

**KARADENİZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ  
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI**

**LİFLİ POLİMER KOMPOZİT MALZEMELER İLE GÜÇLENDİRİLMİŞ  
ÇENTİKLİ (HASARLI) ÇELİK KİRİŞLERİN YORULMA DAVRANIŞLARINDAKİ  
VE DİNAMİK KARAKTERİSTİKLERİNDEKİ DEĞİŞİMLERİN  
ANALİTİK, SAYISAL VE DENEYSEL YÖNTEMLERLE İNCELENMESİ**

**DOKTORA TEZİ**

**İnş. Yük. Müh. Mustafa ERGÜN**

**TEMMUZ 2019  
TRABZON**



**KARADENİZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ**  
**FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**



**Karadeniz Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsünce**

**Unvanı Verilmesi İçin Kabul Edilen Tezdir.**

**Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : / /**

**Tezin Savunma Tarihi : / /**

**Tez Danışmanı :**

**Trabzon**

KARADENİZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ  
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalında

Mustafa ERGÜN Tarafından Hazırlanan

LİFLİ POLİMER KOMPOZİT MALZEMELER İLE GÜÇLENDİRİLMİŞ  
ÇENTİKLİ (HASARLI) ÇELİK KİRİŞLERİN YORULMA DAVRANIŞLARINDAKİ VE  
DİNAMİK KARAKTERİSTİKLERİNDEKİ DEĞİŞİMLERİN ANALİTİK, SAYISAL  
VE DENEYSSEL YÖNTEMLERLE İNCELENMESİ

başlıklı bu çalışma, Enstitü Yönetim Kurulunun 25 /06/2019 gün ve 1808 sayılı  
kararıyla oluşturulan jüri tarafından yapılan sınavda  
DOKTORA TEZİ  
olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri

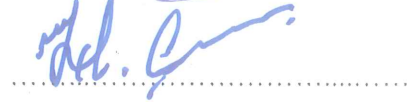
Başkan : Prof. Dr. Ümit UZMAN

Üye : Prof. Dr. Şevket ATEŞ

Üye : Prof. Dr. Ahmet Can ALTUNIŞIK

Üye : Prof. Dr. Murat Emre KARTAL

Üye : Doç. Dr. Hakan ÇINAR



Prof. Dr. Asim KADIOĞLU

Enstitü Müdürü

## ÖNSÖZ

Bu çalışma, Karadeniz Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı'nda Doktora Tezi olarak hazırlanmıştır.

“Lifli Polimer Kompozit Malzemeler ile Güçlendirilmiş Çentikli (Hasarlı) Çelik Kirişlerin Yorulma Davranışlarındaki ve Dinamik Karakteristiklerindeki Değişimlerin Analitik, Sayısal ve Deneysel Yöntemlerle İncelenmesi” isimli tez çalışması süresince bana her konuda destek olan, bilgi ve tecrübelerini benimle paylaşan değerli danışman hocam Sayın Prof. Dr. Şevket ATEŞ'e teşekkürlerimi sunarım.

Tez izleme komitesinde yer alan ve tez süresi boyunca ilgi, alaka ve desteklerini esirgemeyen değerli hocalarım Prof. Dr. Ahmet Can ALTUNIŞIK'a ve Doç. Dr. Hakan ÇINAR'a saygılarımı sunarım.

Tez çalışmamın deneysel kısmında yer alan, hasarlı numunelerin güçlendirilmesi çalışmalarında benden bilgi, tecrübe ve desteğini esirgemeyen Dr. Öğr. Üyesi Murat GÜNAYDIN'a, numunelerin dinamik karakteristiklerinin belirlenmesine yönelik yürütülen çalışmalar süresince yapılan titreşim testlerinde yanımda olan Arş. Gör. Fatih Yesevi OKUR'a ve numunelerin yorulma davranışlarının belirlenmesine yönelik yürütülen çalışmalar süresince yorulma test düzeneğinin gerekli kalibrasyonlarının yapılması, deneye uygun hale getirilmesi ve deney sürecinin tüm aşamalarının doğru bir şekilde gerçekleştirilebilmesi amacıyla verdiği desteklerden ötürü Dr. Öğr. Üyesi Fatih ALEMDAR'a şükranlarımı sunarım.

Tez çalışmam boyunca gerek bilimsel gerekse de arkadaşlık adına benden desteklerini esirgemeyen Dr. Öğr. Üyesi Erdal ÖNER ve Arş. Gör. Dr. Barbaros ATMACA'ya ve adımı saymadığım tüm arkadaşlarıma teşekkürü bir borç bilirim.

Tez çalışmamın sağlıklı bir şekilde yürütülmesi için destek sağlayan Üniversitemizin Bilimsel Araştırma Projeleri Birimine teşekkür ederim.

Bugünlere gelmemi sağlayan, hayatımın her anında olduğu gibi tez çalışmalarım süresince de her zaman yanımda olan başta annem ve babam olmak üzere ailemin tüm fertlerine teşekkürlerimi sunar bu çalışmanın, bu konu hakkında yapılacak yeni çalışmalara ışık tutmasını ve ülkemize faydalı olmasını temenni ederim.

Mustafa ERGÜN  
Trabzon, 2019

## TEZ ETİK BEYANNAMESİ

Doktora Tezi olarak sunduğum “Lifli Polimer Kompozit Malzemeler ile Güçlendirilmiş Çentikli (Hasarlı) Çelik Kirişlerin Yorulma Davranışlarındaki ve Dinamik Karakteristiklerindeki Değişimlerin Analitik, Sayısal ve Deneysel Yöntemlerle İncelenmesi” başlıklı bu çalışmayı baştan sona kadar danışmanım Prof. Dr. Şevket ATEŞ’in sorumluluğunda tamamladığımı, verileri/örnekleri kendim topladığımı, deneyleri/analizleri ilgili laboratuarlarda yaptığımı/yaptırdığımı, başka kaynaklardan aldığım bilgileri metinde ve kaynakçada eksiksiz olarak gösterdiğimi, çalışma sürecinde bilimsel araştırma ve etik kurallara uygun olarak davrandığımı ve aksinin ortaya çıkması durumunda her türlü yasal sonucu kabul ettiğimi beyan ederim. 09/07/2019

Mustafa ERGÜN

## İÇİNDEKİLER

	<u>Sayfa No</u>
ÖNSÖZ .....	III
TEZ ETİK BEYANNAMESİ.....	IV
İÇİNDEKİLER .....	V
ÖZET .....	XI
SUMMARY .....	XII
ŞEKİLLER DİZİNİ .....	XIII
TABLolar DİZİNİ.....	XXII
SEMBOLLER DİZİNİ .....	XXV
1. GENEL BİLGİLER .....	1
1.1. Giriş.....	1
1.2. Yorulma Hasar Mekanizması.....	5
1.2.1. Mikro Çatlakların Çekirdeklenme ve Gelişim Evresi.....	7
1.2.1.1. Yüzey ve/veya Yüzey Altı Kusurlarının Neden Olduğu Çatlak Çekirdeklenme ve Gelişim Evresi.....	7
1.2.1.2. Malzeme İç Yapısında Meydana Gelen Değişimlerin Neden Olduğu Çatlak Çekirdeklenme ve Gelişim Evresi .....	9
1.2.2. Makro Çatlakların Oluşum ve Gelişim Evresi .....	10
1.2.3. Kırılma Evresi .....	14
1.3. Yapısal Davranışların Belirlenmesi .....	19
1.3.1. Yapıların Dinamik Davranışlarının Belirlenmesi .....	20
1.3.1.1. Yapıların Dinamik Karakteristiklerinin Analitik Yöntemlerle Belirlenmesi .....	21
1.3.1.2. Yapıların Dinamik Karakteristiklerinin Sayısal Yöntemlerle Belirlenmesi .....	26
1.3.1.2.1. Sonlu Elemanlar Modelinin (Sayısal Modelin) Oluşturulması.....	27
1.3.1.2.2. Sönümsüz Serbest Titreşim Analizinin (Modal Analiz) Gerçekleştirilmesi .....	30
1.3.1.3. Yapıların Dinamik Karakteristiklerinin Deneysel Yöntemlerle Belirlenmesi .....	33
1.3.1.3.1. Çevresel Titreşim Yöntemi .....	33
1.3.1.3.1.1. Geliştirilmiş Frekans Tanım Alanında Ayırıştırma Yöntemi.....	35

1.3.1.3.1.2.	Stokastik Altalan Belirleme Yöntemi .....	36
1.3.1.3.2.	Zorlanmış Titreşim Yöntemi .....	39
1.3.1.4.	Deneysel Modal Analiz Yöntemi ile Sonlu Elemanlar Modelinin İyileştirilmesi.....	40
1.3.2.	Yapıların Yorulma Davranışlarının Belirlenmesi .....	41
1.3.2.1.	Gerilme-Ömür Yöntemi .....	42
1.3.2.1.1.	Akma Hasar Kriteri .....	47
1.3.2.1.2.	Soderberg Yorulma Hasar Kriteri .....	48
1.3.2.1.3.	Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri.....	49
1.3.2.1.4.	Asme-eliptik Yorulma Hasar Kriteri.....	50
1.3.2.1.5.	Gerber Yorulma Hasar Kriteri .....	51
1.3.2.1.6.	Yük Çizgisi.....	52
1.3.2.2.	Şekil Değiştirme-Ömür Yöntemi .....	55
1.3.2.3.	Lineer-Elastik Kırılma Mekaniği Yöntemi .....	57
1.4.	Konu, Kapsam ve Literatür Özeti .....	59
1.4.1.	Yorulmanın Tarihsel Gelişimi.....	59
1.4.1.1.	Wöhler Öncesi Dönem .....	59
1.4.1.2.	Wöhler Dönemi .....	61
1.4.1.3.	Wöhler Sonrası Dönem .....	63
1.4.1.3.1.	Kırılma Mekaniği Yönteminin Doğuşu .....	65
1.4.1.3.2.	Yorulma Hasarlarının II. Dünya Savaşı Sırasında Görülen Etkileri .....	67
1.4.1.3.3.	Birikimli Hasar Teorisi Kavramının Ortaya Çıkışı.....	68
1.4.1.3.4.	Uçak Kazalarında Yorulma Hasar Belirtilerinin Görülmesi.....	71
1.4.1.3.5.	Düşük Çevrimli Yorulma Konseptinin Doğuşu .....	74
1.4.2.	Çelik Köprülerde Yorulma.....	80
1.4.2.1.	Çelik Köprüleri Yapısal Yetersizliğe Sürükleyen Temel Etken: Yorulma.....	84
1.4.2.2.	Yorulma Nedeniyle Yıkılmış veya Büyük Hasara Uğramış Köprüler....	89
1.4.2.2.1.	Dee Köprüsü.....	89
1.4.2.2.2.	Ashtabula Köprüsü.....	92
1.4.2.2.3.	Hasselt Köprüsü .....	94
1.4.2.2.4.	Point Pleasant Köprüsü .....	96
1.4.2.2.5.	Mianus Köprüsü .....	98
1.4.2.2.6.	Çavuş Aubrey Cosens Anıt Köprüsü .....	99

1.4.2.2.7.	I-35W Köprüsü.....	102
1.4.3.	Çelik Köprülerde Oluşan Yorulma Çatlaklarının Onarılması ve/veya Güçlendirilmesi .....	104
1.4.3.1.	Yorulma Çatlaklarının Tespiti İçin Tahribatsız Muayene Yöntemleri .	106
1.4.3.2.	Onarım ve/veya Güçlendirme Uygulamalarından Önce Yapılan Ön Çalışmalar.....	107
1.4.3.2.1.	Risk Analizleri .....	107
1.4.3.2.1.1.	Mevcut Çatlakların Durumu .....	107
1.4.3.2.1.2.	Değişken-Tekrarlı Gerilme Aralığı Seviyesi .....	108
1.4.3.2.1.3.	Dikkate Alınan Elemanın Maruz Kaldığı Gerilme Cinsi.....	108
1.4.3.2.1.4.	Malzemenin Karakteristik Özellikleri.....	109
1.4.3.2.1.5.	Olası Bir Hasarın ve Göçmenin Neden Olabileceği Sorunlar.....	109
1.4.3.2.2.	Performans Testleri .....	110
1.4.3.3.	Çelik Köprülerin Onarılması ve/veya Güçlendirilmesi İçin Kullanılan Yöntemler.....	112
1.4.3.3.1.	Delik Açma Yöntemi ile Yapılan Onarım İşlemi .....	113
1.4.3.3.2.	Çelik Levha Ekleme ile Yapılan Güçlendirme İşlemi .....	114
1.4.3.3.3.	Kompozit Malzemelerin Yapıştırılması ile Yapılan Güçlendirme İşlemi.....	115
1.4.4.	Literatür Çalışmaları Sonucunda Tespit Edilen Problemin Tanımı ve Sunulan Çözüm Önerisi .....	118
1.5.	Çalışmanın Amacı ve Kapsamı .....	120
1.6.	Konu ile İlgili Daha Önce Yapılmış Benzer Çalışmalar .....	124
1.7.	Çalışmanın Özgün Değeri .....	134
2.	YAPILAN ÇALIŞMALAR .....	136
2.1.	Giriş.....	136
2.2.	Ön Hazırlık Çalışmaları .....	136
2.2.1.	Numunelerin Geometrik ve Malzeme Özelliklerinin Belirlenmesi .....	136
2.2.2.	Yükleme Şeklinin Belirlenmesi .....	138
2.2.3.	Değişken-Tekrarlı Yükün Sınır Değerlerinin ve Genel Yapısının Belirlenmesi .....	143
2.2.3.1.	Değişken-Tekrarlı Yükün En Büyük Değerinin Belirlenmesi .....	143
2.2.3.1.1.	Gerilme Denetimi .....	144
2.2.3.1.2.	Sehim Denetimi.....	146
2.2.3.1.3.	Stabilite Denetimi (Yanal Burkulma Denetimi) .....	146



2.2.3.2.	Değişken-Tekrarlı Yükün En Küçük Değerinin Belirlenmesi .....	148
2.2.4.	Uygun Çentik Geometrisinin Belirlenmesi .....	150
2.2.4.1.	Çentiksiz (Hasarsız) Kiriş: Kontrol Numunesi .....	151
2.2.4.1.1.	Kontrol Numunesinin Dinamik Davranışı .....	152
2.2.4.1.2.	Kontrol Numunesinin Yorulma Davranışı .....	153
2.2.4.1.2.1.	Yorulma Davranışının Sayısal Yöntemlerle Belirlenmesi .....	153
2.2.4.1.2.1.1.	Yorulma Analiz Girdileri .....	157
2.2.4.1.2.1.2.	Yorulma Analiz Çıktıları.....	159
2.2.4.1.2.1.2.1.	Yorulma Ömrü .....	159
2.2.4.1.2.1.2.2.	Yorulma Hasar Oranı .....	160
2.2.4.1.2.1.2.3.	Yorulma Güvenlik Katsayısı.....	160
2.2.4.1.2.2.	Yorulma Davranışının Analitik Yöntemlerle Belirlenmesi .....	161
2.2.4.2.	Çentikli Kiriş: Tip A Numunesi.....	174
2.2.4.2.1.	Tip A Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı .....	176
2.2.4.3.	Çentikli Kiriş: Tip B Numunesi .....	178
2.2.4.3.1.	Tip B Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı .....	179
2.2.4.4.	Çentikli Kiriş: Tip C Numunesi .....	181
2.2.4.4.1.	Tip C Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı .....	182
2.2.4.5.	Çentikli Kiriş: Tip D Numunesi.....	184
2.2.4.5.1.	Tip D Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı .....	184
2.2.4.6.	Çentikli Kiriş: Tip E Numunesi .....	187
2.2.4.6.1.	Tip E Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı.....	188
2.2.4.7.	Çentikli Kiriş: Tip F Numunesi.....	190
2.2.4.7.1.	Tip F Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı.....	190
2.2.4.8.	Çentikli Kiriş: Tip G Numunesi .....	193
2.2.4.8.1.	Tip G Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı .....	193
2.2.5.	Deney Numunelerinin Hazırlanması.....	198
2.3.	Temel Çalışmalar: Deneysel ve Sayısal Çalışmalar.....	201
2.3.1.	Çentiksiz (Hasarsız) Kiriş: Kontrol Numunesi .....	202
2.3.1.1.	Kontrol Numunesinin Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi .....	202
2.3.1.2.	Kontrol Numunesinin Yorulma Davranışının Belirlenmesi .....	207
2.3.2.	Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Güçlendirilmemiş Numune .....	208
2.3.2.1.	DD_N2'nin Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi.....	208

2.3.2.2.	YD_N1'in Yorulma Davranışının Belirlenmesi .....	210
2.3.3.	Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Tek Kat KFTP (Kumaş) ile Güçlendirilmiş Numune .....	217
2.3.3.1.	Güçlendirme İşleminin Gerçekleştirilmesi .....	217
2.3.3.2.	DD_N3'ün Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi .....	222
2.3.3.3.	YD_N2'nin Yorulma Davranışının Belirlenmesi .....	225
2.3.4.	Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Çift Kat KFTP (Kumaş) ile Güçlendirilmiş Numune .....	228
2.3.4.1.	DD_N4'ün Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi .....	228
2.3.4.2.	YD_N3'ün Yorulma Davranışının Belirlenmesi .....	231
2.3.5.	Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Tek Kat KFTP (Plaka) ile Güçlendirilmiş Numune .....	233
2.3.5.1.	Güçlendirme İşleminin Gerçekleştirilmesi .....	234
2.3.5.2.	DD_N5'in Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi .....	237
2.3.5.3.	YD_N4'ün Yorulma Davranışının Belirlenmesi .....	240
2.3.6.	Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Epoksi Esaslı Dolgu Malzemesi ile Onarılmış, Tek Kat KFTP (Kumaş) ile Güçlendirilmiş Numune .....	243
2.3.6.1.	Güçlendirme İşleminin Gerçekleştirilmesi .....	244
2.3.6.2.	DD_N6'nın Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi .....	246
2.3.6.3.	YD_N5'in Yorulma Davranışının Belirlenmesi .....	249
2.3.7.	Deneysel ve Sayısal Çalışma Sonuçlarının Karşılaştırılması.....	252
2.3.7.1.	Dinamik Davranış Açısından Sonuçlarının Karşılaştırılması .....	252
2.3.7.2.	Yorulma Davranışı Açısından Sonuçlarının Karşılaştırılması .....	254
3.	BULGULAR VE İRDELEMELER .....	256
3.1.	Malzeme Kalitesinin Yorulma Davranışı Üzerindeki Etkisi.....	256
3.2.	Yüklemeye Şeklinin Yorulma Davranışı Üzerindeki Etkisi.....	257
3.3.	Yük Etki Noktaları Arasındaki Mesafenin Yorulma Davranışı Üzerindeki Etkisi.....	259
3.4.	Değişken-Tekrarlı Yük Oranının Yorulma Davranışı Üzerindeki Etkisi .....	261
3.5.	Dinamik Karakteristikler Açısından Uygun Çentik Derinliğinin Belirlenmesi .....	263
3.6.	KFTP Kumaş Katman Sayısının Yorulma Davranışı ve Dinamik Karakteristikler Üzerindeki Etkisi.....	265
3.7.	KFTP Kumaş Uygulama Mesafesinin Yorulma Davranışı ve Dinamik Karakteristikler Üzerindeki Etkisi.....	267

4.	SONUÇLAR VE ÖNERİLER .....	268
4.1.	Dinamik Karakteristiklerin Belirlenmesine Yönelik Yapılan Çalışmalar Neticesinde Ulaşılan Sonuçlar .....	269
4.2.	Yorulma Davranışının Belirlenmesine Yönelik Yapılan Çalışmalar Neticesinde Ulaşılan Sonuçlar .....	271
4.3.	Tez Süresince Ele Alınan Konular Üzerinden Elde Edilen Sonuçlar ...	273
5.	KAYNAKLAR .....	276
	ÖZGEÇMİŞ	



Doktora Tezi

ÖZET

LİFLİ POLİMER KOMPOZİT MALZEMELER İLE GÜÇLENDİRİLMİŞ  
ÇENTİKLİ (HASARLI) ÇELİK KİRİŞLERİN YORULMA DAVRANIŞLARINDAKİ  
VE DİNAMİK KARAKTERİSTİKLERİNDEKİ DEĞİŞİMLERİN  
ANALİTİK, SAYISAL VE DENEYSSEL YÖNTEMLERLE İNCELENMESİ

Mustafa ERGÜN

Karadeniz Teknik Üniversitesi  
Fen Bilimleri Enstitüsü  
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı  
Danışman: Prof. Dr. Şevket ATEŞ  
2019, 288 Sayfa

Yapı elemanlarında oluşan yorulma hasarlarına karşı Karbon Fiber Takviyeli Polimer Malzeme (KFTP) ile uygulanan güçlendirme işleminin çok iyi sonuçlar verdiği yapılan çalışmalarla kanıtlanmıştır. KFTP malzemenin yorulma hasarlı yapı elemanlarına vermiş olduğu tüm bu olumlu katkılarının yanında mekanik özelliklerine, uygulama biçimine, uygulama alanına, uygulandığı yüzeye ve dış etkenlere bağlı olarak bir takım dezavantajları da mevcuttur. Bu dezavantajları ortadan kaldırmak ve yeni bir güçlendirme seçeneği sunmak amacıyla bu çalışmada; epoksi esaslı enjeksiyon malzemesi ve karbon lifli polimer kompozit malzemedan oluşan yeni bir güçlendirme uygulaması ileri sürülmüştür. Ancak yorulma hasarlarının güçlendirilmesinde ilk defa kullanılacak olan bu yöntemin, hasarlı kirişin yorulma davranışını ve dinamik karakteristiklerini ne oranda iyileştirebileceği konusunda yapılmış bir çalışma mevcut değildir. Bu nedenle, bu uygulamanın dikkate alınan yapısal davranışlar üzerindeki etkinliğinin belirlenmesi konusunda bir çalışmaya ihtiyaç duyulmuş ve bu kapsamda analitik, sayısal ve deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Çentikli kirişin hasarlı yüzeyine uygulanan tek kat KFTP (kumaş) ve çentik içerisine uygulanan epoksi esaslı dolgu malzemesi birleşiminden oluşan güçlendirme işlemi, kirişin doğal frekansını deneysel çalışmalar sonucunda yaklaşık olarak %22,604, sayısal çalışmalar neticesinde ise %22,064 değerlerinde artırmıştır. Aynı güçlendirme işlemi, kirişin yorulma ömrünü deneysel çalışmalar sonucunda yaklaşık olarak %37,930, sayısal çalışmalar neticesinde ise %34,391 değerlerinde artırmıştır. Yapılan çalışmalar neticesinde elde edilen sonuçlar değerlendirildiğinde, bu tez çalışması ile sunulan tek kat KFTP (kumaş) ve epoksi esaslı dolgu malzemesi birleşiminden oluşan güçlendirme uygulamasının, çentikli (hasarlı) kirişlerin yorulma davranışını ve dinamik karakteristiklerini önemli oranda iyileştirdiği sonucuna varılmıştır.

**Anahtar Kelimeler:** Çentikli kiriş, Yorulma davranışı, Dinamik davranış, Güçlendirme, KFTP kumaş, Epoksi esaslı dolgu malzemesi

PhD. Thesis

SUMMARY

ANALYTICAL, NUMERICAL AND EXPERIMENTAL ANALYSIS OF THE CHANGES IN  
FATIGUE BEHAVIORS AND DYNAMIC CHARACTERISTICS OF NOTCHED STEEL  
BEAMS STRENGTHENED WITH FIBER POLYMER COMPOSITE MATERIALS

Mustafa ERGUN

Karadeniz Technical University  
The Graduate School of Natural and Applied Sciences  
Civil Engineering Graduate Program  
Supervisor: Prof. Dr. Şevket ATEŞ  
2019, 288 Pages

It has been proved by the studies that the reinforcement process applied with Carbon Fiber Reinforced Polymer Material (KFTP) against fatigue damages in structural elements gives very good results. Besides all these positive contributions of KFTP material to fatigue damaged structural elements, there are some disadvantages depending on mechanical properties, application form, application area, surface and external factors. In order to eliminate these disadvantages and offer a new strengthening option in this study; A new reinforcing application comprising epoxy based injection material and carbon fiber polymer composite material has been proposed. However, there is no study on the extent to which this method used for the first time in strengthening fatigue damages can improve the fatigue behavior and dynamic characteristics of the damaged beam. Therefore, a study was needed to determine the effectiveness of this application on the structural behaviors considered and analytical, numerical and experimental studies were performed in this context. The strengthening process consisting of the combination of single layer KFTP (fabric) applied on the damaged surface of the notched beam and epoxy based filling material applied in the notch increased the natural frequency of the beam approximately 22,604% as a result of experimental studies and 22,064% as a result of numerical studies. The same strengthening process increased the fatigue life of the beam by approximately 37,930% as a result of experimental studies and 34,391% as a result of numerical studies. When the results obtained from the studies were evaluated, it was concluded that the reinforcement application consisting of a single layer KFTP (fabric) and epoxy based filler material presented with this thesis significantly improved the fatigue behavior and dynamic characteristics of the notched beams.

**Key Words:** Notched beam, Fatigue behavior, Dynamic behavior, Reinforcement, KFTP fabric, Epoxy based filling material

## ŞEKİLLER DİZİNİ

### Sayfa No

Şekil 1.1.	Metalik makine ve yapı elemanlarında görülen arıza ve hasar modlarının yüzdesel dağılımı .....	2
Şekil 1.2.	Mevcut yüklemekten dolayı milin B kesitinin en dış lifinde oluşan yorulma gerilmesi .....	4
Şekil 1.3.	Toplam yorulma ömrünü ifade eden akış şeması .....	6
Şekil 1.4.	Tekrarlı kayma hareketinin neden olduğu çatlak çekirdeklenme evresi.....	10
Şekil 1.5.	Makro çatlakların oluşum ve gelişim evresi .....	11
Şekil 1.6.	Yorulma çatlağı en kesiti (çatlak yönünde meydana gelen sapma).....	12
Şekil 1.7.	Malzeme içerisinde yorulma çatlağı ilerlemesinin şematik gösterimi.....	13
Şekil 1.8.	Şematik yorulma kırılma yüzeyi .....	14
Şekil 1.9.	Bir civatanın yorulma kırılma yüzeyi .....	15
Şekil 1.10.	Bir AISI 4320 kardan milinin yorulma kırılma yüzeyi.....	15
Şekil 1.11.	Bir AISI 8640 milinin yorulma kırılma yüzeyi.....	16
Şekil 1.12.	AISI 8640 çeliğinden dövülerek üretilmiş bir bağlantı çubuğunun yorulma kırılma yüzeyi .....	16
Şekil 1.13.	200 mm çapındaki bir piston kolunun yorulma kırılma yüzeyi.....	17
Şekil 1.14.	(a) keskin çevresel çentikli çelik bir milin servis halindeki tek yönlü eğilme yorulma kırılması, (b) döner eğilmeli yüke maruz kalmış çelik bir milin yorulma kırılması ....	17
Şekil 1.15.	Farklı yükleme durumları ve gerilme seviyeleri altında pürüzsüz ve çentikli kesitlerin tipik yorulma kırılma yüzeylerinin şematik gösterimi .....	18
Şekil 1.16.	N tane çatlaklı kirişin geometrisi ve koordinat eksenleri.....	22
Şekil 1.17.	Ayrık kiriş parçaları, eşdeğer kütleli dönel yay modeli ve çatlak sebebiyle kesit dönmesindeki süreksizlik.....	22
Şekil 1.18.	Bir, iki ve üç boyutlu sonlu eleman örnekleri.....	27
Şekil 1.19.	Sonlu elemanlar yönteminin kullanıldığı farklı alanlardaki uygulama örnekleri .....	29
Şekil 1.20.	Çevresel Titreşim Yöntemi ile yapıların dinamik karakteristiklerinin belirlenmesi .....	34
Şekil 1.21.	Zorlanmış Titreşim Yöntemine ait şematik gösterim ve frekans davranış fonksiyonunun belirlenmesi.....	39

Şekil 1.22.	Dinamik karakteristiklerin sayısal ve deneysel yöntemlerle belirlenmesi ve karşılaştırılması .....	41
Şekil 1.23.	Tipik bir S-N diyagramı .....	43
Şekil 1.24.	Çelik ve alüminyum malzemelerine ait tipik S-N diyagramları .....	44
Şekil 1.25.	Yorulmaya neden olan gerilme halleri (a) tam değişken gerilme-çek/bas, (b) tekrarlı gerilme-çek/bırak, (c) değişken gerilme, en genel durum-salt çekme) .....	45
Şekil 1.26.	Ortalama gerilmenin S-N eğrisi üzerindeki etkisi .....	46
Şekil 1.27.	Yorulma hasar kriterleri .....	46
Şekil 1.28.	Akma hasar kriteri.....	47
Şekil 1.29.	Soderberg yorulma hasar kriteri.....	48
Şekil 1.30.	Modifiyeli Goodman yorulma hasar kriteri .....	49
Şekil 1.31.	Asme-eliptik yorulma hasar kriteri .....	50
Şekil 1.32.	Gerber yorulma hasar kriteri .....	51
Şekil 1.33.	Yumuşak çeliğin ilk beş tersinme hareketini gösteren gerilme-şekil değiştirme histerezis eğrileri.....	55
Şekil 1.34.	Sıcak haddeli çeliğin yorulma ömrü ile şekil değiştirme genliği arasındaki ilişki.....	56
Şekil 1.35.	19.yy'a ait bir buharlı lokomotif.....	60
Şekil 1.36.	Joseph Glynn'in bir buharlı lokomotifin hasarlı aksını gösteren 1843 tarihli çizimi .....	61
Şekil 1.37.	Artan yorulma çevrim sayısı ile yumuşak çelikte bölgesel kayma bantlarının aşamalı aktivasyonu.....	64
Şekil 1.38.	Charles E. Inglis'in dikkate aldığı çözüm modeli.....	65
Şekil 1.39.	Gövdesinden kırılarak hasara uğramış bir özgürlük gemisi .....	68
Şekil 1.40.	Tekrarlı ve değişken genlikli gerilme durumu.....	70
Şekil 1.41.	De Havilland DH.106 Tipi Comet uçağına ait enkaz görüntüleri .....	72
Şekil 1.42.	(a) Basınç testleri için havuza yerleştirilmiş bir comet uçağı, (b) pencere köşesinde oluşan çatlak sonucunda gövdede meydana gelen hasar .....	73
Şekil 1.43.	Genel çatlak kapanma mekanizmaları: (a) faz dönüşümüne bağlı çatlak kapanması, (b) oksidasyona bağlı çatlak kapanması, (c) akışkan kaynaklı çatlak kapanması, (d) pürüzlülük veya geometriye bağlı çatlak kapanması (e) plastisiteye bağlı çatlak kapanması .....	78
Şekil 1.44.	ABD köprü envanterinin malzeme bakımından dağılımı .....	85

Şekil 1.45.	ABD köprü envanterinin köprü yaşı bakımından dağılımı.....	86
Şekil 1.46.	Çelik köprülerde görülen yorulma hasar vakaları ve yerleri .....	89
Şekil 1.47.	(a) Dee Köprüsü'nün boy kesitine ve (b) tabliye kesitine ait görünüşler ....	90
Şekil 1.48.	Dee Köprüsü'nde meydana gelen hasarı ifade eden görseller .....	90
Şekil 1.49.	(a) Ashtabula Köprüsü'nün boy kesitine ve (b) tabliye kesitine ait görünüşler .....	92
Şekil 1.50.	Ashtabula Köprüsü'ne ait göçme öncesi ve sonrasını ifade eden görseller .....	93
Şekil 1.51.	Vierendeel tipinde inşa edilmiş Hasselt Köprüsü'nün boy kesitine ait görünüş .....	95
Şekil 1.52.	Hasselt Köprüsü'nde meydana gelen hasarı ifade eden görsel.....	95
Şekil 1.53.	Point Pleasant Köprüsü'nün boy kesitine ait görünüş .....	97
Şekil 1.54.	Point Pleasant Köprüsü'ne ait göçme öncesi ve sonrasını ifade eden görseller .....	97
Şekil 1.55.	Mianus Köprüsü enkazına ait görseller.....	99
Şekil 1.56.	Çavuş Aubrey Cosens Anıt Köprüsü'nün boy kesitine ait görünüş .....	100
Şekil 1.57.	Köprüde meydana gelen hasarı ifade eden görsel.....	101
Şekil 1.58.	Çavuş Aubrey Cosens Anıt Köprüsü'nde meydana gelen hasara ait görseller .....	101
Şekil 1.59.	Eksenel yükten kaynaklı mevcut gerilmelere, eğilme momenti sonucunda oluşan gerilmelerin eklenmesi ile çekirdeklenen yorulma çatlakları .....	102
Şekil 1.60.	I-35W Köprüsü'nde meydana gelen hasara ait görseller.....	103
Şekil 1.61.	Bir onarım ve/veya güçlendirme projesinin uygulanmasından önceki performans testi.....	110
Şekil 1.62.	(a) Bir köprüye yerleştirilmiş kaynaklı çelik test numuneleri, (b) köprü kaynaklarında tahribatsız muayene testlerine başlamadan önce bir teknisyenin performans testi.....	111
Şekil 1.63.	Çatlak ucunun kaçıırılması sonucunda kiriş gövdesinde zamanla açılan ardışık çatlak durdurma delikleri .....	114
Şekil 1.64.	Kompozit bir köprünün çelik kirişlerinin KFTP malzemesi ile güçlendirilmesi.....	117
Şekil 1.65.	Çelik profil ve KFTP malzeme birleşiminde meydana gelebilecek olası hasar modları .....	118
Şekil 1.66.	MasterInject 1302 ile betonarme yapılarıdaki çatlak onarım örnekleri .....	120
Şekil 2.1.	IPN140 profiline ait kesit özellikleri.....	137
Şekil 2.2.	Üç ve dört noktalı eğilme yüklemelerinin şematik gösterimi.....	139



Şekil 2.3.	Üç ve dört noktalı eğilme yüklemeleri etkisi altında oluşan kesit tesirleri.....	140
Şekil 2.4.	Tez çalışması kapsamında kullanılan iki farklı yükleme şekli .....	142
Şekil 2.5.	Farklı R oranlarına sahip periyodik yükler ve kırışte oluşturdukları farklı davranış modelleri.....	149
Şekil 2.6.	Bu çalışmada dikkate alınan yorulma yükünün sınır değerleri ve genel yapısı .....	149
Şekil 2.7.	Çentiksiz (hasarsız) kırış: Kontrol numunesi.....	151
Şekil 2.8.	Kontrol numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	153
Şekil 2.9.	ANSYS Workbench ile statik analiz yapımında izlenen adımlar .....	154
Şekil 2.10.	SOLID186 sonlu elemanına ait karakteristik özellikler.....	155
Şekil 2.11.	Mesh yakınsama analizi.....	155
Şekil 2.12.	Kontrol numunesinin statik analiz sonuçları (a) yer değiştirmeler, (b) çekme gerilmesi dağılımı, (c) güvenlik katsayıları .....	156
Şekil 2.13.	ANSYS Workbench yorulma analiz ayarları sekmesi.....	157
Şekil 2.14.	Genel değişken-tekrarlı yükleme durumu (R=0,1) .....	158
Şekil 2.15.	Yorulma ömür sonuçları .....	159
Şekil 2.16.	Yorulma hasar sonuçları .....	160
Şekil 2.17.	Yorulma güvenlik katsayısı sonuçları.....	161
Şekil 2.18.	R. R. Moore döner kırış yorulma test cihazı .....	161
Şekil 2.19.	R. R. Moore yorulma test numunesi .....	162
Şekil 2.20.	İşletme sıcaklığının çeliğin statik özellikleri üzerindeki etkisi.....	166
Şekil 2.21.	Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş.....	174
Şekil 2.22.	Yorulma yükünün sınır değerleri ve genel yapısı .....	176
Şekil 2.23.	Tip A numunesine ait sayısal model .....	176
Şekil 2.24.	Tip A numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	177
Şekil 2.25.	Tip A numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı .....	177
Şekil 2.26.	Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş.....	178
Şekil 2.27.	Tip B numunesine ait sayısal model .....	179
Şekil 2.28.	Tip B numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	179

Şekil 2.29.	Tip B numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı .....	180
Şekil 2.30.	Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş.....	181
Şekil 2.31.	Tip C numunesine ait sayısal model .....	182
Şekil 2.32.	Tip C numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	182
Şekil 2.33.	Tip C numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı .....	183
Şekil 2.34.	Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş.....	184
Şekil 2.35.	Tip D numunesine ait sayısal model.....	185
Şekil 2.36.	Tip D numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	185
Şekil 2.37.	Tip D numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı .....	186
Şekil 2.38.	Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş.....	187
Şekil 2.39.	Tip E numunesine ait sayısal model .....	188
Şekil 2.40.	Tip E numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	188
Şekil 2.41.	Tip E numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı .....	189
Şekil 2.42.	Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş.....	190
Şekil 2.43.	Tip F numunesine ait sayısal model.....	191
Şekil 2.44.	Tip F numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	191
Şekil 2.45.	Tip F numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı .....	191
Şekil 2.46.	Tip G numunesine ait çentik detayları .....	193
Şekil 2.47.	Tip G numunesine ait sayısal model.....	193
Şekil 2.48.	Tip G numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	194
Şekil 2.49.	Tip G numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı .....	194
Şekil 2.50.	Tez kapsamında dikkate alınan çentik detayı:	

	(a) dinamik davranışların belirlenmesinde kullanılan detay, (b) yorulma davranışlarının belirlenmesinde kullanılan detay .....	197
Şekil 2.51.	Profillerin kesilmesi ile deney numunelerinin hazırlanma aşaması.....	198
Şekil 2.52.	Kirişler üzerinde çentiklerin oluşturulma aşaması.....	199
Şekil 2.53.	Dairesel mesnetlerin numuneler üzerine köşe kaynak işlemi ile birleştirilme aşaması .....	199
Şekil 2.54.	Yüzey pürüzlülüğün yüzey zımparalama işlemi ile giderilme aşaması.....	200
Şekil 2.55.	Basit mesnetlenme sınır şartlarını sağlayan alt tabanlıkların yapım aşaması.....	200
Şekil 2.56.	Çalışma kapsamında dikkate alınan farklı tip deney numuneleri, (a) dinamik davranışların belirlenmesi için kullanılan numuneler (b) yorulma davranışların belirlenmesi için kullanılan numuneler.....	201
Şekil 2.57.	Çentiksiz (hasarsız) giriş: kontrol numunesi.....	202
Şekil 2.58.	Ahşap tabanlığa yerleştirilmiş numune üzerinden ölçüm alımı.....	203
Şekil 2.59.	Rijit zemine monte edilmiş ahşap tabanlık üzerinde yer alan numune üzerinden ölçüm alımı.....	203
Şekil 2.60.	Rijit zemine monte edilmiş çelik mesnet plakalar üzerinde yer alan numune üzerinden ölçüm alımı.....	204
Şekil 2.61.	Kontrol numunesi için yapılan çevrimsel titreşim testi .....	205
Şekil 2.62.	İvmeölçerlerin yerleşimini gösteren kesit görünüşü .....	206
Şekil 2.63.	DD_N1 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri .....	206
Şekil 2.64.	DD_N1 için elde edilen birinci düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	206
Şekil 2.65.	DD_N2'ye ait görseller.....	208
Şekil 2.66.	DD_N2 için yapılan çevrimsel titreşim testi.....	208
Şekil 2.67.	İvmeölçerlerin yerleşimini gösteren kesit görünüşü .....	209
Şekil 2.68.	DD_N2 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri .....	209
Şekil 2.69.	DD_N2 için elde edilen birinci düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	209
Şekil 2.70.	YD_N1'e ait görseller.....	210
Şekil 2.71.	Instron 8803 yüksek kapasiteli yorulma test sistemi .....	211
Şekil 2.72.	Yorulma test sistemine ait kontrol üniteleri ve yük hücreleri.....	213
Şekil 2.73.	Numunelerin mesnetleneceği alt tabanlığın hazırlanması ve yerine yerleştirilmesi .....	214
Şekil 2.74.	YD_N1 için yapılan yorulma testi .....	215

Şekil 2.75.	Test sonucunda YD_N1’de oluşan yorulma çatlak durumu .....	215
Şekil 2.76.	YD_N1’e ait yorulma davranış parametreleri; (a) yorulma ömrü, (b) hasar oranı, (c) güvenlik katsayısı.....	216
Şekil 2.77.	Lifli polimer kompozit malzemenin genel yapısı .....	217
Şekil 2.78.	MasterBrace P 3500’in hazırlanma ve uygulama aşamaları.....	220
Şekil 2.79.	Tek kat KFTP kumaş ile yapılan güçlendirme uygulaması .....	221
Şekil 2.80.	DD_N3’e ait görseller.....	222
Şekil 2.81.	DD_N3 için yapılan çevrimsel titreşim testi.....	223
Şekil 2.82.	DD_N3 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri .....	223
Şekil 2.83.	SHELL41 sonlu elemanına ait karakteristik özellikler .....	224
Şekil 2.84.	DD_N3 için elde edilen birinci düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	224
Şekil 2.85.	YD_N2’ye ait görseller.....	225
Şekil 2.86.	YD_N2 için yapılan yorulma testi .....	226
Şekil 2.87.	Test sonucunda YD_N2’de oluşan yorulma çatlak durumu .....	226
Şekil 2.88.	YD_N2’ye ait yorulma davranış parametreleri; (a) yorulma ömrü, (b) hasar oranı, (c) güvenlik katsayısı.....	227
Şekil 2.89.	DD_N4’e ait görseller.....	228
Şekil 2.90.	DD_N4 için yapılan çevrimsel titreşim testi.....	229
Şekil 2.91.	DD_N4 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri .....	229
Şekil 2.92.	DD_N4 için elde edilen birinci düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	230
Şekil 2.93.	YD_N3’e ait görseller.....	231
Şekil 2.94.	YD_N3 için yapılan yorulma testi .....	231
Şekil 2.95.	Test sonucunda YD_N3’de oluşan yorulma çatlak durumu .....	232
Şekil 2.96.	YD_N3’e ait yorulma davranış parametreleri; (a) yorulma ömrü, (b) hasar oranı, (c) güvenlik katsayısı.....	232
Şekil 2.97.	KFTP plaka ile yapılan güçlendirme uygulaması .....	237
Şekil 2.98.	DD_N5’e ait görseller.....	237
Şekil 2.99.	DD_N5 için yapılan çevrimsel titreşim testi.....	238
Şekil 2.100	DD_N5 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri .....	238
Şekil 2.101.	SHELL41 sonlu elemanına ait karakteristik özellikler .....	239
Şekil 2.102.	DD_N5 için elde edilen birinci düşey mod şekli	

	ve sayısal dinamik karakteristikler.....	239
Şekil 2.103.	YD_N4'e ait görseller.....	240
Şekil 2.104.	YD_N4 için yapılan yorulma testi.....	241
Şekil 2.105.	Test sonucunda YD_N4'de oluşan yorulma çatlak durumu.....	242
Şekil 2.106.	YD_N4'e ait yorulma davranış parametreleri; (a) yorulma ömrü, (b) hasar oranı, (c) güvenlik katsayısı.....	242
Şekil 2.107.	Epoksi esaslı dolgu malzemesi ile onarım ve KFTP kumaş ile güçlendirme uygulaması.....	245
Şekil 2.108.	DD_N6'ya ait görseller.....	246
Şekil 2.109.	DD_N6 için yapılan çevrimsel titreşim testi.....	246
Şekil 2.110.	DD_N6 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri.....	247
Şekil 2.111.	DD_N6 için elde edilen birinci düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler.....	248
Şekil 2.112.	YD_N5'e ait görseller.....	249
Şekil 2.113.	YD_N5 için yapılan yorulma testi.....	249
Şekil 2.114.	Test sonucunda YD_N5'de oluşan yorulma hasar durumu.....	250
Şekil 2.115.	YD_N5'e ait yorulma davranış parametreleri; (a) yorulma ömrü, (b) hasar oranı, (c) güvenlik katsayısı.....	251
Şekil 2.116.	DeneySEL ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması, (a) doğal açısAL frekans, (b) doğal frekans, (c) doğal periyot.....	254
Şekil 3.1.	Farklı kaliteleredeki çeliklerden üretilmiş çentikli kirişlerin yorulma davranış parametreleri.....	256
Şekil 3.2.	Üç ve dört noktalı eğilme yüklemelerinin şematik gösterimi.....	257
Şekil 3.3.	Üç ve dört noktalı yüklemeler etkisi altında çentikli kirişin yorulma davranış parametreleri.....	258
Şekil 3.4.	Dört noktalı yükleme durumu.....	259
Şekil 3.5.	Yorulma ömrünün yük etki noktaları arası mesafeye bağılı olarak değişimi.....	260
Şekil 3.6.	Yorulma hasar oranının yük etki noktaları arası mesafeye bağılı olarak değişimi.....	260
Şekil 3.7.	Yorulma güvenlik katsayısının yük etki noktaları arası mesafeye bağılı olarak değişimi.....	261
Şekil 3.8.	Farklı R oranlarına sahip periyodik yükler ve kırışte oluşturdukları farklı davranış modelleri.....	262
Şekil 3.9.	Yorulma ömrünün yük oranına bağılı olarak değişimi.....	262
Şekil 3.10.	AçısAL frekansın çentik derinliğine bağılı olarak değişimi.....	264

Şekil 3.11.	Doğal frekansın çentik derinliğine bağlı olarak değişimi .....	264
Şekil 3.12.	Doğal periyodun çentik derinliğine bağlı olarak değişimi.....	264
Şekil 3.13.	Açısal frekansın KFTP kumaş katman sayısına bağlı olarak değişimi.....	266
Şekil 3.14.	Yorulma ömrünün KFTP kumaş katman sayısına bağlı olarak değişimi ..	266



## TABLULAR DİZİNİ

### Sayfa No

Tablo 1.1.	Metalik makine ve yapı elemanlarında meydana gelen yaygın arıza ve hasar modları.....	1
Tablo 1.2.	Bazı metallerin kristal yapıları.....	44
Tablo 1.3.	S-N eğrisi formülasyon tablosu .....	45
Tablo 1.4.	Soderberg ve Akma hasar kriterlerine ait keşişim denklemleri ve koordinatları.....	53
Tablo 1.5.	Modifiyeli Goodman ve Akma hasar kriterlerine ait keşişim denklemleri ve koordinatları.....	53
Tablo 1.6.	Gerber ve Akma hasar kriterlerine ait keşişim denklemleri ve koordinatları.....	54
Tablo 1.7.	ASME-Eliptik ve Akma hasar kriterlerine ait keşişim denklemleri ve koordinatları.....	54
Tablo 1.8.	Değişik formlardaki çeliklere ait C ve m değerleri.....	58
Tablo 1.9.	ABD köprü envanterinin malzeme bakımından sınıflandırılması .....	85
Tablo 1.10.	ABD köprü envanterinin köprü yaşı bakımından sınıflandırılması.....	86
Tablo 1.11.	Devlet ve il yolları üzerindeki köprülerin yıllara ve cinslerine göre sayı ve uzunlukları .....	87
Tablo 1.12.	Çelik yapılarda görülen hasarların temel sebepleri.....	88
Tablo 2.1.	S235JR çeliğine ait malzeme özellikleri.....	138
Tablo 2.2.	Farklı denetim koşulları altında kirişin statik açıdan taşıyabileceği en büyük yük değerleri.....	148
Tablo 2.3.	Kontrol numunesine ait sayısal ve teorik dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması.....	152
Tablo 2.4.	Marin yüzey durumu modifikasyon katsayısı hesabı için gerekli olan yüzey durumu parametreleri .....	163
Tablo 2.5.	İşletme sıcaklığının çeliğin çekme dayanımı üzerindeki etkisi .....	167
Tablo 2.6.	Belirli güvenilirlik değerlerine karşılık gelen güvenilirlik modifikasyon katsayısı .....	168
Tablo 2.7.	Kontrol numunesine ait yorulma karakteristiklerin karşılaştırılması.....	173
Tablo 2.8.	Farklı yükler etkisi altında çentikli kirişlerde oluşan en büyük normal gerilmeler .....	175
Tablo 2.9.	Farklı hasar kriterlerine göre Tip A numunesine ait yorulma davranış parametreleri .....	177

Tablo 2.10.	Farklı hasar kriterlerine göre Tip B numunesine ait yorulma davranış parametreleri .....	180
Tablo 2.11.	Farklı hasar kriterlerine göre Tip C numunesine ait yorulma davranış parametreleri .....	183
Tablo 2.12.	Farklı hasar kriterlerine göre Tip D numunesine ait yorulma davranış parametreleri .....	186
Tablo 2.13.	Farklı hasar kriterlerine göre Tip E numunesine ait yorulma davranış parametreleri .....	189
Tablo 2.14.	Farklı hasar kriterlerine göre Tip F numunesine ait yorulma davranış parametreleri .....	192
Tablo 2.15.	Farklı hasar kriterlerine göre Tip G numunesine ait yorulma davranış parametreleri .....	194
Tablo 2.16.	Çentikli numunelere ait sayısal dinamik karakteristiklerin Karşılaştırılması .....	196
Tablo 2.17.	Çentikli numunelere ait sayısal yorulma karakteristiklerin Karşılaştırılması .....	197
Tablo 2.18.	DD_N1'e ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması .....	207
Tablo 2.19.	Kontrol numunesine ait sayısal yorulma davranış parametreleri.....	207
Tablo 2.20.	DD_N2'ye ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması .....	210
Tablo 2.21.	Instron 8803 Servo-hidrolik yorulma test cihazının teknik özellikleri .....	212
Tablo 2.22.	YD_N1'e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması.....	217
Tablo 2.23.	Mbrace Fibre CF 230/4900'a ait bazı teknik özellikler .....	219
Tablo 2.24.	MasterBrace P 3500'e ait bazı teknik özellikler .....	219
Tablo 2.25.	MasterBrace P 3500'e ait bazı teknik özellikler .....	221
Tablo 2.26.	DD_N3'e ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin Karşılaştırılması .....	225
Tablo 2.27.	YD_N2'ye ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması.....	228
Tablo 2.28.	DD_N4'e ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin Karşılaştırılması .....	230
Tablo 2.29.	YD_N3'e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması.....	233
Tablo 2.30.	MasterBrace LAM'a ait bazı teknik özellikler .....	235
Tablo 2.31.	MasterBrace ADH 4000'e ait bazı teknik özellikler.....	236
Tablo 2.32.	DD_N5'e ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin	



	karşılaştırılması.....	240
Tablo 2.33.	YD_N4'e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması.....	243
Tablo 2.34.	MasterInject 1302'ye ait bazı teknik özellikler .....	244
Tablo 2.35.	DD_N6'ya ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin Karşılaştırılması .....	248
Tablo 2.36.	YD_N5'e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması.....	252
Tablo 2.37.	Deneysel dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması.....	252
Tablo 2.38.	Sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması .....	253
Tablo 2.39.	Deneysel yorulma parametrelerinin karşılaştırılması .....	255
Tablo 2.40.	Sayısal yorulma parametrelerinin karşılaştırılması.....	255
Tablo 3.1.	Malzeme kalitesinin yorulma davranışı üzerindeki etkisi .....	257
Tablo 3.2.	Yükleme şeklinin yorulma davranışı üzerindeki etkisi.....	258
Tablo 3.3.	Çentik derinliğine bağlı olarak dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması.....	263
Tablo 3.4.	KFTP kumaş uygulama mesafesine bağlı olarak yorulma ömrünün ve doğal frekansın değişimi .....	267

## SEMBOLLER DİZİNİ

$\Delta a$	: Yorulma çatlağının malzeme içerisinde almış olduğu mesafe
$X_i(\bar{x})$	: Mod şekil fonksiyonu
$[M]$	: Kütle matrisi
$[C]$	: Sönüm matrisi
$[K]$	: Rijitlik matrisi
$\{U(t)\}$	: Yer değiştirme vektörü
$\{\ddot{U}(t)\}$	: İvme vektörü
$\{\dot{U}(t)\}$	: Hız vektörü
$\{F(t)\}$	: Kuvvet vektörü
$q_n(t)$	: Yerdeğişimi tepkileri
$\phi_n$	: Şekildeğişimi biçimi
$f_n$	: Doğal titreşim frekansı
$T_n$	: Doğal titreşim periyodu
$G_{xx}(j\omega)$	: Etki sinyalinin güç spektral yoğunluk fonksiyonu
$G_{yy}(j\omega)$	: Tepki sinyalinin güç spektral yoğunluk fonksiyonu
$H(j\omega)$	: Frekans davranış fonksiyonu
$\lambda_k$	: Kutup fonksiyonu
$R_k$	: Artık değer fonksiyonu
$\bar{H}$	: Kompleks eşlenik
$U_i$	: Tekil vektör matrisi
$S_i$	: Diyagonal matris
$A_*$	: Durum matrisi
$B_*$	: Veri matrisi
$C_*$	: Sistem davranış matrisi

$D_*$	: Doğrudan iletişim matrisi
$E_*$	: Beklenen değer operatörü
$x_k$	: Ayrık-zaman durum vektörü
$u_k$	: Belirgin etki sinyal vektörü
$\delta_{pq}$	: Kronecker delta
$H_{ik}$	: Frekans davranış fonksiyonu
$X_i(w)$	: Frekans tanım alanındaki tepki fonksiyonu
$Y_k(w)$	: Frekans tanım alanındaki etki fonksiyonu
$N$	: Artık yorulma ömrü
$S_e$	: Yorulma dayanım sınırı
$\sigma_o$	: Ortalama gerilme
$\sigma_a$	: Değişken-tekrarlı gerilme
$S_y$	: Yorulma hasar kriterleri açısından malzemenin akma dayanımı
$S_{ut}$	: Yorulma hasar kriterleri açısından malzemenin çekme dayanımı
$S_r$	: Çatlak ucunda oluşan nominal gerilme aralığı
$S_o$	: Yorulma hasar kriterleri açısından ortalama gerilmenin sınır değeri
$S_a$	: Yorulma hasar kriterleri açısından değişken gerilmenin sınır değeri
$\sigma_y$	: Malzemenin akma dayanımı
$\sigma_{kap}$	: Çatlak kapama gerilmesi
$\sigma_f'$	: Malzemenin yorulma dayanımı
$\sigma_{aç}$	: Çatlak açma gerilmesi
$\rho$	: Delik yarıçapı
$\epsilon_f'$	: Süneklik katsayısı olarak bilinen deneysel bir sabit
$\Delta\sigma$	: Uygulanan yorulma gerilme aralığı
$\Delta K_{eff}$	: Efektif gerilme şiddet faktörü aralığı
$\Delta K$	: Çatlak ucunda oluşan gerilme şiddet faktörü aralığı
$\alpha_i$	: Yükleme başladığı anda okunan çatlak uzunluğu (ilk çatlak boyu)
$\alpha_c$	: Kırılma gerçekleştiği anda okunan çatlak uzunluğu (kritik çatlak boyu)
$\alpha$	: Yorulma çatlak uzunluğu
$N_f$	: Numune kırılmaya dek kaydedilen gerilme çevrim sayısı
$K_{kap}$	: Çatlak kapama gerilme şiddet faktörü
$K_{aç}$	: Çatlak açma gerilme şiddet faktörü
$K$	: Gerilme şiddet faktörü

## 1. GENEL BİLGİLER

### 1.1. Giriş

Metalik makine ve yapı elemanlarında meydana gelen mekanik arızalar ve hasarlar, ciddi yaralanma vakalarına ve önemli maddi kayıplara neden olmaktadır. Bu arıza ve hasarlara neden olan temel etken; yük, zaman, geometri, malzeme, artık gerilmeler ve ortam koşullarının (sıcaklık, korozyon, vb.) ortaklaşa oluşturduğu karmaşık bir yapıdan kaynaklanmaktadır. Bu yapının tümüyle ele alınması ve doğru bir şekilde çözümlenmesi, bu tür elemanların tasarımında dikkate alınması gereken en önemli konudur. Metalik makine ve yapı elemanlarında meydana gelebilecek olası mekanik arıza ve hasar modlarının bir listesi Tablo 1.1’de verilmiştir.

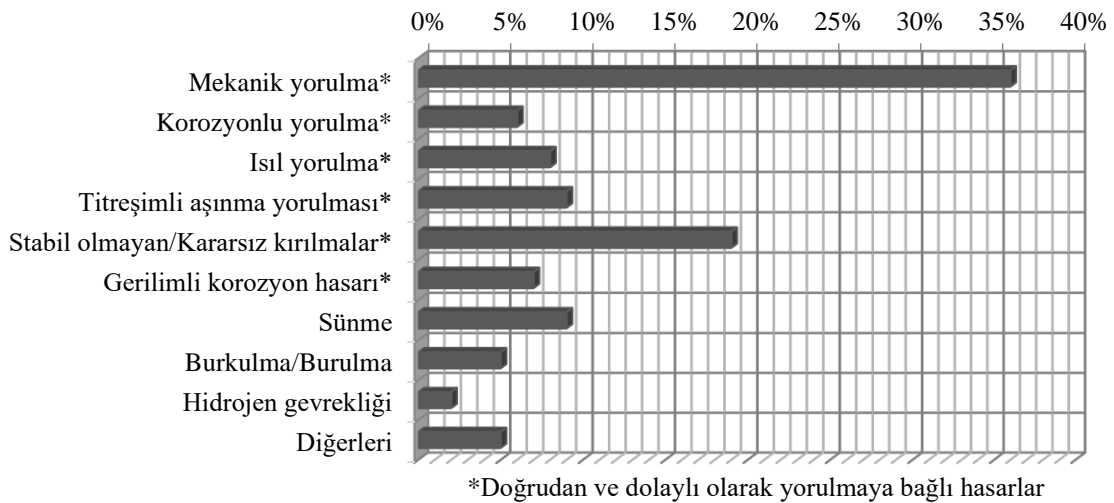
Tablo 1.1. Metalik makine ve yapı elemanlarında meydana gelen yaygın arıza ve hasar modları

<b>Aşınma</b>
Temas halinde olan cisimlerin, sürtünme etkisiyle temas yüzeylerinde oluşan malzeme ve kütle kaybıdır. Metalik makine ve yapı elemanlarında görülen aşınma hasar çeşitleri şunlardır; Adhezyon aşınması, abrazyon aşınması, erozyon aşınması, korozyon aşınması, delaminasyon aşınması, yüzeysel yorulma aşınması ve yapışkan aşınma.
<b>Burkulma</b>
Belirli bir yük etkisi altında olan bir elemanın, kritik yük değerinin aşılması sonucunda doğru eksenli denge konumundan eğri eksenli denge konumuna geçmesi halidir. Burkulma, ince ve uzun yapılı, başka bir deyişle bir boyutu diğer boyutlarından oldukça fazla olan cisimlerde (narin cisimler) görülen özel bir eğilme halidir. Elemanın narin olması, yükün şiddetinin fazla olması ve eksantrik etkimesi burkulmayı tetikleyen temel etkenlerdir.
<b>Kırılma</b>
Mevcut bir çatlakın ilerlemesi sonucunda, net kesitin üzerindeki çekme gerilmelerini taşıyamaz hale gelmesi durumu olarak tanımlanan kırılma, aşırı deformasyona, işlev kaybına veya elemanın tamamen ikiye ayrılmasına yol açabilir. Metalik makine ve yapı elemanlarında görülen kırılma hasar çeşitleri şunlardır; Gevrek kırılma ve sünek kırılma.
<b>Korozyon</b>
Metal veya alaşımların içinde buldukları ortamla kimyasal veya elektrokimyasal tepkimelere girerek, normal işlevlerini yerine getiremeyecek şekilde oksitlenmeye veya diğer kimyasal etkilere maruz kalmasıdır. Demirin paslanması, alüminyumun oksitlenmesi korozyona örnek olarak verilebilir. Metalik makine ve yapı elemanlarında görülen korozyon hasar çeşitleri şunlardır; Aralık korozyonu, biyolojik korozyon, çukurcuk korozyonu, erozyon korozyonu, filiform korozyonu, galvanik korozyon, gerilimli korozyon, hidrojen gevrekliği, homojen korozyon, kavitasyon korozyonu, korozyonlu yorulma ve taneler arası korozyon.

Tablo 1.1'in devamı

Sünek Deformasyon
Temas halinde olan iki eğri yüzey arasında malzeme sınırını aşan temas gerilmesinin neden olduğu bölgesel akma veya elemanlardan birinin veya her ikisinin erimesi sonucunda oluşan kalıcı bir yüzey süreksizliğidir.
Sürünme/Sünme ve Gevşeme
Sabit bir sıcaklıkta ve sabit bir gerilme altında malzemede zamanla meydana gelen kalıcı deformasyon sürünme/sünme olarak adlandırılırken, bir malzemenin üzerine etki eden ilk gerilmenin azalmasına bağlı olarak şekil değiştirmelerin meydana gelmesi ise gevşeme olarak tanımlanmaktadır.
Termal Şok
Malzemenin ani değişen ortam sıcaklığından ötürü anormal derecede esnemesi veya büzüşmesi ile gerçekleşen ve belirli bir süre sonra malzemenin çatlaması ile sonuçlanan bir hasar sürecidir.
Titreşimli Aşınma
Temas halinde olan cisimlerin temas yüzeylerinde oluşan titreşim hareketi kaynaklı malzeme ve kütle kaybıdır. Metalik makine ve yapı elemanlarında görülen titreşimli aşınma hasar çeşitleri şunlardır; Titreşimli aşınma korozyonu ve titreşimli aşınma yorulması.
Yorulma
Malzemelerin değişken-tekerrürlü yüklerle maruz kalmaları sonucunda, çekme dayanımlarının ve hatta akma dayanımlarının altındaki gerilme değerlerinde bile meydana gelen aşamalı ve yerel yapısal hasardır. Metalik makine ve yapı elemanlarında görülen yorulma hasar çeşitleri şunlardır; Yüksek çevrimli yorulma, düşük çevrimli yorulma, darbe yorulması, yüzey yorulması ve ısı yorulma.

Tablo 1.1'de görülen hasar çeşitleri; basit, karmaşık, ucuz veya pahalı fark etmeksizin birçok makine ve yapı elemanında yaygın bir şekilde görülmektedir. Bu hasar çeşitleri arasında yer alan yorulma, çok farklı mühendislik disiplinlerini ilgilendirmesi ve diğer hasar çeşitleri ile etkileşim halinde olması nedeniyle, uygulamada sıklıkla görülen ve dikkat edilmesi gereken bir hasar türüdür (Şekil 1.1) (Stephens vd., 2001).



Şekil 1.1. Metalik makine ve yapı elemanlarında görülen arıza ve hasar modlarının yüzdesel dağılımı

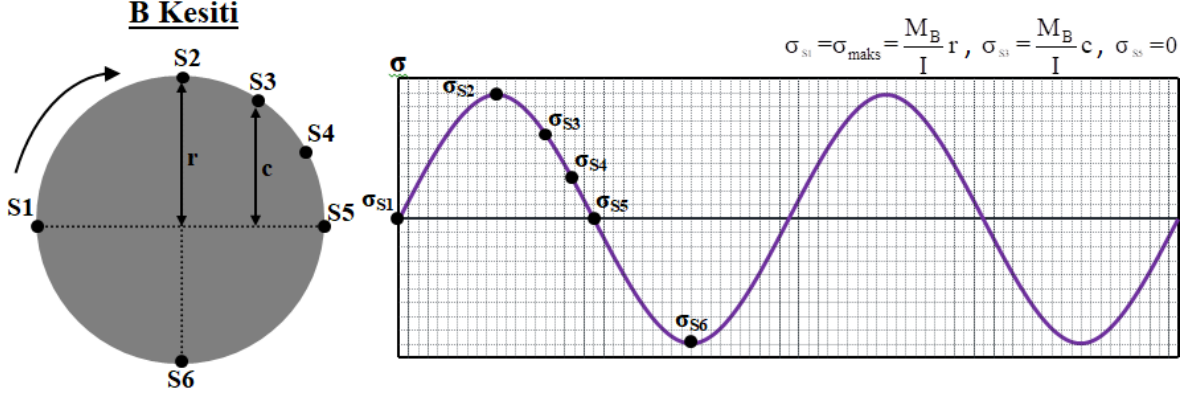
Yorulma hasar belirtileri; kapı menteşeleri, dış fırçaları, tenis racketleri, elektrik ampulleri ve ataşlar gibi günlük basit eşyalardan, kara taşıtları, gemiler, uçaklar, elektrik iletim hatları, boru hatları, açık deniz yapıları ve köprüler gibi daha büyük ve daha karmaşık yapılara kadar geniş bir yelpazede görülmektedir. Metalik makine ve yapı elemanlarında görülen hasarların yaklaşık olarak %85'nin doğrudan veya dolaylı olarak yorulmadan kaynaklandığı, literatürde yer alan genel bir kanıdır. Örneğin; çelik köprülerdeki göçmelerin %80'ninden fazlası, yorulma çatlaklarına bağlı olarak oluşan hasarlar nedeniyle gerçekleşmektedir (ASCE, 1982).

Yorulma kavramı, canlılarda ve daha çok insanlarda bedensel ve zihinsel olarak ortaya çıkan enerji ve işgücü kaybını ifade eder. Bedenin ve zihnin gereğinden fazla çalışması neticesinde, kaslarda enerji kaybı meydana gelmekte ve zihnin bir konuya karşı yoğunlaşması azalmaktadır. Örneğin; merdiven çıkan bir kişinin ortalama hızını ve torkunu hesaplırsak, zamana bağlı olarak gerçekleşen bir düşüş görürüz. Bunun sebebi, yorulma neticesinde kaslarda meydana gelen laktik asit üretimidir. İnsanlarda görülen bu hal ve davranışlar, yorulmanın bir belirtisi olarak karşımıza çıkar. Benzer şekilde, metal malzemelerde de yorulma olayı gerçekleşmektedir. Tekrarlayan ve sürekli bir şekilde etki eden yükler altında bu tür malzemeler, başta yüksek dayanım göstermelerine rağmen, zamanla bu dayanımlarını kaybederler. Fakat insanlarda ve metal malzemelerde görülen yorulma davranışları arasında temel bir fark vardır. Yorulmuş bir insan, istirahat ederek ve gıda alarak yeniden enerji depolamak suretiyle eski gücüne ve zindeliğine kavuşabilir, hatta zihinsel yorgunluğunu bile bu şekilde giderebilir. Buradan hareketle denilebilir ki, insanlardaki yorulma ve dinlenme arasında tam dönüşümlü bir ilişki (lineer elastik) vardır. Ancak metal malzemelerde meydana gelen yorulma tam dönüşümlü bir olay değildir (elasto plastik). Yorulmaya başlamış bir metali, gerekli tedbirleri almaksızın ne kadar süre çalışmadan bekletirseniz bekletin, çok az miktarda bir geri dönüşüm (kendini toparlama hali) hariç, tekrar çalışmaya başladığı andan itibaren yorulma kaldığı yerden devam edecektir.

Günlük hayatta kullanılan birçok metalik makine ve yapı elemanı, hizmet ömürleri boyunca sabit gerilmelerin yanı sıra değişken-tekrarlı gerilmelere ve titreşimlere de maruz kalmaktadır. Statik dayanımları çok yüksek olmasına rağmen, değişken-tekrarlı gerilmelere maruz kalan bu elemanlar, statik dayanımlarının çok altındaki bir gerilmeye dahi hasara uğrayabilir. Bunun nedeni, uzun süreli değişken-tekrarlı gerilmeler ile zorlanan metal malzemelerin, iç yapılarında meydana gelen değişimlere bağlı olarak dayanımlarında meydana gelen azalmadır. Bu durumda, çekme dayanımının ve hatta akma dayanımının



Şekil 1.2'nin devamı



Herhangi bir metalik makine veya yapı elemanının zamanla değişen tekrarlı bir yüklemeye maruz kaldığında göstermiş olduğu davranış, statik yükler etkisi altında göstermiş olduğu davranışa göre tümüyle değişmektedir. Bu tür elemanların statik yükler etkisi altında hasara uğramaları sonucunda, çok büyük deformasyonlar meydana gelmektedir. Çünkü gerilme, malzemenin akma dayanımını aşmaktadır ve eleman kırılmadan önce sünek bir davranış göstermektedir. Çoğu statik kırılma, önceden gözle görülebilir uyarılar sunar. Fakat bir yorulma kırılması, herhangi bir erken uyarı vermeyebilir. Bu durumda oluşan kırılma, ani ve hasar verici olduğundan dolayı çok tehlikelidir. Literatürde yer alan kapsamlı bilgilerden dolayı, statik bir kırılmaya karşı tasarım yapmak nispeten daha kolaydır. Yorulma olayı ise çok daha karmaşık bir süreçtir ve hala tam olarak anlaşılamayan kısımları mevcuttur. Bu nedenle, yorulmaya karşı tasarım yapacak mühendislerin bu konuyla ilgili mümkün olduğu kadar çok bilginin yanında, beceri ve tecrübeye de sahip olmaları gerekmektedir.

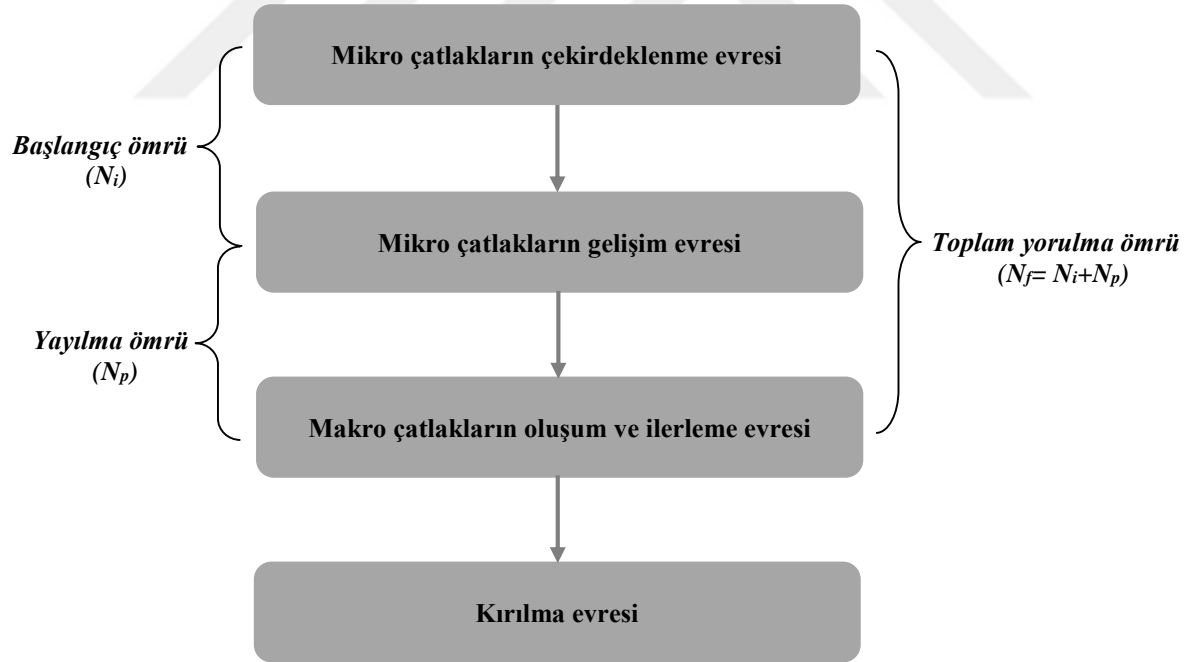
## 1.2. Yorulma Hasar Mekanizması

Yorulmaya karşı hassas olan elemanların tasarımındaki en genel yaklaşım, çatlak oluşumunun bir hasar olarak kabul edilmesidir. Bu durum, şaftlar, yaylar, miller gibi küçük, üretimi ve kullanımı daha kontrollü olan elemanlar için mantıklı bir yaklaşımdır. Bu yaklaşım, literatürde Emniyetli Ömür Yöntemi olarak bilinmektedir. Fakat uçaklar, gemiler, tankerler, iletim hatları, raylar ve köprüler gibi daha büyük yapılarda bir çatlağın varlığını belirli sınırlar içinde kabul etmek ve bu çatlağın davranışını belirlemek daha gerçekçi ve daha doğru bir yaklaşımdır. Bu yaklaşım, literatürde hasar tolerans yöntemi olarak



tanımlanmaktadır. Metalik makine ve yapı elemanlarının her iki yöntem kullanılarak yapılan tasarımlarında veya yorulma açısından değerlendirilmelerinde, yorulma hasar mekanizmasının doğru bir şekilde ele alınması ve anlaşılması en önemli hususlardan birisidir.

Metalik makine ve yapı elemanlarında oluşan yorulma hasarı, elemanın yüzeyinde veya yüzeyin hemen altında mikro çatlaklar şeklinde başlamaktadır. Bu durum, yorulma sürecinin ilk aşamasıdır ve çatlak çekirdeklenmesi olarak adlandırılır. Bu evrede oluşan mikro çatlaklar, genellikle çıplak gözle görülemeyen çatlaklardır. Daha sonra çatlak, yorulma gerilmelerine dik doğrultuda, yerel plastik deformasyondan makroskopik bir boyuta doğru istikrarlı bir şekilde ilerler. Bu aşama, çatlak gelişim ve yayılım süreci olarak adlandırılır. Sonuç olarak, çatlak kontrol edilemez bir hal alır, çatlaksız kesit üzerindeki mevcut yükü taşıyamaz hale gelir ve eleman kırılır. Çatlak başlangıcından kırılmanın olduğu ana kadar geçen toplam süre, yorulma ömrü olarak tanımlanmaktadır. Herhangi bir malzeme için toplam yorulma ömrünün şematik gösterimi Şekil 1.3’de verilmiştir.



Şekil 1.3. Toplam yorulma ömrünü ifade eden akış şeması

Şekil 1.3’de görülen yorulma hasar mekanizmasının kesintisiz bir şekilde gerçekleşebilmesi için üç temel faktör gereklidir. Bunlar;

- Uygulanan değişken-tekrarlı yükün yeterli genliğe ve frekansa sahip olması
- Kesitte yeterli büyüklükte bir çekme gerilmesinin varlığı
- Yeterli sayıda yük çevriminin uygulanması

Bu üç faktörün yanında; artık çekme gerilmeleri, yüksek sıcaklık, ani sıcaklık değişimi, korozif ortam, ani ve aşırı yükleme, metalografik yapı ve birleşik gerilme hali gibi etmenler de yorulma hasar mekanizmasını başlatmakta, hızlandırmakta, yönlendirmekte, geliştirmekte ve sonuçlandırmaktadır.

### **1.2.1. Mikro Çatlakların Çekirdeklenme ve Gelişim Evresi**

Metalik makine ve yapı elemanlarında yorulma çatlağının çekirdeklenmesine sebep olan iki temel etken vardır. Bunlar;

- Elemanın yüzey ve/veya yüzey altı kusurları
- Malzeme iç yapısında meydana gelen değişimler

#### **1.2.1.1. Yüzey ve/veya Yüzey Altı Kusurlarının Neden Olduğu Çatlak Çekirdeklenme ve Gelişim Evresi**

Metalik makine ve yapı elemanlarının üretim, şekillendirme ve çalıştıkları ortam koşullarına bağlı olarak oluşan yüzey durumları ve yüzey kaliteleri, yorulma dayanımları üzerinde etkin bir rol oynamaktadır. Elemanın yüzeyinde veya iç yapısında yer alan bölgesel kusurlar, değişken-tekrarlı gerilmeler etkisi altında gerilme artırıcı bir mekanizma olarak çalışarak, yani gerilme yığılmalarına sebebiyet vererek, çatlakların çekirdeklenmesine neden olmaktadır (Stephens vd., 2001). Yüzey ve yüzey altı kusurlarının oluşmasına neden olan etmenlerden bazıları aşağıda verilmiştir;

- Ani kesit değişimleri, delikler ve kama yatakları gibi tasarımdan kaynaklı süreksizlikler
- Yüksek temas basıncı altında elemanların birbirlerinin üzerinden kayması veya yuvarlanması nedeniyle oluşan yüzey altı temas gerilmelerinin neden olduğu yüzey aşınması veya yüzey kabarması gibi süreksizlikler
- Eksik bağlantılar, yanlış montaj, çizikler ve kaynak çapakları gibi fabrikasyon hataları

- Haddeleme, dövme, döküm, kalıptan basma ve ısıl işlem gibi uygulamalardan dolayı, malzemenin kendi bileşiminde oluşan çok küçük ve hatta gözle görülemeyecek boyutlarda yabancı madde kalıntıları, alaşım ayrımı, boşluklar, yüzey çizikleri, çöken katı parçacıklar ve kristal süreksizlikler
- Soğuk şekil verme işlemi esnasında, sert kalıntılar içinde veya çevresinde oluşan mikro boşluklar
- Sıcak şekil verme veya ısıl işlem sırasında, aşırı yüksek sıcaklıklar nedeniyle tane sınırlarında oksitlenme veya tanelerin içinde oksijen miktarının artması
- Haddelenmiş veya dövülmüş çeliklerde veya çeliklerin ark kaynağı dikişlerinde oluşan iç çatlak kümeleri
- Talaşlı veya talaşsız şekil verme veya ısıl işlemlerden kaynaklanan artık çekme gerilmeleri

Yorulma hasar mekanizması, genellikle yüzeyde oluşan mikro çatlaklar seviyesinde başlar. Çünkü eğilme etkisi altında en büyük gerilme, elemanın yüzeyinde oluşur. Eksenel yüklenme halinde ise, gerilmenin tüm kesite üniform olarak dağılması beklenirken, rastgele yönelmiş çok taneli malzemelerde, gerilme üniform dağılmayıp yüzeyde maksimum değerler alabilir. Yüzeyde başlayan yorulma çatlağının kendisi, bir süre sonra çentik etkisi göstereceğinden dolayı gerilme yığılmasına, yerel plastik şekil değiştirmeye, çatlak çekirdeklenmesine ve dolayısıyla da çatlağın hızla ilerlemesine yol açacaktır. Bu nedenle, malzemenin yorulma dayanımını artırmak için yüzey çatlaklarının oluşumunun engellenmesi gerekmektedir. Çatlağa engel olmak yüzey kalitesini iyileştirmekle mümkündür. Literatürde, yorulma dayanımı veya sınır değerini veren tüm veriler, yüzeyi parlatılmış deney numunelerinden elde edilmiştir. Yüzey kalitesi azaldıkça veya yukarıda ifade edilen yüzey ve/veya yüzey altı kusurları oluştuğunda yorulma dayanımının azaldığı görülmektedir. Örneğin, yüzeyi parlatılmış bir numunenin yorulma dayanım sınırı, tornada kabaca işlenmiş bir numuneye oranla %15-40 daha yüksektir (Krupp, 2007; Schijve, 2009; Bhat ve Patibandla, 2011; Milella, 2013).

Çeşitli sebeplerden ötürü oluşan bu tür yüzeysel kusurlar olduğu gibi bırakılırsa, gerilme artırıcı bir mekanizma gibi çalışarak yorulma çatlaklarının çekirdeklendiği bölgeler haline dönüşebilir. Bu durum, elemanın veya detayın yorulma direncini önemli derecede azaltabilir. Bu nedenle, elemanın yüzeyinde yorulma çatlaklarının çekirdeklenmesini önlemek, dolayısıyla da yorulma ömrünü artırmak için çeşitli yüzey iyileştirme teknikleri kullanılmaktadır. Bunlardan bazıları aşağıda verilmiştir;

- Yüzey sertliğinin artırılması, çatlama karşı direnci artıracığından dolayı sementasyon, nitrürasyon, bilyalama, karbürleme vb. yüzey sertleştirme işlemleri yorulma dayanımı açısından oldukça fayda sağlamaktadır.
- Taşlama, parlatma ve cilalama gibi işlemlerle gerilme yığılmalarına sebep olan oyuk ve çentik gibi yüzeysel kusurlar ortadan kaldırılabilir.

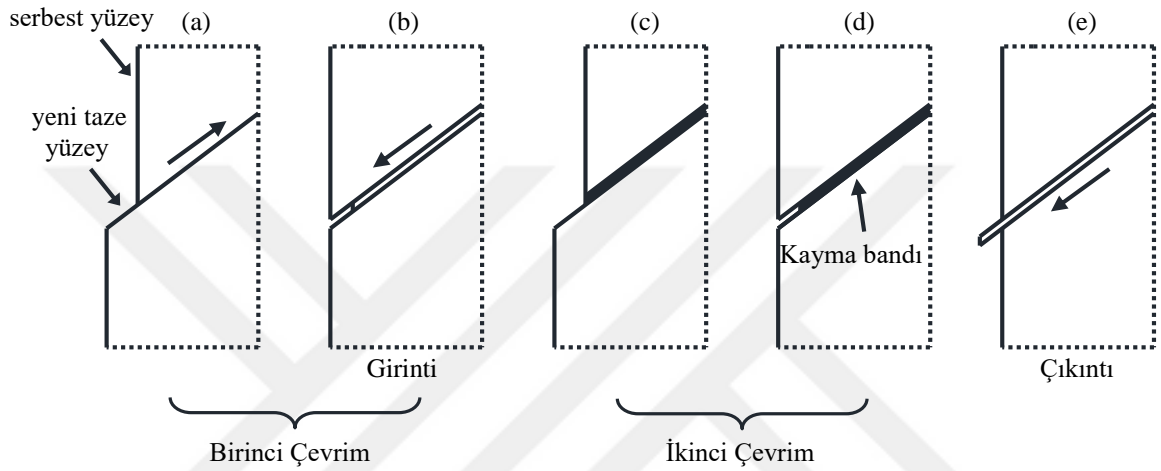
### **1.2.1.2. Malzeme İç Yapısında Meydana Gelen Değişimlerin Neden Olduğu Çatlak Çekirdeklenme ve Gelişim Evresi**

Yüzeyi düzgün ve pürüzsüz olan metalik makine ve yapı elemanlarının yorulma ömürleri, yüzey kusurlarına sahip elemanlara göre daha uzun olmasına rağmen, değişken-tekrarlı yükler etkisi altında zamanla malzeme iç yapısında meydana gelen bir takım değişiklikler nedeniyle, bu elemanlarda da çatlak çekirdeklenmesi görülebilir. Elemanın pürüzsüz yüzeyinde oluşan çatlaklar, değişken-tekrarlı yüklerin etkisi altında belirli kristalografik düzlemlerde meydana gelen kayma hareketleri (tekrarlı plastik deformasyon veya dislokasyon hareketi) neticesinde oluşan mikro deformasyonlar (kayma bantları) ile çekirdeklenmektedir (Krupp, 2007; Pook, 2007; Schijve, 2009).

Yorulma çatlakları, genellikle malzemenin akma dayanımının altında yer alan gerilme seviyelerinde oluşur. Böyle düşük gerilme seviyelerinde oluşan plastik deformasyon, çok az miktarda malzeme tanesi içerir. Oluşan bu mikroplastisite, genellikle hareketi tek yönde kısıtlanmış malzeme yüzeyindeki tanelerde görülür. Bu durum, yorulma hasarlarının malzemenin akma dayanımından daha düşük gerilme seviyelerinde bile gerçekleşebileceğinin önemli bir göstergesidir (Stephens vd., 2001; Krupp, 2007; Pook, 2007; Schijve, 2009; Bhat ve Patibandla, 2011; Milella, 2013).

Tekrarlı kayma hareketleri, tekrarlı kayma gerilmeleri neticesinde meydana gelir. Kristaografik kayma düzlemlerindeki kayma gerilmeleri, tanelerin büyüklüğüne, şekline, kristaografik oryantasyonuna ve malzemenin elastik anizotropisine bağlı olarak değişir. Bu durum, yüzeydeki her bir tanenin aynı kayma hareketini yapamayacağı anlamına gelir. Tanelerin birbirlerine göre yapmış oldukları farklı kayma hareketleri, yüzeyde kayma adımlarının (kayma bantları) oluşmasına neden olur. Oluşan bir kayma adımı, yeni bir yüzeyin dış ortama maruz kalmasına ve çoğu yapısal malzeme için kısa bir süre içinde bir oksit tabakasının oluşmasına neden olur. Bunun yanında, yük artışına bağlı olarak kayma bandı üzerinde bir miktar pekleşme gerçekleşir. Hem oksitlenme hem de pekleşme nedeniyle

gerilme yön değiştirmesine rağmen kayma bantlarının tamamen geri dönememesi, elemanın yüzeyinde girinti ve çıkıntılarının oluşmasına neden olur (Şekil 1.4). Oluşan bu yüzey süreksizliklerinin hem kendileri kılcal çatlak olarak davranabilir hem de çentik etkisi yaratarak gerilme yığılmalarına neden olabilir. Bu durum, bölgesel kılcal çatlakların çekirdeklenmesine sebep olan en önemli faktörlerden birisidir (Stephens vd., 2001; Krupp, 2007; Pook, 2007; Schijve, 2009; Bhat ve Patibandla, 2011; Milella, 2013).



Şekil 1.4. Tekrarlı kayma hareketinin neden olduğu çatlak çekirdeklenme evresi

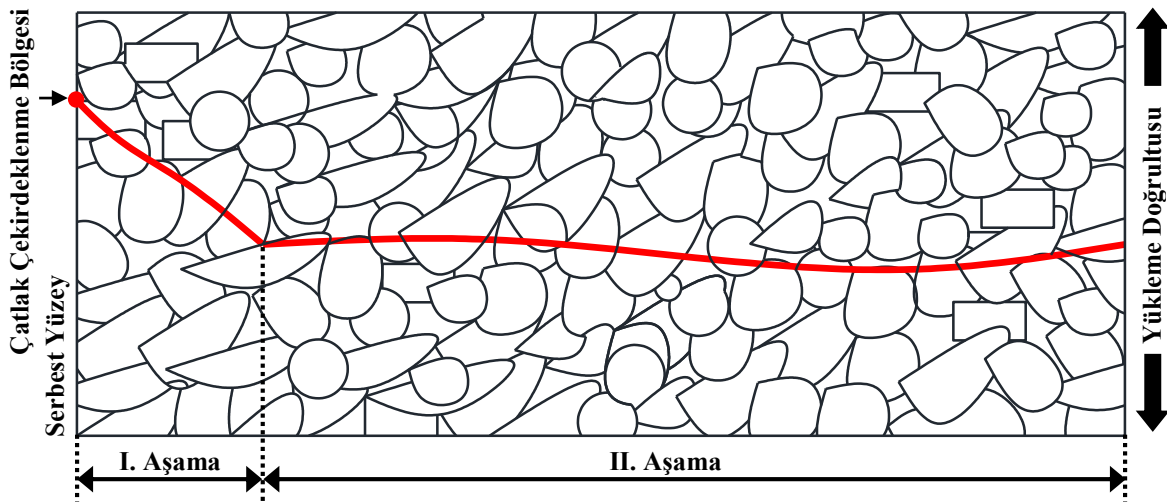
### 1.2.2. Makro Çatlakların Oluşum ve Gelişim Evresi

Metalik makine ve yapı elemanlarının yüzeylerinde çekirdeklenen mikro çatlaklar, çeşitli kriterlerin sağlanması koşuluyla eleman içerisine doğru ilerleme eğiliminde olabileceği gibi bu kriterlerin sağlanamaması durumunda elemanın hizmet ömrü boyunca stabil olarak da kalabilir. Eleman yüzeyinde çekirdeklenen mikro çatlaklar, uygun ortamın oluşması sonucunda, başlangıçta belirli bir gelişim gösterirler. Gelişen çatlakların boyutu, malzeme türlerine göre farklılık gösterebilir. Eleman yüzeyinde çekirdeklenip gelişen çatlakların, gelişim evresinden ilerleme evresine geçişleri tam olarak tanımlanamamaktadır. Bu geçiş evresi ile ilgili yapılan tanımlama nicel olarak değil, ancak niteliksel olarak şu şekilde yapılabilir; mikro çatlaklar elemanın yüzey koşullarına bağlı olmadan ilerlemeye devam ediyorlarsa, çatlak başlangıç evresinin artık tamamlanmış olduğu düşünülebilir. Bu aşamadan sonra çatlak ilerleme oranı artık malzemenin iç direnci tarafından kontrol edilmektedir (Stephens vd., 2001; Krupp, 2007; Pook, 2007; Schijve, 2009; Bhat ve

Patibandla, 2011; Milella, 2013). Yorulma çatlaklarının gelişmesini ve ilerlemesini etkileyen kriterler şu şekilde ifade edilebilir;

- Yorulma gerilme oranı (en küçük gerilme genliğinin en büyük gerilme genliğine oranı) çatlağın gelişmesi ve ilerlemesi hususunda oldukça önemli bir etkiye sahiptir.
- Gerilme aralığında (en küçük gerilme genliği ile en büyük gerilme genliği arasındaki fark) meydana gelen artış, çatlak büyüme oranını artırmaktadır.
- Malzemenin akma dayanımında meydana gelen artış ile sünekliğinde meydana gelen azalma, çatlak ucunda oluşan plastik deformasyonun azalmasına, doğal olarak da çatlak ucunun keskin bir şekil almasına neden olur. Çatlak ucunun keskin bir şekle sahip olması, bu bölgede oluşan gerilme yığılmasını daha da artırarak, çatlağın ilerlemesini kolaylaştırmaktadır.

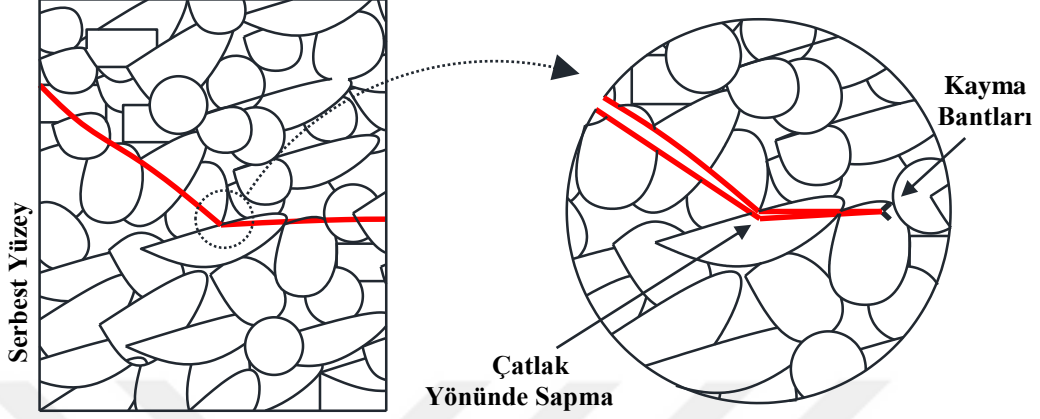
Makro çatlakların oluşum ve gelişim evresi iki aşamada tamamlanır; yüzeyde çekirdeklenen çatlakların gelişmesi ve kayma gerilmeleri kontrolünde birkaç tanecik boyunca ilerlemesi birinci aşamada gerçekleşir. Çatlağın kendisine dik doğrultuda etki eden çekme gerilmeleri etkisi altında elemanın kırılmasına kadar geçen süre ise ikinci aşamayı oluşturmaktadır (Forsyth, 1969; Pook, 2007; Milella, 2013) (Şekil 1.5).



Şekil 1.5. Makro çatlakların oluşum ve gelişim evresi

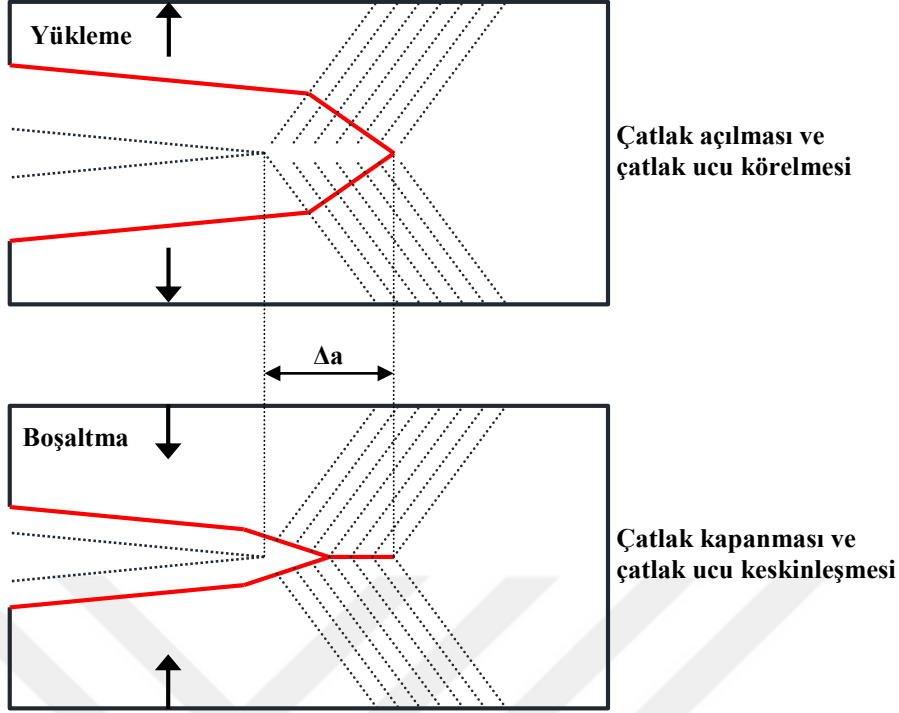
Çatlağın ilerlemesi esnasında ucunda oluşan gerilme yığılması, homojen olmayan bir gerilme dağılımına sebebiyet vermektedir. Bu durumda, birden fazla kayma düzlemi aktif hale gelebilir. Ayrıca, komşu tanelerin mevcudiyetine bağlı olarak, kayma yer değiştirmeleri

üzerindeki kısıtlama artacak ve buna bağlı olarak mikro çatlağın ilerleme yönü ilk kayma bandı doğrultusundan sapacaktır (Forsyth, 1969; Pook, 2007; Milella, 2013) (Şekil 1.6).



Şekil 1.6. Yorulma çatlağı en kesiti (çatlak yönünde meydana gelen sapma)

Yorulma çatlaklarının malzeme içerisinde ilerlemesini açıklayan temel model, Şekil 1.7'de şematik olarak gösterilen çatlak ucu plastik kayma mekanizmasıdır (Schijve, 2004). Yükleme aşamasında çatlak, ucunda plastik kaymaları harekete geçiren çekme gerilmeleri ile açılmaktadır. Kırılma mekaniği yaklaşımına göre bu hareket, iki simetrik doğrultuda gerçekleşmektedir. Bu aşamada çatlak ucu, uçlara doğru hareket eden ve gerilme yığılması nedeniyle oluşan dislokasyonlarla ilişkili malzeme tane ayrımı ile körelir ve büyür. Bu tip bir plastik deformasyon tamamen geri döndürülemez. Ancak yükün boşalması esnasında çatlak ucu körleşmesi etkisini kaybeder. Yeni bir keskin uca sahip olan yeni bir serbest yüzey, önceki çatlağın ucu olarak kalır. Geri dönüşümsüz olan bu süreç, çatlağın  $\Delta a$  kadar uzamasına neden olur. Değişken-tekerrürlü yükler etkisi altında çatlak ucu açılması ve çatlak ucu körelmesi şeklinde devam eden bu süreç, yorulma çatlaklarının malzeme içinde ilerlemesini sağlayan temel mekanizmadır.



Şekil 1.7. Malzeme içerisinde yorulma çatlak ilerlemesinin şematik gösterimi (Schijve, 2004).

Malzeme içinde çatlakların ilerlemesi, çevrimsel plastisiteye bağlı olduğundan dolayı, kaymaya karşı malzeme içi engeller çatlak ilerleyişi için bir eşik anlamına gelmektedir. Örneğin, tane sınırlarına ulaşan çatlaklar için çatlak büyüme oranının (çevrim başına düşen çatlak boyu artışı) azaldığı görülmüştür. Başlangıçta, nispeten yüksek bir çatlak büyüme oranı ile başlayan ve ardından malzeme yapısal engellerinden dolayı yavaşlayan ve hatta duran homojen olmayan çatlak ilerleme mekanizmaları ile literatürde karşılaşılmıştır (Stephens vd., 2001; Krupp, 2007; Pook, 2007; Schijve, 2009; Bhat ve Patibandla, 2011; Milella, 2013).

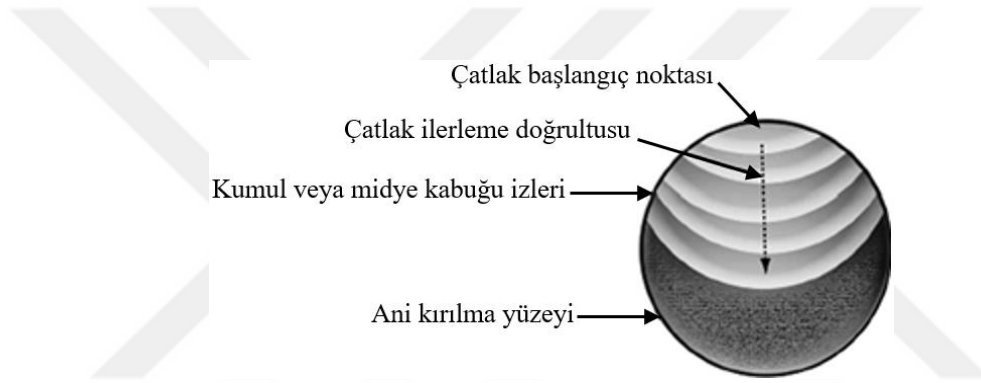
Metalik makine ve yapı elemanlarında oluşan yorulma çatlak mekanizmasının hala tam olarak anlaşılabilen kısımları olmasına rağmen, mümkün olduğunca ayrıntılı bir şekilde gözlemlenmesi ve doğru bir şekilde yorumlanması, elemanın yorulma davranışının tahmininde çok önemli bir veri olarak günümüz çalışmalarında kullanılmaktadır.



### 1.2.3. Kırılma Evresi

Yorulma hasar mekanizmasının son aşaması olan kırılma evresi, çatlakın kararsız bir şekilde büyümesi nedeni ile net kesit alanının en büyük yorulma gerilmesine karşı koyamaması sonucunda gerçekleşmektedir. Kırılma modu, malzemenin tipine bağlı olarak sünek veya gevrek şekilde olabilir.

Yorulma hasarına uğramış bir elemanın kırık yüzeyi, zorlanmanın şekli, seviyesi ve zamanla değişimi hakkında önemli bilgiler verdiği için, hasar analizi çalışmalarında sıklıkla kullanılmaktadır. Dairesel kesitli bir metalik elemanın şematik yorulma kırılma yüzeyi Şekil 1.8’de görülmektedir.

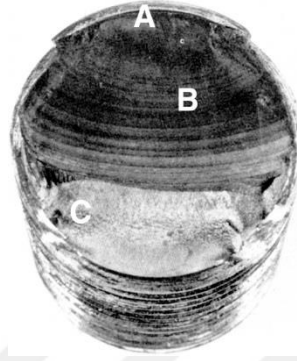


Şekil 1.8. Şematik yorulma kırılma yüzeyi

Yorulma kırılma yüzeyi, gevrek kırılmaya benzer bir görünüme sahiptir. Kırılma yüzeyi parlak ve düzdür. Statik bir gevrek kırılmadan oldukça farklı karakteristik özelliklere sahiptir ve üç temel evreden oluşur. Birinci evre; çevrimsel plastik deformasyondan dolayı bir veya daha fazla mikro çatlakın çekirdeklendiği başlangıç evresidir. Bu evrede oluşan mikro çatlaklar, genellikle çıplak gözle görülemeyen çatlaklardır. İkinci evre; mikro çatlakların, boyuna çizgilerle birbirinden ayrılan ve düz kırılma yüzeylerinden oluşan makro çatlaklara evirildiği süreçtir. Koyu dalgalı ve parlak şeritli bir görünüme sahip olan ve literatürde kumul izlerine veya midye kabuğu izlerine (yorulma yivcikleri) benzeten bu kırılma yüzeyleri, karşılıklı yüzeylerin sürekli olarak birbirlerine sürtünmesi sonucu oluşmakta ve genellikle çekme gerilmelerine dik doğrultuda ilerlemektedir. Yorulma yivcikleri, yorulma çatlakının malzeme içerisinde tek bir yük çevrimi sonucunda açılması ve kapanması neticesinde almış olduğu mesafeyi ( $\Delta a$ ) ifade etmektedir (Şekil 1.7). Üçüncü evre; net kesit alanının mevcut yükü taşıyamaz duruma gelmesinden dolayı, son gerilme

çevriminde meydana gelen ani kırılma evresidir. Ani kırılma yüzeyi, taneli bir görünüme sahiptir (Ritchie, 1999; Ritchie vd., 2000; Schijve, 2009).

Aşağıda farklı tip yüklemelerden dolayı meydana gelmiş yorulma kırılma yüzeylerine ait örnekler görülmektedir.



Şekil 1.9. Bir cıvatanın yorulma kırılma yüzeyi (ASM Handbook, Fractography, 1987).

Şekil 1.9’da, (A) çatlak başlangıç noktasını, (B) çatlak gelişim bölgesini, (C) ise ani kırılma yüzeyini ifade etmektedir.



Şekil 1.10. Bir AISI 4320 kardan milinin yorulma kırılma yüzeyi (ASM Handbook, Failure Analysis and Prevention, 2002).

Şekil 1.10’da, (B) yorulma çatlakının başlangıç noktasını, (C) ise ani kırılma yüzeyini ifade etmektedir. Ani kırılma bölgesinin küçük olması, etki eden yükün şiddetinin düşük seviyede kaldığını göstermektedir.



Şekil 1.11. Bir AISI 8640 milinin yorulma kırılma yüzeyi (ASM Handbook, Fractography, 1987).

Şekil 1.11’de görüldüğü gibi yağ deliklerinin keskin köşelerinin neden olduğu gerilme yığılmaları, şekilde oklarla gösterildiği üzere iki adet yorulma çatlağının çekirdeklenmesine neden olmuştur.



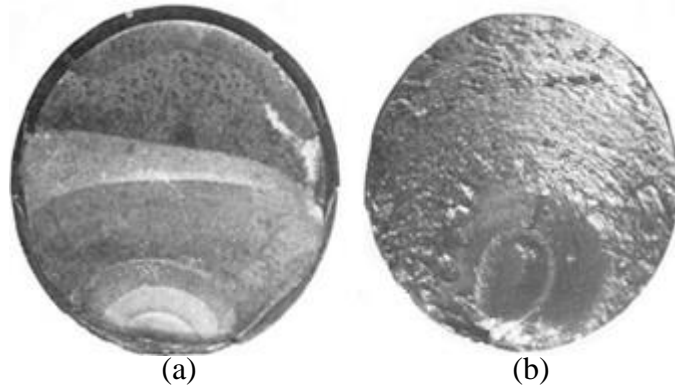
Şekil 1.12. AISI 8640 çeliğinden dövülerek üretilmiş bir bağlantı çubuğunun yorulma kırılma yüzeyi (ASM Handbook, Fractography, 1987).

Şekil 1.12’de, yorulma çatlağının başlangıç noktası sol kenarda, dövme işleminden kaynaklanan çapak hattı üzerindedir. Yorulma çatlağı soldaki yağ deliğinin yarısını da içine alan bölgeye kadar bir ilerleme göstermiştir. Bu ilerleme en son gerçekleşen ani kırılmadan önce oluşan duraklama çizgilerinden anlaşılmaktadır. Geriye kalan kesit, üzerindeki mevcut değişken-tekrarlı yükü taşıyamamış ve ani bir kırılma meydana gelmiştir. Kırılma bölgesi kesitin orta ve sağ bölümünü kapsamaktadır. Bu bölgenin büyük olması, etkiyen yükün şiddetinin yüksek olduğunu göstermektedir.



Şekil 1.13. 200 mm çapındaki bir piston kolunun yorulma kırılma yüzeyi (ASM Handbook, Fractography, 1987).

Şekil 1.13, aksenal yönde etki eden tekrarlı bir yükten dolayı kaynaklanan yorulma kırılmasına örnektir. Yüzeysel gerilme yığılmaları bulunmamaktadır. Bu yüzden, çatlak kesitteki herhangi bir noktadan başlayabilir. İlk çatlak, kesitin merkezinin hemen altındaki bir noktada oluşmuştur ve dışa doğru simetrik bir şekilde büyüyerek ilerlemiştir. Son olarak, mevcut kesitin yetersiz kaldığı anda herhangi bir erken uyarı vermeden gevrek kırılma meydana gelmiştir.

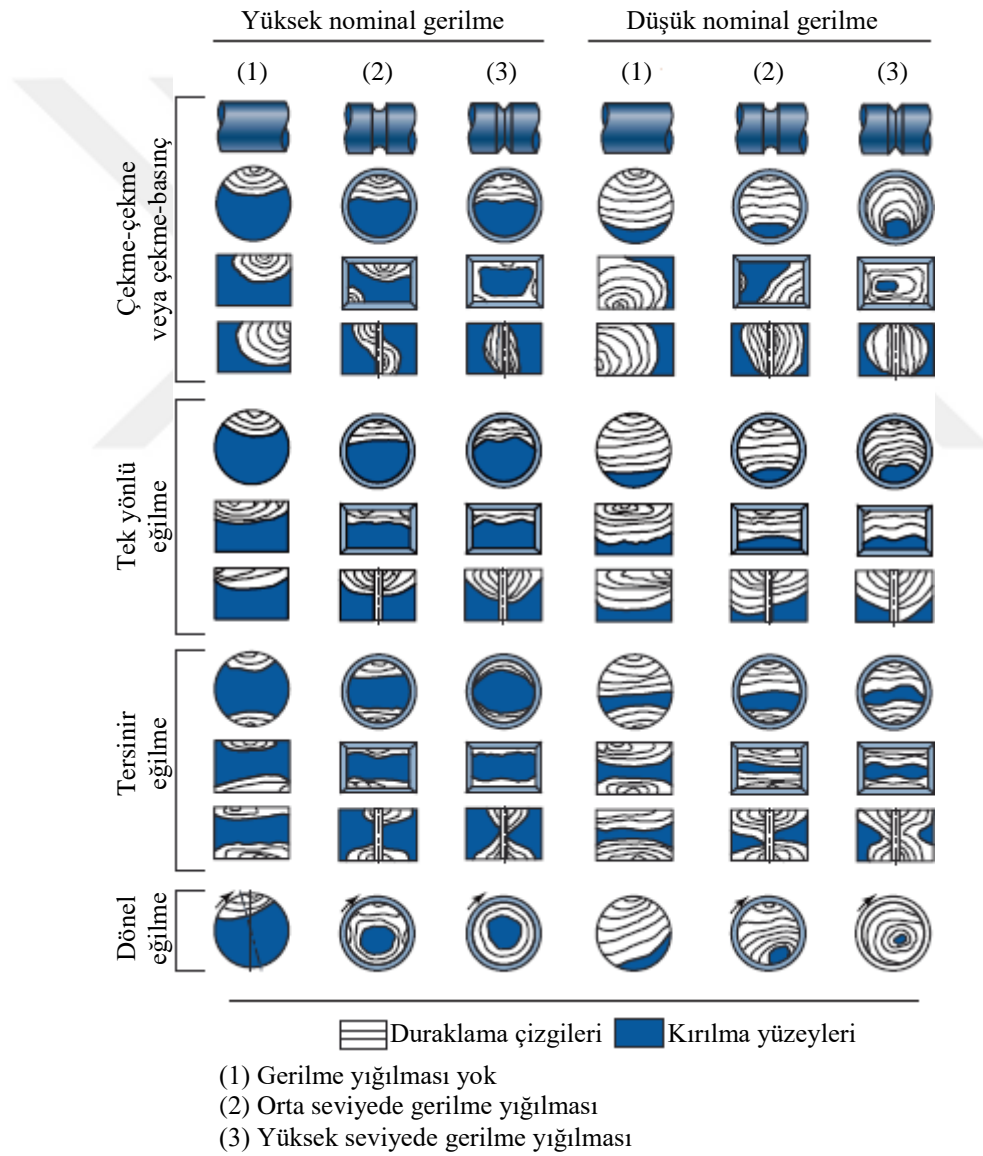


Şekil 1.14. (a) keskin çevresel çentikli çelik bir milin servis halindeki tek yönlü eğilme yorulma kırılması, (b) döner eğilmeli yüke maruz kalmış çelik bir milin yorulma kırılması (ASM Handbook, Failure Analysis and Prevention, 2002).

Şekil 1.14a, tek yönlü eğilme yorulma yüküne maruz kalmış keskin çevresel çentikli çelik bir milin servis halindeki yorulma kırılmasına örnektir. Yorulma çatlağı, çekme etkisi altında bulunan alt metal liflerde başlamıştır. Kesit yüklenmeden önce, oksidiyona bağlı

olarak oluşan iç bükey halindeki yorulma izleri, yüklemeye sonrasında dalgalı bir hal almıştır. Yorulma mekanizması, kesitin yaklaşık olarak %50'sinde gerçekleşmiştir. Bu durum, yorulma yükünün nispeten yüksek seviyelerde kaldığını göstermektedir.

Şekil 1.14b, döner eğilmeli yüke maruz kalmış çelik bir milin servis halindeki yorulma kırılmasına örnektir. Kesit alanının büyük bir bölümünü yorulma çizgileri kapsamaktadır. Alt kısma yakın olan oval alan, nihai kırılma bölgesidir. Kırılma bölgesi, toplam kesit alanının yaklaşık olarak %10-15'ine tekabül etmektedir. Bu durum, yorulma yükünün nispeten düşük seviyelerde kaldığını göstermektedir.



Şekil 1.15. Farklı yüklemeye durumları ve gerilme seviyeleri altında pürüzsüz ve çentikli kesitlerin tipik yorulma kırılma yüzeylerinin şematik gösterimi (ASM Handbook, Failure Analysis and Prevention, 2002).

### 1.3. Yapısal Davranışların Belirlenmesi

Mühendisler ve bilim insanlarının en önemli görevlerinden biri, tabiatta karşılaşılan hemen hemen her olayı fizik kanunları yardımıyla ve matematik diliyle anlaşılır hale getirmektir. Örneğin; mekanik, termal ve/veya aerodinamik yüklere maruz kalan basınçlı bir tankta oluşan gerilme dağılımının belirlenmesi, çeşitli kirletici maddelerin göllerdeki, denizlerdeki ve atmosferdeki konsantrasyonunun tespit edilmesi, fırtınaların ve kasırgaların oluşumunu anlamak ve tahmin etmek amacıyla hava durumunun simule edilmesi, taşıt ve çevresel etkiler altında asma bir köprünün titreşim davranışının belirlenmesi gibi çözüm ve tespitler, mühendisler ve bilim insanlarının uğraştığı birçok önemli güncel problemlerin sadece birkaç örneğidir. Bu problemlerin çözülebilmesi ve anlaşılabilir hale gelmesi için analitik, sayısal ve deneysel yöntemlere dayanan çeşitli yaklaşımlar kullanılmaktadır.

Fiziksel olayların ve süreçlerin analitik olarak yapılan açıklamalarında, matematiksel modeller kullanılır. Matematiksel modeller, sürecin nasıl işlediğine ait varsayımlar, süreci yöneten uygun ilkeler ve yasalar dikkate alınarak oluşturulur ve bunlar genellikle geometrik olarak karmaşık alanlarda oluşturulan bir dizi denklem takımı ile karakterize edilir. Fakat tabiatta karşılaşılan mühendislik problemlerinin küçük bir kısmı cebirsel, diferansiyel veya integral denklemleri yardımıyla ifade edilebilmiştir. Uygulamada karşılaşılan pek çok mühendislik problemi için kapalı çözüm bulmak mümkün değildir. Genellikle, bilim insanları ve mühendisler problemin tabiatına çok uzak olmayan basitleştirmeler, varsayımlar ve kabuller altında yaklaşık çözümlere ulaşmaktadır. Ancak, düzgün olmayan geometri, karmaşık sınır koşulları, üniform olmayan yüklemeler, lineer olmayan malzeme davranışı gibi nedenlerle bu gibi kapalı çözümlerin elde edilmesi çok güçleşmekte veya olanaksız hale gelmektedir. Fakat son otuz yıl içerisinde bilgisayar teknolojisinde meydana gelen gelişmeler, birçok mühendislik problemi için oluşturulan karmaşık matematiksel modellerin sayısal yöntemler kullanılarak çözümünü mümkün hale getirmiştir.

Yapısal davranışların belirlenmesinde izlenen yollardan birisi de çeşitli sayısal yöntemlerin kullanılmasıdır. Mühendislik problemleri için matematiksel denklemlerin türetilmesi mümkün olsa da, yukarıda ifade edilen çeşitli belirsizlikler ve karmaşıklıklar nedeniyle kesin çözümün analitik yöntemlerle elde edilmesi çoğu zaman oldukça zordur. Bu gibi durumlarda, çeşitli sayısal yöntemler, çözüm bulmada alternatif yollar sunmaktadır. Özellikle, bilgisayar teknolojisinin gelişmesine bağlı olarak bu yöntemlerin çeşitli yazılım programlarına entegre edilmesi ile sayısal çözüm teknikleri çok büyük önem kazanmış ve

kullanımları oldukça yaygınlaşmıştır. Çünkü bilgisayara bağlı entegre çözüm, aynı seviyede bir anlayış elde etmek için ihtiyaç duyulan çok sayıda fiziksel deney ile karşılaştırıldığında hem daha ucuzdur hem de ürünlerin henüz prototipleri üretilmeden sanal ortamda test edilmelerini mümkün kılarak zaman ve malzeme kaynağı açısından oldukça tasarruf sağlamaktadır. Fakat yapının sayısal modelini oluştururken çeşitli belirsizliklerden dolayı birçok kabulün yapılması ve bu yüzden, modelin mevcut yapıyı tam olarak yansıtamaması, elde edilen çözümün yaklaşık bir çözüm olmasına neden olmaktadır. Sayısal yöntemlere alternatif olarak çeşitli deneysel yöntemlerin kullanılması ile bu problem günümüzde tamamen ortadan kaldırılmıştır. Deneysel yöntemlerin doğrudan yapı üzerine uygulanması ile hem yapının o anki mevcut durumunu yansıtan gerçek yapısal davranışı elde edilebilmekte hem de deneysel dinamik karakteristiklere bağlı olarak sayısal modeller iyileştirilebilmektedir.

Bu tez kapsamında dikkate alınan mühendislik problemi, çevresel etkiler ve özellikle taşıt yükleri etkisi altında hizmet süreleri boyunca sürekli titreşim hareketi etkisi altında kalan çelik karayolu köprü kirişleridir. Bu dinamik hareket sonucunda zamanla oluşan iç kuvvetler, rijitlik ve kütle kaybı gibi etkiler, kirişlerin hem dinamik hem de yorulma davranışını etkileyerek çatlak oluşumuna ve mevcut çatlakların daha da ilerlemesine yol açarak, güvenliklerini tehlikeye sokmakta ve hatta servis ömür sürelerini dahi kısaltmaktadır. Bu nedenle, çelik köprü kirişleri açısından bakıldığında bilinmesi ve sürekli olarak gözlemlenmesi gereken en önemli yapısal davranışlar, dinamik ve yorulma davranışlarıdır. Bu yapısal davranışların tespiti ile ilgili ayrıntılı bilgiler aşağıda takip eden bölümlerde sırasıyla verilmiştir.

### **1.3.1. Yapıların Dinamik Davranışlarının Belirlenmesi**

Çelik köprüler, üzerlerinden geçen taşıtlar ve çevresel etkiler nedeniyle devamlı olarak değişken büyüklüklerde titreşim hareketlerine maruz kalmaktadır. Yapısal titreşimlerden dolayı ortaya çıkan değişken-tekerrürlü gerilmeler, köprü elemanlarında çatlak oluşumuna ve mevcut çatlakların daha da ilerlemesine yol açarak, köprülerin güvenliğini tehlikeye sokmakta ve hatta köprülerin servis ömür sürelerini dahi kısaltmaktadır. Bunun yanında, yapının doğal frekansı ile titreşim hareketinin frekansının çakışması durumunda oluşabilecek rezonans davranışı, yapıda çok büyük hasarların oluşmasına ve hatta yapının

tamamen çökmesine neden olabilir. 1940 yılında, Tacoma Narrows asma köprüsünün rüzgârla rezonansa girip yıkılması, bu durumun önemini anlayabilmek için iyi bir örnektir.

Çelik karayolu köprülerinin yüksek yapım maliyetleri, buldukları bölgelerdeki lojistik önemleri ve yukarıda ifade edilen olumsuz durumların ortaya çıkabilme ihtimalleri dikkate alındığında, bu tür yapıların dinamik etkilere karşı göstermiş oldukları davranışın doğru bir şekilde belirlenmesi ve buna uygun önlemlerin alınması gerekliliği ortaya çıkmaktadır. Çünkü bu tür köprülerin yapısal davranışlarında ortaya çıkan problemler, ulaşım hattının zarar görmesinin yanında can, mal ve itibar kaybına da neden olmaktadır.

Yapıların dinamik davranışlarını anlamak onların dinamik karakteristikleri ya da modal parametreleri olarak bilinen doğal frekanslarını, mod şekillerini ve sönüm oranlarını belirlemekle mümkün olmaktadır. Dinamik karakteristikler, yapıya etki edecek deprem kuvvetlerinin hesaplanmasında, yapıda herhangi bir düzensizliğin var olup olmadığının kararının verilmesinde ve mevcut hasar düzeyi hakkında fikir sahibi olunmasında etkili bir şekilde kullanılmaktadır.

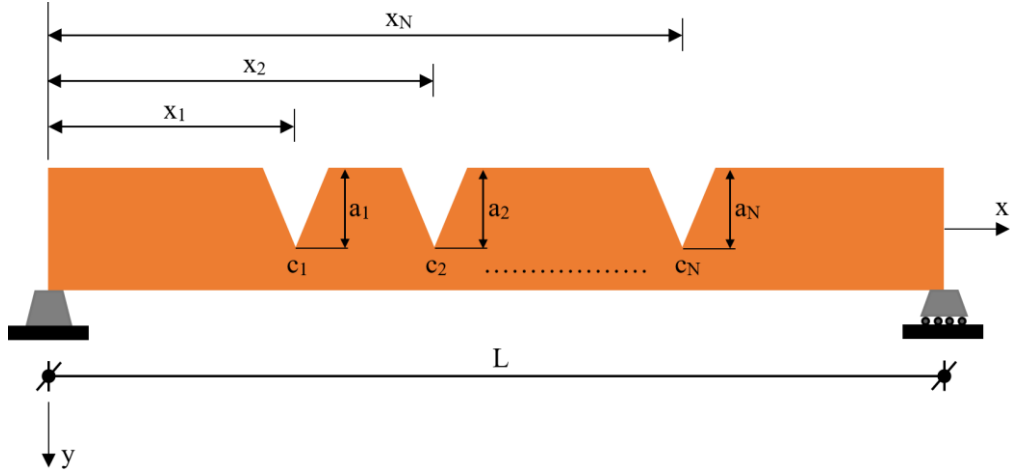
Uzun yıllar boyunca yapılan çalışmalar neticesinde, yapıların dinamik karakteristiklerini belirlemek için kullanılacak çeşitli yöntemler geliştirilmiştir. Bu yöntemler ile ilgili ayrıntılı bilgiler aşağıda takip eden bölümlerde sırasıyla verilmiştir.

### **1.3.1.1. Yapıların Dinamik Karakteristiklerinin Analitik Yöntemlerle Belirlenmesi**

Hasarlı (çatlaklı) veya hasarsız elastik kirişlerin dinamik karakteristiklerinin belirlenmesinde en çok tercih edilen analitik yöntemlerden biri Transfer Matris Metodudur. Bu metotta, çatlaklı kirişin birbirlerine kütsüz elastik yaylarla bağlanmış birden fazla kiriş parçalarından oluştuğu kabul edilmektedir. Keyfi sayıda çatlak içeren elastik kirişin frekans denklemi, her bir kiriş parçası için ayrı ayrı bulunan çözümlerin sınır ve süreklilik şartları yardımıyla birleştirilmesiyle elde edilen  $4 \times 4$  boyutundaki matrisin determinantının sıfıra eşitlenmesi ile elde edilmektedir.

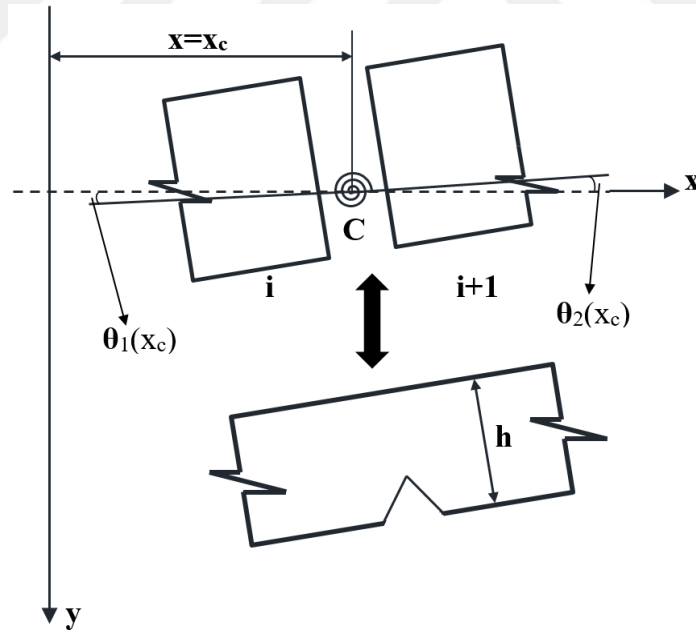
Şekil 1.16'da dikdörtgen kesitli, homojen ve elastik kirişin geometrik özellikleri ile koordinat eksenleri görülmektedir. Basit mesnetli olan kirişin uzunluğu  $L$ , en kesit alanı  $A$ , kesit atalet momenti  $I$ , malzeme elastisite modülü  $E$  ve malzeme yoğunluğu  $\rho$  olarak verilmiştir. Kiriş üzerinde açıklık boyunca  $a_i$  ( $i = 1, 2, \dots, N$ ) derinliğinde ve sol mesnetten itibaren  $x_i$  ( $i = 1, 2, \dots, N$ ) mesafelerinde  $N$  adet çatlak bulunmaktadır.





Şekil 1.16. N tane çatlaklı kirişin geometrisi ve koordinat eksenleri

Kiriş, çatlak kesitlerinden toplam  $N+1$  adet parçaya ayrılmıştır. Her bir kiriş parçası, kütsüz dönel elastik yaylarla birbirlerine bağlanmıştır. Burada ifade edilen kütsüz elastik yaylar, çatlakları sembolize etmektedir (Şekil 1.17).



Şekil 1.17. Ayrık kiriş parçaları, eşdeğer kütsüz dönel yay modeli ve çatlak sebebiyle kesit dönmesindeki süreksizlik

Yaylar vasıtasıyla uç uca bağlanmış parçaların oluşturduğu kiriş sisteminin serbest titreşimlerini veren hareket denklemi aşağıda verilmiştir.

$$EI \frac{\partial^4 Y_i(x,t)}{\partial x^4} + \rho A \frac{\partial^2 Y_i(x,t)}{\partial t^2} = 0 \quad (i=1,2,\dots,N+1) \quad (1.1)$$

Burada  $Y_i(x,t)$ , kiriş parçalarının düşey yer değiştirmesini ifade etmektedir. Boyutsuz  $\bar{x}=x/L$  değeri, Denklem (1.1) içerisinde tanımlandığında  $Y_i(x,t) \equiv y_i(\bar{x},t)$  olacağından dolayı Denklem (1) aşağıdaki şekilde tekrardan yazılabilir.

$$\frac{EI}{L^4} \frac{\partial^4 y_i(\bar{x},t)}{\partial \bar{x}^4} + \rho A \frac{\partial^2 y_i(\bar{x},t)}{\partial t^2} = 0 \quad (i=1,2,\dots,N+1) \quad (1.2)$$

Bu kısmi türevli diferansiyel denkleminin çözümü,  $y_i(\bar{x},t)=X_i(\bar{x})T(t)$  ( $i=1,2,\dots,N+1$ ) şeklinde kabul edilip, Denklem (1.2) içerisinde yerine yazılırsa ve gerekli düzenlemeler yapılırsa, yer ve zaman koordinatlarına bağlı aşağıda verilen iki adet adi diferansiyel denklem elde edilir.

$$\frac{d^4 X_i}{d\bar{x}^4} - \frac{\rho A L^4}{EI} \omega^2 X_i = 0 \quad (i=1,2,\dots,N+1) \quad (1.3)$$

$$\frac{d^2 T}{dt^2} + \omega^2 T = 0 \quad (1.4)$$

Bu denklemlerin çözümleri aşağıda verilen şekilde elde edilebilir.

$$X_i(\bar{x}) = A_i \sin(m\bar{x}) + B_i \cos(m\bar{x}) + C_i \sinh(m\bar{x}) + D_i \cosh(m\bar{x}) \quad (i=1,2,\dots,N+1) \quad (1.5)$$

$$T(t) = a_0 \sin(\omega t) + b_0 \cos(\omega t) \quad (1.6)$$

Burada  $X_i(\bar{x})$  mod şekil fonksiyonunu,  $T(t)$  genliği,  $\omega$  ise kirişin açılmal frekansını ifade etmektedir. Denklem (1.5) ve (1.6)'da yer alan  $A_i$ ,  $B_i$ ,  $C_i$ ,  $D_i$ ,  $a_0$  ve  $b_0$  sabitleri ise problemin başlangıç ve sınır şartlarından elde edilmektedir.

Çatlağın bulunduğu kesit için süreklilik şartları aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$\begin{aligned}
y_i(\bar{x}_i, t) &= y_{i+1}(\bar{x}_i, t) \\
y_i''(\bar{x}_i, t) &= y_{i+1}''(\bar{x}_i, t) \\
y_i'''(\bar{x}_i, t) &= y_{i+1}'''(\bar{x}_i, t) \\
y_{i+1}'(\bar{x}_i, t) - y_i'(\bar{x}_i, t) &= \frac{h}{L} f(d_i) y_{i+1}''(\bar{x}_i, t) \quad (i=1, 2, \dots, N)
\end{aligned} \tag{1.7}$$

Burada  $f(d_i)$  çatlaklı kesitin yerel esnekliğini tanımlayan boyutsuz bir fonksiyon olup tek tarafı açık çatlaklar için aşağıda verilen şekilde tanımlanmaktadır (Bakhtiari-Nejad vd., 2014).

$$f(d_i) = 2 \left( \frac{d_i}{1-d_i} \right)^2 (5,93 - 19,69d_i + 37,14d_i^2 - 35,64d_i^3 + 13,12d_i^4) \tag{1.8}$$

(1.5) ve (1.6) eşitliklerinde yer alan denklem çözümleri, (1.7) eşitliklerinde yer alan süreklilik şartlarında yerlerine yazılırsa ve gerekli düzenlemeler yapılırsa, Denklem (1.9)'da yer alan ifadeler elde edilmektedir.

$$\begin{aligned}
X_i(\bar{x}_i) &= X_{i+1}(\bar{x}_i) \\
X_i''(\bar{x}_i) &= X_{i+1}''(\bar{x}_i) \\
X_i'''(\bar{x}_i) &= X_{i+1}'''(\bar{x}_i) \\
X_{i+1}'(\bar{x}_i) &= X_{i+1}'(\bar{x}_i) - \frac{h}{L} f(a_i) X_{i+1}''(\bar{x}_i)
\end{aligned} \tag{1.9}$$

Denklem (1.9)'da yer alan bağıntılar, matris formda aşağıda verilen şekilde yazılabilir.

$$[P_i] \begin{bmatrix} A_i \\ B_i \\ C_i \\ D_i \end{bmatrix} = [Q_i] \begin{bmatrix} A_{i+1} \\ B_{i+1} \\ C_{i+1} \\ D_{i+1} \end{bmatrix} \quad (i=1, 2, \dots, N) \tag{1.10}$$

Burada  $[P_i]$  ve  $[Q_i]$  matrisleri aşağıdaki şekilde ifade edilebilir.

$$[P_i] = \begin{bmatrix} \sin(m\bar{x}_i) & \cos(m\bar{x}_i) & \sinh(m\bar{x}_i) & \cosh(m\bar{x}_i) \\ \cos(m\bar{x}_i) & -\sin(m\bar{x}_i) & \cosh(m\bar{x}_i) & \sinh(m\bar{x}_i) \\ -\sin(m\bar{x}_i) & -\cos(m\bar{x}_i) & \sinh(m\bar{x}_i) & \cosh(m\bar{x}_i) \\ -\cos(m\bar{x}_i) & \sin(m\bar{x}_i) & \cosh(m\bar{x}_i) & \sinh(m\bar{x}_i) \end{bmatrix} \quad (1.11)$$

$$[Q_i] = [P_i] + [S_i] \quad (1.12)$$

Burada  $[S_i]$  matrisi aşağıdaki şekilde ifade edilebilir.

$$[S_i] = -m \frac{h}{L} f(a_i) \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\sin(m\bar{x}_i) & -\cos(m\bar{x}_i) & \sinh(m\bar{x}_i) & \cosh(m\bar{x}_i) \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (1.13)$$

Denklem (1.10), aşağıda verildiği şekilde tekrardan ifade edilebilir.

$$\begin{bmatrix} A_{i+1} \\ B_{i+1} \\ C_{i+1} \\ D_{i+1} \end{bmatrix} = [Q_i]^{-1} [P_i] \begin{bmatrix} A_i \\ B_i \\ C_i \\ D_i \end{bmatrix} \quad (i=1,2,\dots,N) \quad (1.14)$$

Elde edilen bu ifade yardımıyla (N). ve (N+1). kiriş parçalarına ait sabitler arasında aşağıda verilen bağıntı kurulabilir.

$$\begin{bmatrix} A_{N+1} \\ B_{N+1} \\ C_{N+1} \\ D_{N+1} \end{bmatrix} = [Q_N]^{-1} [P_N] [Q_{N-1}]^{-1} [P_{N-1}] \dots [Q_1]^{-1} [P_1] \begin{bmatrix} A_i \\ B_i \\ C_i \\ D_i \end{bmatrix} = [T] \begin{bmatrix} A_i \\ B_i \\ C_i \\ D_i \end{bmatrix} \quad (1.15)$$

Burada  $[T]$  transfer matrisi olarak adlandırılmaktadır. Böylece, çatlağın sağ tarafında yer alan kiriş parçasının yer değiştirme fonksiyonuna ait sabitler ile sol tarafında yer alan kiriş parçasının yer değiştirme fonksiyonuna ait sabitler transfer matrisi ile bağlanarak kiriş parçaları arasında süreklilik sağlanmış olur.

Euler-Bernoulli denklemleri yardımıyla basit mesnetli kirişlerin dinamik analizlerinden yola çıkılarak türetilen ampirik bir formül yardımıyla da kirişlerin dinamik karakteristikleri yaklaşık olarak belirlenebilir.

$$\omega_n = \frac{n^2 \pi^2}{l^2} \sqrt{\frac{EI}{m}} \quad (1.16)$$

Burada EI kirişin eğilme rijitliğini, l kiriş uzunluğunu, m kirişin birim boy kütleini, n ise mod sayısını ifade etmektedir. Formül direkt olarak istenilen moda karşılık gelen doğal açısal frekansı ( $\omega_n$ ) vermektedir. Elde edilen sonuçlar yaklaşık olsa da deneysel ve Transfer Matrisi Metodu gibi diğer analitik yöntemlerle kıyaslandığında oldukça tutarlı sonuçlar vermesinden dolayı literatürde sıklıkla tercih edilen bir yaklaşımdır.

### 1.3.1.2. Yapıların Dinamik Karakteristiklerinin Sayısal Yöntemlerle Belirlenmesi

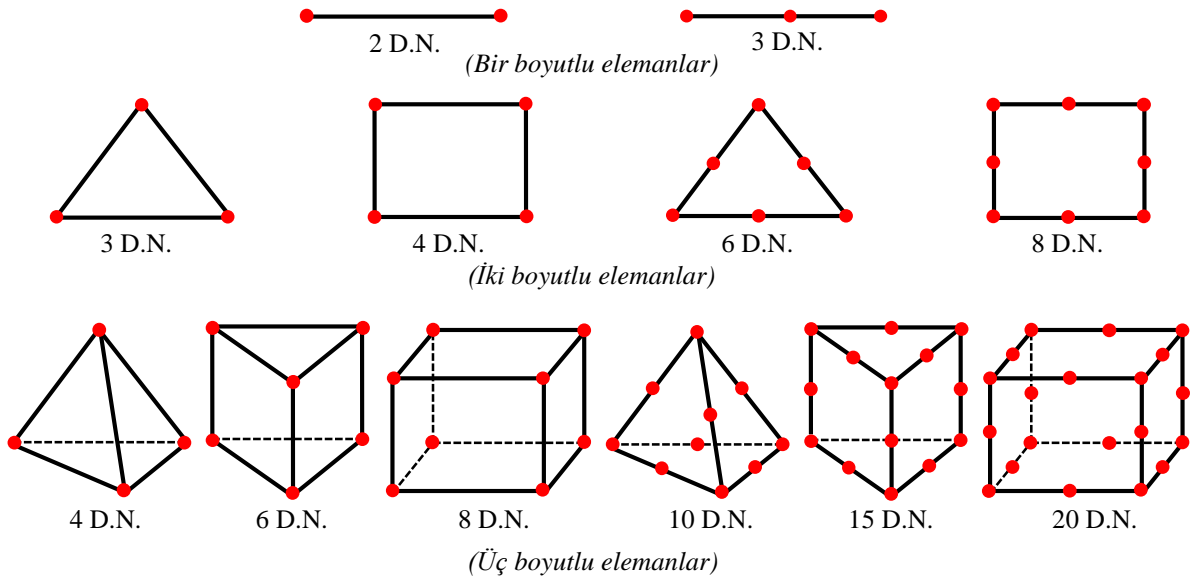
Yapıların dinamik davranışını yansıtan dinamik karakteristiklerin belirlenmesinde izlenen yollardan birisi de çeşitli sayısal yöntemlerin kullanılmasıdır. Sayısal yaklaşımın temel mantığı; yapının geometrik özellikleri, malzeme özellikleri ve sınır şartları dikkate alınarak oluşturulan sayısal modeller üzerinde serbest titreşim analizleri yaparak dinamik karakteristiklerin elde edilmesidir. Sonlu elemanlar yöntemi, sonlu farklar yöntemi, sınır elemanlar yöntemi ve sonlu şeritler yöntemi gibi sayısal yaklaşımlar, en çok tercih edilen yöntemler arasında gösterilebilir. Özellikle bilgisayar teknolojisinin gelişmesine bağlı olarak bu yöntemlerin çeşitli yazılım programlarına dönüştürülmesi ile sayısal çözüm teknikleri çok büyük önem kazanmış ve kullanımları oldukça yaygınlaşmıştır. Bu yöntemler arasında yer alan sonlu elemanlar yöntemi, geometride basitleştirme yapma ihtiyacı duyulmaksızın karmaşık sistemlerin incelenmesine olanak sağlaması, modelleme tekniklerine bağlı olarak farklı eleman tiplerini barındırması, bazı kritik bölgelerde daha hassas hesapların yapılabilmesine imkân vermesi, doğrusal ve doğrusal olmayan analizlere uygun malzeme özelliklerini içermesi ve mühendislik çalışmalarında yaygın bir şekilde kullanılan çeşitli analiz programlarında (ABAQUS, ANSYS, DIANA vb.) yer alması gibi avantajları nedeniyle en çok tercih edilen sayısal yaklaşımdır.

Sonlu elemanlar yöntemiyle dinamik karakteristiklerin belirlenmesi, iki temel aşamadan oluşur. İlk olarak, yapının mümkün olduğu kadar mevcut durumunu yansıtan

sayısal hesap modeli oluşturulur. Daha sonra bu model üzerinde serbest titreşim analizi gerçekleştirilerek yapıya ait modal parametreler elde edilir.

### 1.3.1.2.1. Sonlu Elemanlar Modelinin (Sayısal Modelin) Oluşturulması

Analitik yöntemler kullanılarak çözülemeyen karmaşık bir problem, bilinen veya kavranması daha kolay olan alt problemlere ayrılarak daha anlaşılır hale getirilebilir. Oluşturulan alt problemler çözümlü birleştirilerek esas problemin çözümü yapılabilir. Bu düşünce çerçevesinde sonlu elemanlar yöntemi, titreşim halinde olan sistemlerin yaklaşık davranışını elde etmek amacıyla Ritz metodunun bir uygulaması olarak ilk defa 1943 yılında R. Courant tarafından geliştirilmiş ve daha sonra 1956 yılında M. J. Turner, R. W. Clough, H. C. Martin ve L. J. Topp tarafından yayınlanan bir makalede tanımlanmıştır. Sonlu elemanlar yönteminin mantığı, sonsuz sayıda serbestlik derecesine sahip olan bir sistemin analizini, düğüm noktalarında birbiri ile bağlanan sonlu sayıda basit sonlu elemanların davranışlarını birleştirerek gerçekleştirmektir. Böylece, sonlu elemanlar için yapılan basit yaklaşımlar ile yapının tümü için kabul edilebilir sonuçlar elde etmek mümkün olmaktadır. Farklı tip sonlu elemanları ifade eden örnekler aşağıda verilmiştir.

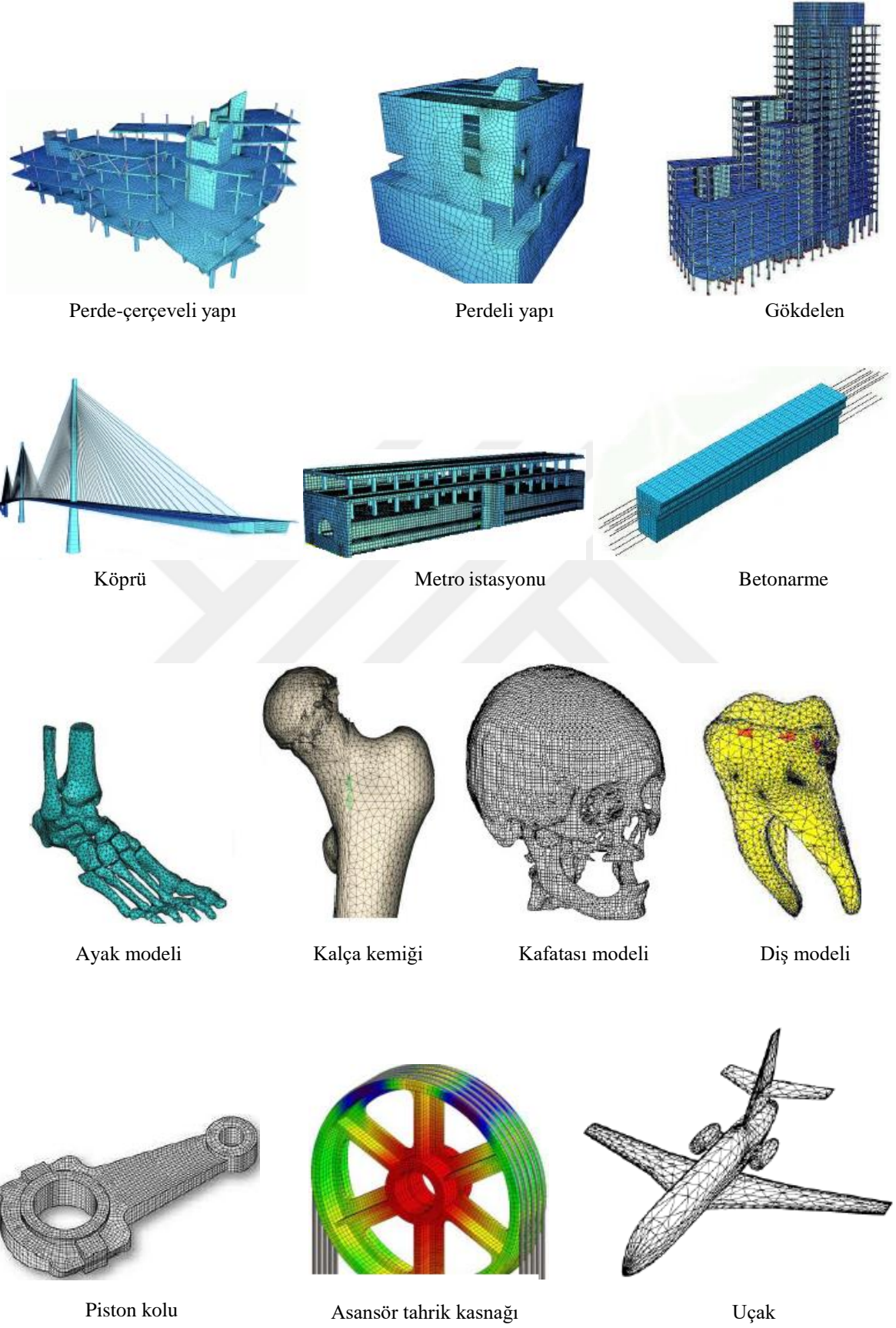


Şekil 1.18. Bir, iki ve üç boyutlu sonlu eleman örnekleri

Sonlu elemanlar yönteminde en önemli konu, çözümü bilinen elemanların tüm sistemin çözümünü verecek şekilde nasıl birleştirileceğidir. Bu problem, düğüm noktalarındaki yer değiştirmelerin birbirine eşit olması gerektiği koşulu ile elemanların sadece bu noktalarda birbirine bağlanmasıyla çözülmüştür. Düğüm noktalarında tanımlanan temel değişkenlerin (kuvvetler, yer değiştirmeler, vb.), elemanların birleştirilmesi ile oluşan bölge içerisinde sürekli bir ortamdaki değerlere dönüştürülmesinde şekil fonksiyonları kullanılır. Böylece, sonsuz sayıdaki parçalardan oluşan sürekli bir ortam, sonlu sayıda elemanlarla teşkil edilmiş bir yarı sürekli ortam olarak tanımlanmış olur. Düğüm noktalarında kurulan denklem takımlarının çözülmesi ile bilinmeyenler hesaplanır. Çözümün doğruluğu veya gerçek çözüme yakınlığı yapılan kabullere, sonlu eleman tipine ve özellikle sayısına bağlı olarak değişmektedir. Fakat sonlu eleman sayısının artması, fazla işlem hacminin oluşmasına neden olmaktadır. Bunun yanında, yapılan yakınsama analizleri sonucunda belirli bir sayıdan sonra sonuçlarda herhangi bir değişimin olmadığı görülmektedir. Bu nedenle, oluşturulan model için seçilen sonlu elemanın yapıyı en iyi şekilde temsil edecek tipte ve optimum sayıda olmasına dikkat edilmelidir.

Sonlu elemanlar yönteminin güvenilirliği ve pratikliği konusunda yapılan araştırmalar, deneyler ve farklı alanlarda yürütülen uygulamalar bu yöntemin gerçekle örtüşen sonuçlar verdiğini göstermiştir. Dolayısıyla bu yöntemin endüstriyel ürün olarak ortaya çıkması çok uzun zaman almamıştır. Çünkü ürünlerin daha prototipleri üretilmeden sanal ortamda test edilebilme fikri, bu konuda çalışan uzmanlara çok cazip gelmiştir. Bu nedenle, sonlu elemanlar tabanlı birçok yazılım ortaya çıkmıştır. Sanal ortamda oluşturulan üç boyutlu simülasyonlar neticesinde, artık ömür hesaplarının yapılması ve olası doğabilecek problemlerin öngörülmesi mümkün hale gelmiştir. Fakat geometrideki, yükleme durumundaki, sınır şartlarındaki ve malzeme özelliklerindeki çeşitli belirsizliklerin tanımlanmasında dikkate alınan kabullerin ve oluşan kayıpların neticesinde elde edilen sonuçlar yaklaşık bir çözüm sunmaktadır. Bu nedenle, sonlu eleman tabanlı bilgisayar analizlerinde, bu belirsizlikler göz önünde bulundurulmalı ve mümkün olduğunca oluşturulan modelin gerçek yapıyı yansıtacak şekilde olmasına özen gösterilmelidir.

Aşağıda verilen bilgisayar destekli sistem modelleri, sonlu elemanlar yönteminin uygulama alanının ne denli geniş olduğu hakkında fikir vermektedir.



Şekil 1.19. Sonlu elemanlar yönteminin kullanıldığı farklı alanlardaki uygulama örnekleri (URL-1, 2018).



### 1.3.1.2.2. Sönümsüz Serbest Titreşim Analizinin (Modal Analiz) Gerçekleştirilmesi

Modal analiz, bir yapının başlangıç şartlarına ve uygulanan dış yüklere karşı göstermiş olduğu tepkiye bağlı olarak dinamik karakteristiklerinin belirlenmesi için yapılan analitik, sayısal ve deneysel çalışmaların tümünü içeren bir analiz türüdür.

Dinamik karakteristikler içerisinde yer alan sönüm, malzemenin tekrarlı elastik şekil değiştirmesinin yol açtığı ısı etkilerine, şekil değişimi sırasında oluşan içsel sürtünmelere, betondaki mikro çatlakların açılıp kapanmasına ve taşıyıcı sistem ile bölme duvarlar gibi taşıyıcı olmayan elemanlar arasındaki sürtünme hareketine bağlı olarak oluşan enerji tüketimidir. Gerçek bir yapıda tüm bu tüketim mekanizmalarını tespit edip matematiksel olarak ifade etmek oldukça zordur (Chopra, 2011). Bu nedenle, dinamik karakteristiklerin (frekans ve mod şekilleri) sayısal yöntemler ile belirlenmesinde, sönümün dikkate alınmadığı sönümsüz serbest titreşim analizleri kullanılmaktadır.

Eğer bir sistem, mesnet hareketi veya dış etki olmaksızın sadece başlangıç şartları sebebiyle titreşiyorsa, bu tür titreşim serbest titreşim olarak adlandırılır. Buradaki serbest sözcüğü, titreşim sırasında zamana bağlı herhangi bir dış etkinin bulunmadığını ifade eder. Dış etkiler, sistemde zorlanmış titreşim meydana gelmesinden bir müddet sonra kaldırılırsa, yine serbest titreşim meydana gelir. Bu durumda, serbest titreşimin meydana gelmesinde zorlanmış titreşimin bittiği (dış etkilerin kaldırıldığı) ve serbest titreşimin başladığı andaki şartlar (yer değiştirme ve hızın değeri) etkili olur (Celep, 2011).

Çok serbestlik dereceli (ÇSD) bir sistemin sönümsüz serbest titreşiminin sayısal yaklaşımla belirlenmesinde izlenen hesap adımları şu şekilde özetlenebilir;

ÇSD sistemin en genel haldeki hareket denklemi;

$$[M]\{\ddot{U}(t)\} + [C]\{\dot{U}(t)\} + [K]\{U(t)\} = \{F(t)\} \quad (1.17)$$

Burada,  $[M]$  kütle matrisini,  $[C]$  sönüm matrisini,  $[K]$  rijitlik matrisini,  $\{U(t)\}$  yer değiştirme vektörünü,  $\{\dot{U}(t)\}$  hız vektörünü,  $\{\ddot{U}(t)\}$  ivme vektörünü ve  $\{F(t)\}$  kuvvet vektörünü temsil etmektedir.

$\{F(t)\}=0$  olması durumunda serbest titreşimin türevsel denklemi elde edilir, sönüm olmayan sistemlerde ( $C=0$ ) ise bu denklem aşağıdaki şeklini alır;

$$[M]\{\ddot{U}(t)\}+[K]\{U(t)\}=0 \quad (1.18)$$

Serbest titreşim, hareketin başladığı an olarak tanımlanan sıfır anında ( $t=0$ ) kütle üzerine bir başlangıç yer değişimi ve hızı uygulayıp sistemi statik denge konumundan uzaklaştırarak başlatılır. Başlangıç sınır şartları şu şekildedir;

$$\{U\}=\{U(0)\} \quad \{\dot{U}\}=\{\dot{U}(0)\} \quad (1.19)$$

Bu sınır şartları altında, Denklem (1.18)'in çözümü, sönümsüz ÇSD sistemin serbest titreşimini verecektir.

Sönümsüz sistemin, bir titreşim modu ile hareketi, matematiksel olarak aşağıdaki gibi tanımlanabilir;

$$\{U(t)\}=q_n(t)\{\phi_n\} \quad (1.20)$$

Burada,  $q_n(t)$  yerdeğişimi tepkilerini,  $\phi_n$  ise şekildeğişimi biçimini ifade etmektedir. Sönümsüz serbest titreşimin hareket denklemi homojen bir diferansiyel denklemdir. Bu nedenle, çözümü;  $\{U(t)\}=e^{st}$  olarak kabul edilirse, yerdeğişimi tepkileri aşağıdaki basit harmonik fonksiyonla tanımlanabilir;

$$q_n(t)=A_n \cos \omega_n t + B_n \sin \omega_n t \quad (1.21)$$

Buradaki  $A_n$  ve  $B_n$  katsayıları, Denklem (1.19)'daki başlangıç sınır şartlarından elde edilir. ÇSD sistemin sönümsüz serbest titreşimi aşağıdaki bağıntılar yardımıyla elde edilir.

$$t=0 \text{ iken } \{U\}=\{U(0)\} \Rightarrow A_n \cos 0 + B_n \sin 0 \Rightarrow A_n = \{U\}$$

$$t=0 \text{ iken } \{\dot{U}\}=\{\dot{U}(0)\} \Rightarrow -A_n \omega_n \sin 0 + B_n \omega_n \cos 0 \Rightarrow B_n = \left\{ \frac{\dot{U}}{\omega_n} \right\}$$

$$q_n(t)=U \cos \omega_n t + \frac{\dot{U}}{\omega_n} \sin \omega_n t \quad (1.22)$$

Denklem (1.20) ve (1.21) birleştirildiğinde;

$$\{U(t)\} = \{\phi_n\} (A_n \cos \omega_n t + B_n \sin \omega_n t) \quad (1.23)$$

elde edilir.  $\{U(t)\}$  için bulunan bu çözüm, Denklem (1.18)'de yerine yazılırsa;

$$[-\omega_n^2 [M] \{\phi_n\} + [K] \{\phi_n\}] q_n(t) = 0 \quad (1.24)$$

bağıntısı bulunur. Yerdeğişimi tepkilerinin sıfır olması demek, sistemin tamamen hareketsiz olduğu anlamına gelir. Bu nedenle, bu bağıntının sağlanması için köşeli parantez içinde yer alan işlemin sonucu sıfır olmalıdır.

$$[[K] - \omega_n^2 [M]] \{\phi_n\} = 0 \quad (1.25)$$

Bu denklemin sıfırdan farklı çözümleri için aşağıda belirtilen karakteristik determinant ifadesi kullanılabilir;

$$\det [[K] - \omega_n^2 [M]] = 0 \quad (1.26)$$

Karakteristik denklem, frekans denklemi veya özdeğer denklemi olarak bilinen Denklem (1.26)'nın kökleri olan N tane  $\omega_n^2$ 'den doğal açısal frekanslar  $\omega_n$ 'ler [ $n=1, 2, 3, \dots, N$ ] belirlenir ve bunlar geleneksel olarak  $\omega_1 < \omega_2 < \dots < \omega_N$  biçiminde küçükten büyüğe doğru sıralanır. Karakteristik denklemin köklerine özdeğerler, karakteristik değerler ya da olağan değerler adı verilir. N serbestlik dereceli bir sistemin N tane doğal titreşim frekansına karşılık gelen N tane bağımsız  $\phi_n$  vektörü vardır. Bu vektör, doğal titreşim modları veya doğal titreşim mod şekilleri olarak adlandırılmaktadır. Ayrıca öz vektör, karakteristik vektör veya olağan vektör olarak ta bilinmektedir. Sistemin mod şekillerinin genel görünümünü veren bu değerler, Denklem (1.25)'in çözülmesiyle bulunabilir.

ÇSD sistemin doğal açısal frekanslarına bağlı olarak doğal titreşim periyotları ( $T_n$ ) ve doğal devir frekansları ( $f_n$ ) aşağıdaki bağıntılarla elde edilir;

$$T_n = \frac{2\pi}{\omega_n} \quad (1.27)$$

$$f_n = \frac{1}{T_n} \quad (1.28)$$

### 1.3.1.3. Yapıların Dinamik Karakteristiklerinin Deneysel Yöntemlerle Belirlenmesi

Yapıların dinamik davranışını yansıtan dinamik karakteristiklerin belirlenmesinde izlenen yollardan birisi de çeşitli deneysel yöntemlerin kullanılmasıdır. Mühendislik yapılarının dinamik karakteristiklerini deneysel olarak belirlemede kullanılan yöntemin genel adı, Deneysel Modal Analiz Yöntemidir. Deneysel Modal Analiz Yöntemi, dinamik karakteristikler olarak bilinen doğal frekansları, mod şekillerini ve sönüm oranlarını yapılarıdaki titreşimleri dikkate alarak ve deneysel ölçüm yöntemlerine bağlı olarak belirlenmesinde kullanılan tahribatsız bir ölçüm yöntemidir. Bu yöntem, yapı üzerinde oluşan titreşimin kaynağına göre kendi içerisinde Çevresel Titreşim Yöntemi (Operasyonel Modal Analiz Yöntemi) ve Zorlanmış Titreşim Yöntemi olmak üzere ikiye ayrılmaktadır. Çevresel titreşim yönteminde yapının çevresel (doğal) bir etki ile (rüzgâr, taşıt yükü, deprem, patlatma, yaya hareketi vb.) titreştirildiği kabul edilmekte ve yapının bu etkiye göstermiş olduğu tepki ölçülmektedir. Zorlanmış titreşim yönteminde ise yapı bilinen ve ölçülebilen bir etki ile (sarsma tablası, darbe çekici, sarsıcılar vb.) titreştirilmekte ve yapının bu etkiye vermiş olduğu tepki ölçülmektedir.

#### 1.3.1.3.1. Çevresel Titreşim Yöntemi

Çevresel Titreşim Yöntemi (ÇTY), rüzgâr, deprem, taşıt yükleri, yaya hareketleri ve darbe etkileri gibi çevresel etkilerden meydana gelen titreşimlere karşı yapının göstermiş olduğu tepkiyi ölçerek dinamik karakteristikleri belirleyen bir yöntemdir. Titreşim oluşturan çevresel etkiler değişkenlik içerdiğinden dolayı yapıda oluşan titreşimin genliğini ve zamanla değişimini bilmek oldukça zordur. Bu nedenle, bu yöntem için etki kuvveti diğer bir değişle etki davranış fonksiyonu belirlenemez. Bu sebepten ötürü, Çevresel Titreşim

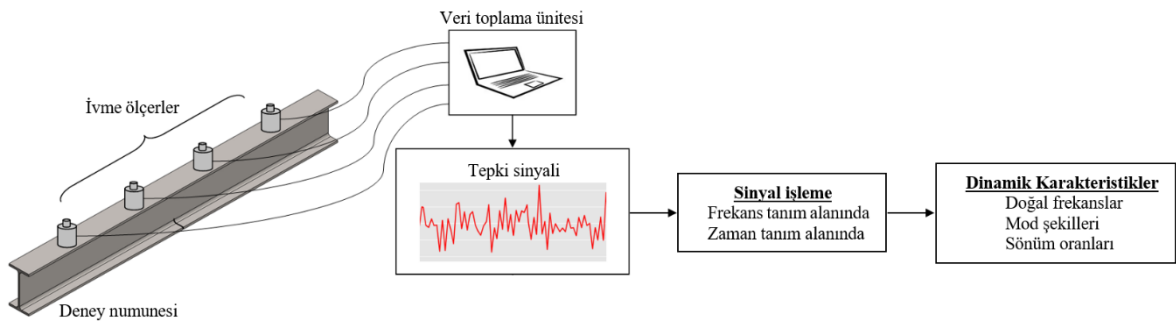
Yöntemi literatürde Operasyonel Modal Analiz Yöntemi veya Sadece Tepki Modal Analiz Yöntemi gibi isimlerle de adlandırılmaktadır.

Çevresel Titreşim Yönteminde, yapıya etkiyen titreşimlerin genliği ve zamanla değişimi bilinmediği için yapının dinamik karakteristikleri frekans ve zaman tanım alanlarında yazılmış algoritmalara sahip çeşitli yöntemler kullanılarak belirlenmektedir. Bu yöntemler şu şekilde sıralanabilir;

- ❖ Frekans tanım alanındaki yöntemler
  - Piklerin Seçilmesi Yöntemi
  - Frekans Tanım Alanında Ayrıştırma Yöntemi
  - Geliştirilmiş Frekans Tanım Alanında Ayrıştırma Yöntemi
  - Polimax Yöntemler
- ❖ Zaman tanım alanındaki yöntemler
  - Rastgele Azalım Yöntemi
  - Rekürsif (Tekrarlanan) Teknikler Yöntemi
  - En Büyük Olabilirlik Yöntemi
  - Stokastik Altalan Belirleme Yöntemi

Her iki yönteminde birbirlerine göre kesin bir üstünlüğü yoktur. Hem zaman tanım alanına hem de frekans tanım alanına dayanan yöntemler kullanılarak yapıların dinamik karakteristikleri oldukça gerçekçi ve doğru bir şekilde elde edilebilir. Her iki yöntem arasındaki en temel fark, frekans tanım alanındaki yöntemler, her bir noktada ölçülen sinyalin analizine ve sinyaller arasındaki korelasyona bağlıken, zaman tanım alanındaki yöntemler ise her bir noktadaki sinyalin zaman geçmişine dayanmaktadır.

Çevresel Titreşim Yöntemi ile yapıların dinamik karakteristiklerinin deneysel olarak belirlenmesini ifade eden şematik görsel Şekil 1.20'de verilmiştir.



Şekil 1.20. Çevresel Titreşim Yöntemi ile yapıların dinamik karakteristiklerinin belirlenmesi

Bu tez kapsamında dikkate alınan yapı elemanlarının dinamik karakteristiklerinin belirlenmesinde frekans tanım alanındaki yöntemlerden biri olan Geliştirilmiş Frekans Tanım Alanında Ayırıştırma Yöntemi ve zaman tanım alanındaki yöntemlerden biri olan Stokastik Altalan Belirleme Yöntemi kullanılmıştır.

### 1.3.1.3.1.1. Geliştirilmiş Frekans Tanım Alanında Ayırıştırma Yöntemi

Sinyal işleme sürecinden sonra elde edilen spektral yoğunluk fonksiyonundan hesaplanan tekil değer ayrıştırma grafiğindeki piklerin seçilmesiyle dinamik karakteristiklerin belirlenmesi, Geliştirilmiş Frekans Tanım Alanında Ayırıştırma (GFTAA) Yönteminin temel mantığını oluşturmaktadır. Bu yöntem, Frekans Tanım Alanında Ayırıştırma (FTAA) Yönteminin hem genişletilmiş hem de gelişmiş bir halidir. FTAA Yönteminde sönüm oranları belirlenemezken bu yöntemde, mod şekilleri ve doğal frekansların yanında sönüm oranları da elde edilebilir.

GFTAA Yönteminde, ölçülemeyen etki kuvveti ile ölçülebilen davranış fonksiyonu arasındaki ilişki aşağıda verildiği şekildedir (Bendat ve Piersol, 2004).

$$G_{yy}(j\omega) = H^*(j\omega)G_{xx}(j\omega)H^T(j\omega) \quad (1.29)$$

Burada  $G_{xx}(j\omega)$  etki sinyalinin güç spektral yoğunluk fonksiyonunu,  $G_{yy}(j\omega)$  tepki sinyalinin güç spektral yoğunluk fonksiyonunu,  $H(j\omega)$  frekans davranış fonksiyonunu, \* ve T ise sırasıyla ifadelerin kompleks eşleniğini ve transpozisini ifade etmektedir.

Gerekli matematiksel düzenlemelerin yapılmasından sonra tepki sinyaline ait güç spektral yoğunluk fonksiyonu tek kutuplu artık değer fonksiyonu formunda aşağıdaki şekilde yazılabilir (Bendat ve Piersol, 2004).

$$H(j\omega) = \sum_{k=1}^n \frac{R_k}{j\omega - \lambda_k} + \frac{R_k^*}{j\omega - \lambda_k^*} \quad (1.30)$$

Burada n mod sayısını,  $\lambda_k$  kutup fonksiyonunu,  $R_k$  ise artık değer fonksiyonunu ifade etmektedir.

Gerekli düzenlemelerin yapılmasından sonra Denklem (1.29), aşağıdaki şekilde tekrardan yazılabilir (Bendat ve Piersol, 2004).

$$G_{yy}(j\omega) = \sum_{k=1}^n \sum_{s=1}^n \left[ \frac{R_k}{j\omega - \lambda_k} + \frac{R_k^*}{j\omega - \lambda_k^*} \right] G_{xx}(j\omega) \left[ \frac{R_s}{j\omega - \lambda_s} + \frac{R_s^*}{j\omega - \lambda_s^*} \right] \bar{H} \quad (1.31)$$

Burada s tekil değerleri,  $\bar{H}$  ise kompleks eşleniği ifade etmektedir.

Gerekli düzenlemeler yapıldığında ve matematiksel ifadeler sadeleştirildiğinde tepki sinyalinin güç spektral yoğunluk fonksiyonu, tek kutuplu artık değer fonksiyonu formunda aşağıdaki şekilde yazılabilir (Bendat ve Piersol, 2004).

$$G_{yy}(j\omega) = \sum_{k=1}^n \frac{A_k}{j\omega - \lambda_k} + \frac{A_k^*}{j\omega - \lambda_k^*} + \frac{B_k}{-j\omega - \lambda_k} + \frac{B_k^*}{-j\omega - \lambda_k^*} \quad (1.32)$$

Burada  $A_k$  tepki sinyalinin güç spektral yoğunluk fonksiyonuna ait k. artık değer matrisini göstermektedir.

Denklem (1.32), aşağıdaki şekilde tekrardan ifade edilebilir (Bendat ve Piersol, 2004).

$$G_{yy}(j\omega_i) = U_i S_i U_i^H \quad (1.33)$$

Burada  $U_i$  tekil vektör matrisini,  $S_i$  ise diyagonal matrisi ifade etmektedir. Tekil vektör matrisinin elemanlarını  $u_{ij}$  tekil vektörler, diyagonal matrisin elemanlarını ise  $s_{ij}$  skaler tekil değerler oluşturmaktadır.

Denklem (1.33)'de verilen güç spektral yoğunluk fonksiyonunda pik değer yapan noktalar yapının doğal frekanslarını göstermektedir. Bu pik noktaları oluşturan tekil vektörler ise yapının doğal mod şekillerini ifade etmektedir.

### 1.3.1.3.1.2. Stokastik Altalan Belirleme Yöntemi

Stokastik Altalan Belirleme (SAB) Yönteminde yapının dinamik karakteristikleri lineer, sabit katsayılı ikinci derece diferansiyel denklem olan hareket denklemi ile aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir.

$$M\ddot{U}(t)+C\dot{U}(t)+KU(t)=R(t)=Bu(t) \quad (1.34)$$

Burada M kütle matrisini, C sönüm matrisini, K rijitlik matrisini, U(t) yer değiştirme vektörünü,  $\dot{U}(t)$  hız vektörünü,  $\ddot{U}(t)$  ivme vektörünü, R(t) titreşim kuvvetini ifade etmektedir. B matrisi ve u(t) vektörü ise ortamda bulunan verileri simgelemektedir.

Yukarıda ifade edilen hareket denklemi (1.34), titreşim halinde olan yapının davranışını temsil etmesine rağmen mevcut haliyle SAB Yöntemi için uygun değildir. Bu nedenle, Denklem (1.34) aşağıda verilen tanımlamalar kullanılarak ayrık-zaman stokastik durum-uzayı modeline dönüştürülmektedir (Yu ve Ren, 2005).

$$\left. \begin{aligned} x(t) &= \begin{pmatrix} U(t) \\ \dot{U}(t) \end{pmatrix} \\ A_* &= \begin{pmatrix} 0 & I_{n_2} \\ -M^{-1} & -M^{-1}C \end{pmatrix} \\ B_* &= \begin{pmatrix} 0 \\ -M^{-1}B \end{pmatrix} \end{aligned} \right\} \quad (1.35)$$

$$\dot{x}(t) = A_*x(t) + B_*u(t) \quad (1.36)$$

Burada  $A_*$  durum matrisini,  $B_*$  veri matrisini, x(t) ise durum vektörünü ifade etmektedir.

Çevresel titreşim testlerinde, yapının bütün serbestliklerini ölçmek mümkün olmadığından dolayı durum-uzay vektörünün eleman sayısının sistemin durumunu tanımlayan bağımsız değişken sayısına eşit olduğu kabul edilir ve gözlem denklemi aşağıdaki şekilde ifade edilir (Yu ve Ren, 2005).

$$y(t) = C_*x(t) + D_*u(t) \quad (1.37)$$

Burada  $C_*$  sistem davranış matrisini,  $D_*$  ise doğrudan iletişim matrisini ifade etmektedir.

Örnekleme süresi ve ortamdaki gürültü, sinyal verilerini oldukça etkilemektedir. Örneklemeden sonra durum-uzay modeli aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir (Yu ve Ren, 2005).



$$\left. \begin{aligned} x_{k+1} &= A_* x_k + B_* u_k \\ y_k &= C_* x_k + D_* u_k \end{aligned} \right\} \quad (1.38)$$

Burada  $x_k$  ayrık-zaman durum vektörünü  $u_k$  ise belirgin etki sinyal vektörünü ifade etmektedir.

Gerçek koşullarda yapılan ölçümler, yapıya veya dış ortamda bulunan gürültüye ait sinyaller içerebilmektedir. Dolayısıyla stokastik gürültü bileşenleri eklendiğinde Denklem (1.38), aşağıda verilen belirli-stokastik durum-uzayı modeli şekline dönüşür (Yu ve Ren, 2005).

$$\left. \begin{aligned} x_{k+1} &= A_* x_k + B_* u_k + w_k \\ y_k &= C_* x_k + D_* u_k + v_k \end{aligned} \right\} \quad (1.39)$$

Burada,  $w_k$  modeldeki belirsizlikler ve kusurlar nedeniyle işlenen gürültü sinyallerini,  $v_k$  ise ivmeölçer kusurlarından dolayı işlenen gürültü sinyalini ifade etmektedir. Her iki vektör de değeri ölçülemeyen sinyallerden oluşmaktadır. Etkisi olmayan beyaz gürültü ve kovaryans matrisleri ise aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir (Yu ve Ren, 2005).

$$E_* \left[ \begin{pmatrix} w_p \\ v_p \end{pmatrix} \begin{pmatrix} w_g^T & v_g^T \end{pmatrix} \right] = \begin{pmatrix} Q & S \\ S^T & R \end{pmatrix} \delta_{pq} \quad (1.40)$$

Burada,  $E_*$  beklenen değer operatörünü,  $\delta_{pq}$  ise Kronecker deltayı ifade etmektedir.

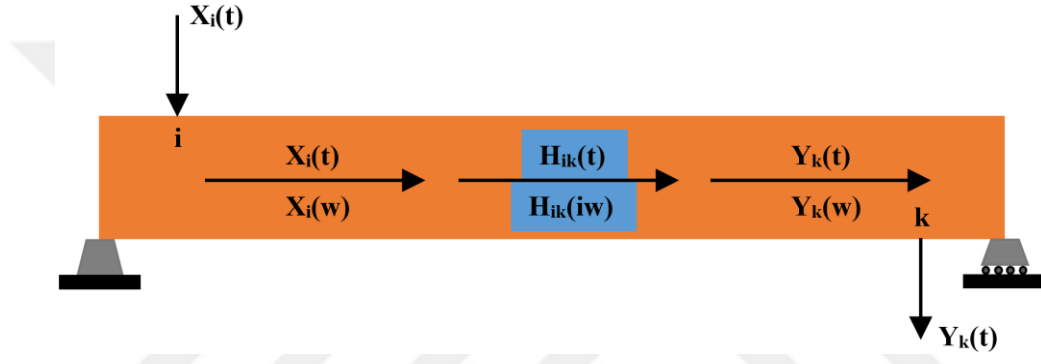
SAB Yöntemi ile yapı sistemlerinin dinamik karakteristikleri, normal operasyon koşullarında değeri ölçülemeyen sinyallerle titreştirilerek belirlenmektedir. Bu nedenle, Denklem (1.39)'da gösterilen belirgin sinyal verisi  $u_k$ 'yı, gürültü terimleri olan  $w_k$  ve  $v_k$ 'dan bağımsız olarak düşünmek mümkün değildir. Bu durumda  $u_k$ , gürültü terimleri  $w_k$  ve  $v_k$  cinsinden yazılırsa yapının ayrık-zaman stokastik durum-uzay modeli aşağıda verilen bağıntı yardımıyla ifade edilebilir.

$$\left. \begin{aligned} x_{k+1} &= A_* x_k + w_k \\ y_k &= C_* x_k + v_k \end{aligned} \right\} \quad (1.41)$$

Denklem (1.41), çevresel titreşimlerden yararlanılarak dinamik karakteristiklerin belirlenmesinin temelini oluşturmaktadır.

### 1.3.1.3.2. Zorlanmış Titreşim Yöntemi

Zorlanmış Titreşim Yöntemi, bilinen ve ölçülebilen bir kuvvetten doğan titreşimlere karşı yapının göstermiş olduğu tepkiyi ölçerek dinamik karakteristikleri belirleyen bir yöntemdir. Bu yöntemin dayandığı temel prensip Şekil 1.21’de görülmektedir.



Şekil 1.21. Zorlanmış Titreşim Yöntemine ait şematik gösterim ve frekans davranış fonksiyonunun belirlenmesi

Zorlanmış Titreşim Yönteminde yapı  $X_i(t)$  gibi yapay bir kuvvetle i noktasından yapay sarsıcı veya darbe çekici vasıtasıyla titreştirilmekte ve yapının bu etkiye göstermiş olduğu tepki olan  $Y_k(t)$ , yapay kuvvet sinyali  $X_i(t)$  ile birlikte k noktasından ölçülmektedir (Şekil 1.21).

Zorlanmış Titreşim Yönteminde etki-tepki sinyalleri arasındaki ilişki aşağıdaki bağıntı yardımıyla ifade edilmektedir.

$$H_{ik} = \frac{Y_k(w)}{X_i(w)} \quad (1.42)$$

Burada  $H_{ik}$  frekans davranış fonksiyonunu,  $X_i(w)$  frekans tanım alanındaki tepki fonksiyonunu,  $Y_k(w)$  ise frekans tanım alanındaki etki fonksiyonunu ifade etmektedir. Elde

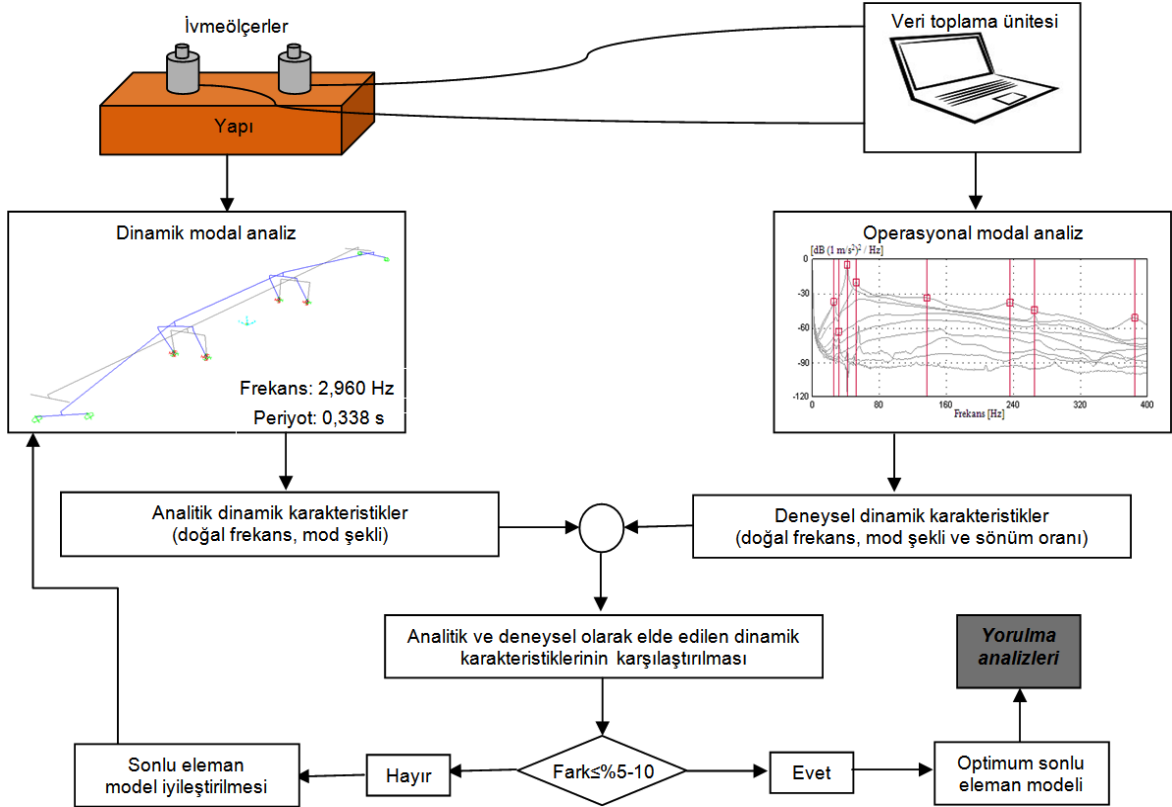
edilen frekans davranış fonksiyonu, çeşitli sayısal teknikler kullanılarak ayrıştırılmakta ve yapıya ait dinamik karakteristikler elde edilmektedir.

#### **1.3.1.4. Deneysel Modal Analiz Yöntemi ile Sonlu Elemanlar Modelinin İyileştirilmesi**

Deneysel Modal Analiz Yönteminin bizlere sunmuş olduğu en önemli avantaj, yukarıda ifade edilen yöntemler ile dinamik karakteristikleri oldukça doğru bir şekilde belirleyebilmemizdir. Bunun yanında, bir yapının mevcut durumunu yansıtan sonlu elemanlar modelinin oluşturulmasında da önemli katkılar sunmaktadır. Sonlu elemanlar yöntemi ile bir yapının sayısal modeli oluşturulurken, malzeme özelliklerinden sınır şartlarına kadar pek çok kabul yapılmaktadır. Bu kabullerin sonucu olarak elde edilen model, gerçek modeli tam anlamıyla doğru bir şekilde temsil edemeyebilir. Bu problemlerden dolayı yapının uygun bölgelerine yerleştirilen ivmeölçerler yardımıyla deneysel olarak belirlenen dinamik karakteristikler ile numunelerin sonlu elemanlar modellerinden sayısal olarak elde edilen dinamik karakteristikler karşılaştırılarak, yapının mevcut durumunu yansıtan gerçek sonlu elemanlar modelleri oluşturulabilir. Bu kapsamda, dinamik karakteristiklerin analitik, sayısal ve deneysel yöntemler kullanılarak belirlenmesi, elde edilen sonuçların karşılaştırılması, aralarındaki farklılıkların yorumlanması ve bu farkların büyüklüğüne bağlı olarak sonlu eleman modelinin deneysel ölçüm verilerine göre iyileştirilmesi gerekmektedir.

Dinamik karakteristiklerin analitik, sayısal ve deneysel yöntemler kullanılarak belirlenmesi, elde edilen sonuçların karşılaştırılması ve sonuçlar arasındaki farklılıkların yorumlanması ihtiyacını beraberinde getirmektedir. Analitik, sayısal ve deneysel dinamik karakteristikler arasındaki farklılık %5-10 civarında ise, analitik ve sayısal dinamik karakteristiklerin yapının mevcut durumunu yansıttığı kabul edilmektedir. Fakat bu değer %5-10'dan büyük ise analitik ve sayısal dinamik karakteristiklerin yapının mevcut durumunu yansıtmadığı kabul edilmektedir (Şekil 1.22). Bu durumda, yapının sonlu eleman modeli deneysel ölçüm verilerine göre iyileştirilmelidir. Böylelikle, sonuçlar arasındaki farklılıklar minimum seviyeye indirilerek yapının mevcut durumunu yansıtan sonlu eleman modeli elde edilmektedir. Bu aşamada, model iyileştirme konusunda dikkat edilmesi gereken bir takım noktalar vardır. Doğruluğu kesine yakın bir netliğe sahip parametrelerden uzak durmak gerekmektedir (Sevim, 2010). İyileştirmede asıl amaç, doğruluğu bilinmeyen

parametreler üzerinde değişiklik yaparak gerçeğe en yakın sonlu eleman modeli oluşturmaktadır. Eğer gerekliyse, model iyileştirme aşamasında iyileştirme parametresi olarak malzeme özellikleri, sınır şartları, malzeme yoğunluğu ve bunun yanında geometrik özellikler dikkate alınmalıdır. Sayısal modeli doğrulan yapı üzerinde daha sonra ihtiyaca bağlı olarak çeşitli sayısal analizler rahatlıkla yapılabilir.



şekil 1.22. Dinamik karakteristiklerin analitik, sayısal ve deneysel yöntemlerle belirlenmesi ve karşılaştırılması

### 1.3.2. Yapıların Yorulma Davranışlarının Belirlenmesi

Yapıların yorulma davranışlarını anlamak onların yorulma ömrü olarak bilinen artık hizmet ömürlerini belirlemekle mümkün olmaktadır. Yorulma ömrü, yapıda var olan mevcut hasar düzeyi hakkında fikir sahibi olunmasında ve buna bağlı olarak herhangi bir riskli durumun var olup olmadığının belirlenmesinde etkili bir şekilde kullanılmaktadır. Uzun yıllar boyunca yapılan çalışmalar neticesinde, yapıların artık yorulma ömürlerini belirlemek için kullanılabilecek çeşitli yöntemler geliştirilmiştir. Bu yöntemler ile ilgili ayrıntılı bilgiler aşağıda takip eden bölümlerde sırasıyla verilmiştir.

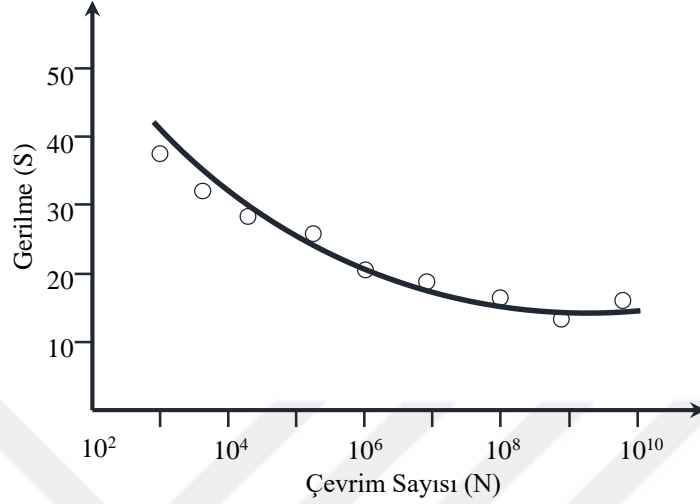
Değişken-tekrarlı yükler etkisi altında metalik makine ve yapı elemanlarının yorulmaya karşı tasarımları ve analizleri için yaygın olarak kullanılan üç temel yöntem mevcuttur. Bu yöntemler; gerilme-ömür yöntemi, şekil değiştirme-ömür yöntemi ve lineer-elastik kırılma mekaniği yöntemidir. Bu yöntemler belirli bir düzeydeki yüklemeye için kırılmaya neden olan yük çevrim sayısını (N), yani yorulma ömrünü tahmin etmek için kullanılmaktadır.  $1 \leq N \leq 10^3$  aralığına tekabül eden çevrim sayısı düşük çevrimli yorulma olarak tanımlanırken,  $N > 10^3$  değerini sağlayan çevrim sayısı ise yüksek çevrimli yorulma olarak adlandırılmaktadır.

### 1.3.2.1. Gerilme-Ömür Yöntemi

Gerilme-ömür yöntemi, yalnızca gerilme seviyelerine bağlı olarak metalik yapı ve makine elemanının toplam yorulma ömrü ile ilgilenen bir yöntemdir. Çatlak başlangıcı ve gelişimi hakkında yeterli bilgi vermemektedir. Diğer yöntemlere göre uygulanabilirliği çok daha kolaydır. Bu nedenle, günümüzde çok geniş çaplı tasarım uygulamalarında kullanılmaktadır. Yüksek çevrimli yorulma problemleri için tatmin edici sonuçlar vermesine rağmen özellikle düşük çevrimli uygulamalar için yeterli doğrulukta sonuçlar vermeyen bir yöntemdir.

Bu yöntemin uygulanmasında dikkate alınan en önemli parametre, malzeme veya eleman bazında belirlenmiş Wöhler (S-N) Eğrileridir. Metalik yapı ve makine elemanlarının yorulma ömürleri ve yorulma dayanım limitleri hakkında bilgi sahibi olmak amacıyla bu eğrilerden faydalanılır. Bu yöntemde malzeme, biçim ve yüzey kalitesi bakımından tümüyle aynı olan deney numunelerinin her biri aralıksız şekilde ve farklı gerilme seviyelerinde zorlanarak kırılmanın oluşacağı çevrim sayıları (N) tespit edilir. Ortalama gerilme değerleri sabit tutularak her deney numunesi için kırılmaya neden olan gerilme genliği belirlenir. Uygulanan gerilme genlikleri ve kırılmanın görüldüğü çevrim sayılarına göre S-N eğrisi çizilir. Gerilme eksenini olarak ordinatta genellikle doğrusal, bazı hallerde ise yarı ya da tam logaritmik skala kullanılır ve bu ekseninde ya maksimum gerilme, ya minimum gerilme ya da gerilme genliğinden biri kaydedilir. Çevrim sayısı olan apsiste ise genellikle logaritmik skala kullanılır. Çünkü sonuçlar kartezyen koordinatlar kullanılarak çizdirildiğinde logaritmik kâğıt üzerinde görülen o eğrilik elde edilemeyebilir. Demir metalleri ve alaşımları için çizdirilen S-N diyagramlarında belirli bir sayıdaki çevrimden sonra meydana gelen asimptot

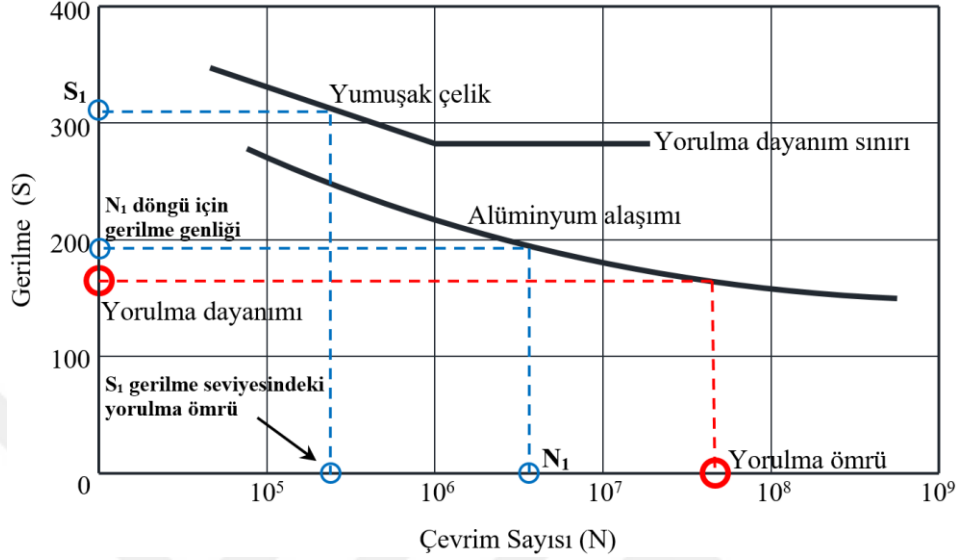
durum, bu eğriliğin oluşmasına neden olmaktadır. Şekil 1.23’de şematik bir S-N eğrisi görülmektedir.



Şekil 1.23. Tipik bir S-N diyagramı

Wöhler eğrileri, metal veya alaşımların kristal yapısına bağlı olarak farklı özellikler göstermektedir. Örneğin, hacim merkezli kübik kristal yapıdaki (HMK) malzemelerde (demir esaslı malzemeler, Tablo 1.2) eğri  $10^6$ - $10^7$  tekrar sayılarında yatıklaşmaya başlarken yüzey merkezli kübik kristal yapıdaki (YMK) ve sıkı düzen hekzagonal kristal yapıdaki (SDH) malzemelerde (hafif metaller veya alaşımları, Tablo 1.2) istisnai durumlar dışında bu özelliğe rastlanmamaktadır (Şekil 1.24). Diğer bir deyişle gerilme genliğinin azalmasıyla birlikte ömürde sürekli bir artış söz konusudur. Demir esaslı malzemelerde eğrinin yataylaştığı ve altına inmediği bu sınır değere, yorulma dayanım sınırı ( $S_e$ ) adı verilmektedir. Bu sınır değer altındaki gerilmeler için malzeme ömrü yükleme sayısına bağlı olmaksızın sonsuz kabul edilmektedir. Yani bu noktadan itibaren devam eden gerilme çevrimlerinde herhangi bir yorulma hasarı meydana gelmemektedir. Yorulma dayanım sınırı, çatlak oluşumuna neden olabilecek hareketli dislokasyonlar etrafında karbon atomlarının bir atmosfer oluşturarak veya küçük partiküller halinde çökelerek onları kilitlemeleri sonucu oluşan deformasyon yaşlanması nedeniyle ortaya çıkmaktadır. Ayrıca deformasyon yaşlanması gösteren bazı alüminyum alaşımları gibi demir dışı malzemelerde de bu durum gözlemlenebilmektedir. Hafif metaller veya alaşımlarına ait S-N diyagramlarında belirgin bir yorulma dayanım sınırı yoktur. Bu tür malzemeler için yorulma dayanımı veya sürekli yorulma dayanımı tanımları yapılmaktadır. Bu tür malzemelerde,  $10^6$ - $10^8$  aralığındaki

gerilme çevrim sayısına karşılık gelen yorulma dayanımı, yorulma dayanım sınırı olarak kabul edilmektedir.



Şekil 1.24. Çelik ve alüminyum malzemelerine ait tipik S-N diyagramları

Tablo 1.2. Bazı metallerin kristal yapıları

Metal	Kristal Yapı
<b>Alüminyum</b>	<b>YMK</b>
Kadmiyum	HMK
Krom	HMK
Kobalt	SDH
Bakır	YMK
Altın	YMK
<b>Demir</b>	<b>HMK</b>
Kurşun	YMK
Molibden	HMK
Nikel	YMK
Platin	YMK
Gümüş	YMK
Tantal	HMK
Titanyum	SDH
Çinko	SDH

Bir malzemenin yorulma dayanımını belirlemek için yorulmanın istatistiksel doğasından dolayı çok fazla sayıda deneyin yapılması gerekmektedir. Yorulma deneylerinde, uygulanan belirli yükler etkisi altında numunenin kırılmasına kadar geçen süredeki gerilme çevrim sayısı kayıt altına alınmaktadır. Bu testlerin sürekli olarak gerçekleştirilmesi pahalı ve zaman alıcı bir süreçtir. Bu nedenle, literatürde bu eğrilerin

oluşturulması için belirli ömür aralıkları referans alınarak geliştirilmiş ampirik formüller de bulunmaktadır (Tablo 1.3).

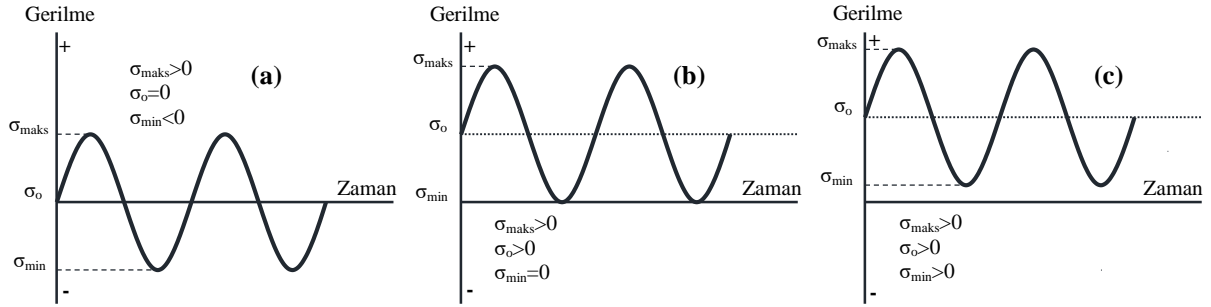
Tablo 1.3. S-N eğrisi formülasyon tablosu

Çevrim Sayısı	Yorulma Dayanımı
$< 10^3$	$0,9S_u$
$10^3 - 10^6$	$\frac{(0,9S_u)^2}{S_e} N^{-(1/3)\log(0,9S_u/S_e)}$
$> 10^6$	$S_e$

$S_u$ : Malzemenin çekme dayanımı

$S_e$ : Malzemenin yorulma dayanım sınır değeri

Metalik makine ve yapı elemanlarında yorulmaya neden olan gerilmeler, yükleme hali, yükün cinsi vb. durumlara bağlı olarak değişmektedir. Şekil 1.25'te, literatürde özellikle, deneysel çalışmalarda yaygın bir şekilde kullanılan değişken-tekrarlı gerilmeler görülmektedir.

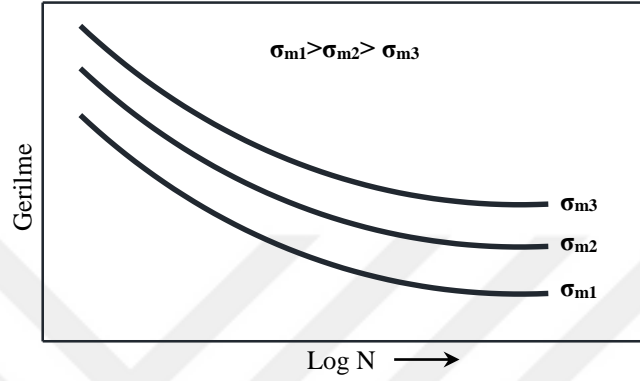


Şekil 1.25. Yorulmaya neden olan gerilme halleri (a) tam değişken gerilme-çek/bas, (b) tekrarlı gerilme-çek/bırak, (c) değişken gerilme, en genel durum-salt çekme)

Yorulmaya, tekrarlı olarak değişen gerilme genliği yol açmaktadır. Literatürdeki malzemelere ait yorulma sınırını veya dayanımını veren verilerin büyük çoğunluğu tümüyle değişken yorulma zorlanması için elde edilmiştir (Şekil 1.25a). Çünkü yorulma deneyleri genellikle ortalama gerilmenin sıfır olduğu ( $\sigma_0=0$ ) tam değişken sabit genlikli testlerden elde edilmektedir. Ancak gerçek gerilme dağılımı ideal durumdan farklılıklar göstermektedir. Özellikle işletme şartlarında malzemeye gerilme genliğinin yanı sıra ortalama gerilmenin de etkideği görülmektedir (Şekil 1.25c). Gerilme durumu, tam değişkenden farklı ise bu

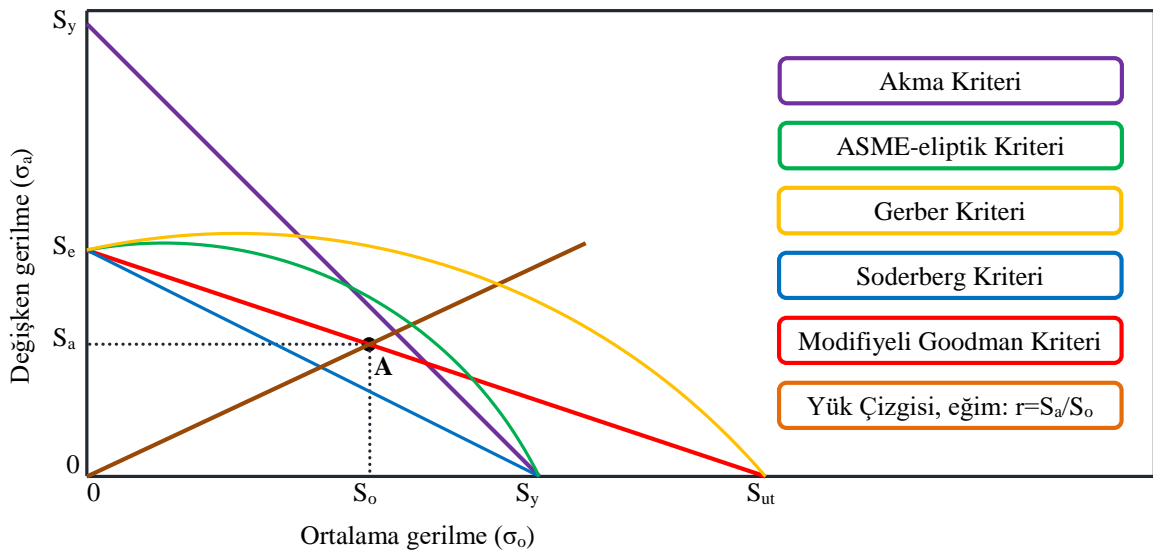


durumda ortalama gerilme mevcuttur ve hesaplanması gerekmektedir. Çünkü ortalama gerilme yorulma dayanımını azaltıcı bir etkiye sahiptir. Ortalama gerilmenin çekme gerilmesi şeklinde olması basınç gerilmesi şeklinde olmasına göre yorulma açısından daha tehlikeli durumlara sebebiyet vermektedir. Aşağıdaki şekilde görüldüğü gibi genellikle ortalama gerilme arttıkça yorulma ömrü azalmaktadır.



Şekil 1.26. Ortalama gerilmenin S-N eğrisi üzerindeki etkisi

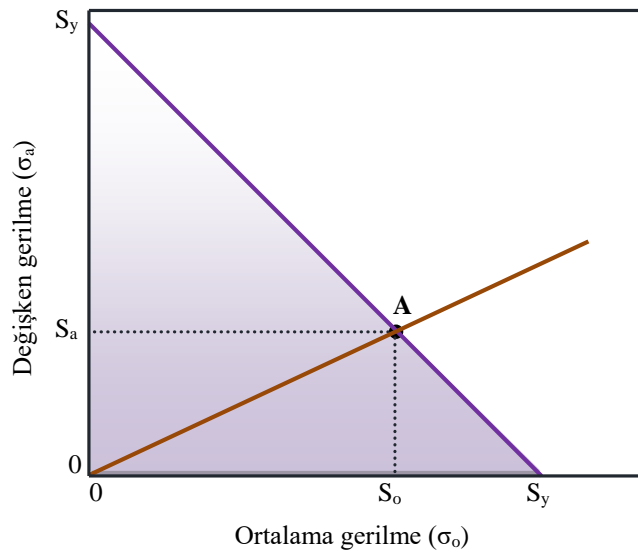
Ortalama gerilmenin sıfır olmadığı durumlarda metalik makine ve yapı elemanlarının yorulma ömürlerinin belirlenmesinde veya yorulmaya karşı mevcut durumlarının değerlendirilmesinde standart S-N eğrileri kullanılamaz. Bunun yerine, çok sayıda yapılmış deneysel çalışma sonuçlarına bağlı olarak belirlenen çeşitli hasar kriterleri kullanılarak bu analizler gerçekleştirilir.



Şekil 1.27. Yorulma hasar kriterleri

- ASME-eliptik, Gerber, Soderberg ve Modifiyeli Goodman Kriterleri yorulma hasarları, Akma Kriteri ise statik hasarlar için kullanılmaktadır.
- Kriterler, analiz ve tasarım amaçlı olarak sıklıkla oluşturulmaktadır. Çünkü kullanımları kolaydır ve sonuçlar birbirleriyle karşılaştırılabilir düzeydedir.
- Eğer ortalama gerilme ve değişken gerilme çiftinin kesişim noktası, hasar kriterlerini temsil eden çizgilerin altında kalıyorsa, eleman yorulma açısından güvenlidir. Eğer bu nokta, çizgi üzerinde veya dışında ise yorulma hasarı meydana gelmektedir.
- Çizgi üzerinde kalan noktalar, ortalama gerilme ve değişken gerilme açısından dayanım değerlerini ifade etmektedir. Örneğin, modifiyeli Goodman çizgisi üzerinde yer alan A noktası için  $S_o$  ve  $S_a$  değerleri sınır değerler olarak tanımlanmaktadır. Çizgi üzerinde yer alan tüm noktalar  $10^6$  çevrim sayısına (sonsuz ömür) karşılık gelmektedir.
- Ortalama gerilme, değişken-tekrarlı gerilmenin sabit bileşeni olduğu için bu gerilmenin temsil edildiği yatay eksende malzemeye ait statik gerilme dayanım değerleri ( $S_y$  ve  $S_{ut}$ ) yer almaktadır. Düşey eksende yer alan bileşen ise yorulmaya neden olan değişken-tekrarlı gerilmenin genliğini ifade etmektedir. Bu nedenle, bu eksende yorulma ile ilgili dayanım sınır değeri ( $S_e$ ) yer almaktadır.

### 1.3.2.1.1. Akma Hasar Kriteri



Şekil 1.28. Akma hasar kriteri

Akma çizgisi, hem yatay hem de düşey eksende yer alan malzeme akma dayanım değerlerini temsil eden noktaların birleştirilmesiyle oluşmaktadır. Maksimum gerilmenin malzemenin akma dayanımından büyük olması durumunda, ilk çevrim sonucunda meydana gelebilecek bir akma olayı, malzemenin hasara uğramasına neden olabilir. Bu durumda meydana gelen hasar, yorulma kriteri kapsamında değil akma kriteri kapsamında değerlendirilmelidir. Akma hasar kriteri, değişken-tekrarlı gerilmeler etkisi altında bulunan metalik bir yapı veya makine elemanının hasara akma nedeniyle uğrayıp uğramayacağını belirlemek için kullanılmaktadır. Bu nedenle, yorulma ömür hesaplarında diğer tüm yorulma hasar kriterleri, akma hasar kriteri ile birlikte dikkate alınmaktadır.

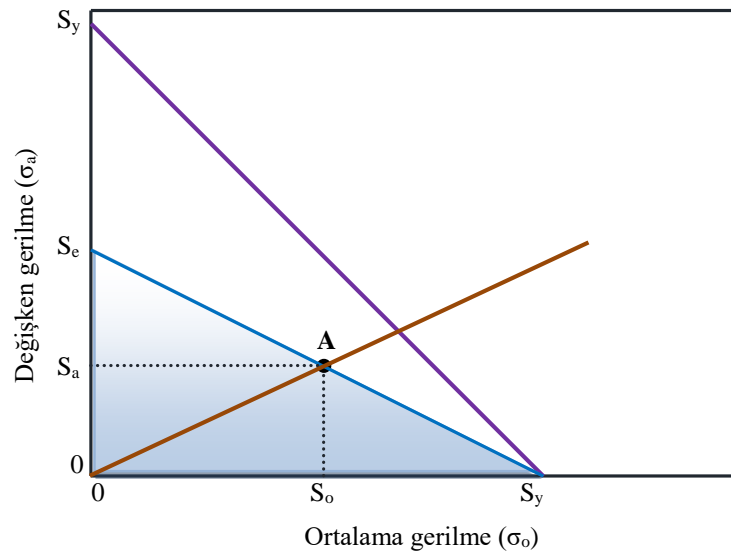
Akma çizgisinin denklemi;

$$\frac{S_a + S_o}{S_y} = 1 \quad (1.43)$$

Tasarım açısından akma çizgisinin denklemi;

$$\frac{S_a + S_o}{S_y} = \frac{1}{n_f} \quad (1.44)$$

### 1.3.2.1.2. Soderberg Yorulma Hasar Kriteri



Şekil 1.29. Soderberg yorulma hasar kriteri

Soderberg çizgisi, yatay eksende malzeme akma dayanımını dikey eksende ise yorulma dayanım sınır değerini temsil eden noktaların birleştirilmesiyle oluşmaktadır. Çizginin üzerinde veya dışında kalan noktalar yorulma hasarını, altında kalan noktalar ise güvenli bölgeyi temsil etmektedir. Akma çizgisinin sınırlarını belirlediği alan, bu kriteri de kapsadığı için yorulma açısından güvenilirliği ispatlanan bir elemanın akmaya karşı tahkikinin yapılmasına gerek yoktur. Yorulma ömrü açısından çok güvenli tarafta kaldığı için ekonomik gereksinimler nedeniyle tasarımlarda çok fazla tercih edilmeyen bir kriterdir.

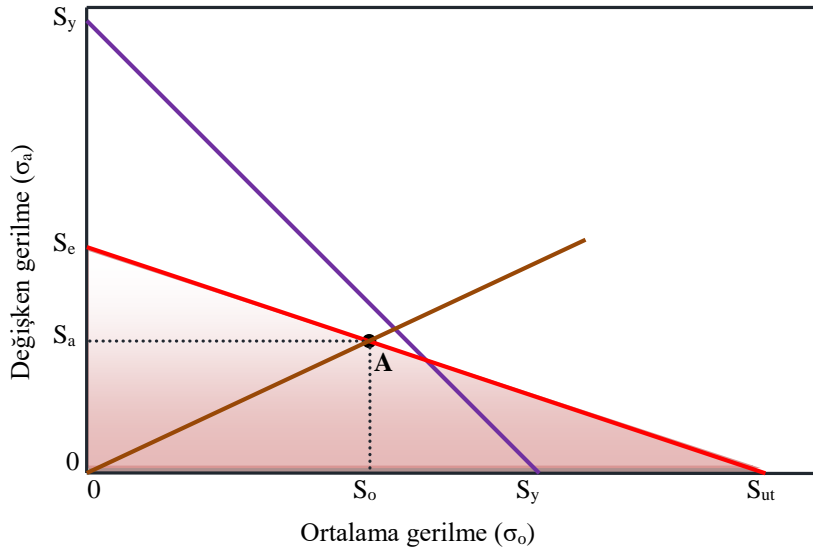
Soderberg çizgisinin denklemi;

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_o}{S_y} = 1 \quad (1.45)$$

Tasarım açısından Soderberg çizgisinin denklemi;

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_o}{S_y} = \frac{1}{n_f} \quad (1.46)$$

### 1.3.2.1.3. Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri



Şekil 1.30. Modifiyeli Goodman yorulma hasar kriteri

Modifiyeli Goodman çizgisi, yatay eksende malzeme çekme dayanımını düşey eksende ise yorulma dayanım sınır değerini temsil eden noktaların birleştirilmesiyle oluşmaktadır. Çizginin üzerinde veya dışında kalan noktalar yorulma hasarını, altında kalan noktalar ise güvenli bölgeyi temsil etmektedir. Yorulma güvenliğinin belirlenmesinde en çok tercih edilen hasar kriteridir. Şekil 1.30'da görünen kırmızı çizgi, gerçekte Goodman çizgisidir. Çizginin başlangıç noktasından ( $S_e$ ) akma çizgisiyle kesiştiği noktaya kadar olan parça ile bunu takip eden akma çizgisinin toplamı Modifiyeli Goodman hasar çizgisini oluşturmaktadır. Böylece bu çizgi altında kalan tüm noktalar hem yorulma hem de ilk çevrim akması hasarları açısından emniyetlidir.

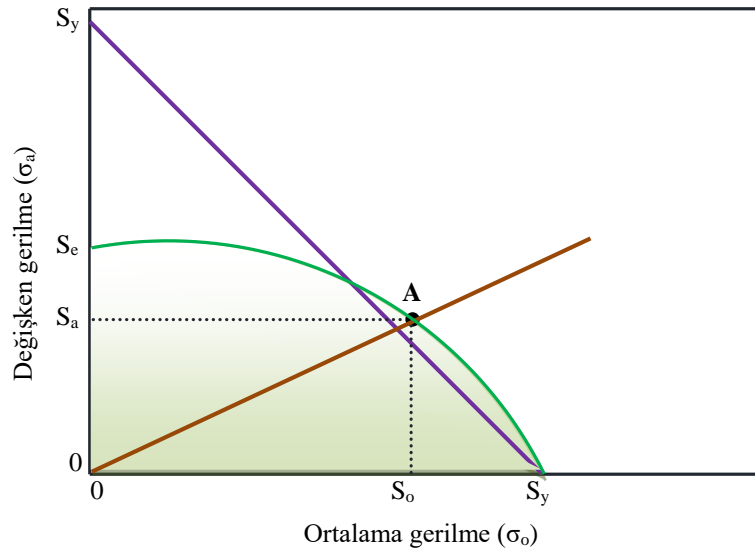
Modifiyeli Goodman çizgisinin denklemi;

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_o}{S_{ut}} = 1 \quad (1.47)$$

Tasarım açısından Modifiyeli Goodman çizgisinin denklemi;

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_o}{S_{ut}} = \frac{1}{n_f} \quad (1.48)$$

#### 1.3.2.1.4. Asme-eliptik Yorulma Hasar Kriteri



Şekil 1.31. Asme-eliptik yorulma hasar kriteri

ASME-eliptik çizgisi, yatay eksende malzeme akma dayanımını dikey eksende ise yorulma dayanım sınır değerini temsil eden noktaların birleştirilmesiyle oluşmaktadır. Dikkate alınan gerilme dayanım sınır değerleri açısından Soderberg Hasar Kriteri ile benzer özellikler taşır. Fakat Soderberg çizgisi, düz bir çizgi iken bu hasar kriterini ifade eden çizgi paraboliktir. Çizginin üzerinde veya dışında kalan noktalar yorulma hasarını, altında kalan noktalar ise güvenli bölgeyi temsil etmektedir.

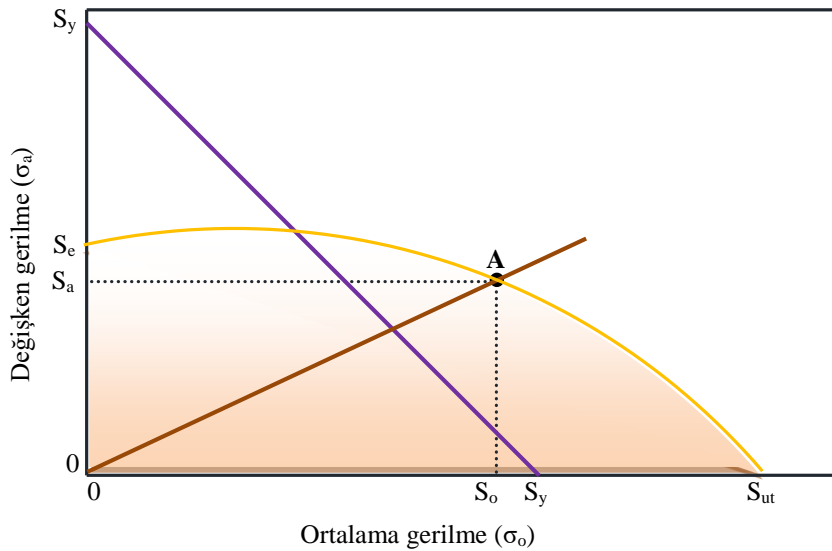
ASME-eliptik çizgisinin denklemi;

$$\frac{S_a}{S_e} + \left(\frac{S_o}{S_y}\right)^2 = 1 \quad (1.49)$$

Tasarım açısından ASME-eliptik çizgisinin denklemi;

$$\frac{S_a}{S_e} + \left(\frac{S_o}{S_y}\right)^2 = \frac{1}{n_f} \quad (1.50)$$

### 1.3.2.1.5. Gerber Yorulma Hasar Kriteri



Şekil 1.32. Gerber yorulma hasar kriteri

Gerber çizgisi, yatay ekseninde malzeme çekme dayanımını düşey ekseninde ise yorulma dayanım sınır değerini temsil eden noktaların birleştirilmesiyle oluşmaktadır. Dikkate alınan gerilme dayanım sınır değerleri açısından Modifiyeli Goodman Hasar Kriteri ile benzer özellikler taşır. Fakat Modifiyeli Goodman çizgisi düz bir çizgi iken bu hasar kriterini ifade eden çizgi paraboliktir. Gerber kriteri, deneysel verilerin dağılımı ile en iyi uyumu sağlayan yorulma hasar kriteridir. Çizginin üzerinde veya dışında kalan noktalar yorulma hasarını, altında kalan noktalar ise güvenli bölgeyi temsil etmektedir.

Gerber çizgisinin denklemi;

$$\frac{S_a}{S_e} + \left( \frac{S_o}{S_{ut}} \right)^2 = 1 \quad (1.51)$$

Tasarım açısından Gerber çizgisinin denklemi;

$$\frac{S_a}{S_e} + \left( \frac{S_o}{S_{ut}} \right)^2 = \frac{1}{n_f} \quad (1.52)$$

### 1.3.2.1.6. Yük Çizgisi

Yük çizgisi, değişken gerilme genliği değerinin ortalama gerilme değerine oranını ifade eden çizgidir. Daha önceden bahsedildiği gibi tüm yorulma hasar kriterleri akma hasar kriteri ile birlikte kullanılmaktadır. Yük çizgisi, bu kriterlere ait çizgilerden ilk olarak hangisini kesiyorsa kırılma modu o hasar kriterine bağlı olarak değişmektedir. Yani yük çizgisi bize mevcut yükleme altında elemanda hangi tür hasarın olacağını göstermektedir. Bununla birlikte, yük çizgisinden yararlanarak elemanın yorulmaya karşı güvenilirliğini ifade eden yorulma güvenlik katsayıları da hesaplanabilmektedir.

Yorulma hasar kriterleri ile yük çizgisinin kesişim noktalarına ait koordinatlar sırasıyla Tablo 1.4-1.7'de verilmiştir. Ayrıca bu tablolarda yorulma güvenlik katsayılarına ait eşitliklerde yer almaktadır. Tablolardaki ilk satır yorulma hasar kriterini, ikinci satır akma kriterini, üçüncü satır ise akma ve yorulma kriterlerinin ortak kesişim noktalarına ait koordinatları ifade etmektedir. Tablolardaki ilk sütun, kriterlerin ortak kesişim denklemlerini ikinci sütun ise kesişim koordinatlarını göstermektedir.

Tablo 1.4. Soderberg ve Akma hasar kriterlerine ait kesişim denklemleri ve koordinatları

Kesişim denklemleri	Kesişim koordinatları
$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_y} = 1$ <p>Yük çizgisi, <math>r = \frac{S_a}{S_m}</math></p>	$S_a = \frac{rS_eS_y}{rS_y + S_e}$ $S_m = \frac{S_a}{r}$
$\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1$ <p>Yük çizgisi, <math>r = \frac{S_a}{S_m}</math></p>	$S_a = \frac{rS_y}{1+r}$ $S_m = \frac{S_y}{1+r}$
$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_y} = 1$ $\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1$	$S_m = \frac{(S_y - S_e)S_y}{S_y - S_e}$ $S_a = S_y - S_m, r_{crit} = S_a/S_m$
<p>Yorulma güvenlik katsayısı;</p> $n_f = \frac{1}{\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{S_y}}$	

Tablo 1.5. Modifiyeli Goodman ve Akma hasar kriterlerine ait kesişim denklemleri ve koordinatları

Kesişim denklemleri	Kesişim koordinatları
$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_{ut}} = 1$ <p>Yük çizgisi, <math>r = \frac{S_a}{S_m}</math></p>	$S_a = \frac{rS_eS_{ut}}{rS_{ut} + S_e}$ $S_m = \frac{S_a}{r}$
$\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1$ <p>Yük çizgisi, <math>r = \frac{S_a}{S_m}</math></p>	$S_a = \frac{rS_y}{1+r}$ $S_m = \frac{S_y}{1+r}$
$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_{ut}} = 1$ $\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1$	$S_m = \frac{(S_y - S_e)S_{ut}}{S_{ut} - S_e}$ $S_a = S_y - S_m, r_{crit} = S_a/S_m$
<p>Yorulma güvenlik katsayısı;</p> $n_f = \frac{1}{\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{S_{ut}}}$	



Tablo 1.6. Gerber ve Akma hasar kriterlerine ait kesişim denklemleri ve koordinatları

Kesişim denklemleri	Kesişim koordinatları
$\frac{S_a}{S_e} + \left(\frac{S_m}{S_{ut}}\right)^2 = 1$ <p>Yük çizgisi, <math>r = \frac{S_a}{S_m}</math></p>	$S_a = \frac{r^2 S_{ut}^2}{2S_e} \left[ -1 + \sqrt{1 + \left(\frac{2S_e}{rS_{ut}}\right)^2} \right]$ $S_m = \frac{S_a}{r}$
$\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1$ <p>Yük çizgisi, <math>r = \frac{S_a}{S_m}</math></p>	$S_a = \frac{rS_y}{1+r}$ $S_m = \frac{S_y}{1+r}$
$\frac{S_a}{S_e} + \left(\frac{S_m}{S_{ut}}\right)^2 = 1$ $\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1$	$S_m = \frac{S_{ut}^2}{2S_e} \left[ 1 - \sqrt{1 + \left(\frac{2S_e}{S_{ut}}\right)^2 \left(1 - \frac{S_y}{S_e}\right)} \right]$ $S_a = S_y - S_m \cdot r_{crit} = S_a / S_m$
<p>Yorulma güvenlik katsayısı;</p> $n_f = \frac{1}{2} \left(\frac{S_{ut}}{\sigma_m}\right)^2 \frac{\sigma_a}{S_e} \left[ -1 + \sqrt{1 + \left(\frac{2\sigma_m S_e}{S_{ut} \sigma_a}\right)^2} \right] \quad \sigma_m > 0$	

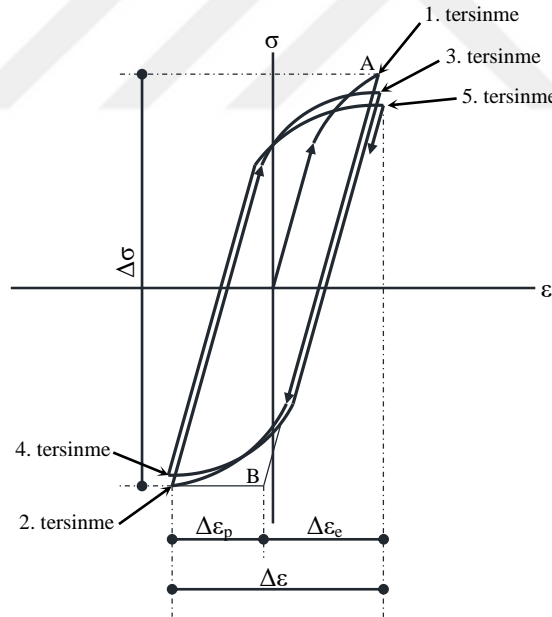
Tablo 1.7. ASME-Eliptik ve Akma hasar kriterlerine ait kesişim denklemleri ve koordinatları

Kesişim denklemleri	Kesişim koordinatları
$\left(\frac{S_a}{S_e}\right)^2 + \left(\frac{S_m}{S_y}\right)^2 = 1$ <p>Yük çizgisi, <math>r = \frac{S_a}{S_m}</math></p>	$S_a = \sqrt{\frac{r^2 S_e^2 S_y^2}{S_e^2 + r^2 S_y^2}}$ $S_m = \frac{S_a}{r}$
$\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1$ <p>Yük çizgisi, <math>r = \frac{S_a}{S_m}</math></p>	$S_a = \frac{rS_y}{1+r}$ $S_m = \frac{S_y}{1+r}$
$\left(\frac{S_a}{S_e}\right)^2 + \left(\frac{S_m}{S_y}\right)^2 = 1$ $\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1$	$S_a = 0, \frac{2S_y S_e^2}{S_e^2 + S_y^2}$ $S_m = S_y - S_a \cdot r_{crit} = S_a / S_m$
<p>Yorulma güvenlik katsayısı;</p> $n_f = \sqrt{\frac{1}{(\sigma_a / S_e)^2 + (\sigma_m / S_y)^2}}$	

### 1.3.2.2. Şekil Değiştirme-Ömür Yöntemi

Yorulma hasarının genel yapısını en iyi şekilde açıklayan yöntem, şekil değiştirme-ömür yöntemidir. Bu yöntem, aynen gerilme-ömür yöntemi gibi herhangi bir metalik yapı veya makine elemanının değişken-tekrarlı yükler etkisi altında yorulma ömrünü tahmin etmek için kullanılabilir. Fakat kullanım aşamasında birkaç tane farklı idealleştirmenin birleştirilmesi gerekmektedir. Bunun yanında, elde edilen sonuçlarda bir takım belirsizlikler de oluşabilir.

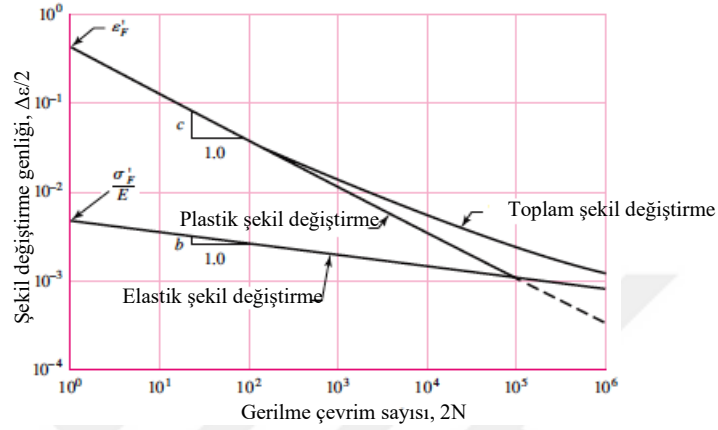
Bir yorulma hasarı genellikle bir çentik, bir çatlak veya gerilme yığılmasına neden olabilecek herhangi bir yerel süreksizlik bölgesinde başlamaktadır. Bu süreksiz bölgelerde oluşan gerilme, elastik sınırı aştığında plastik (kalıcı) şekil değiştirmeler meydana gelmektedir. Eğer bir yorulma kırılması oluşacaksa, orada muhakkak çevrimsel plastik şekil değiştirmelerin oluşması gerekmektedir (Şekil 1.33). Çevrimsel deformasyona maruz bu tür malzemelerin yorulma davranışları şekil değiştirme-ömür yöntemiyle ele alınmaktadır.



Şekil 1.33. Yumuşak çeliğin ilk beş tersinme hareketini gösteren gerilme-şekil değiştirme histerezis eğrileri

AB çizgisinin eğimi elastisite modülünü vermektedir.  $\Delta\sigma$  gerilme aralığını,  $\Delta\varepsilon_p$  plastik şekil değiştirme aralığını,  $\Delta\varepsilon_e$  ise elastik şekil değiştirme aralığını ifade etmektedir. Toplam şekil değiştirme aralığı  $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_p + \Delta\varepsilon_e$  eşitliğiyle hesaplanmaktadır.

Otomotiv mühendisleri topluluğu yorulma tasarımı ve değerlendirme komitesi 1975 yılında yayınladığı bir raporda, yorulma kırılmasına neden olan gerilme çevrim sayısı ile şekil değiştirme genliği ( $\Delta\varepsilon/2$ ) arasında bir ilişkinin olduğunu ortaya koymuştur. Rapor, 1020 adet sıcak haddeli çelik için bu ilişkiyi gösteren bir grafik içermektedir (Şekil 1.34).



Şekil 1.34. Sıcak haddeli çeliğin yorulma ömrü ile şekil değiştirme genliği arasındaki ilişki

Burada ( $\varepsilon_F$ ) yorulma süneklik katsayısını, ( $\sigma_F$ ) yorulma dayanım katsayısını,  $c$  yorulma süneklik üssü katsayısını,  $b$  ise yorulma dayanım üssü katsayısını ifade etmektedir.

Şekil 1.34 incelendiğinde, toplam şekil değiştirmenin elastik şekil değiştirme ile plastik şekil değiştirmenin toplamından oluştuğu görülmektedir. Böylelikle, toplam şekil değiştirme genliği, toplam şekil değiştirme aralığının yarısına eşit olmaktadır.

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \quad (1.53)$$

Plastik şekil değiştirme çizgisinin denklemi;

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon_F' (2N)^c \quad (1.54)$$

Elastik şekil değiştirme çizgisinin denklemi;

$$\frac{\Delta \varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma_F'}{E} (2N)^b \quad (1.55)$$

Denklem (1.54) ve (1.55), Denklem (1.53)'de yerlerine yazılırsa, toplam şekil değiştirme genliği aşağıdaki şekilde hesaplanabilir.

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma_F'}{E} (2N)^b + \varepsilon_F' (2N)^c \quad (1.56)$$

Yorulma ömrü ile toplam şekil değiştirme arasındaki bu ilişki, Manson-Coffin bağıntısı olarak adlandırılmaktadır. Bağıntıda yer alan katsayılara ait değerlere, farklı çelik ve alüminyum sınıfları için kitaplardan ve yönetmeliklerden ulaşılabilir.

Şekil değiştirmeler ve gerekli katsayılar bilindiğinde Manson-Coffin bağıntısını kullanarak herhangi bir metalik yapı veya makine elemanının değişken-tekrarlı yükler etkisi altında yorulma ömrü tahmin edilebilir. Fakat bir çentik veya bir süreksizlik bölgesinde oluşan toplam şekil değiştirmenin tümüyle nasıl elde edileceği sorusu bu konu üzerinde çalışan araştırmacılar tarafından hala cevaplandırılmamıştır. Literatürde, şekil değiştirme yığılmalarıyla alakalı herhangi bir tablo veya diyagram mevcut değildir. Fakat sonlu elemanlar analizlerinin yaygınlaşmasıyla beraber çok kısa bir süre içinde şekil değiştirme yığışım katsayılarıyla ilgili önemli çalışmalar literatürde yerini alacaktır.

### 1.3.2.3. Lineer-Elastik Kırılma Mekanik Yöntemi

Kırılma mekanik yöntemi, gerilme şiddetine bağlı olarak çatlak oluşumunu ve gelişimini tahmin etmek için kullanılan bir yöntemdir. Bu nedenle literatürde, çatlak ömrü olarak da adlandırılmaktadır. Bu yöntemin kullanılabilmesi için bir çatlağın var olduğunun ve bu çatlağın belirlendiğinin kabul edilmesi gerekmektedir. Bilgisayar kodları ve periyodik bir denetim programı ile büyük yapılara uygulanabilirliği oldukça pratik olan bir yöntemdir.

Lineer-elastik kırılma mekanik yöntemi, değişken-tekrarlı gerilmelere maruz bir elemanın çatlak oluşumundan itibaren hasara uğrayıncaya kadar geçen yorulma ömrünün tahmin edilebilmesi için kullanılır. Çatlak gelişimi, Paris eşitliğiyle tahmin edilebilir. Bu eşitlik aşağıda verilmiştir.

$$\frac{d\alpha}{dN} = C(\Delta K_I)^m \quad (1.57)$$

Burada,  $\Delta K_I$  gerilme şiddet aralığını, C ve m ise deneysel malzeme sabitlerini ifade etmektedir.  $\Delta K_I$  değerini veren eşitlik Denklem (1.58)'de, değişik çelik sınıflarına ait C ve m değerleri ise Tablo 1.8'de verilmiştir.

$$\Delta K_I = \beta(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})\sqrt{\pi a} = \beta\Delta\sigma\sqrt{\pi a} \quad (1.58)$$

Tablo 1.8. Değişik formlardaki çeliklere ait C ve m değerleri (Barsom ve Rolfe, 1987).

Malzeme	c, $\frac{m/cycle}{(MPa\sqrt{m})^m}$	c, $\frac{in/cycle}{(kpsi\sqrt{in})^m}$	m
Ferritli-perlitli çelikler	6,89(10 <sup>-12</sup> )	3,60(10 <sup>-10</sup> )	3,00
Martensitli çelikler	1,36(10 <sup>-10</sup> )	6,60(10 <sup>-9</sup> )	2,25
Ostenitli paslanmaz çelikler	5,61(10 <sup>-12</sup> )	3,00(10 <sup>-10</sup> )	3,25

Gerilme şiddet aralığı değerini, Denklem (1.57)'de yerine yazarsak ve eşitliğin her iki tarafının integrali alınırsa yorulma ömrünü veren aşağıdaki bağıntı elde edilir.

$$\int_0^{N_f} dN = N_f = \frac{1}{C} \int_{\alpha_i}^{\alpha_f} \frac{d\alpha}{(\beta\Delta\sigma\sqrt{\pi\alpha})^m} \quad (1.59)$$

Burada  $\alpha_i$  çatlak başlangıç boyunu,  $\alpha_f$  kırılma anındaki çatlak boyunu,  $N_f$  ise ilk çatlak oluşumundan kırılmaya kadar geçen süredeki tahmini gerilme çevrim sayısını (yorulma ömrü) ifade etmektedir.

Bünyesinde barındırdığı çok sayıda değişken nedeniyle lineer-elastik kırılma mekaniği yöntemi ile yapılan hesaplar oldukça zor ve zaman alıcı olabilir. Bu nedenle, uygun algoritmalar yazılarak oluşturulan bilgisayar programları ile analizler yapmak, bu yöntem için oldukça gerçekçi ve mantıklı bir yaklaşımdır.

## 1.4. Konu, Kapsam ve Literatür Özeti

Bu bölümde, tez konusunun literatürdeki önemi, arka planı, bugün gelinen durum, yaşanan sorunlar, eksiklikler, doldurulması gereken boşluklar vb. hususlar ortaya konularak tezin kapsamı, sınırları ve araştırma sorusu açık ve net bir şekilde ifade edilmiştir. İlgili bilim/teknoloji alanlarındaki literatür taraması ve değerlendirilmesi yapılırken, ham bir literatür listesi değil, ilgili literatürün özet halinde bir analizi sunulmuştur.

Konu, kapsam ve literatür özeti üç bölümden oluşmaktadır. Bunlar; yorulmanın tarihsel gelişimi, çelik köprülerde yorulma, çelik köprülerde oluşan yorulma çatlaklarının onarımı ve/veya güçlendirilmesi şeklindedir. Bölüm sonunda, yorulma çatlaklarının onarımı ve/veya güçlendirilmesi uygulamalarında sıklıkla karşılaşılan temel problemlerden birisi ortaya konulmuş, bu problemi giderebilmek amacıyla bir çözüm önerisi sunulmuştur.

### 1.4.1. Yorulmanın Tarihsel Gelişimi

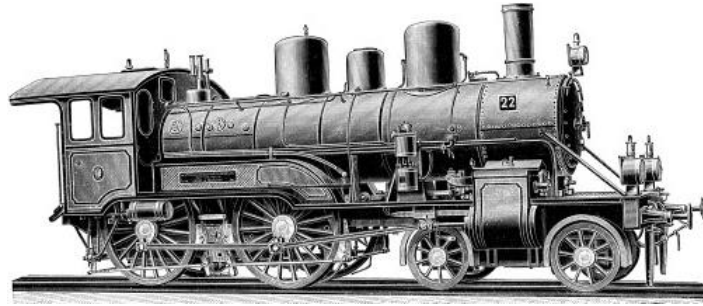
Yorulma olarak bilinen hasar çeşidi, yıllardır araştırmacılar tarafından üzerinde titizlikle çalışılmakta ve mühendisler tarafından tasarımlarında dikkate alınmaktadır. Çünkü geçmişten günümüze dek farklı sektörlerde görülen yorulma hasarlarından dolayı, büyük can, mal ve prestij kayıpları yaşanmıştır. Yorulma konusunda genel bir anlayış kazanmak ve önemini kavrayabilmek için yorulmanın tarihsel gelişimiyle ilgili kısa bir inceleme yapmak gerekmektedir. Yapılan bu inceleme ile bu konu ile ilgili bilgilerin gelişiminde önemli katkıları olan bir takım düşüncelerin, birçok insanın çabasıyla günümüze kadar gelişerek nasıl ulaştığının farkına varılacak, bu farkındalık bundan sonra yapılacak çalışmalara ışık tutacaktır.

#### 1.4.1.1. Wöhler Öncesi Dönem

19. yy'da, Avrupa'daki sanayi devrimi süresince, çeşitli araç gereçler üzerinde tekrarlı yüklerin neden olduğu hasarlar, yorulma ile ilgili ilk farkındalığın oluşmasına neden olmuştur. Zamanın önde gelen iki endüstrisinin; madenciliğin ve özellikle demir yolu endüstrisinin öncülük ettiği o dönemin sanayi gelişimini izleyerek ilerlemiştir.

Yorulmanın yazılı tarihi, Almanya'nın Clausthal şehrinde Madencilik ve Orman Bürosu'nda devlet memuru olarak çalışmış Wilhelm August Julius Albert (1787-1846) ile başlamaktadır. Clausthal madenlerinde hizmet dışı kalmış konveyör zincirleri için bir test makinesi geliştirmiştir. Yapmış olduğu çalışma ile meydana gelen bu hasarların aşırı yük ile ilişkili olmadığını, yük şiddetine ve yük tekrarına bağlı olduğunu tespit etmiştir. Yorulma ve yorulma deneyi üzerine muhtemelen dünyada ilk defa yapılmış olan bu çalışma, 1837 yılında, Almanya'da yayınlanmıştır. Albert bu makalesinde, tekrarlı yük ile metalin dayanımı arasında bir korelasyon ilişkisi kurmuştur (Schütz, 1996; Milella, 2013). İki yıl sonra, 1839 yılında, değirmen çarkları ve türbinler üzerinde çalışan Jean-Victor Poncelet (1788-1867), Metz'de askeri bir okulda vermiş olduğu derslerinde, metallerde meydana gelen hasarları, yorulma olarak tarif etmiş ve mekanik üzerine yazmış olduğu bir kitabında, yorulma terimini resmi olarak ilk defa kullanmıştır (Bhat ve Patibandla, 2011).

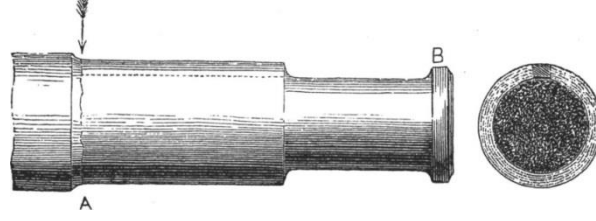
1840'lı yılların başlarından itibaren, madencilik sektöründen daha ziyade, demir yolu endüstrisi, yorulmayı anlamaya ve yorulma hasarlarına karşı çözüm yolları aramaya yönelik çok büyük bir gayret içerisine girmiştir. Çünkü o yıllarda, çok şiddetli demiryolu kazaları meydana gelmiştir. Bu kazalar arasında en yaygın olarak bilineni, 1842 yılında Fransa'da meydana gelen ve 55 kişinin hayatını kaybetmesine neden olan, Versailles felaketidir. 1500 ile 1800 arasında yolcu taşıyan uzun bir yolcu treni, Şekil 1.35'de görülen tipteki lokomotifine ait aksın kırılması sonucunda kaza geçirmiştir (Milella, 2013).



Şekil 1.35. 19.yy'a ait bir buharlı lokomotif (URL-2, 2018).

İngiltere kraliçesi, o yıllarda meydana gelen demir yolu kazalarının araştırılması ve nedenlerinin parlamentoya rapor edilmesi konusunda, bir demiryolu müfettişliğinin kurulması talimatını vermiştir. Ülke genelinde yapılan çok sayıda gözlem ve araştırma neticesinde, kazalara neden olan temel etkenin, vagonların akslarında meydana gelen hasarların olduğu sonucuna varılmıştır. Joseph Glynn'in (1799-1863) ilk çizimlerinden

birinin yer aldığı Şekil 1.36, bir kama yivinin köşesinde (okla gösterilen noktada) başlayan bir çatlaktan dolayı bir buharlı lokomotifin aksında meydana gelen hasarı göstermektedir.



Şekil 1.36. Joseph Glynn'in bir buharlı lokomotifin hasarlı aksını gösteren 1843 tarihli çizimi (Milella, 2013).

William John Macquorn Rankine (1820-1872), 1842'deki Versailles tren kazasından sonra, birçok hasarlı tren aksını incelemeye başlamıştır. 1842 yılında, daha çok termodinamikten bilinen "Rankine çevrimi" konsepti ile demir yolu akslarının yorulma dayanımları üzerinde çalışmalar yaparak, demiryolu akslarında meydana gelen hasarların, çatlak oluşumundan ve bu çatlakların gelişim sürecinden kaynaklandığını ileri süren tarihteki ilk mühendislerden birisi olmuştur. Bunun yanında Rankine, malzemelerin erken hasara uğramasında, çentiklerin önemli bir etken olduğunun altını çizerek, yorulma çatlaklarının daima keskin köşelerde oluştuğunu ve bu bölgelerdeki çatlakların çok kısa bir süre içerisinde geliştiğini öne sürmüştür. Bu nedenle, aks üzerindeki keskin köşelerin, oval bir şekilde tasarlanması gerektiğini önermiştir (Schütz, 1996; Milella, 2013).

#### 1.4.1.2. Wöhler Dönemi

Demir yolu akslarının yorulma davranışlarının belirlenmesi konusunda ilk sistematik ve kapsamlı deneysel çalışmalar, bir Alman demiryolu mühendisi olan August Wöhler (1819-1914) tarafından gerçekleştirilmiştir. Yapmış olduğu deneysel çalışmaları ile günümüzde yorulma ömrünün tahmini için kullanılan yöntemlerin temelini atmıştır. Bu nedenle Wöhler, sistematik yorulma testlerinin babası olarak kabul edilir. Wöhler, 1858 ve 1860 gibi oldukça erken yıllarda, kendisinin geliştirmiş olduğu sehim ölçer ile 5000 km'lik bir referans güzergâhında demir yolu akslarında meydana gelen deformasyonları ve buna bağlı olarak da servis yüklerini ölçmeyi başarmıştır (Cotterell, 2010). Bunun yanında, Breslau-Berlin ve Frankfurt-Berlin güzergâhlarında hareket eden dört-altı tekerlekli yük ve



yolcu arabaları üzerinde 22000 km için ölçümler gerçekleştirmiştir. Hesapladığı çekme gerilmelerini, statik aks yükünün neden olduğu gerilmelerle karşılaştırmış ve dinamik yüklerin statik yüklere göre 1,33 kat daha fazla etkili olduğunu belirlemiştir. Günümüz terminolojisine göre Wöhler, 1,33 değerinde bir dinamik etki faktörü hesaplamıştır. Wöhler, yapmış olduğu ölçümlerden elde ettiği sonuçları değerlendirdiğinde; akslar üzerinde yapılan ölçümlerde dikkate alınan yük çevrim sayısının, aksların hizmet ömürleri boyunca maruz kalacakları yük çevrim sayısından oldukça küçük olduğunu ve bu nedenle, hasar olasılığını dikkate alan sonlu yorulma ömrü için tasarımların yapılması gerektiği önerisinde bulunmuştur (Schütz, 1996).

Wöhler, demir yolu akslarının yorulma ömrünü belirlemek için ilk olarak, gerçek boyutlardaki aksları kullanmıştır. Fakat tasarımını ve imalatını kendisinin yapmış olduğu döner-eğilmeli test makinesi, çok düşük frekansta çalıştığı için akslar üzerinde istediği sonuçları elde edememiştir. Bu nedenle, eksenel-eğilme ve burulma testlerini yapabileceği yeni test cihazları tasarlamıştır. Wöhler, anlamlı sonuçlar elde edebilmek için çok sayıda test yapmasının gerekli olduğunun farkına vardığında, demir yolu akslarının konfigürasyonunu korumak şartıyla, 38 mm uzunluğunda çubuklardan işlediği küçük aksları deneylerinde kullanmıştır. Kendisinin geliştirmiş olduğu test cihazı ile bu küçük akslara günde 40000 tekrarlı yük uygulayabilmeyi başarmıştır. Wöhler, sonraki çalışmalarında, numuneleri  $10^7$  yük tekrarına kadar test edebilmeyi başarmış ve belirli bir sınır gerilme değerinden daha küçük gerilmelerde yorulma hasarının oluşmadığını tespit etmiştir (yorulma dayanım sınırı). Ayrıca, üniform kesitli akslar ile değişken kesitli aksların yorulma davranışlarını karşılaştırmış, keskin köşelerin yorulma dayanım sınırını %25 ile %33 değerleri arasında azalttığını belirlemiştir (Cotterell, 2010).

August Wöhler, yapmış olduğu bu kapsamlı ve sistematik deneysel çalışmaları ile şu temel sonuca ulaşmıştır; ‘‘Malzeme, statik dayanımından daha küçük gerilmelerin çok kez tekrar etmesi sonucunda hasara uğrayabilir. Gerilme genlikleri, malzemelerin hasara uğramasında belirleyici bir faktördür. Gerilme genliğinin, malzemenin akma dayanımının üzerinde olması, statik kırılmaların oluşmasına neden olurken, akma dayanımından daha küçük olması ise zamana bağlı yorulma hasarlarının meydana gelmesine neden olabilir. Bunun yanında, çekme eğilimindeki ortalama gerilmelerin varlığının da malzemenin yorulma dayanımı üzerinde oldukça zararlı bir etkisi vardır’’(Schütz, 1996).

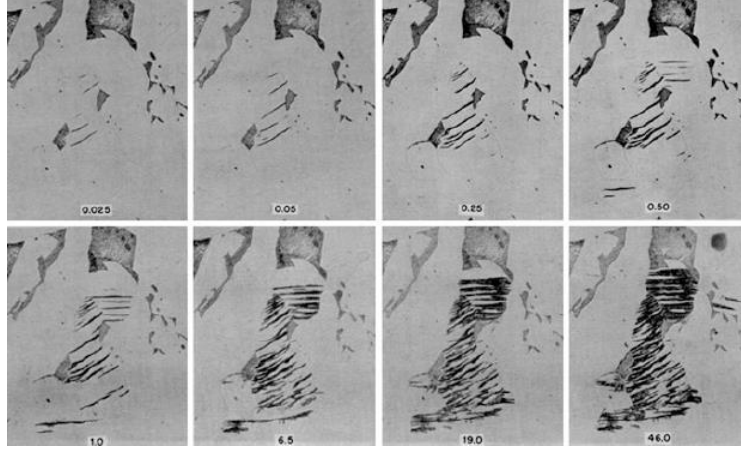
August Wöhler’in yapmış olduğu çalışmalar, kendisinden sonra gelen birçok araştırmacı tarafından geliştirilmiş ve elde etmiş olduğu sonuçlar doğrulanmıştır. Bu

araştırmacılar arasında yer alan; Alman Bauschinger, İngiliz Ewing ve Amerikalı Basquin Wöhler'in çalışmalarının gelişmesine niteliksel olarak çok büyük katkı sağlamışlardır. Bunun yanında, Bauschinger ve Ewing metal yorulmasıyla ilgili zaman içerisinde çok önemli konseptler geliştirmişlerdir.

#### 1.4.1.3. Wöhler Sonrası Dönem

Günümüzdeki ismi Münih Teknik Üniversitesi olan, Münih Politeknik Okulu'nda mekanik profesörü iken Johann Bauschinger (1833-1893), plastik deformasyona neden olan tersinir bir yükün, malzemenin çekmedeki ve basınçtaki akma dayanımının azalmasına neden olduğunu göstermiştir. Bu, plastik şekil değiştirmenin yapmış olduğu tek bir tersinir hareketin, metallerin gerilme-şekil değiştirme davranışını değiştirebileceğinin ilk göstergesi olmuştur. Günümüzde bu durum, "Bauschinger etkisi" olarak adlandırılmaktadır ve metal yorulmasıyla ilgili yapılan çalışmalarda önemli bir rol oynamaktadır (Schütz, 1996). Bauschinger etkisi, 1950'li yıllarda Manson ve Coffin tarafından ileri sürülen, günümüzde hala düşük çevrimli yorulma alanında ve bölgesel konseptte göre yorulma ömrü tahmini konusunda kullanılan hipotezin temelini oluşturmaktadır. Tersinir yükün, malzemenin akma dayanımı üzerindeki etkisinin ilk olarak 1866 yılında İsveçli metalürji uzmanı olan Knud Styffe (1824-1898) tarafından keşfedildiği, fakat bu durumun asıl ilgiyi Bauschinger tarafından yapılan kapsamlı testler sonucunda gördüğü bilinmektedir. 1879 yılında Bauschinger, hassas bir optik kol kullanarak bir ayna tipi ekstensometre icat etmiş ve son derece hassas malzeme testleri gerçekleştirmiştir. Bauschinger, malzemenin doğal elastik sınırları içinde sonsuz sayıda yük döngüsüne dayanabileceğini göstermiştir. Bu durum, Wöhler'in ifade ettiği yorulma dayanım sınır değerini doğrular nitelikte bir çalışmadır (Ohnami, 1992).

1889 yılında, James Alfred Ewing'in (1855-1935) optik mikroskop kullanarak yorulma çatlaklarının başlangıç ve ilerleyiş aşamalarını gözlemlemek için yapmış olduğu çalışmalar, yorulma hasar mekanizmasının araştırılması konusunda ilk kilometre taşı olmuştur. 1903 yılının başlarında, Ewing ve Humfrey, optik bir mikroskop kullanarak döner-eğilmeli test numuneleri üzerinde yapmış oldukları kapsamlı ve sistematik çalışmaları ile çevrimsel deformasyonun, kayma bantlarının ve dolayısıyla da kristallerdeki yorulma çatlaklarının gelişmesine yol açtığını gözlemlemişlerdir. Bu çalışma, metallerdeki yorulma hasarı üzerinde yapılan muhtemelen ilk metalürjik analizdir (Ohnami, 1992).



Şekil 1.37. Artan yorulma çevrim sayısı ile yumuşak çelikte bölgesel kayma bantlarının aşamalı aktivasyonu (Hempel, 1959).

Bilindiği üzere, August Wöhler, elde etmiş olduğu test sonuçlarını tablolar halinde yayınlamıştır. Yardımcısı olan, Spangenberg, Berlin'deki Mekanik Teknik Laboratuvarının müdürü iken, olağan dışı şekiller elde etmesine rağmen, bu verileri doğrusal eksenler üzerinde çizdirmeyi başarmıştır. 1910 yılında, Olin Hanson Basquin (1869-1846), Wöhler test verilerini kullanarak tipik bir S-N eğrisini logaritmik eksenlerle ifade etmiştir. Yapmış olduğu bu çalışma ile sonsuz yorulma ömrünü ifade eden yorulma dayanım sınırını net bir şekilde göstermiştir. Bunun yanında, yük çevrim sayısı ile uygulanan gerilmelerin log-log eksenleri üzerinde doğrusal bir ilişkisi olduğunu ortaya koymuştur. Basquin, bu ilişkiyi kullanarak oluşturduğu ampirik bir formül (Denklem 1.60-Basquin yasası) ile S-N eğrisinin yüksek çevrimli yorulma bölgesini tanımlamıştır (Schütz, 1996; Stephens vd., 2001).

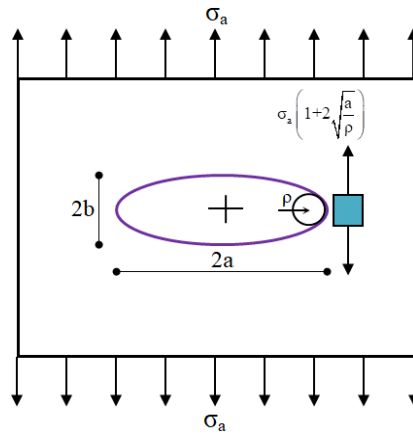
$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_f' (2N_f)^b \quad (1.60)$$

Burada,  $\Delta\sigma$  uygulanan gerilme aralığını,  $\sigma_f'$  malzemenin yorulma dayanımını,  $N_f$  numune kırılıncaya dek kaydedilen gerilme çevrim sayısını,  $b$  ise deney sabitini ifade etmektedir. Basquin'in ve diğer bilim insanlarının katkılarıyla son halini alan S-N eğrisi, günümüzde yorulma ömrü tahminlerinde aktif bir şekilde kullanılmaktadır. S-N eğrisi, 1936 yılından itibaren Wöhler eğrisi olarak da adlandırılmaya başlanmıştır (Schütz, 1996).

### 1.4.1.3.1. Kırılma Mekaniği Yönteminin Doğuşu

1800'lü yılların sonları ve 1900'lü yılların başlarında gemiler, tanklar ve jetler gibi büyük araçlarda meydana gelen hasarların temel sebebinin, geleneksel bir kanı olarak rijitlik ve dayanım yetersizliğinden kaynaklandığı düşünülüyordu. Fakat bu tip hasarlar üzerinde yapılan kapsamlı incelemeler, hasarların asıl sebebinin malzemedeki mikro kusurlar ve düzensizliklerden kaynaklandığını göstermiştir. Malzemenin bünyesinde var olan bu kusurların zamanla çatlakların çekirdeklenmesine sebebiyet verdiği ve oluşan bu çatlakların kontrol edilemediği durumlarda yıkıcı hasarlara neden olduğu anlaşılmıştır. Bu tür çatlak içeren katı cisimlerin mekanik davranışlarının belirlenmesi üzerine yapılan çalışmalar, yeni bir yöntem olan kırılma mekaniği konseptinin doğuşuna sebebiyet vermiştir. Kırılma mekaniği yönteminin ilerleyen yıllarda yorulma çalışmaları üzerinde kullanılması, yorulma çatlak mekanizmasının anlaşılması hususunda büyük katkı sağlamıştır (Bhat ve Patibandla, 2011).

1913 yılında, Charles E. Inglis'in (1875-1952) elips şeklindeki bir deliği çevreleyen gerilme alanı için yapmış olduğu çözüm, kırılma mekaniğinin doğuşunda, Kirsch'in dairesel delik için 1898 yılında yapmış olduğu çalışmadan sonraki ikinci büyük adımdır. Inglis, tam ortasında elips şeklinde bir delik olan ince bir cam plakayı yeni ve farklı bir yaklaşımla inceleyerek, çatlak benzeri bir takım kusurların nicel etkilerini ilk defa ortaya koymuştur. Inglis'in yapmış olduğu çözüm, Kirsch'in çözümünün aksine, farklı en/boy oranlarına sahip elipslere karşılık gelen sonsuz sayıda farklı senaryo için geçerlidir. Inglis'in dikkate aldığı sonsuz büyüklükteki plakaya uygulanan çekme gerilmeleri deliğe dik doğrultuda etki etmektedir (Şekil 1.38).



Şekil 1.38. Charles E. Inglis'in dikkate aldığı çözüm modeli

Inglis, Şekil 1.38’de görülen model üzerinde yapmış olduğu çalışmalardan elde ettiği sonuçları, aynı yıl içerisinde yayınlamıştır (Inglis, 1913). Bu sonuçlar özetle şu şekilde sıralanabilir;

- Delik civarında oluşan bölgesel gerilmeler, uygulanan gerilmeden kat kat daha fazladır.
- Gerilmenin en şiddetli hissedildiği bölge deliğin uç noktasıdır.

$$\sigma_{\text{maks}} = \sigma_a \left( 1 + 2 \frac{a}{b} \right)$$

- a/b oranı arttıkça (çatlak modeli), delik ucunda oluşan gerilme büyümektedir.
- Plakanın çatlığa paralel doğrultuda çekilmesi, çatlak ucunda oluşan gerilmelerin nispeten daha küçük olmasına neden olmaktadır. Bu durum, çatlığın gelişimine, çatlığa dik yüklerin neden olduğunu göstermektedir.
- Bir çatlığın uç noktasında oluşan gerilmenin şiddeti, çatlığın şekline değil, çatlığın eğrilik yarıçapına ve yüke dik uzunluğuna bağlıdır. Eğrilik yarıçapı azaldıkça, çatlak ucunda oluşan gerilme şiddeti artmaktadır.
- Eğrilik yarıçapına bağlı olarak çatlak ucunda oluşan en büyük gerilme aşağıdaki bağıntıyla hesaplanabilir.

$$\sigma_{\text{maks}} = \sigma_a \left( 1 + 2 \sqrt{\frac{a}{\rho}} \right)$$

Kırılma mekaniğinin asıl doğuşu, Alan Arnold Griffith’in (1893-1963) cam malzemesinde oluşan çatlaklar üzerinde yapmış olduğu deneysel çalışmalar sonucunda gerçekleşmiştir. Griffith, daha önceki yıllarda, birtakım çiziklerin çatlakların, kusurların ve yüzey kaplamalarının değişken-tekrarlı yüklere maruz kalan makine elamanlarının dayanımlarına etkisi üzerinde çalışmalar gerçekleştirmiştir. Griffith, 1920’li yıllarda Inglis’in eliptik delikler civarında oluşan gerilme yığılmaları üzerine yaptığı çalışmalarına karşı ilgi duymuş ve bu çalışmaları daha da ileriye taşıyan önemli çalışmalara imza atmıştır. Griffith, camın gevrek kırılması üzerinde yapmış olduğu teorik ve deneysel çalışma sonuçlarını 1920 yılında yayınlamıştır. Çatlakların, kırılma üzerindeki etkisini vurgulayan çalışmaları ile Griffith, kırılma mekaniğinin temellerini atmıştır. Bu nedenle, kırılma mekaniğinin babası olarak adlandırılır.

1920’li yıllarda ortaya çıktığından itibaren kırılma mekaniği yöntemi, yorulma analizlerinin gerçekleştirilmesinde en önemli kaynak olmuş ve mühendislik alanlarında meydana gelen hasarlara karşı yapıların tasarımında aktif bir şekilde kullanılmıştır. Kırılma

mekaniğinin doğuşundan günümüze dek, birçok bilim insanı bu yöntemin gelişimine büyük katkı sağlamıştır. Harold Malcolm Westergaard (1888-1950) ve George Rankine Irwin (1907-1998) bu bilim insanlarının öncüleridir. Özellikle Irwin, Griffith'in yapmış olduğu çalışmaları geliştirerek lineer elastik kırılma mekaniğinin doğuşuna öncülük etmiştir. Bu nedenle, modern kırılma mekaniğinin babası olarak kabul edilir.

#### **1.4.1.3.2. Yorulma Hasarlarının II. Dünya Savaşı Sırasında Görülen Etkileri**

II. Dünya Savaşı sırasında, araç ve gereçlerde ciddi arızaların meydana gelmesi, yorulma hasarının önemi konusunda var olan farkındalığı daha da artırmıştır. Çünkü bu konu üzerinde çalışan birçok bilim insanı, o tarihlerde orduda ya asker olarak ya da mühendis olarak görev almaktaydı. Buralarda edinilen tecrübeler yardımıyla sonraki yıllarda, bu konu üzerinde çok daha ciddi ve kapsamlı çalışmalar gerçekleştirilmiştir.

Savaşın şartları gereği özellikle gemilerin, hızlı ve büyük ölçülerde imal edilmesi gerekiyordu. Bu nedenle, gemilerin iskeletleri, zamandan tasarruf sağlamak amacıyla perçin yerine kaynak kullanılarak oluşturulmuştur. Gemi inşaat tekniğinin kaynak ile tanışmasından sonra, gemi gövdelerinin gevrek çelikten yekpare olarak yapılması, II. Dünya Savaşı sırasında bazı gemilerin ve tankerlerin batmasına sebebiyet vermiştir (Stephens vd., 2001; Bhat ve Patibandla, 2011; Milella, 2013).

Amerika Birleşik Devletleri donanması, II. Dünya Savaşı sırasında Avrupa'ya malzeme taşımak için kargo gemileri üretmiştir. Özgürlük Gemisi (Liberty Ship) adı verilen bu gemilerin, Atlas Okyanusu'ndan geçerek İngiltere'ye yardım götürmesi planlanmıştır. Ancak ilk üretilen gemilerden üçü hiçbir belirti göstermeden aniden ortadan ikiye ayrılarak batmıştır (Şekil 1.39). Bu durum, ilk başlarda büyük bir şaşkınlık yaratsa da nedeni, yapılan incelemeler sonucunda kısa bir sürede anlaşılmıştır. Özgürlük gemilerinin yapımında, kaynak olma özellikleri çok yüksek, fakat çekme mukavemeti ve sertleştirilebilme özellikleri düşük, sünek kırılma gösteren, düşük karbonlu çelikler kullanılmıştır. Bu sayede, kısa zamanda üretilen bu gemilerde, malzemenin diğer özellikleri çok fazla dikkate alınmamıştır. ABD'de üretilip test edilen gemiler, deniz suyu sıcaklığının çok daha düşük olduğu Atlas Okyanusu'nun kuzey kısımlarına ulaştığında, sünek yapıları gevrek yapıya dönüşmüş ve bu yüzden hiçbir belirti göstermeden aniden ortadan ikiye ayrılarak batmıştır. Çünkü belirli bir sıcaklık altında, sünek malzemelerin mikro yapısı değişmekte ve gevrek malzeme özelliği göstermeye başlamaktadır (Callister, 2006). Yapılan incelemeler

sonucunda kazaların; önceden var olan kusurların, süreksizliklerin ve çentiklerin neden olduğu gerilme yığılmalarının, kaynak bölgelerinde meydana gelen gerilme yığılmalarının, artık çekme gerilmelerinin ve çok eksenli gerilme durumunun oluşturduğu ortak etkinin düşük gerilme tokluğuna sahip gevrek gemi gövdesinde neden olduğu çatlaklardan kaynaklandığı sonucuna varılmıştır (Schütz, 1996).



Şekil 1.39. Gövdesinden kırılarak hasara uğramış bir özgürlük gemisi (URL-3, 2018).

Kaynak tekniği kullanılarak inşa edilmiş tankerler ve özgürlük gemilerinde meydana gelen çok sayıda gevrek kırılma, malzemede var olan mevcut kusurların ve gerilme yığılmalarının çatlak oluşumundaki etkileri konusunda bilim insanlarını daha fazla düşünmeye ve çaba sarf etmeye teşvik etmiştir. Bu gevrek kırılmalara neden olan çatlakların çoğu, keskin köşelerde ve kaynaklarda çekirdeklenmiştir. Keskin köşelerin oval bir şekilde tasarlanması, perçinli çatlak önleyicilerin teşkili ve malzeme özelliklerine daha fazla önem gösterilmesi o tarihlerde çatlakları önleme konusunda alınan tedbirlere örnek olarak verilebilir.

#### 1.4.1.3.3. Birikimli Hasar Teorisi Kavramının Ortaya Çıkışı

II. Dünya Savaşı sırasında uçaklar, tanklar, tankerler ve gemiler gibi çeşitli araç gereçlerde meydana gelen hasarlar, yorulma analizlerinin gerçekleştirilmesinde sabit genlikli değişken-tekrarlı yüklerin dikkate alınmasının bir takım sakıncalara neden olduğunu göstermiştir. Çünkü bu tür araçlar, kullanım ömürleri boyunca farklı ortam koşulları ve yükleme durumları altında hizmet verdiklerinden dolayı, sürekli olarak değişken genlikli

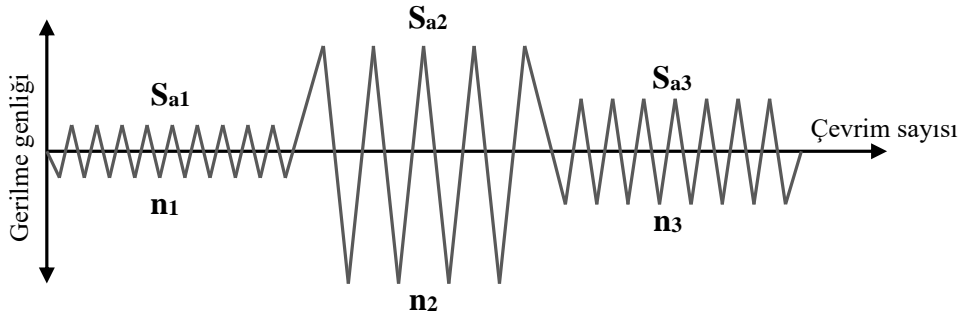
yüklere maruz kalmışlardır. O yıllarda, herhangi bir malzemenin, kullanım ömrü boyunca hangi gerilme genliği aralığında, ömrünün ne kadarını geçirdiğini tespit edebilmenin ve buna göre yorulma tasarımını gerçekleştirmenin doğru bir yol olacağına farkına varılmıştır. Bu farkındalık, birikimli hasar teorisi kavramının ortaya çıkmasına ve gelişmesine vesile olmuştur.

1924 yılında, Arvid Palmgren (1890-1971), bilyalı rulmanların yorulma dirençleri üzerinde yapmış olduğu çalışmaları ile değişken-tekrarlı yükün neden olduğu hasarın, yük tekrarına bağlı olarak doğrusal bir şekilde ilerlediğini gözlemlemiştir. Palmgren tarafından yapılan bu çalışma, doğrusal hasar ilerleme süreci hakkında, birikimli hasar teorisi kullanılarak yapılan tarihteki ilk çalışmadır. Birkaç yıl sonra 1937 yılında, Langer, elektrik enerji üretim alanında çalışırken, Palmgren'in çalışmalarından bağımsız olarak, çelikten yapılmış basınçlı kap ve boru ekipmanları için benzer bir doğrusal birikimli hasar teorisi önermiştir. 1945 yılında, Miner, Palmgren'in 1924 yılında yapmış olduğu çalışmaları referans alarak, uçak gövdesi inşasında doğrusal birikimli hasar yöntemini kullanmıştır. Miner, doğrusal birikimli hasar teorisini kullanarak elde ettiği sayısal sonuçlarla yapmış olduğu deneysel çalışmaların sonuçlarını karşılaştırmış ve aralarında mükemmel bir uyumun olduğunu görmüştür. Miner, deneysel çalışma sonuçlarını formüle ederek, bir yorulma hasar kriteri oluşturmuştur. Bu kriter günümüzde, Palmgren-Miner doğrusal hasar hipotezi olarak bilinmektedir. Palmgren ve Langer'in yapmış oldukları çalışmalara kıyasla, Miner'in yapmış olduğu çalışmalar, birikimli hasar kavramı üzerinde önemli bir farkındalık ve ilgi uyandırmıştır (Schütz, 1996).

Palmgren-Miner doğrusal hasar hipotezi, herhangi bir gerilme seviyesindeki hasar oranının, yük çevrim sayısının, yine bu gerilme seviyesinde hasarı gerçekleştirecek olan toplam yük çevrim sayısına oranıyla doğru orantılı olduğunu ifade etmektedir. Yani, herhangi bir malzeme için  $S_{a1}$  MPa'lık gerilme seviyesinde toplam ömür  $N_1$ ,  $S_{a2}$  MPa'lık gerilme seviyesinde toplam ömür  $N_2$ ,  $S_{a3}$  MPa'lık gerilme seviyesinde toplam ömür  $N_3$  iken; bu gerilme değerlerinde malzemenin sırasıyla  $n_1$ ,  $n_2$  ve  $n_3$  çevrim sayılarında gerilmeye maruz kalması sonucu kalan ömür, aşağıdaki bağıntıyla hesaplanmaktadır (Lee vd., 2011; Milella, 2013);

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} = 1 \quad (1.61)$$





Şekil 1.40. Tekrarlı ve değişken genlikli gerilme durumu

Şekil 1.40’da verilen yükleme durumuna göre bir yapısal malzeme,  $S_{a1}$  genliğinde  $n_1$  adet çevrime,  $S_{a2}$  genliğinde  $n_2$  adet çevrime ve  $S_{a3}$  genliğinde  $n_3$  adet çevrime maruz kalmaktadır. Zamana bağlı olarak gerilme genliği ve yük çevrim sayısı bu şekilde devam etmektedir. Burada önemli olan nokta  $S_{a1}$ ,  $S_{a2}$  ve  $S_{a3}$  gibi gerilme değerlerini kullanım ömrü boyunca tespit edip ya da öngörüp gruplar halinde toplamaktır. Bu gerilme değerlerinin bir araya getirilmesi ile oluşturulan gruplara blok adı verilmektedir. Malzemenin, hasar oluşuncaya dek kaç adet bloğa maruz kalacağını anlaşıp tahmin edilmesi en önemli hususlardan bir diğeridir. Bu bloklar, Palmgren-Miner doğrusal hasar hipotezinin temel verisini oluşturmaktadır. Bu hipotezde, yüklerin sırası önem arz etmemektedir. S-N diyagramı üzerinden her yükleme durumu için ömür hesabı yapılarak, N değerleri bulunabilir (Lee vd., 2011; Milella, 2013).

Palmgren-Miner doğrusal hasar hipotezi, birikmiş hasarı hesaplamak için kullanılan bir yöntemdir. Bu yöntem, hasar oranlarının toplamının kritik bir hasar değerine ( $D_{cr}$ ) ulaşması durumunda yorulma hasarının gerçekleşeceğini ifade etmektedir. Matematiksel olarak yorulma hasarının oluşabilmesi için aşağıdaki eşitliğin gerçekleşmesi gerekmektedir.

$$\sum \frac{n_i}{N_{f,i}} \geq D_{cr} \quad (1.62)$$

Palmgren-Miner doğrusal hasar hipotezine göre bu kritik hasar değeri 1’dir. Sonraki yıllarda yapılan çalışmalar, bu değer 0,15 ile 1,06 arasında rastgele değerler alabilen bir değişken olduğunu ifade etmiştir (Wirshing vd., 1995; Lee vd., 2005; Lalanne, 2009).

Farklı genliklere sahip gerilme durumlarının uygulanış sırasının hiçbir etki yapmaması ve geçmiş yükleme durumları göz ardı edilerek hasarın belli bir gerilme seviyesinde aynı

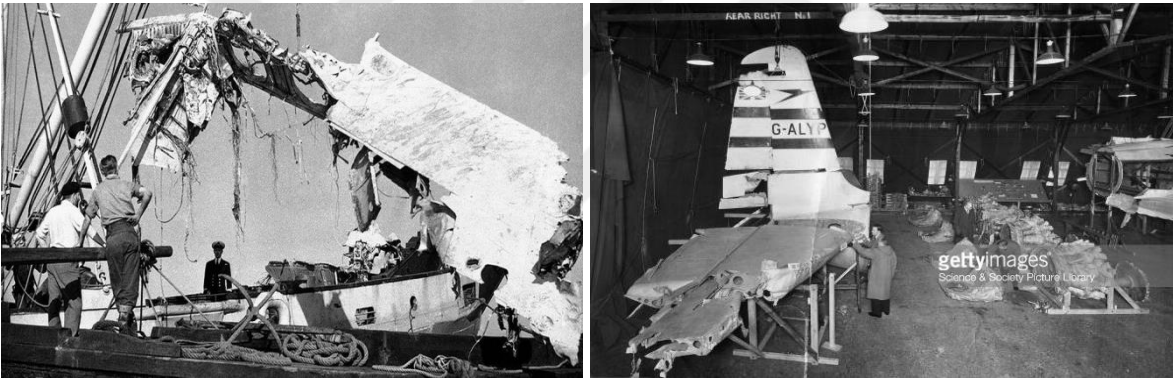
oranla birikmesinin varsayılması Palmgren-Miner doğrusal hasar hipotezinin en önemli dezavantajlarıdır. Deneysel çalışmalar, malzemenin hangi zaman aralığında hangi gerilmeye maruz kaldığının önemli olduğunu ve ayrıca bir gerilme seviyesindeki hasar oranının, önceki seviyedeki hasar oranının bir fonksiyonu olabileceğini, yani; bir önceki yükleme durumunda oluşan hasarın bir sonraki yükleme durumunda oluşacak hasarı etkileyebileceğini göstermiştir. Birçok eksisine rağmen, yakınsama oranının yüksek olması, geniş uygulama alanlarına sahip olması ve makul sonuçlar sunması nedeni ile Palmgren-Miner doğrusal hasar hipotezi, yorulma hasarlarına karşı tasarımlarda yaygın bir şekilde kullanılmıştır ve günümüzde de yorulma ömrü tahminlerinde önemli bir araç olarak kullanılmaya devam edilmektedir (Lee vd., 2011; Milella, 2013).

#### **1.4.1.3.4. Uçak Kazalarında Yorulma Hasar Belirtilerinin Görülmesi**

Bilim ve teknoloji dünyasının ilgisinin demiryolu sektöründen havacılık ve uzay bilimleri sektörüne doğru kaydığı 1939 ve 1960 yılları arasında savaş ihtiyaçları, ülkeler arası askeri ve ticari rekabet yorulma çalışmalarına çok büyük bir ivme kazandırmıştır. Bu etkenlerin yanında, o yıllarda meydana gelen uçak kazaları, bu yükselen trendi daha da ileriye taşımıştır. II. Dünya Savaşı'nın başlamasıyla birlikte, metal yorulmasından kaynaklı uçak kazalarındaki büyük artış, metal yorulmasını uçak yapımında dikkate alınan temel parametre haline getirmiştir. Hem dislokasyon teorisinin hem de elektron mikroskopunun sunduğu mikro boyutlarda çalışabilme imkânı, metal yorulmasının uçak yapımında dikkate alınmasına olanak sağlamıştır. Ayrıca, 1950'lerin sonlarında kapalı devre servo-hidrolik test sistemlerinin bu alanda kullanılması, metal yorulmasıyla ilgili yapılan çalışmalara büyük katkı sağlamıştır (Krupp, 2007; Milella, 2013).

Havayolu şirketlerinin ilk uçakları hep pervaneli olmuştur. O dönemin pervaneli uçaklarının menzilleri kısa, hızları ise düşüktü. Gürültülü ve konforsuz kabin, tüm yolcuların ortak şikâyetiydi. Ancak 1950'lerin başında yepyeni bir teknoloji ortaya çıkmıştır. İngiltere'de De Havilland tarafından üretilen dünyanın ilk ticari jet uçağı, "De Havilland Comet", jet motorlarıyla havayolu taşımacılığında yeni bir çığır açmıştır. Uçakların menzilleri uzamış, hızları artmış ve konforları yükselmiştir. De Havilland Comet, ilk uçuşunu 27 Temmuz 1949 tarihinde ve ilk ticari uçuşunu ise Mayıs 1952'de gerçekleştirmiştir.

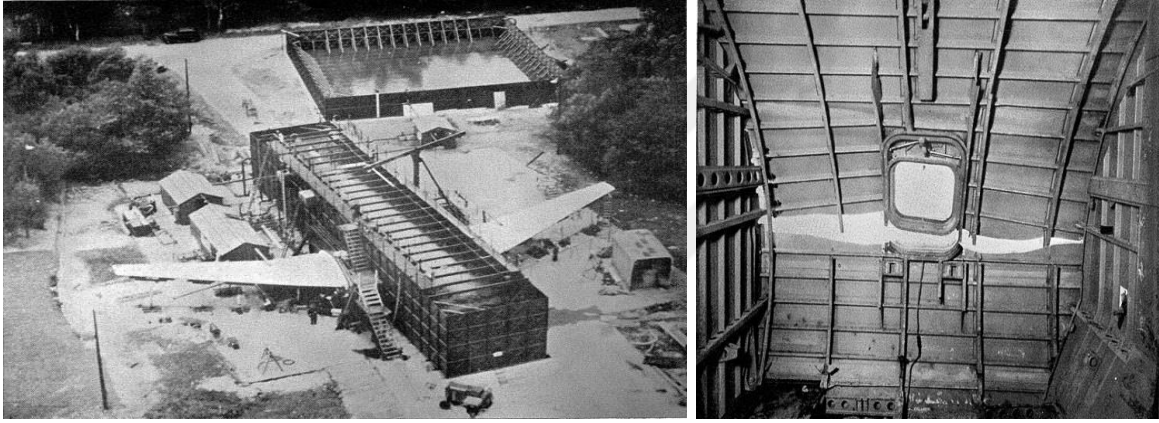
Comet uçaklarına ait ilk kaza 26 Ekim 1952 tarihinde meydana gelmiştir. Roma'nın Ciampino havaalanında İngiliz Denizaşırı Havayolları Şirketi'ne (BOAC-British Overseas Airways Corporation) ait bir uçak, kalkışını gerçekleştiremeyerek pist dışına çıkmıştır. Meydana gelen kaza sonucunda iki kişi hafif yaralanmıştır. İlk ölümcül kaza ise 2 Mayıs 1953 tarihinde meydana gelmiştir. Kanada Pasifik Havayolları'na ait uçak, Karaçi'den havalandıktan hemen sonra havada tutunamayarak kuru bir drenaj kanalına düşmüştür. Kaza sonucunda beş mürettebat ve altı yolcu hayatını kaybetmiştir. Özellikle bu kazadan sonra Comet hakkında çeşitli soru işaretleri oluşmaya başlamıştır (URL-4 ve 5, 2018). 10 Ocak 1954 tarihinde, İngiliz Denizaşırı Havayolları Şirketi'ne ait 781 uçuş numaralı De Havilland DH.106 tipindeki bir Comet uçağı, Roma-Londra güzergâhında Akdeniz üzerindeyken Elba Adası açıklarında düşmüş ve 35 yolcu ile mürettebatın hepsi hayatını kaybetmiştir (Şekil 1.41).



Şekil 1.41. De Havilland DH.106 Tipi Comet uçağına ait enkaz görüntüleri (URL-6, 2018).

Kazanın nedeninin araştırılması için bir komite kurulmuştur. İnceleme süreci boyunca tüm Comet uçakları hizmet dışı bırakılmıştır. Enkazın ayrıntılı analizinden sonra komite, motorlardan birinin türbin kanadında meydana gelen hasarın, uçakta irtifa kaybına neden olduğunu ve bu durumun yakıt tanklarını patlattığı sonucuna varmıştır. Bunun üzerine, tüm jet motorlarında bir takım yenilikler yapılarak tüm Comet uçaklarına 23 Mart 1954 tarihinde tekrar uçuş izni verilmiştir. Sadece birkaç hafta sonra, 8 Nisan 1954 tarihinde, Güney Afrika Hava Yolları'na ait 201 uçuş numaralı bir Comet uçağı, Roma-Johannesburg güzergâhında Akdeniz üzerindeyken infilaklı basınç kaybına uğrayarak düşmüş ve 21 yolcu ile mürettebatın hepsi hayatını kaybetmiştir. Bu olay, bir önceki kazanın nedenini jet motorunda meydana gelen bir arızadan kaynaklandığını savunan yetkililerin hipotezlerini boşa

çıkarmıştır. İngiliz havacılık komitesi, Comet'in tüm uçuşlarının durdurulmasını ve tasarımının tekrar gözden geçirilmesini istemiştir. Düşen uçakların tüm parçaları bir araya getirilerek havacılık tarihinin en pahalı araştırmalarından biri başlatılmıştır. Sorunun belirlenmesi, İngilizler için milli bir dava haline gelmiştir. Ön araştırmalar, kabinin yüksek irtifalarda basınç farkına dayanmadığını ve gövdenin bu yükü taşıyamadığını ortaya koymuştur. Uçağın yüksek irtifada maruz kaldığı dış hava basıncını simule etmek için bir Comet uçağına ait gövde, su dolu özel bir havuza yerleştirilmiştir (Şekil 1.42a). Değişken-tekerrürlü hidrolik yükler etkisi altında yapılan incelemeler sonucunda, bir pencere civarında çatlakların meydana geldiği saptanmıştır (Şekil 1.42b).



Şekil 1.42. (a) Basınç testleri için havuza yerleştirilmiş bir comet uçağı, (b) pencere köşesinde oluşan çatlak sonucunda gövdede meydana gelen hasar (URL-7, 2018).

Oluşan bu çatlakların, dış basınca bağlı olarak ilerlediği ve belirli bir süre sonra kontrol edilemez hale gelerek gövdenin kırılmasına sebebiyet verdiği anlaşılmıştır. İnceleme komitesi sonuç raporunda, kazalara neden olan etkenleri şu şekilde ifade etmiştir;

- Kare pencere tasarımı, pencerenin köşelerinde aşırı derecede yüksek gerilme yığılmalarına sebebiyet vermiştir. Yapılan hesaplar, basınç etkisi altında uçak gövdesinde oluşan gerilmelerin %70'nin uçağın pencere köşelerinde yoğunlaştığını göstermesine rağmen tasarım aşamasında buna dikkat edilmemiştir.
- Pencerenin etrafındaki destekler yapıştırılarak değil, perçinlenerek monte edilmiştir. Perçin delikleri, tekrarlı yük çevrimleri sonucunda gövdede oluşan kalıcı gerilmeleri artırarak, yorulma çatlaklarının oluşmasına sebebiyet vermiştir.

- Kazaların meydana gelmesine neden olan ana etkenin, tasarım ve imalat kusurlarından kaynaklı metal yorulması olduğu sonucuna varılmıştır.
- Bu tarihten itibaren, keskin uçlar ve kenarlar, gerilme yığılmalarını azaltmak amacıyla uçak gövde tasarımında kullanılmamıştır.

#### 1.4.1.3.5. Düşük Çevrimli Yorulma Konseptinin Doğuşu

1950’li yıllarda meydana gelen Comet felaketlerine kadar yorulma çatlaklarının malzeme içerisindeki ilerleme mekanizmasının genellikle eleman boyutlarına ve gerilme genliğine bağlı olduğu düşünülüyordu. Bu düşünce, elemanın artık ömrünü tahmin etmeyi amaçlayan birkaç ampirik formülün türetilmesine neden olmuştur. Fakat bu formüller, yetersiz olmakla kalmayıp aynı zamanda bir takım çelişkileri de beraberinde getirmiştir. Çünkü gerilmeler tek başına metallerdeki çatlakların davranışını tanımlamak için yeterli değildir. Çatlaklı cisimlerin mekanik davranışlarının belirlenmesinde kırılma mekaniği yönteminin kullanılmaya başlanması, yorulma çalışmalarına yeni bir soluk getirmiş ve bu çalışmaları oldukça ileriye taşımıştır. 20. yy’ın ikinci yarısında, yorulma araştırmalarının odak noktası, plastik deformasyon mekanizmalarına ve yorulma çatlakları ilerleyişinin kırılma mekaniği konsepti ile incelenmesine doğru kaymıştır. Özellikle o yıllarda, Samuel Stanford Manson, Louis Fussell Coffin ve Paul Croce Paris gibi bilim insanlarının bu konular üzerinde yapmış oldukları öncü çalışmalar, yorulma çatlak mekanizmasının anlaşılması hususunda büyük katkılar sağlamıştır.

Bauschinger’in fikirlerini temel alan iki Amerikalı bilim adamı Samuel Stanford Manson (1919-1980) ve Louis Fussell Coffin (1917-...), birbirlerinden bağımsız olarak plastik şekil değiştirme genliği ( $\Delta\varepsilon_{pl}/2$ ) ile kırılmaya neden olan çevrim sayısı ( $N_f$ ) arasında basit bir ilişki kurmuşlardır (Manson, 1954; Coffin, 1954). Plastik şekil değiştirme genlikleri etkisi altındaki metalik malzemelerin davranışlarını tanımlayan bu ilişki günümüzde, Manson-Coffin ya da Coffin-Manson bağıntısı olarak adlandırılmaktadır (Denklem 1.63). Böylece, Manson ve Coffin, gaz veya buhar türbin diskleri ve basınçlı kaplar gibi yüksek sıcaklıklarda nispeten düşük çevrimle yüklenen bileşenler için kullanılacak, düşük çevrimli yorulma (DÇY) adlı yeni bir yöntem tanımlamışlardır.

$$\frac{\Delta\varepsilon_{pl}}{2} = \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (1.63)$$

Burada  $\epsilon_f'$  süneklik katsayısı olarak bilinen deneysel bir sabiti, c ise yorulma sünekliliğinin üssü olarak bilinen ve genelde -0,5 ile -0,7 arasında değerler alan deneysel bir sabiti ifade etmektedir. Manson-Coffin bağıntısı günümüzde, şekil değiştirme-ömür ilişkisini ifade eden Wöhler eğrisinin düşük çevrimli yorulma bölgesini tanımlamak için kullanılmaktadır (Krupp, 2007; Lee vd., 2011).

Paul Croce Paris (1930-2017), Boeing şirketi bünyesinde, havacılık endüstrisinde kırılma mekaniği uygulamaları üzerinde çalışırken, Irwin'in sunduğu gerilme şiddet faktörünün, yorulma çatlak büyüme problemlerine uygulanabileceğinin farkına varmış ve bu konu üzerinde çalışmalar gerçekleştirmiştir. Yapmış olduğu çalışmalar neticesinde, değişken-tekerrürlü gerilmeler etkisi altında oluşan çatlakların ilerlemesini sağlayan itici kuvvetin gerilme şiddet faktörü olduğunu 1962 yılında Lehigh Üniversitesinde kabul edilen doktora tezinde (Paris, 1962) ve bu konu üzerine o yıllarda yayımlanan makalelerinde analitik olarak göstermiştir (Paris vd., 1961; Paris ve Erdogan, 1963). Paris, bazı alaşımlar üzerinde yapmış olduğu incelemeler neticesinde, logaritmik eksenler üzerinde gerilme şiddet faktörü aralığı ile çatlak büyüme oranı arasında doğrusal bir ilişki olduğunu fark etmiş, Paris yasası veya Paris-Erdoğan yasası olarak bilinen bu ilişkiyi aşağıdaki şekilde ifade etmiştir;

$$\log\left(\frac{d\alpha}{dN}\right) = m\log(\Delta K) + \log C \quad (1.64)$$

$$\frac{d\alpha}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (1.65)$$

Burada  $\alpha$  çatlak uzunluğunu, N yük çevrim sayısını,  $d\alpha/dN$  yük çevrim sayısına bağlı olarak çatlak büyüme oranını, C ve m frekans, sıcaklık ve gerilme oranına bağlı olan deneysel malzeme sabitlerini, K gerilme şiddet faktörünü,  $\Delta K$  ise çatlak ucunda oluşan gerilme şiddet faktörü aralığını ifade etmektedir.  $\Delta K$  şu şekilde hesaplanmaktadır;

$$K = \sigma Y \sqrt{\pi a} \quad (1.66)$$

$$\Delta K = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) Y \sqrt{\pi a} = \Delta \sigma Y \sqrt{\pi a} \quad (1.67)$$

Burada  $\sigma$  çatlak düzlemine dik olan üniform gerilme değerini,  $\Delta\sigma$  yorulma gerilme aralığını,  $Y$  ise geometriye bağlı olan boyutsuz bir parametreyi ifade etmektedir.

Paris yasasına göre, yorulma etkisi altındaki bir yapı veya makine elemanının artık yorulma ömrü şu şekilde hesaplanabilir;

$$\int_0^{N_f} dN = \int_{a_i}^{a_c} \frac{da}{C(\Delta\sigma Y \sqrt{\pi a})^m} = \frac{1}{C(\Delta\sigma Y \sqrt{\pi})^m} \int_{a_i}^{a_c} a^{-\frac{m}{2}} da \Rightarrow N_f = \frac{2(a_c^{\frac{2-m}{2}} - a_i^{\frac{2-m}{2}})}{(2-m)C(\Delta\sigma Y \sqrt{\pi})^m} \quad (1.68)$$

Burada  $N_f$  malzemenin kırılmasına neden olan toplam yük çevrim sayısını (ömür),  $a_c$  kırılma gerçekleştiği anda okunan çatlak uzunluğunu (kritik çatlak boyu),  $a_i$  yorulma yüklemesi başladığı anda okunan çatlak uzunluğunu (ilk çatlak boyu) ifade etmektedir.

Paris'in bu çalışmaları, alanında öncü olan dergiler tarafından ilk başta kabul edilmemiştir. Hakemler,  $K$  gibi elastik bir parametrenin, yorulma çatlaklarının mekanizmasını karakterize etmek için kullanılamayacağını ifade etmişlerdir. Fakat makale nihayet 1960 yılında, Washington Üniversitesi'nin bir dergisinde yayınlanmıştır. Paris yasası, kısa bir süre sonra bilim ve mühendislik dünyasında büyük bir ilgi görmüş ve geniş çapta benimsenmiştir. Paris yasasının, yorulma çalışmalarına vermiş olduğu katkılar şu şekilde özetlenebilir;

- Bir takım eksikliklerine rağmen, yorulma çalışmaları hususunda çok önemli perspektifler açmıştır.
- Gerilme şiddet faktörünü kullanarak farklı gerilme tipleri (eğilme, aksel, vb.) etkisi altında, farklı geometrilere sahip modellerde oluşan çatlakların büyümesini hesaplayabilmek çok büyük avantajlar sunmuştur. Böylelikle, deneysel çalışmalar için sarf edilen çaba ve zaman kaybı büyük oranda azalmıştır.
- Hasara dayalı hizmet ömür hesabı için kırılma mekaniği yönteminin kullanılmasında ana etken olmuştur. İlk yıllarda havacılık ve otomotiv endüstrileri için ömür hesaplarında yaygın bir şekilde kullanılmış, daha sonraki yıllarda uygulama alanı daha da genişlemiştir.

Paris yasası, 1960'lı yıllarda yorulma çalışmaları üzerinde büyük bir etki oluşturmasına rağmen, çatlak büyümesini önemli derecede etkileyebilecek birçok parametreyi dikkate almamasından dolayı da eleştirilmiştir. Bu nedenle, bazı bilim insanları bu parametreleri dikkate alan çalışmaları ile Paris yasası üzerinde bir takım değişikliklerin oluşmasına sebebiyet vermiştir.

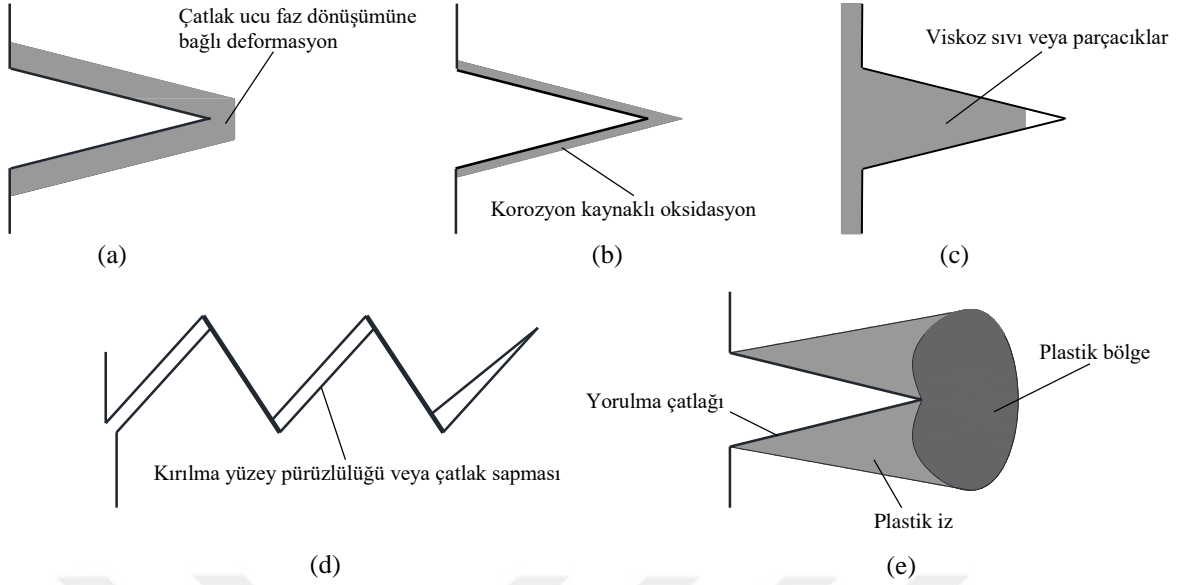
Paris yasası için en önemli değişikliklerden birisi, Wolf Elber'in (1941-...) yapmış olduğu çalışmalar neticesinde gerçekleşmiştir. Elber, 1968 yılında New South Wales Üniversitesi'nde yürüttüğü tez çalışması ile yüksek bir çekme yükü etkisi altında olan bir çatlağın, yük sıfırlanmadan hemen önce kapandığını ileri sürmüştür (Elber, 1968).

Mükemmel derecede keskin ve tamamen elastik şekilde davranan (idealleştirilmiş davranış) bir çatlak, yükün tamamen boşaltılmasından sonra kapanmaktadır. Fakat Elber, metallerde oluşan yorulma çatlağının, çatlak ucunun biraz daha önünde oluşan bir plastik deformasyon ile ilerlediğini yapmış olduğu deneysel çalışmalar ile göstermiştir (Elber, 1971). Çatlağın ilerlemesine ve gerilme şiddet faktörü aralığında meydana gelen artışa bağlı olarak, plastik bölgenin boyutları artmaktadır. Çatlak ilerledikçe, oluşan bu ardışık plastik bölgeler çatlağın ardında kalır ve onu takip ederek ilerler. Bu tür çatlak kapanma olgusuna, plastisiteye bağlı çatlak kapanması adı verilmiştir.

Günümüzde, plastisiteye bağlı çatlak kapanma mekanizması, yorulma ömrü tahmin yöntemlerinde yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Plastisitenin yanında, çatlak yüzeylerinin erken temasına neden olan bir takım mekanizmalar aşağıda verilmiştir (Suresh, 1998);

- Deformasyona bağlı faz dönüşümünden ötürü çatlak ucu çevresinde hacim artışı (transformasyona bağlı çatlak kapanması),
- Çatlak ilerlemesi sonucu oluşan yeni yüzeylerin oksidasyonu (oksidasyona bağlı çatlak kapanması),
- Yüksek viskoziteli akışkanın çatlağa nüfuz etmesi (akışkan kaynaklı çatlak kapanması),
- Üretilen çatlak yüzeylerinin geometrik uyumsuzlukları (pürüzlülük veya geometriye bağlı çatlak kapanması).





Şekil 1.43. Genel çatlak kapanma mekanizmaları: (a) faz dönüşümüne bağlı çatlak kapanması, (b) oksidasyona bağlı çatlak kapanması, (c) akışkan kaynaklı çatlak kapanması, (d) pürüzlülük veya geometriye bağlı çatlak kapanması (e) plastisiteye bağlı çatlak kapanması

Elberin yapmış olduğu bu çalışmalar, çatlak kapanma mekanizmasının, çatlak ilerleyişine bağlı olarak yapılan ömür hesapları için çok önemli bir parametre olduğunu göstermiştir. Çünkü yukarıda ifade edilen çatlak kapanma mekanizmaları, yükün boşaltılması esnasında bir hacim artışına sebebiyet vererek, çatlak yüzeylerinin temasına neden olabilir. Kapanan çatlağın tekrar açılması için gerekli olan çaba, çatlak ilerlemesinde itici güç olarak kabul edilen gerilme şiddet faktörü aralığında ( $\Delta K$ ) bir azalmaya neden olmaktadır. Elber, kapanan çatlağın tekrar açılmasını sağlayıp, uzun bir süre istikrarlı bir şekilde ilerlemesini sağlayan yeni bir gerilme şiddet faktörü aralığı tanımlamıştır (Elber, 1968; Elber, 1971). Literatüre efektif gerilme şiddet faktörü aralığı ( $\Delta K_{eff}$ ) olarak giren bu parametre aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir;

$$\Delta K_{eff} = K_{maks} - K_{aç/kap} = (\sigma_{maks} - \sigma_{aç/kap}) \sqrt{\pi a} Y \quad (1.69)$$

Böylelikle, Paris yasası üzerinde meydana gelen değişim;

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_{eff}^n \quad (1.70)$$

Burada  $K_{a\check{c}}$  çatlak açma gerilme şiddet faktörüdür. Bu değerin altındaki değerlerde çatlak açılmaz dolayısıyla da çatlak ilerleyemez. Çatlak açma gerilmesi  $\sigma_{a\check{c}}$  veya çatlak açma gerilme şiddet faktörü  $K_{a\check{c}}$  yerine, tam bir yorulma çevrimindeki yüklem ve boşaltma rejimindeki farklılıkları hesaba katmak için sırasıyla çatlak kapanma gerilmesi,  $\sigma_{kap}$  veya çatlak kapanma gerilme şiddet faktörü  $K_{kap}$  yaygın bir şekilde kullanılmaktadır.

1975 yılından itibaren ileri sürülen önemli çatlak büyüme hipotezleri, Elber'in bu çatlak kapanma hipotezine dayanmaktadır (Schütz, 1996). Fakat ilk bakışta çok makul görülen Elber'in bu fikirleri, yıllar boyunca devam etmekte olan çok önemli tartışmalara yol açmıştır. Bunlardan bazıları aşağıda verilmiştir;

- Pek çok bilimsel ve teknik yayına rağmen, çatlak kapanma mekanizmasının, özellikle uzun ömürlü yorulma çatlak rejimi üzerindeki etkisi henüz tam olarak anlaşılammıştır (Krupp, 2007).
- Çatlak kapanma durumunun dikkate alınmasıyla oluşturulan yeni Paris yasası, gerçek koşullar altında çok karmaşık olan bir olgunun yalnızca çok basitleştirilmiş bir temsilidir. Örneğin; bu bağıntı, yüklerin ve/veya çevre koşullarının ortak etkilerinin çatlak kapanmasına bağlı olarak çatlak büyümesini nasıl etkilediği konusunda yetersiz kalmaktadır. Bu gibi durumların dikkate alındığı bir takım çalışmalar sonraki yıllarda gerçekleştirilmiştir (Fleck, 1986; Schijve, 1989).

Metal yorulmasının tarihsel süreç içerisinde izlediği yol dikkate alındığında, özellikle 1900'lü yılların ortalarına kadar yapılan çalışmalar genellikle, yorulma hasar oluşumunun izlediği fiziksel ve metalürjik süreç üzerinde yoğunlaşmıştır. 1900'lü yılların ortalarından 2000'li yılların başlarına kadar yapılan çalışmalar ise genellikle yorulma hasarlarına karşı tasarım uygulamaları üzerine odaklanmıştır. Fakat her ne kadar standartlara uygun tasarımlar yapılsa da yorulmanın birçok dış faktöre bağlı olması, hala anlaşılammayan yanlarının olması ve tam olarak kontrol edilememesi nedeniyle hasarların oluşmasının önüne geçilememiştir. Bu nedenle, 2000'li yıllardan itibaren yorulma hasarlı metalik yapı ve makine elemanlarının onarımı ve/veya güçlendirilmesi ile artık yorulma ömürlerinin uzatılması üzerine yapılan çalışmalar oldukça büyük önem kazanmıştır. Günümüzde ise elde edilen tecrübeler ve uygulamadan alınan geri dönüşler dikkate alınarak, onarım ve/veya güçlendirme için kullanılan malzemelerin avantajları ve dezavantajları ortaya konulup, istenilen amaç ve hedeflere daha doğru cevaplar verebilecek yeni malzemelerin üretimi ve kullanımı üzerine yapılan çalışmalar popülerliğini sürdürmektedir.

### 1.4.2. Çelik Köprülerde Yorulma

Köprü, ilk düşündürttüğü anlamıyla birbirinden ayrılmış iki kara parçasını fiziksel olarak birleştiren bir mühendislik yapısıdır. En temel işlevi, birleştiricilik özelliğidir. Ancak, bu birleştirme sadece fiziksel bir kolaylık sağlamaz. Bunun yanında, psikolojik ve sosyolojik derinlikleri de içeren birçok olguyu beraberinde getirir. Köprü bağlantısı kurulmadan önce birbirinden ayrı gibi duran doğa parçaları ve coğrafi yüzeyler, kendi içlerinde belirli bir bütünselliğe sahip olsalar bile çoğulcu bir karakter sergileyemezler. Araya köprü bağlantısı girdiği zaman, hissedilen bu eksiklik ortadan kalkar. Ayrı birimlerin nitelikleri ve karakteristikleri birbirleriyle kaynaşır. Fiziksel ve sosyal kapsam genişlemesi kendini gösterir. Çoğulcu yeni bir bütünlük ortaya çıkar. Böylece köprü, fiziksel ayrılıkları olduğu kadar sosyal mesafeleri de ortadan kaldıran, değişik yaşam biçimlerini birbirine yaklaştıran çok özel bir araç olarak kendini gösterir (Karaesmen, 2011).

Köprü kavramının yapı mühendisliğinin diline aktarılmasında da birleştiricilik özelliği önemli rol oynamıştır. Çünkü insanlar tarih boyunca kendilerini, eşyalarını ve kültürlerini bir yerden başka bir yere aktarmakla ilgilenmişlerdir. Bu ilgi, insanların ulaşım ihtiyacını doğurmuştur. Fakat nehirler, dağlar ve derin vadiler gibi bir takım engeller, bu ihtiyacın karşılanmasında temel sorun olarak ortaya çıkmıştır. Yüzme, ip kullanma gibi çeşitli ilkel yöntemlerin yetersiz kalması sonucunda, insanoğlu bu engelleri aşmak için köprüyü keşfetmiştir.

Köprü inşasının gelişim tarihi, insan uygarlığının tarihi ile yakından ilişkilidir. İlk köprüler; dar, küçük açıklıklı ve hafif yükleri taşıyabilecek nitelikte kâgir ve ahşap malzemelerden oluşurken; artan ihtiyaç, yapısal analiz ve inşaat teknolojisinde meydana gelen gelişmeler, bu ilkel köprülerin yerini günümüzde uzun açıklıklı modern köprülere bırakmıştır (Altunışık, 2010). Tarih boyunca inşa edilen köprülerden bazıları yıkılmış, bazıları ise günümüze kadar ulaşabilmeyi başarmıştır. Bu süreç içerisinde elde edilen bilgi birikimi ve tecrübe, hem malzeme hem de taşıyıcı sistem açısından farklı köprü türlerinin ortaya çıkmasını sağlamıştır.

İlk köprülerde yapı malzemesi olarak; taş, ahşap, beton ve daha sonraki yıllarda demir kullanılmıştır. Metalürjinin gelişimiyle birlikte, demire alternatif olarak font kullanılmaya başlanmıştır. Font kullanılarak inşa edilen ilk köprü, yaklaşık 1778 yılında tamamlandığı tahmin edilen, İngiltere’de, Severn Nehri üzerindeki Coalbrookdale Köprüsü’dür. Köprü, Abraham Darby tarafından yaptırılmıştır. Abraham Darby, taşkömürü kullanarak kok

kömürü üretebilmeyi ve demiri kok kömürü kullanarak işleyebilmeyi başaran ilk kişidir. Ancak, Darby'nin işlediği demirin kalitesinde bir takım sorunlar vardı. İşlenen demirin içi karbon köpüğüyle doluydu ve gevrek davranışa yol açıyordu. Üstelik fontun basınç dayanımı yüksek olmasına rağmen, çekme dayanımı bünyesel kusurları nedeniyle oldukça zayıftı. Bu dezavantajlarından dolayı, fontun yapı malzemesi olarak köprülerde kullanımı, belirli bir zaman aralığında kısıtlı kalmıştır.

18.yy'ın ortalarından itibaren ulaşım sektöründe buharlı lokomotifin yaygın bir şekilde kullanılması, köprü tasarımında ve inşasında yeni bir dönemi başlatmıştır. Çünkü daha uzun açıklıklarda daha fazla yük taşıma gerekliliği, yukarıda ifade edilen malzemeler yerine çekme dayanımı yüksek, etkin ve sürdürülebilir çözümler sunan çok yönlü bir malzemenin kullanılmasını zorunlu kılmıştır. Ortaya çıkan bu ihtiyaç, çeliğin yapı malzemesi olarak köprü inşasında tercih edilmesini sağlamıştır. O yıllardan itibaren günümüze kadar, çeliğin köprü inşasında yaygın bir şekilde kullanılmasının temel sebepleri aşağıda verilmiştir;

❖ Yüksek Dayanım/Ağırlık Oranı

- Çeliğin dayanım/ağırlık oranının yüksek oluşu, yapı malzemesi olarak kullanıldığı tüm yapıların nispeten daha hafif olmasına neden olur. Bu durum, yapı elemanlarının daha küçük boyutlarda tasarlanmasına ve inşa edilmesine olanak sağlar.
- Çelik köprü sistemine ait ayakların ve temel sisteminin daha küçük boyutlarda tasarlanması ve inşası, özellikle zayıf zemin koşullarında alt yapı maliyetini en aza indirerek çok önemli avantajlar sağlar.
- Çeliğin hafif bir malzeme oluşu, deprem esnasında oluşan atalet kuvvetlerinin düşük seviyelerde kalmasını sağlar. Böylece, deprem etkileri diğer köprü türlerine göre çelik köprülerde daha az hissedilir.
- Çeliğin dayanım/ağırlık oranının yüksek oluşunun yanında, teknik açıdan meydana gelen gelişmeler, daha doğru ve daha gerçekçi yapısal analizler çok daha büyük açıklıkları çok daha narin elemanlarla geçebilmeyi mümkün kılmıştır.
- Çelik köprü elemanlarının narinliği ve hafifliği, montaj, taşıma ve yerleştirme açısından büyük kolaylıklar sağlar. Bu durum, hem işçi hem de araç-gereç maliyetini önemli oranda azaltır.
- Üst yapı elemanlarının boyutlarının küçülmesi, taşkın boşluğu ile ilgili problemleri ortadan kaldırmakta ve yaklaşım rampalarının uzunluğunu ve yüksekliğini en aza indirmektedir.

#### ❖ Yüksek Kaliteli Malzeme

- Çelik, farklı şekillerde, ebatlarda ve kategorilerde kolayca temin edilebilen, oldukça yüksek kaliteli bir malzemedir (elastisite modülü, betondan ortalama on kat daha büyüktür).
- Çeliğin kontrollü koşullar altında fabrikasyon üretimi, kalite bakımından malzeme katsayısını oldukça düşük seviyelerde tutmaktadır.
- Yüksek kalitede bir çelik yapı elemanı, pik demir üretiminden itibaren, taşlama, haddeleme, dövme, kesme, delme, kaynaklama, birleştirme, boyama vb. tüm işlemlerde yapılan uygun ve dikkatli kontroller sonucunda elde edilir.
- Çeliğin yüksek sünekliği ve tokluğu, tasarım aşamasında dikkate alınan değerlerin çok üzerindeki yüklerin sönmelenmesine olanak sağlar. Böylelikle, oluşabilecek yıkıcı hasarların önüne malzeme kalitesiyle geçilebilir.

#### ❖ İnşaat Hızı

- Ana taşıyıcı sistemlerin imalat atölyelerinde üretimi ve taşınarak yerinde yapılan montajı, şantiye süresini oldukça kısaltır. Bu durum, hem ekonomi hem de emniyet açısından büyük fayda sağlar.
- Çelik köprü inşaatının tamamlanma süresinin kısalığı, hem demir yolu hem de kara yolu ulaşım ağını bir an önce aktifleştirerek, insanların bu durumdan en az zararlı çıkmasını sağlar.
- Çeliğin hafif yapısı nedeniyle, büyük parçalar şantiyede rahatlıkla kurulabilir. Özel durumlarda, bir köprünün tamamının inşası sadece bir gecede bitirilebilir.

#### ❖ Çok Yönlülük

- Çelik köprüler; indirme, kaldırma, sürme gibi çok çeşitli yöntemler kullanılarak inşa edilebilir. Bu seçeneklerin fazla olması, yüklenici firmaya iş programını etkili bir şekilde sürdürebilme imkânı tanır.
- İmalat atölyelerinde yapılan deneme montajı, arazide karşılaşılabilecek birleştirme problemlerini önler. Böylelikle, minimum maliyetle yüksek kaliteli işler gerçekleştirilebilir.
- Ana taşıyıcı kirişlerin imalat atölyelerindeki üretim şekli, şantiye koşullarındaki kısıtlamalar dikkate alınarak belirlenebilir. Kirişlerin yerinde yapılan montajından sonra oluşan platform, diğer elemanların kurulumunda kullanılabilir.

#### ❖ Değişiklik, Yıkım, Onarım ve Güçlendirme

- Çelik köprüler, kullanım amacındaki değişiklikleri karşılayabilecek şekilde, kolayca uyarlanabilir ve değiştirilebilir.
- İhtiyaç durumunda, çelik köprüler ilave trafik şeritleri için genişletilebilir ve daha ağır trafik yükleri için güçlendirilebilir.
- Hasarlı elemanlar kolaylıkla onarılabilir, hasar şiddeti fazla ise hem eleman hem de sistem bazında uygun yöntemlerle güçlendirme yapılabilir.
- Hizmet ömrünü tamamlamış veya ihtiyaç duyulmayan köprüler yıkılarak, elemanları istenilen formlara dönüştürülüp, başka amaçlar doğrultusunda kullanılabilir. Bu durum, sürdürülebilirlik açısından çok önemli avantajlar sağlar.

#### ❖ Geri Dönüşüm

- Çelik üretimi için iki ana üretim tekniği bulunmaktadır. Yurdumuzda ve dünyada bu teknikler kullanılır. Bunlardan birincisi, geleneksel yöntem olarak da adlandırılan, entegre tesislerde demir cevherinden yüksek fırınlarda pik demir üretimi ve devamında bu pik demirden bazik oksijen fırınlarında çelik üretimidir. Diğeri ise mevcut demir çelik hurdalarının elektrik ark ocaklarında tekrar ergitilmesi sonucu yapılan çelik üretimi şeklindedir. Hizmet ömrünü tamamlamış veya ihtiyaç duyulmayan çelik yapılara ait elemanların %99'u ya yeniden kullanılmakta ya da elektrik ark ocaklarında yeni çelik üretiminde girdi olarak tercih edilmektedir.
- Çelik, diğer malzemeler arasında geri dönüşümü en çok yapılan malzemedir. Böyle bir malzemeyi köprü inşaatında kullanmak, sürdürülebilirlik açısından çok önemli faydalar sağlar. Çünkü köprünün hizmet ömrü tamamlandığında, yapı elemanları geri dönüşüme tabi tutularak başka amaçlar doğrultusunda kullanılabilir.
- Geri dönüştürülmüş çeliğin performansında herhangi bir bozulma yoktur. Çelik köprü elemanları başka tür yapılarda rahatlıkla tekrar kullanılabilir.

#### ❖ Dayanıklılık

- Literatürde, bilimsel metotlar dikkate alınarak tasarlanmış, dürüstçe ve özenle inşa edilmiş, aşırı derecede yüklenmemiş ve düzgün bir şekilde muhafaza edilmiş bir çelik köprünün hizmet ömrü sonsuzdur şeklinde genel bir kanı vardır.
- Hem yapısal analizde hem de inşaat teknolojisinde meydana gelen gelişmeler sayesinde, günümüzde hizmet ömrü yüz yılı aşan çelik köprüler tasarlanıp inşa edilmektedir.

❖ Estetik

- Çelik, mimari açıdan hayal gücünü zorlayabilecek genişlikte imkânlar sunabilen bir malzemedir. Bu yüzden, istenilen mimari görünüşe sahip köprü tasarımları ve inşası kolaylıkla gerçekleştirilebilir.
- Çeliğin işlenebilirliğini dikkate alan modern imalat yöntemleri sayesinde, köprünün hem planında hem de boy kesitinde istenilen mimari görünüşler oluşturulabilir.
- Narin elemanların kullanılması, özellikle şehir içinde estetik açıdan hoş görünümlü köprülerin tasarlanmasına olanak sağlar.

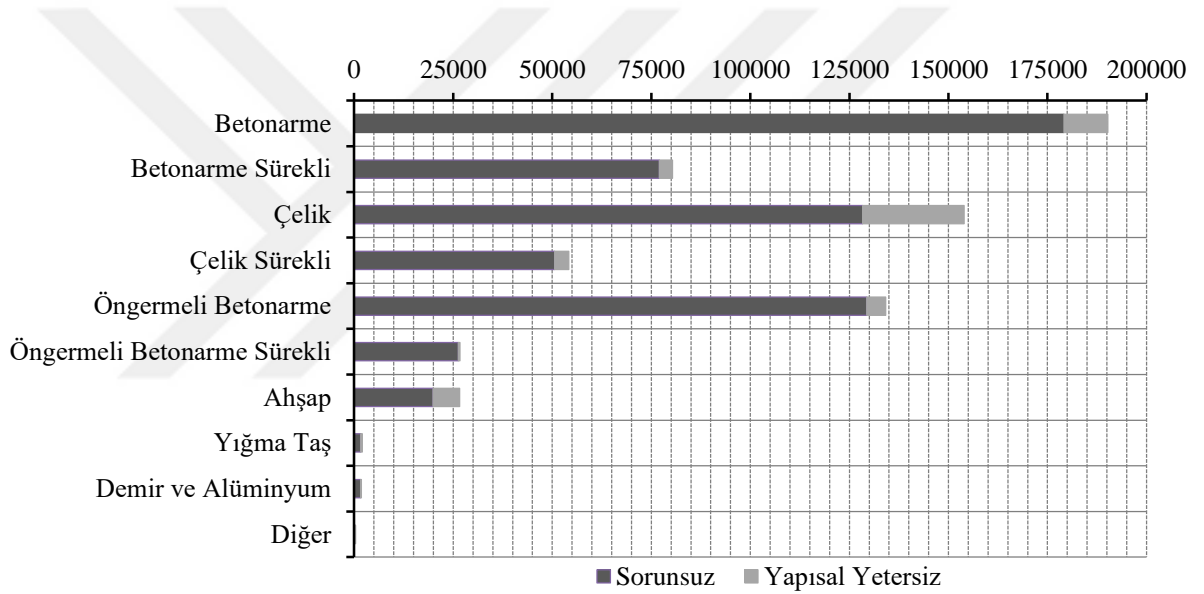
Yukarıda ifade edilen özelliklerinin zaman içerisinde keşfedilmesi ve geliştirilmesi, çeliğin basit kirişli köprülerden asma ve kablolu köprülere kadar günümüzde her türlü köprü inşası için yaygın bir şekilde tercih edilmesini sağlamıştır. Bu yüzden, ülkemizde ve dünyada birçok çelik karayolu ve demiryolu köprüsü mevcuttur.

#### 1.4.2.1. Çelik Köprüleri Yapısal Yetersizliğe Sürükleyen Temel Etken: Yorulma

Amerika Birleşik Devletleri Ulaştırma Bakanlığı Federal Karayolları İdaresi tarafından hazırlanan 2016 yılına ait köprülerin malzeme bakımından sınıflandırılması raporunda (NBI, 2016a), ABD'deki karayolu köprüleri üst yapı malzemelerine göre sınıflandırılmış ve yapısal olarak yetersiz olanların adetleri açıklanmıştır. Sayıma dâhil edilen 614387 adet karayolu köprüsünden 256208 adedinin (%41,701) betonarme, 178923 adedinin (%29,122) çelik, 155701 adedinin (%25,342) öngermeli betonarme, geri kalan 23555 adet (%3,834) köprünün ise ahşap, yığma taş, demir, alüminyum ve diğer köprü türü sınıflarına girdiği belirtilmiştir. Bu köprülerden betonarme olanların 14381 adedinin (%5,613), çelik olanların 29233 (%16,338) adedinin, öngermeli betonarme olanların 5154 adedinin (%3,310), ahşap, yığma taş, demir, alüminyum ve diğer köprü türü sınıfına girenlerin ise 7239 adedinin (%30,732) yapısal olarak yetersiz olduğu ifade edilmiştir (Tablo 1.9–Şekil 1.44).

Tablo 1.9. ABD köprü envanterinin malzeme bakımından sınıflandırılması (NBI, 2016a).

Köprü Tipi	Adet	Yapısal Yetersiz
Betonarme	179196	11044
Betonarme Sürekli	77012	3337
Çelik	128338	25618
Çelik Sürekli	50585	3615
Öngermeli Betonarme	129362	4790
Öngermeli Betonarme Sürekli	26339	364
Ahşap	19944	6643
Yığma Taş	1639	390
Demir ve Alüminyum	1691	170
Diğer	281	36
<b>Toplam</b>	<b>614387</b>	<b>56007</b>



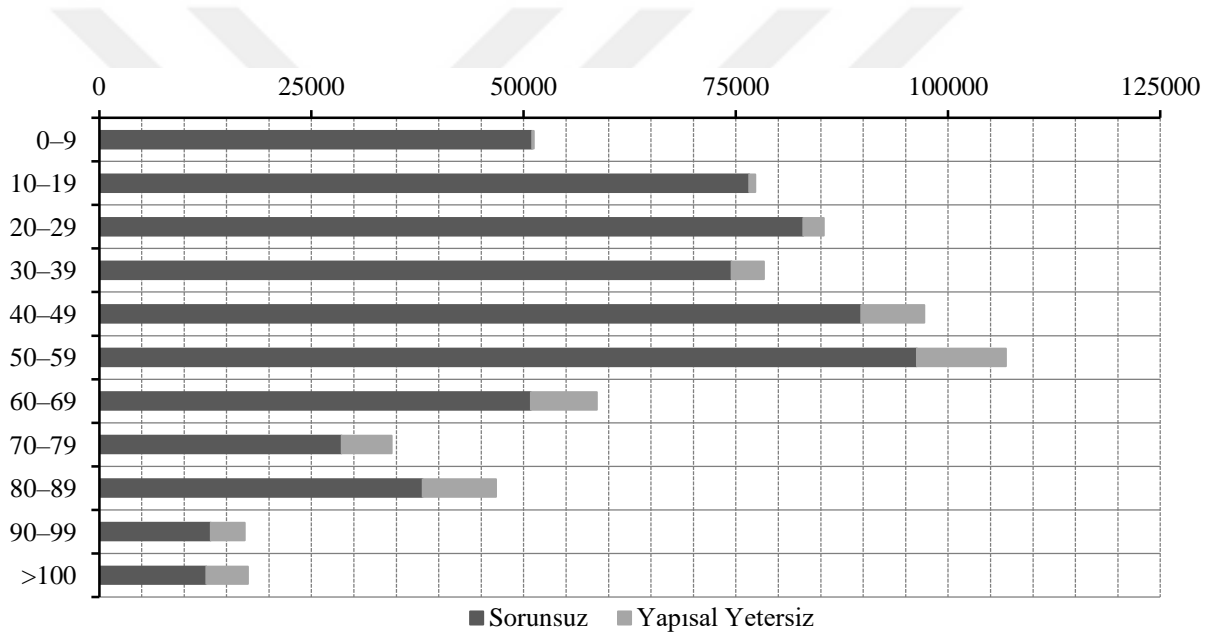
Şekil 1.44. ABD köprü envanterinin malzeme bakımından dağılımı (NBI, 2016a).

Aynı kurum tarafından hazırlanan 2016 yılına ait köprülerin yaşları bakımından sınıflandırılması raporunda (NBI, 2016b), ABD'deki karayolu köprüleri geçirdikleri hizmet ömürlerine göre sınıflandırılmış ve yapısal olarak yetersiz olanların adetleri belirtilmiştir (Tablo 1.10–Şekil 1.45).



Tablo 1.10. ABD köprü envanterinin köprü yaşı bakımından sınıflandırılması (NBI, 2016b).

Köprü Yaşı (Yıl)	Adet	Yapısal Yetersiz
0-9	51007	176
10-19	76561	731
20-29	82922	2426
30-39	74507	3807
40-49	89773	7410
50-59	96331	10489
60-69	50853	7752
70-79	28566	5884
80-89	38117	8620
90-99	13136	3995
>100	12612	4917
<b>Toplam</b>	<b>614385</b>	<b>56007</b>



Şekil 1.45. ABD köprü envanterinin köprü yaşı bakımından dağılımı (NBI, 2016b).

T.C. Ulaştırma Denizcilik ve Haberleşme Bakanlığı, Karayolları Genel Müdürlüğü tarafından hazırlanan köprü envanter bilgileri raporunda (KGM, 2017), Ülkemizde 2016 yılı itibariyle 7577 adet betonarme, 217 adet çelik ve 15 adet taş köprü olmak üzere toplam 7809 adet köprünün devlet ve il yolları üzerinde hizmette olduğu görülmektedir (Tablo 1.11).

Tablo 1.11. Devlet ve il yolları üzerindeki köprülerin yıllara ve cinslerine göre sayı ve uzunlukları (KGM, 2017).

KÖPRÜLER						
Yıllar	Betonarme		Çelik		Taş	
	Sayı	Uzunluk (m)	Sayı	Uzunluk (m)	Sayı	Uzunluk (m)
2002	4690	189943,00	358	14639,00	120	6386,00
2003	4821	198585,00	355	14482,00	117	5823,00
2004	4947	206683,00	357	14636,00	117	5823,00
2005	5054	213852,00	345	13979,00	112	5492,00
2006	5204	220898,00	301	12718,00	71	3597,00
2007	5346	230685,05	304	12927,70	68	3473,95
2008	5494	239319,10	300	12898,20	66	3437,35
2009	5815	259737,45	287	12770,50	56	3259,55
2010	6117	280696,05	275	12389,75	55	3227,55
2011	6447	300054,20	271	12132,95	47	2989,70
2012	6674	318805,00	260	12552,95	47	2989,70
2013	6833	333867,05	261	12402,95	50	4168,40
2014	7057	360649,57	236	12441,50	35	2634,08
2015	7474	391749,57	223	15872,10	16	780,26
<b>2016</b>	<b>7577</b>	<b>407063,57</b>	<b>217</b>	<b>17133,24</b>	<b>15</b>	<b>755,76</b>

ABD'ye ait köprü envanterinin malzeme bakımından dağılımı incelendiğinde (Şekil 1.44), oransal olarak en fazla yapısal yetersizliğin çelik köprülerde meydana geldiği görülmektedir. Bunun yanında, Ülkemizdeki devlet ve il yolları üzerindeki köprülerin yıllara göre sayıları incelendiğinde (Tablo 1.11), 2002 yılında 358 olan çelik köprü sayısının, 2016'ya gelindiğinde 217'e düştüğü kolaylıkla fark edilebilir. Bu bilgiler dikkate alındığında, çelik köprülerin, diğer köprü türlerine göre yapısal yetersizliğe ulaşma konusunda daha hassas olduğu sonucuna varılabilir. Çelik köprüleri yapısal yetersizliğe sürükleyen temel etkenler aşağıda verilmiştir;

- Yorulma
- Korozyon
- Artan taşıt yükleri
- Hesap ve uygulama hataları
- İlave zati yükler
- Eksik bakım
- Çevresel etkiler vb.

Karayolu ve demir yolu köprü ağının betonarme ve ön gerilmeli köprülerle birlikte en önemli unsurlarından birisi olan çelik köprülerin yapısal ve işlevsel performansını azaltan en önemli faktörlerden birisi yorulma olayıdır. Yorulma nedeniyle elemanlarda meydana

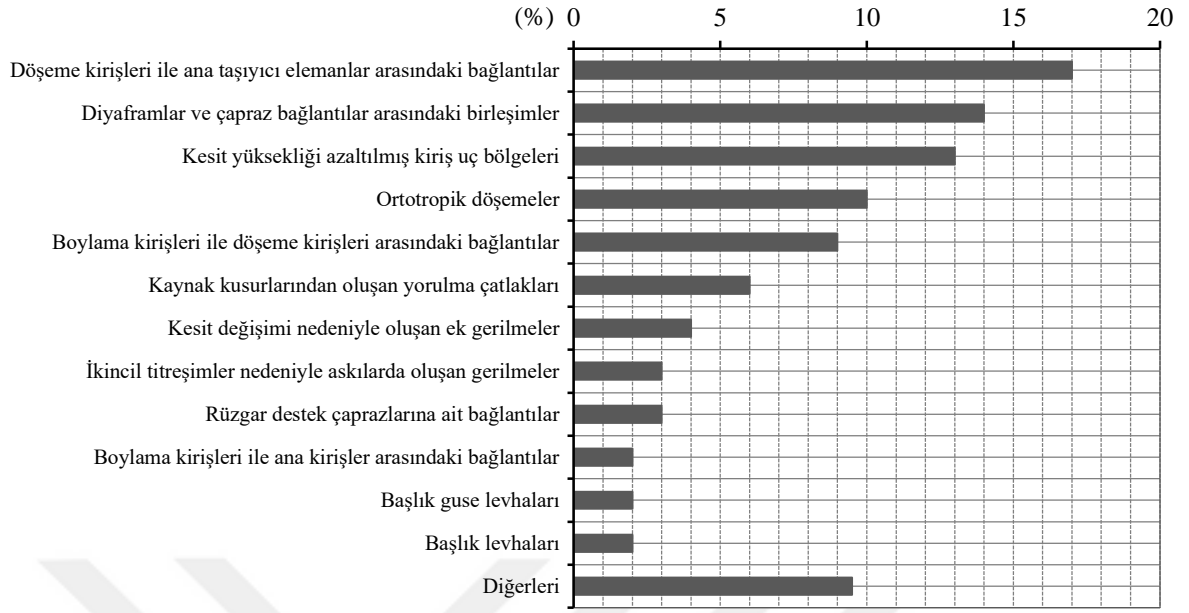
gelen mikro çatlaklar, önlem alınmadığı takdirde büyüyerek, elemanların gevrek kırılmasına veya köprünün tamamının göçmesine neden olabilir (Zhao, 2003). Günümüzde hali hazırda kullanılan birçok köprü, yarı ömrünü veya tüm ömrünü tamamlamıştır. Artan taşıt yükleri ve trafik hacmiyle beraber çevresel etkiler, çelik köprüleri yorulmaya karşı daha hassas hale getirmektedir. ASCE (1982), çelik köprülerdeki göçmelerin %80-90'nının yorulma hasarları ile ilgili olduğunu belirtmiştir. Bunun yanında, çelik köprülerdeki hasarların temel nedeninin yorulma olduğunu ifade eden akademik çalışmalarda mevcuttur (Oehme, 1989).

Tablo 1.12. Çelik yapılarda görülen hasarların temel sebepleri (Oehme, 1989).

Hasar Nedeni	Toplam		Binalar		Köprüler		Konveyörler	
	Sayı	%	Sayı	%	Sayı	%	Sayı	%
Statik dayanım yetersizliği	161	29,7	102	33,6	19	14,8	40	36,0
Stabilite kaybı	87	16	62	20,4	11	8,6	14	12,6
<b>Yorulma hasarı</b>	<b>92</b>	<b>16,9</b>	<b>8</b>	<b>2,6</b>	<b>49</b>	<b>38,3</b>	<b>35</b>	<b>31,5</b>
Rijit kütle hareketi	44	8,1	25	8,2	2	1,6	17	15,3
Elastik deformasyon	15	2,8	14	4,6	1	0,8	0	0
Gevrek kırılma	15	2,8	9	3,0	5	3,9	1	0,9
Ortam koşulları	101	18,6	59	19,4	41	32	1	0,9
Termal yükler	23	4,2	23	7,6	0	0	0	0
Diğer etkenler	5	0,9	2	0,7	0	0	3	2,7
<b>Toplam</b>	<b>543</b>	<b>100</b>	<b>304</b>	<b>100</b>	<b>128</b>	<b>100</b>	<b>111</b>	<b>100</b>

Çelik köprüler, üzerlerinden geçen taşıtlar ve çevresel etkiler (korozyon, sıcaklık değişimi, vb.) nedeniyle devamlı olarak değişken büyüklüklerde dinamik etkilere maruz kalmaktadır. Şiddetlerine ve büyüklüklerine bağlı olarak bu etkiler, köprü elemanlarında çatlak oluşumuna ve mevcut çatlakların daha da ilerlemesine yol açarak, köprülerin güvenliğini tehlikeye sokabilir ve hatta köprülerin servis ömür sürelerini dahi kısaltabilir. Çelik köprülerin yapısal elemanlarında ve detaylarında yorulmaya neden olan etkenler; yük yoğunluğu, köprünün yaşı, detayların geometrisi, imalat özellikleri, malzeme özellikleri ve ortam koşulları olarak sıralanabilir (Josi, 2010).

Çelik köprü üst yapısı, çok sayıda levhanın, kirişin ve çubuğun kaynak, cıvata ve perçin gibi birleşim araçlarıyla bir araya getirilmesiyle oluşmaktadır. Köprülerde yorulma çatlakları, yüksek ihtimalle bu bağlantı noktalarında ve elemanlarda meydana gelmektedir. Çelik köprülerde yorulma açısından kritik olan elemanlar ve bölgeler aşağıda listelenmiştir (Şekil 1.46).



Şekil 1.46. Çelik köprülerde görülen yorulma hasar vakaları ve yerleri (Lukić vd., 2013).

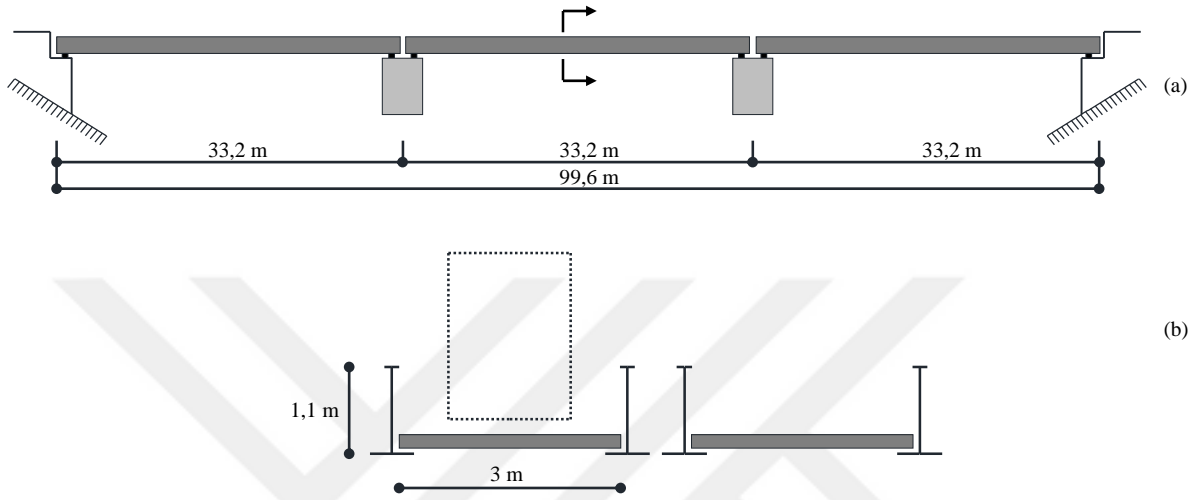
#### 1.4.2.2. Yorulma Nedeniyle Yıkılmış veya Büyük Hasara Uğramış Köprüler

Çelik köprülerin yapısal güvenliği ile alakalı büyük tehdit unsuru oluşturan yorulma nedeniyle, geçmişten günümüze dek çok sayıda köprü ya farklı şiddetlerde hasarlara maruz kalmış ya da tamamen hizmet dışı kalmıştır. Yorulma olayının çelik köprüler için ne derecede önemli olduğunu göstermek amacıyla, yorulma hasarlarına maruz kalmış bu tip köprülere ait bir takım örnekler aşağıda verilmiştir.

##### 1.4.2.2.1. Dee Köprüsü

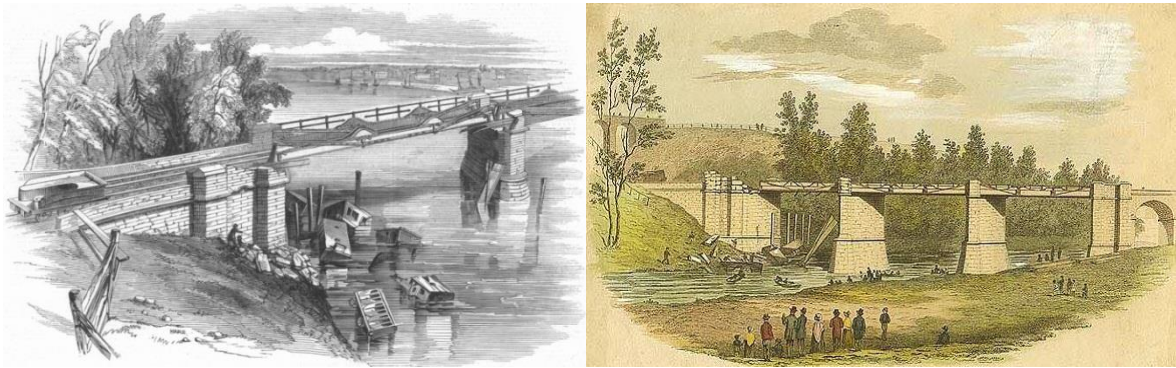
Dee Köprüsü, İngiltere-Chester kasabasının hemen dışında bulunan Dee Nehri üzerinde kurulu, her biri 33,2 m uzunluğundaki üç açıklıktan oluşan, toplam uzunluğu 99,6 m olan çift raylı bir demir yolu köprüsüdür (Şekil 1.47a). Köprünün tasarımı, ünlü demir yolu mühendisi Robert Stephenson tarafından gerçekleştirilmiş ve inşası Eylül 1846 yılında tamamlanmıştır. Stephenson, hem dökme demirin çekme dayanımının zayıf olduğunu hem de büyük miktarda dövme demir kullanmanın maliyetli olacağını farkındaydı. Bu nedenle, bir takım farklı etkileri de dikkate alarak, dökme demir kirişleri ile dövme demir çekme çubuklarını kullanarak kompozit bir köprü tasarımı gerçekleştirmiştir. Kirişleri dökme

demirden oluşan köprü, açıklık uzunluğu bakımından kendisinden önceki diğer tüm basit mesnetli kirişli köprülerden daha uzundur. Köprü, enine doğrultuda uzanan, birbirine paralel dört adet dövme demir kirişlerle desteklenmiş ve bu kirişler, I kirişlerinin alt başlıklarına doğrudan doğruya mesnetlenmiştir (Şekil 1.47b) (Akesson, 2008).



Şekil 1.47. (a) Dee Köprüsü'nün boy kesitine ve (b) tabliye kesitine ait görünüşler (Akesson, 2008).

Dee Köprüsü, hizmete girdiği tarih itibariyle henüz bir yılını doldurmadan, bir tren katarının geçişi esnasında çökmüş ve beş kişinin hayatını kaybetmesine, on sekiz kişinin de ağır yaralanmasına neden olmuştur (Akesson, 2008; Velez, 2013).



Şekil 1.48. Dee Köprüsü'nde meydana gelen hasarı ifade eden görseller (URL-8, 2018).

Çeşitli farklı kaynaklar, köprüyü çökmeye kadar götüren sebepler konusunda birbirlerinden ayrılrsa da, üzerlerinde hem fikir oldukları temel konular şu şekilde sıralanabilir;

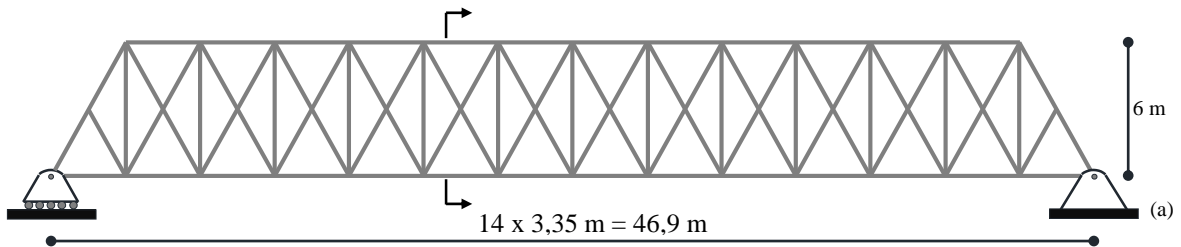
- Tasarım aşamasında, Stephenson'un çekme gerilmesi takviyesi için dövme demir kullanma fikri doğru bir yaklaşım olsa da, hareketli ve kalıcı yükler etkisi altında meydana gelen aşırı deplasmanlar, dövme demir bağlantı kirişlerinin gevşemesine neden olmuştur. Dökme demir kirişleri ile dövme demir bağlantı kirişlerinden oluşan kompozit üst yapının amaçlandığı gibi çalışmaması, çökmenin temel sebebi olarak ifade edilmiştir.
- Dee köprüsünün tasarımı için Stephenson'un kullandığı bağıntılar, çok daha kısa ve merkezden yüklenmiş kirişler üzerinde yapılan testlere dayanmaktadır (Beckett, 1984). Stephenson, yıllardır bu tip köprüleri başarılı bir şekilde tasarlamış olsa da, hiçbiri Dee köprüsü kadar uzun açıklığa ve karmaşık bir yapıya sahip değildi. Bu şekilde daha basit ve daha küçük köprüler üzerinden edinilmiş bilgi ve tecrübelerin, daha büyük ve daha karmaşık tasarımlara uygulanması, Dee köprüsünde olduğu gibi 19. yy'da meydana gelmiş köprü hasarlarının ortak bir nedenidir (Evan ve Manion, 2002).
- Çöküşün üçüncü temel nedeni, estetik kaygıyla oluşturulmuş bir detayın, gerilme artırıcı bir mekanizma olarak çalışması sonucunda, bir yorulma çatlağının çekirdeklenmesidir. O yıllarda, marangozluk tasarımlarında popüler bir şekilde kullanılan cavetto süslemelerinin, dökme demir kirişlerinin başlık ve gövde kesişim köşelerinde kullanılması, bu bölgelerde gerilme yığılmalarına neden olmuştur. Oluşan bu gerilmelerin yıllar içinde değişken-tekrarlı bir şekilde etki etmesi, bir yorulma çatlağının oluşmasına ve çatlağın kademeli olarak belirli bir kritik uzunluğa kadar ilerlemesine ve bunun sonucunda köprünün ani bir şekilde çökmesine neden olmuştur (Akesson, 2008).
- Köprü üst yapısının sağlıklı bir şekilde çalışmaması, aşırı titreşimlere ve ilave yüklere neden olmuştur. Bu durum, yorulma hasarına karşı köprüyü hassas bir hale getirmiştir. Köprünün çöküşünden dört yıl önce William Rankine'nin metal yorulmasını tanımlayan makalesinin yayınlanması, mühendislik alanında yorulma olayı ile ilgili bir farkındalık oluşturmuştur, ancak yorulma çatlaklarının nasıl başladığı ve nasıl ilerlediği konusunda net bir bilginin olmaması, Stephenson'un

yorulma olayını ön görememesi nedeniyle suçlanmasının önüne geçmiştir (Velez, 2013).

- Köprünün çökmesinden sadece birkaç saat önce, köprünün ahşap elemanlarına yangın direnci kazandırmak amacıyla bir kırma taş tabakasının oluşturulması, yapının ağırlığını önemli derecede artırmıştır. Yukarıda ifade edilen faktörler, köprünün çöküşünde temel sebep olarak kabul edilse de, yaklaşık 18 tonluk bu ilave yük ve sonrasında köprüden geçen altı adet tren katarı, mevcut çatlakları daha da büyütmüş ve çöküş sürecini hızlandırmıştır (Gagg ve Lewis, 2004).

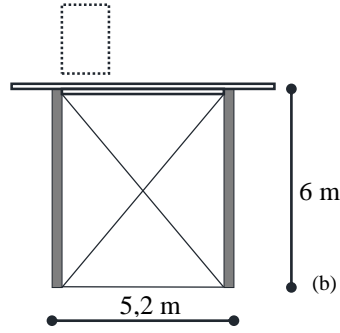
#### 1.4.2.2.2. Ashtabula Köprüsü

Ashtabula Köprüsü, ABD-Ohio şehir merkezinin hemen dışında bulunan Ashtabula nehir vadisi üzerinde kurulu, çift raylı ve 46,9 m açıklığında bir demir yolu köprüsüdür. Köprünün tasarımı, iki kenar ayak üzerine oturtulmuş bir Howe tipi kafes şeklinde gerçekleştirilmiştir. O yıllarda nadiren inşa edilen demir yolu köprülerinin çoğu, ahşap ya da demir-ahşap birleşiminden oluşmaktaydı. Ashtabula Köprüsü'nün baş mimarı olan Amasa Stone, farklı bir konsept deneyerek köprüyü tamamen font demirinden tasarlamıştır. Köprü üst yapısı, yüksekliği 6 m ve uzunluğu 46,9 m olan iki adet basit mesnetli kafes sistemin, 5,2 m'lik bir aralıkta, çapraz ve yatay elemanlarla birleştirilmesi ile oluşturulmuştur (Şekil 1.49). Köprünün inşası 1863 ve 1865 yılları arasında tamamlanmıştır. Köprü inşa edildiği yıllarda, yapısal analiz hala gelişme aşamasındaydı, tasarım standartları mevcut değildi ve mühendisler malzeme yorulması ve gevrek kırılma konusunda yetersiz bilgiye sahipti (Gasparini ve Fields, 1993; URL-9, 2018).

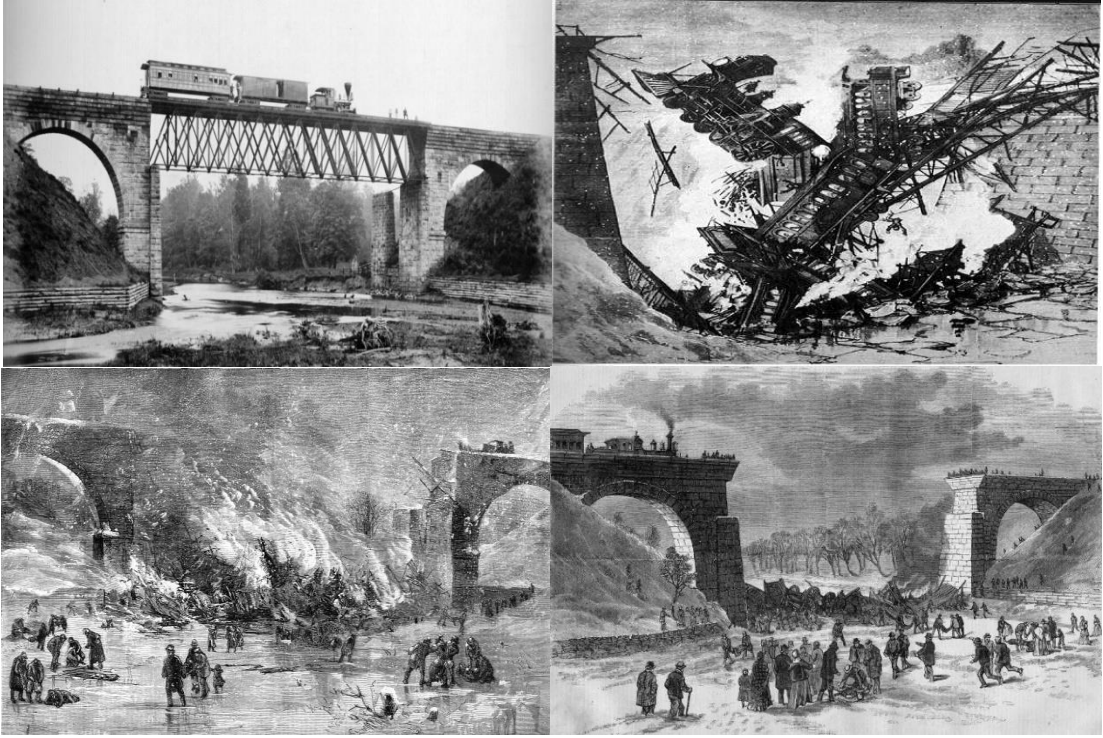


Şekil 1.49. (a) Ashtabula Köprüsü'nün boy kesitine ve (b) tabliye kesitine ait görünüşler (Akesson, 2008).

Şekil 1.49'un devamı



Köprü, on bir yıl kullanımdan sonra, saatte 40 mil hızında rüzgâr ile ilerleyen bir kar fırtınası sırasında, 29 Aralık 1876 tarihinde, saat 17.28'de on bir vagon ve iki lokomotiften oluşan bir katarın geçişi sırasında tamamen çökmüştür. Ashtabula Köprüsü'nün çöküşü, Birleşik Devletler tarihinin o yıla kadar ki en ölümcül köprü felaketidir. Toplam 159 yolcu ve mürettebattan 64'ü yaralanmış, 98'i ise hayatını kaybetmiştir. Vagonların nehre düşüşü sırasında yağ lambaları ve kömür ısıtma ocakları nedeniyle çıkan yangın, ölü sayısının artmasında etkili olmuştur (Akesson, 2008).



Şekil 1.50. Ashtabula Köprüsü'ne ait göçme öncesi ve sonrasını ifade eden görseller (URL-10, 2018).



Üç farklı komite, kazanın nedenini dolayısıyla da köprünün çöküş sebebini araştırmak için birbirlerinden bağımsız çalışmalar gerçekleştirmiştir. Bu komiteler; Ohio eyalet meclisinin atadığı bir komite, şüpheli ölüm olaylarını araştırmakla yükümlü olan jüri adına soruşturma yürüten bir mühendis ve Amerika İnşaat Mühendisleri Birliği adına bir komite şeklindedir. Yapılan incelemeler sonucunda, köprüyü çökmeye kadar götüren ara sebepler şu şekilde sıralanmıştır (Gasparini, 1993; URL-9, 2018);

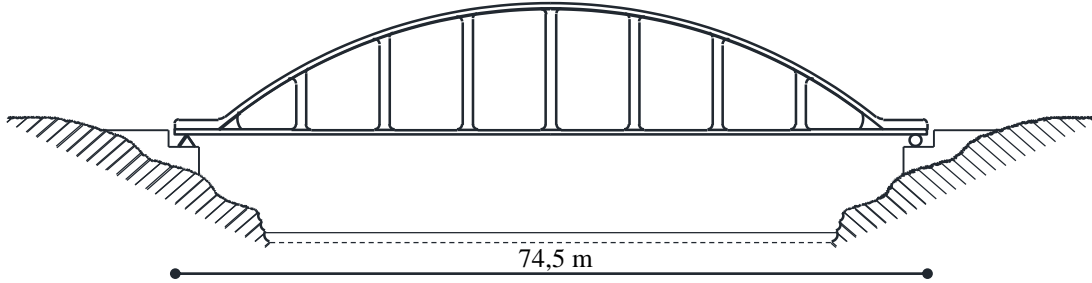
- Köprünün kurulduğu vadi, bir Howe tipi kafes köprüsü için uygundur fakat köprü aşırı derecede ağırdır.
- Basınca çalışan diyagonallerin boyutları birbirlerinden farklıdır ve alt başlık ile üst başlık arasındaki bağlantılar düzgün yapılmamıştır.
- Alt ve üst başlıkları oluşturan ayrı I kirişlerin bağlantılarında süreklilik yoktur ve bunun yanında, kirişlerin uç mesnetleri hatalı yapılmıştır.
- Diyagonallerin uçlarının hareketini önlemek için kullanılan açılı destek takozları ile diyagonaller arasında sağlam bir mekanik bağlantı yoktur.
- Üst başlık çubuklarının boyutları birbirlerine göre farklılıklar göstermektedir ve birbirlerine bağlantıları hatalı yapılmıştır.
- Köprünün hem enine hem de boyuna rijitliği yetersizdir.
- Köprünün inşası, temel mühendislik ilkelerine uygun olarak yapılmamıştır.

Yapılan incelemeler sonucunda, yukarıda ifade edilen ara sebeplere bağlı olarak, köprünün çökmesine neden olan temel sebep; profilde açılmış küçük bir hava deliği civarında, on bir yıl boyunca oluşan değişken-tekrarlı gerilmelerin neden olduğu yorulma çatlağı şeklinde ifade edilmiştir. Soğuk hava koşulları nedeniyle dayanımı azalan ve gevrekleşen köprü elemanlarında bu çatlak hızlı bir şekilde yayılmış ve ani bir kırılmaya neden olarak köprünün tümüyle çökmesine neden olmuştur (Gasparini, 1993; Akesson, 2008; URL-9, 2018).

#### **1.4.2.2.3. Hasselt Köprüsü**

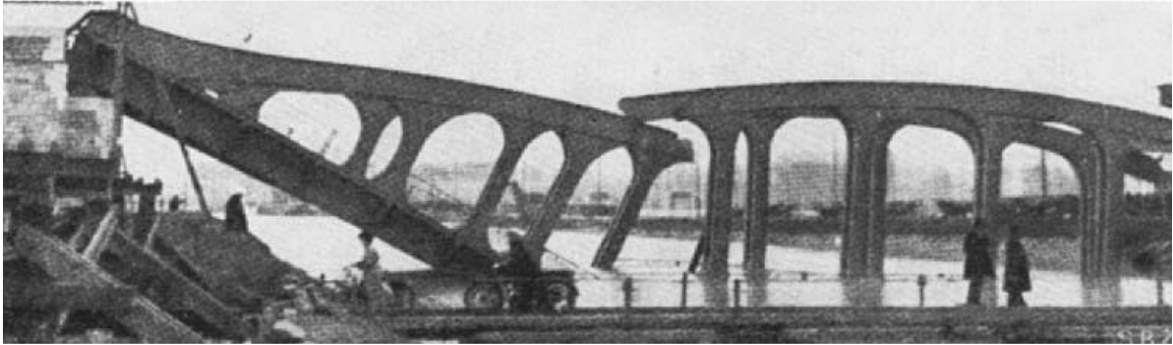
Hasselt Köprüsü, Belçika-Hasselt şehrinde yer alan Albert Kanalı üzerinde kurulu, 74,5 m uzunluğunda ve tek açıklıklı bir demir yolu köprüsüdür. Köprü, ismini Belçikalı mühendis Arthur Vierendeel'den alan, Vierendeel tipi taşıyıcı sistem kullanılarak inşa edilmiştir. Bir Vierendeel köprüsü, kemeri ile tabliyesi arasında dikey askılara sahip olan bir

kemer köprü şeklindedir. Kemer ile tabliye arasında diyagonaller olmadığı için Hasselt Köprüsü'nün taşıyıcı sistem tipi kafes değil rijit çerçeve olarak adlandırılmıştır (Şekil 1.51) (Akesson, 2008).



Şekil 1.51. Vierendeel tipinde inşa edilmiş Hasselt Köprüsü'nün boy kesitine ait görünüş (Akesson, 2008).

Köprü, hizmete girdiği tarihten sadece iki yıl sonra 1938 tarihinde, soğuk bir Mart sabahında, aniden ve beklenmedik bir şekilde çökmüştür (Şekil 1.52). Çökme anında köprü üzerinden bir geçiş olmadığı için herhangi bir ölüm ve yaralanma vakası yaşanmamıştır (Akesson, 2008).



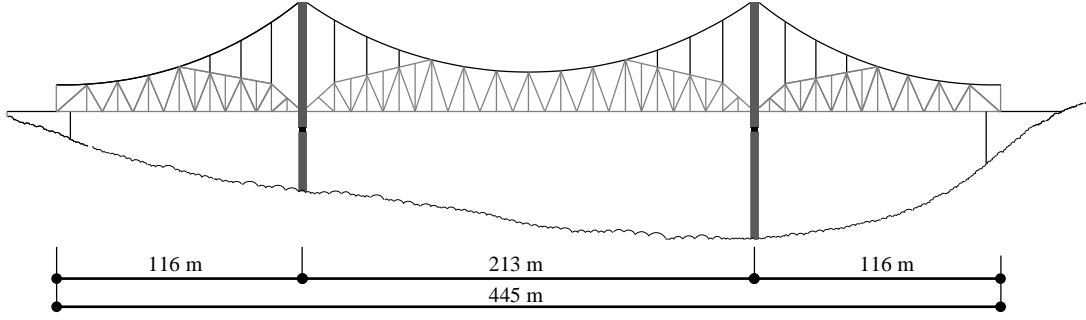
Şekil 1.52. Hasselt Köprüsü'nde meydana gelen hasarı ifade eden görsel (Akesson, 2008).

Köprü mühendisliğinde çeliğin kullanılmaya başlanması, perçinleme dışında başka bir birleştirme tekniğinin geliştirilmesini mümkün kılmıştır. Köprüleri güçlendirmek ve onarmak için 1920'lerin sonunda ilk kez ark kaynağı kullanılmıştır. 1930'ların ortalarında ise kaynaklı köprüler inşa edilmeye başlanmıştır. Bu tür köprüler, eş değer perçinli köprüler ile karşılaştırıldığında, bir takım üstünlüklerinin olduğu (daha az malzeme ve daha hızlı montaj) bariz olarak fark edilmiştir. Ancak, 1930'lu yıllardan itibaren çelik köprüleri inşa

etmek için perçinden kaynağa geçiş, özellikle yorulma çatlağına bağlı olan gevrek kırılma problemini başlatmıştır. Hasselt köprüsü de, tamamen kaynak kullanılarak inşa edilmiş bir köprüdür. Çökme sonrası yapılan incelemeler sonucunda, köprüyü çökmeye kadar götüren sürecin, köprü tabliye kirişi ile düşey askı elemanı arasındaki küt kaynak bağlantı noktasında çekirdeklenen bir yorulma çatlağı ile başladığı ve kirişin gevrek kırılmasıyla sona erdiği sonucuna varılmıştır (Akesson, 2008).

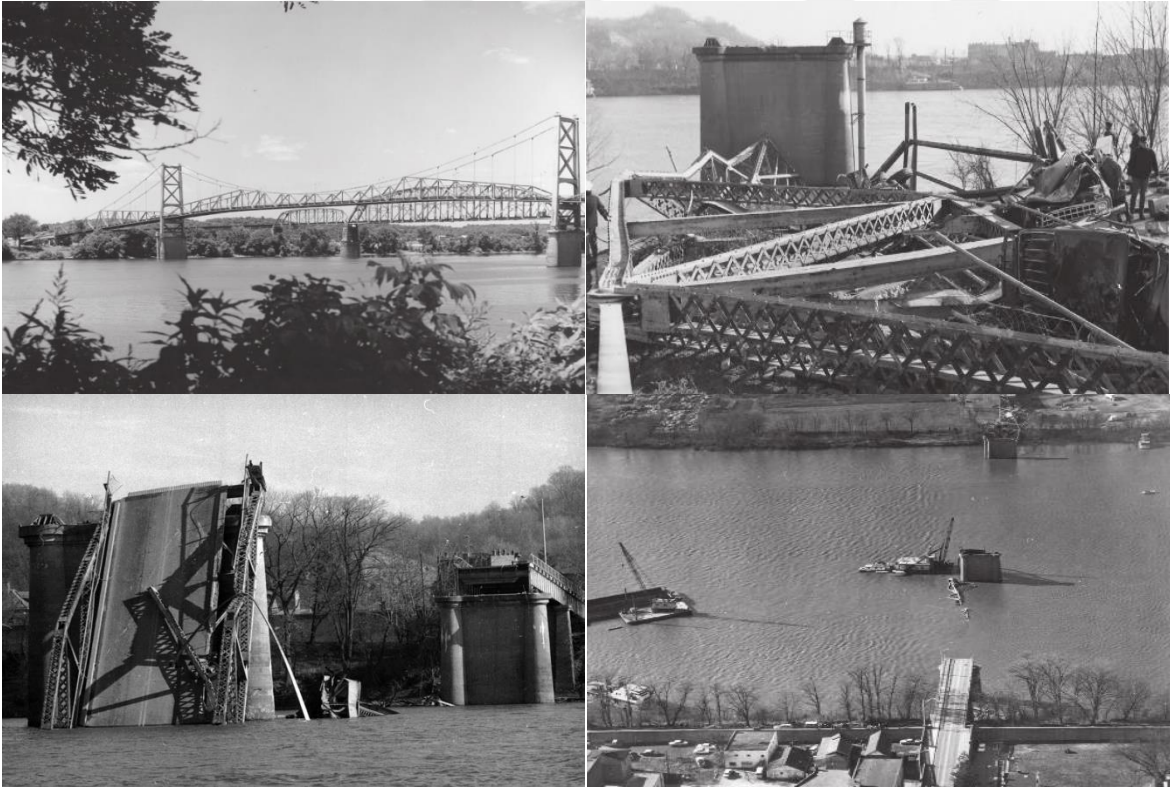
#### **1.4.2.2.4. Point Pleasant Köprüsü**

Point Pleasant Köprüsü, Ohio Nehri üzerinde kurulu, 681 m uzunluğunda (yaklaşım rampalarıyla birlikte), Batı Virginia ve Ohio sahillerini birbirine bağlayan bir çelik asma karayolu köprüsüdür. Köprü, rengi dolayısıyla halk arasında “Gümüş Köprü” olarak ta bilinir. Point Pleasant Köprüsü, inşa edildiği tarih itibarıyla en yeni teknolojik ve yapısal yenilikleri bünyesinde barındıracak şekilde tasarlanmıştır. Bunlardan en önemlisi, tabliye makasına bağlanan ana kablonun, galvanizli çelik tellerden oluşan geleneksel kablo sistemi yerine, delikli çubuklardan (gözlü çubuk) oluşan zincir şeklinde tasarlanmış olmasıdır. Köprü tabliyesini taşımak için geleneksel çelik kablo yerine birbirine kenetlenmiş delikli çubukların kullanılması, köprüyü geleneksel asma köprülerden farklı bir duruma getirmiştir. Bu özel köprü türü adını, mucidi olan Amerikalı mühendis David B. Steinman’dan almıştır. Brezilya’daki Florianopolis Köprüsü, bu tasarım ilkesi kullanılarak inşa edilmiş ilk köprüdür. Bu köprüde kullanılan delikli çubuklar, ısıl işlem ile oluşturulmuş, yüksek çekme dayanımına sahip yeni bir karbon çeliği kullanılarak üretilmiştir. Bu tür bir kablonun kullanılması, normal asma köprülerde sıklıkla görülen; ana kablonun pylon kablo yuvası üzerinden kayma problemini engellemek için özel olarak tasarlanmış, hareket kabiliyetine sahip kuleleri gerekli kılmıştır. Ayrıca kulelerin salınım yapabilme kabiliyeti, yük etkisi altında oluşan titreşimleri ve sıcaklık farkları nedeniyle oluşan genleşmeyi sönmülebilmeyi mümkün kılmıştır. Köprü inşası yaklaşık olarak bir yıl sürmüş ve 1928 yılında tamamlanmıştır (Akesson, 2008; Delatte, 2009; Bullard vd., 2012).



Şekil 1.53. Point Pleasant Köprüsü'nün boy kesitine ait görünüş (Akesson, 2008).

Köprü, yaklaşık 40 yıl kullanımdan sonra, 15 Aralık 1967 tarihinde, saat 17.00'da trafiğin yoğun olduğu bir anda aniden ve beklenmedik bir şekilde çökmüştür. Çökme, köprü'nün kuzey kısmında yer alan bir gözlü çubuğun kopması ile başlamış, ardından her iki kulenin yıkılması ve son olarak ta köprü'nün tümüyle çökmesi ile gerçekleşmiştir. Köprü, 60 saniyeden daha kısa bir sürede, 31 araçla ve 64 kişiyle birlikte Ohio Nehri'ne düşmüştür. Göçme sonrası 44 kişi hayatını kaybetmiş, 18 kişi ise yaralı olarak kurtarılmıştır (Lichtenstein, 1993; Akesson, 2008).



Şekil 1.54. Point Pleasant Köprüsü'ne ait göçme öncesi ve sonrasını ifade eden görseller (Bullard vd., 2012).

Ulusal Ulaştırma Güvenlik Kurulu'nun atadığı bir soruşturma ekibi, çöküşün temel sebebinin, C13N düğüm noktasında yer alan 330'nolu gözlü çubukta meydana gelen bir çatlakın neden olduğunu belirlemiştir. Çatlak, gerilimli korozyon ve korozyonlu yorulma nedeniyle bu bölgede çekirdeklenmiş ve değişken-tekrarlı yükler etkisi altında gelişim göstermiştir. Ardışık iki gözlü çubuğun bağlantısını sağlayan pim mekanizmasında sürtünmeden ve korozyondan kaynaklı yüksek şiddetli gerilme yığılmaları, çatlak gelişimini hızlandırmıştır. Gerilimli korozyon çatlama, bir çekme gerilmesi ve bir korozif ortamın eş zamanlı etki etmesi sonucunda, normalde sağlam olan bir malzemede zamanla gevrek çatlakların oluşmasıdır. Gerilimli korozyon, çevrimsel bir gerilme ve korozif bir ortamın birleşimi sonucunda oluşan korozyonlu yorulma ile birleşince, köprü için bir felaketin yaşanması kaçınılmaz olmuştur. Bu iki faktörün yıllar boyunca etki etmesi, gözlü çubuğun ve buna bağlı olarak ta tüm yapının zayıflamasına neden olmuştur (Lichtenstein, 1993; Akesson, 2008).

#### **1.4.2.2.5. Mianus Köprüsü**

Mianus Köprüsü, İngiltere-Greenwich yakınlarındaki Mianus Nehri üzerinde kurulu bir karayolu köprüsüdür. Köprü, altı adet ayak üzerine oturmuş, basit açıklıklı verev bölümlerden oluşan bir köprü şeklinde tasarlanmış ve inşası 1958 yılında tamamlanmıştır. 500 ton ağırlığındaki her bir açıklık, birbirlerine pim-kanca mekanizması ile bağlanmıştır. Bu tasarım konseptinin tercih edilmesinin temel sebebi, köprü ayakları arasındaki açıklığın tek bir kiriş sistemi ile geçilemeyecek kadar büyük olmasıdır. 1950'li yıllarda, pim-kanca mekanizması, köprü tasarımlarında yaygın bir şekilde kullanılmıştır. Bu tasarım sayesinde, hem kirişlerin sürekliliği sağlanmış hem de genişleme derzleri oluşturulmuştur (McEvily, 2013; URL-11, 2018).

25 yıl kullanımdan sonra, 28 Haziran 1983 tarihinde saat 01.30'da, iki tır ile iki arabanın geçişi esnasında, köprünün bir bölümü ayrılarak nehre düşmüş (Şekil 1.55), üç kişi ciddi şekilde yaralanmış, üç kişi ise hayatını kaybetmiştir (McEvily, 2001; URL-11, 2018).



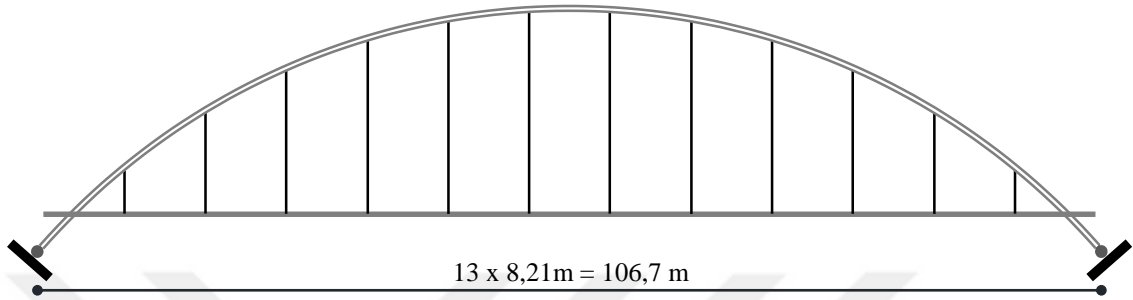
Şekil 1.55. Mianus Köprüsü enkazına ait görseller (URL-12, 2018).

Yapılan incelemeler sonucunda, köprü'nün bir bölümünü çökmeye kadar götüren temel sebebin, pim-kanca mekanizmasında oluşan bir yorulma çatlakının olduğu konusunda ortak bir kanaate varılmıştır. Köprü'nün çökmesinden yaklaşık on yıl önce, köprü üzerindeki drenaj sisteminin üzeri bir yüzey kaplama projesi kapsamında kapatılmıştır. Drenaj sisteminin düzgün bir şekilde çalışmaması, köprü'nün derz aralıklarından su sızmasına ve dolayısıyla da pim-kanca donanımında korozyona neden olmuştur. 25 yıl boyunca etki eden değişken-tekerrürlü gerilmeler ve korozyonun ortak etkisi sonucunda pim-kanca donanımında yorulma çatlakları meydana gelmiştir. Oluşan bu çatlak, kancanın pimden ayrılmasına sebebiyet vererek, köprü'nün bir bölümünün çökmesine neden olmuştur (URL-11, 2018).

#### 1.4.2.2.6. Çavuş Aubrey Cosens Anıt Köprüsü

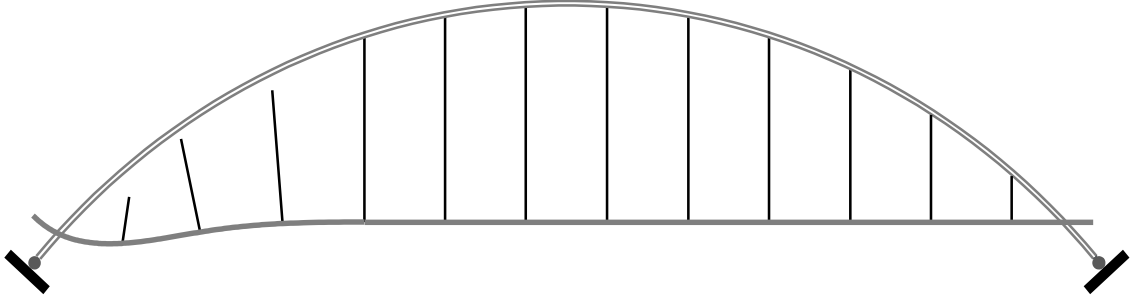
İsmi, II. Dünya Savaşı'nda Almanlara karşı savaşan Latchford'lu asker Çavuş Aubrey Cosens'den alan Çavuş Aubrey Cosens Anıt Köprüsü, Kanada'nın Ontario eyaleti, Latchford kasabasında bulunan Montreal Nehri üzerinde kurulu, 106,7 m uzunluğunda bir karayolu köprüsüdür. Köprü, basınca çalışan bir kemer sistemi ve buna çelik askılarla bağlı

kompozit bir tabliye (çelik I kirişleri ve beton tabliye) şeklinde tasarlanmış ve inşası 1960 yılında tamamlanmıştır. Askıların sadece aksel doğrultuda çalışmasını sağlamak için hem kemer hem de tabliye bağlantılarında dönme serbestliğini sağlayacak şekilde mafsalı bağlantılar yapılmıştır (Akesson, 2008).



Şekil 1.56. Çavuş Aubrey Cosens Anıt Köprüsü'nün boy kesitine ait görünüş (Akesson, 2008).

Köprü'nün kısa askılarının rijitliklerinin fazla oluşu, diğer askılara göre daha büyük dinamik etkilere maruz kalmalarına neden olmuştur. Bu sebeple ilk hasar, 1997 yılında, köprü'nün kuzey batı köşesinin kenar ayağa en yakınındaki askısında (Askı-1) meydana gelmiştir. Askı-1'in yük taşıma kapasitesinin tamamen ortadan kalkması, tabliyeden gelen yüklerin bitişik askıya (Askı-2) aktarılmasına neden olmuştur. Çok geçmeden Askı-2'de bir yorulma çatlakı çekirdeklenmiş ve belirli bir süre sonra 2001 yılında bu askıda kopmuştur. İki askının da yük taşıma kapasitelerini tamamen kaybetmeleri, Askı-3'ü çok daha fazla bir yüke maruz bırakmıştır. 43 yıl kullanımdan sonra, 14 Ocak 2003 tarihinde, köprü'nün tabliyesinde ciddi bir hasar meydana gelmiştir. Saat 14.45'te, bir yük kamyonunun köprüden geçişi esnasında, şoför römorktaki yükün yer değiştirdiğini fark etmiş ve çok yüksek şiddetli sesler duymuştur. Duyduğu sesin, tabliyeyi kemere bağlayan düşey askının (Askı-3) kemer ile bağlantısını sağlayan perçinlerin kopması sonucunda çıkan ses olduğu daha sonra anlaşılmıştır. Köprü'nün güney yol şeridinin yarısı neredeyse çökmüş, kalıntılar Montreal Nehrinin su seviyesinin sadece birkaç santimetre üzerinde tehlikeli bir şekilde asılı kalmıştır (Şekil 1.57-58). Herhangi bir can kaybı yaşanmamasına rağmen, köprü'nün trafiğe kapatılması, trafiğin akışının değişmesine ve güzergâhın uzamasına neden olmuştur (Akesson, 2008).



Şekil 1.57. Köprüde meydana gelen hasarı ifade eden görsel (Akesson, 2008).

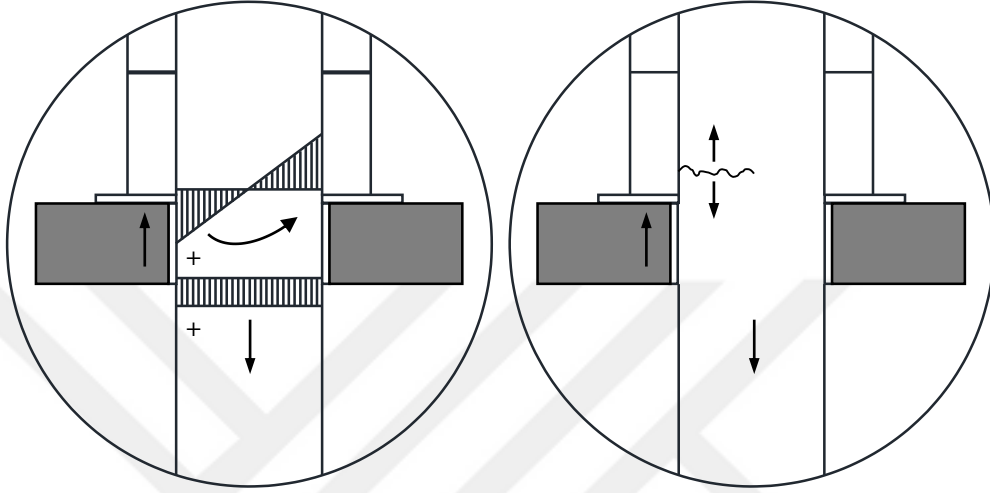


Şekil 1.58. Çavuş Aubrey Cosens Anıt Köprüsü'nde meydana gelen hasara ait görseller (URL-13, 2018).

Köprünün uzun yıllar boyunca sorunsuz bir şekilde amacına hizmet etmesi, denetiminin ve bakımının ihmal edilmesine yol açmıştır. Özellikle, tabliye ve kemere mafsallarla bağlı olan askıların, herhangi bir ilave bakım süreci gerekmeksizin işlevini kolaylıkla gerçekleştirebileceği daha tasarım aşamasında kabul edilmiştir. Fakat askıların bağlantı noktalarında zamanla meydana gelen korozyon, bağlantı detaylarının mekanizmasını bozmuştur. Bu durum sonucunda, askı-tabliye bağlantısının yük etkisi altındaki tabliyenin hareketine eşlik edememesi, askılarda aksel yükün yanında eğilme momentlerinin de oluşmasına neden olmuştur. Eğilme momentleri nedeniyle askılarda oluşan gerilmeler, basınç gerilmelerine kıyasla oldukça küçük olmasına rağmen, bu



gerilmelerin milyonlarca defa tekrar etmesi, aks-kemer bağlantı noktasında bir yorulma çatlağının oluşmasına sebebiyet vermiştir (Şekil 1.59). Artan trafik hacminin tetiklediği yük döngüsü, çatlağın ilerlemesini teşvik etmiş, net kesit alanının, orijinal kesit alanının yaklaşık olarak %20'sine ulaştığı zaman askı tamamen kopmuştur (Akesson, 2008).



Şekil 1.59. Eksenel yükten kaynaklı mevcut gerilmelere, eğilme momenti sonucunda oluşan gerilmelerin eklenmesi ile çekirdeklenen yorulma çatlağı (Akesson, 2008).

Sonuç olarak, 43 yıl boyunca etki eden değişken-tekrarlı gerilmelerin ve korozyonun ortak etkisi sonucunda, askı-kemer bağlantı sistemlerinde yorulma çatlakları oluşmuştur. Oluşan bu çatlaklar, askıların kemerden ayrılmasına sebebiyet vererek köprünün bir bölümünün çökmesine neden olmuştur. Hava sıcaklığının da çok düşük olması, malzemeyi gevrekletirmiş ve kırılmanın ani bir şekilde gerçekleşmesine neden olmuştur (Akesson, 2008).

#### 1.4.2.2.7. I-35W Köprüsü

I-35W Köprüsü, ABD-Minnesota eyaletinin en büyük şehri olan, Minneapolis'teki Mississippi Nehri üzerinde kurulu, 580 m uzunluğunda, 33 m genişliğinde, sekiz şeritli ve üç açıklıklı bir karayolu köprüsüdür. 1964 yılında inşasına başlanan köprü, 1967 yılında trafiğe açılmıştır. Bir cadde ve bir bağlantı yolu üzerinden geçen 127 m uzunluğundaki güney açıklık, 2,5 m aralıklarla yerleştirilmiş 14 adet çelik kiriş ve bu kirişler üzerine inşa edilmiş bir betonarme tabliyeden oluşmaktadır. Kirişler, 6,7 m'lik aralıklarla oluşturulmuş

çelik diyaframlarla yanal doğrultuda desteklenmiştir. Dört hatlı bir tren rayı ve büyük bir dayanma duvarı üzerinden geçen 129 m uzunluğundaki kuzey açıklık, altı bölümden oluşmaktadır. İlk üç bölümün tabliyesi, birbirine kaynaklanmış çelik profiller, diğer üç bölümün tabliyesi ise boşluklu beton kesit şeklindedir. Nehir üzerinde yere alan 324 m uzunluğundaki orta açıklığın tabliyesi ise, 22 m aralığında birbirine çapraz ve yatay elemanlarla bağlanmış iki adet çelik kafes sistem ile tasarlanmıştır. Basınca çalışan elemanların her biri kutu kesitlerden oluşurken, çekmeye çalışan elemanlar ise H kesitli profillerden inşa edilmiştir (Salem ve Helmy, 2014).

1 Ağustos 2007 tarihinde saat 18.05'te, köprünün ana açıklığı olan orta açıklığında büyük bir felaket yaşanmıştır. Orta açıklığın 305 m'lik kısmı, ani ve beklenmedik bir şekilde çökmüştür. Çöken bu kısmın 140 m'lik bölümü, 33 m'lik bir yükseklikten 4,5 m derinliğindeki nehre düşmüştür. Çökme anında orta açıklıkta toplam 111 tane aracın olduğu daha sonra yapılan çalışmalarla belgelenmiştir. Bunlardan 17'si yapılan çalışmalar sonucunda sudan çıkartılmıştır. Köprünün çökmesi sonucu 13 kişi hayatını kaybetmiş, 145 kişi ise yaralanmıştır (National Transportation Safety Board, 2008).



Şekil 1.60. I-35W Köprüsü'nde meydana gelen hasara ait görseller (URL-14, 2018).

Ulusal Ulaştırma Güvenlik Kurulu, I-35W Köprüsünün yıkılmasına; tasarım hatasının, eksik bakımın, artan trafik hacmi ve trafik yükü nedeniyle guse levhalarında oluşan yorulma çatlaklarının neden olduğuna karar vermiştir (National Transportation Safety Board, 2008).

Yukarıda verilen örneklere benzer olarak, tüm Dünya genelinde, hem insanların hayatlarını hem de ülkelerin prestijlerini kaybetmelerine neden olmuş çok sayıda köprü hasarı ve çöküşü yaşanmıştır. Bu nedenle, özellikle gelişmiş ülkelerde mevcut köprülerin yorulma açısından yapısal güvenlikleri ile ilgili kapsamlı çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Çünkü hizmet halindeki köprülerin periyodik olarak muayenesi ve buna bağlı olarak gerçekleştirilen bakım, onarım ve güçlendirme işlemleri, çatlakların kritik boyutlara ulaşmadan önlenmesi suretiyle köprü güvenliği açısından önemli avantajlar sağlamaktadır. Amerika Birleşik Devletleri Ulaştırma Bakanlığı Federal Karayolları İdaresi, yapısal performans açısından kritik boyutlara gelmeden önce sorunları tespit etmek amacıyla, Devlet ve il yolları üzerindeki tüm köprüler için 24 aylık periyotlarda çeşitli muayene yöntemlerinin gerçekleştirilmesini zorunlu kılmıştır. Yorulmaya karşı hassas yapısal özellikler içeren veya daha önceden çeşitli seviyelerde yorulma hasarı geçirmiş köprülerin daha sık periyotlarda denetime tabi tutulabileceği de belirtilmiştir (FHWA, 2013). Ülkemizdeki köprülerin performans durumu hakkında genel bir çalışma ne yazık ki henüz yapılamamasına rağmen, oransal olarak Ülkemizdeki kusurlu köprü sayısının ABD'dekine yakın olduğu tahmin edilmektedir. Bu durumdaki köprülerin yıkılıp yeniden yapılması veya onarılması ve/veya güçlendirilmesi gerekmektedir. Genellikle yapıların yıkılıp yeniden yapılma maliyeti, onarma ve/veya güçlendirme maliyetinden daha yüksektir. Sanayileşmekte olan birçok ülkede olduğu gibi Ülkemizde de mevcut finans kaynaklarının sınırlı oluşu, bu durumdaki köprüler için onarım ve/veya güçlendirme yöntemlerini ön plana çıkarmaktadır. Ayrıca, bir yapıyı yıkıp yeniden inşa etme sürecinde çevresel açıdan ortaya çıkabilecek olumsuzluklar da göz ardı edilmemelidir. Bu nedenle, mevcut köprülerdeki hasarlı çelik elemanların onarılması ve/veya güçlendirilmesi çok önemli ve gerekli bir hal almaktadır.

#### **1.4.3. Çelik Köprülerde Oluşan Yorulma Çatlaklarının Onarılması ve/veya Güçlendirilmesi**

Mevcut bir çatlağın ilerlemesi sonucunda, net kesitin üzerindeki çekme gerilmelerini taşıyamaz hale gelmesi durumu olarak tanımlanan kırılma, aşırı deformasyona, işlev kaybına

veya elemanın tamamen ikiye ayrılmasına yol açabilir (Anderson, 1995; Dexter ve Fisher, 1999; Barsom ve Rolfe, 1999). Yorulma ve kırılma, birbirleriyle ilişkili olmalarına rağmen, farklı iki olaydır. Oluşan her kırılma, yorulmanın bir sonucudur veya yorulma her zaman kırılmaya neden olabilir gibi bir sonuç çıkarmak doğru bir yaklaşım değildir. Fakat herhangi bir çekme elemanında (çekme çubuğu, çekme başlığı veya gövdenin çekmeye çalışan kısmı) bir çatlak oluştuğunda kırılma ihtimalinin mutlaka değerlendirilmesi gerekmektedir. Bununla birlikte, yorulma çatlaklarının bulunması, yapının güvensiz olduğu anlamına da gelmez (Fisher, 1984; Dexter ve Fisher, 1999). Bazı yapılarda, gerilmelerin yeniden dağılımı ilkesi sayesinde herhangi bir müdahale olmadan yorulma çatlaklarının ilerlemesi kendiliğinden durabilir (Youngberg vd., 2003). Fakat yorulma çatlakları, değişken-tekrarlı yükler etkisi altında yayılmaya ve ilerlemeye devam eder ve gerekli önlemler alınmaz ise genellikle kırılmaya neden olabilir (Fisher, 1984; Dexter ve Fisher, 1999; Barsom ve Rolfe, 1999).

Bir köprü sistemi, yorulmaya karşı hassas detaylar içeriyorsa ve elemandan elemana adaptasyon mekanizmasını hayata geçiremiyorsa, belirli bir elemanın kırılması, yapının kısmen veya tamamen çökmesine neden olabilir. Böyle bir eleman, “kırılmaya karşı hassas eleman” olarak tanımlanmaktadır. Bu kritik elemanda bir yorulma çatlaklarının oluşması, bir veya daha fazla şeridin kapatılması, ağır tonajlı araçların geçişinin yasaklanması veya köprünün tamamen trafiğe kapatılması gibi acil eylem planlarının devreye sokulmasını zorunlu kılabilir (FHWA, 2013).

Yönetmelik hükümleri, tasarım şartnameleri, kırılma kontrol planı, sıkı denetim programı, modern kaynak işlemleri, gelişmiş malzemeler, gerçekçi analizler, iyileştirilmiş tasarım ve inşaat yöntemleri gibi faktörler, günümüzdeki çoğu yeni modern köprünün yorulmaya karşı hassas detaylar içermeyecek ve yeniden dağılım ilkesini gerçekleştirebilecek şekilde tasarlanmasını sağlamıştır. Fakat daha önceki bölümde verilen ABD köprü envanteri incelendiğinde, hasarlı köprü sayısının göz ardı edilemeyecek kadar yüksek olması, mevcut çelik köprüler için aynı durumun geçerli olmadığını göstermektedir. Ülkemiz açısından değerlendirildiğinde, oransal olarak hasarlı çelik köprü sayısının ABD’dekine yakın olduğu tahmin edilmektedir. Bunun yanında, Ülkemizdeki çelik köprüler, gelişmiş ülkelere kıyasla çok daha gençtir. Ülkemizde, yorulma nedeniyle herhangi bir ölümcül vakanın yaşanmaması, bu köprülerin tasarım aşamasında yorulmanın göz ardı edilmiş olabileceği ihtimalini artırmaktadır. İlerleyen yıllarda yorulmadan dolayı köprülerimizde büyük hasarlar ve çökmeler gerçekleşebilir. Bu nedenle, kabul edilebilir sınırlar dışında meydana gelebilecek yorulma kırılmalarının oluşmaması için hizmet yükleri

etkisi altında gerekli denetimlerin çelik köprüler üzerinde yapılması gerekmektedir. Hizmet halindeki köprülerin periyodik olarak muayenesi, çatlakların kritik boyutlara ulaşmadan önlenmesi suretiyle köprü güvenliği açısından önemli avantajlar sağlamaktadır. Çünkü yapılan bu denetimler sonucunda elde edilen çatlak tipi, boyutu, yeri ve nedeni gibi veriler, köprünün hizmetini güvenli bir şekilde sürdürebilmesine olanak sağlayacak uygun onarım ve/veya güçlendirme tekniğinin seçilmesine yardımcı olur.

#### **1.4.3.1. Yorulma Çatlaklarının Tespiti İçin Tahribatsız Muayene Yöntemleri**

Çelik köprülerde gerçekleştirilen yorulma çatlak muayenesi, özellikle yorulma direncinin zayıf olduğu bilinen çekme elemanları ve detaylarında gerçekleştirilmelidir. AASHTO LRFD Köprü Tasarım Şartnamesi, benzer yorulma direncine sahip çelik köprü elemanlarını ve detaylarını belirli kategorilere ayırmış ve bu kategorileri A'dan E'ye kadar değişen harflerle temsil etmiştir. Yapılan çalışmalar, A, B, B', C ve C' kategorilerinde yer alan elemanların ve detayların, yüksek yorulma dayanım sınır değerlerinden dolayı nadiren sorun yaşadıklarını göstermiştir. Yorulma hasarlarının çoğu D, E ve E' kategorilerine giren elemanlarda ve detaylarda görülmektedir. Bu elemanların ve detayların yorulma dayanım sınır değerlerinin düşük olması, onları yorulma hasarlarına karşı oldukça hassas bir hale getirmektedir. Bu nedenle, yeni yapılacak köprülerde, bu kategorilere girebilecek elemanların ve detayların tasarımından kaçınılması, mevcut köprülerin değerlendirilmesinde ve incelenmesinde ise bu elemanlara ve detaylara çok daha fazla önem gösterilmesi önerilir. Tipik bir çelik köprüde, birbirine benzeyen çok fazla eleman ve detay vardır. Herhangi bir elemanda ve detayda bulunan bir çatlağın, benzer gerilme aralığında başka bir elemanda ve detayda kendini tekrar etme olasılığı oldukça yüksektir. Bu nedenle, bir onarım ve/veya güçlendirme programı yapmadan önce, yorulmaya karşı hassas olan tüm elemanların ve detayların kapsamlı bir şekilde incelenmesi gerekmektedir (FHWA, 2013; Connor ve Lloyd, 2017).

Çatlakların tespit edilmesi bazen zahmetsiz bazen ise çok zahmetli bir süreç olabilir. Özellikle, boyalı ve paslı elemanlardaki yüzey çatlakları ile iç çatlakları ortaya çıkarmak için ileri tekniklerin kullanılması gerekebilir. Değişken-tekrarlı yükler etkisi altında çatlakların açılıp kapanması sonucunda, çatlak yüzeyleri birbirlerine sürtünür ve kolayca okside olabilen ince bir çelik tozu oluşur. Bu oksitlenmiş toz çatlaktan çıktıktan sonra, genellikle pas lekesine veya renk değişikliğine neden olur. Bu durum, sorunlu bölgelerin görsel olarak

saptanmasını sağlayabilir, fakat kesin bulgular için görsel muayene, tek muayene aracı olarak kullanılmamalıdır (FHWA, 2013; Connor ve Lloyd, 2017).

Çelik köprülerin onarılması ve/veya güçlendirilmesi öncesinde, sırasında ve sonrasında, çatlakların yerini ve seviyesini belirleyebilmek için çeşitli tahribatsız muayene teknikleri kullanılmaktadır. Tahribatsız muayene amacıyla kullanılan yöntemler; görsel muayene, sıvı penetrant muayene, manyetik parçacık muayene, elektromanyetik muayene (girdap akımları muayenesi), ultrasonik muayene ve radyografik muayene olarak adlandırılmaktadır. Görsel muayene, sıvı penetrant muayene, manyetik parçacıkla muayene ve elektromanyetik muayene yüzey çatlaklarının tespiti için kullanılırken, iç çatlaklar ve kusurlar için ise ultrasonik muayene ve radyografik muayene yöntemleri tercih edilmektedir (FHWA, 2013; Connor ve Lloyd, 2017).

#### **1.4.3.2. Onarım ve/veya Güçlendirme Uygulamalarından Önce Yapılan Ön Çalışmalar**

##### **1.4.3.2.1. Risk Analizleri**

Bir çelik köprünün onarılması ve/veya güçlendirilmesi için verilen karar; yapısal analize, kişisel iradeye, tecrübeye, araştırmaya ve mühendislik sezgilerine bağlıdır. Bu aşamada, hem yorulma hem de kırılma açısından oluşabilecek tüm riskler dikkatli bir şekilde ele alınmalıdır. Genel olarak, yapılan bu değerlendirme süreci, hem olayın yaşanma ihtimalini hem de yaşanan olayın peşi sıra gerçekleşebilecek olayları hesaba katan bir risk analizi olarak tanımlanır. Yorulmaya ve kırılmaya karşı eğilimli olan bir detayın veya elemanın onarımına ve/veya güçlendirilmesine, yapılan bu risk analizi sonucunda elde edilen bulgular ve ileriye dönük tahminler dikkate alınarak karar verilir. Karar aşamasında dikkate alınan parametreler aşağıda verilmiştir (Connor ve Lloyd, 2017).

##### **1.4.3.2.1.1. Mevcut Çatlakların Durumu**

Çeşitli tahribatsız muayene yöntemleri ile yapı elemanlarında ve detaylarında tespit edilen mevcut çatlaklar, eğer ilerlemeye devam ediyorsa, bu durumda sorulması gereken iki önemli soru vardır; çatlaklar yavaş mı yoksa hızlı mı ilerliyor? Birincil (asıl) gerilmelere göre çatlak ilerleme doğrultusu nedir? Bu iki soru, çelik köprülerde tespit edilen yorulma

çatlakları için alınabilecek önlemlerin seviyesini ve aciliyetini tanımlamaya yardımcı olur. Örneğin, hızlı büyüyen bir çatlağın (iki denetim işlemi arasında yaklaşık olarak 10 cm ve daha fazla bir ilerleme kaydeden çatlak) onarım aciliyeti yavaş büyüyen bir çatlağa (iki denetim işlemi arasında 10 cm'den daha az ilerleme kaydeden çatlak) göre daha fazladır. Çünkü bu durumda, ani ve hızlı bir kırılma gerçekleşebilir. Birincil gerilmelere dik doğrultuda ilerleyen çatlakların kırılmaya sebep olma ihtimalleri oldukça yüksektir. Birincil gerilmeler tarafından kontrol edilen bu çatlaklara daha fazla önem verilmelidir. Bu tür gerilmelere paralel olarak ilerleyen distorsiyon kaynaklı çatlaklar ise gerekli önlemler alınmadığı takdirde bu gerilmelerin kontrolü altına girerek elemanın kırılmasına neden olabilir (Connor ve Lloyd, 2017).

#### **1.4.3.2.1.2. Değişken-Tekrarlı Gerilme Aralığı Seviyesi**

Bu bölümde aydınlatılması gereken temel konu; bir detayın veya elemanın kritik noktasında elde edilen değişken-tekralı gerilme aralığının, sabit genlikli yorulma sınırı veya sabit genlikli yorulma eşiği seviyesinden büyük olup olmadığının belirlenmesidir. Bu terimler eş anlamlıdır ve literatürde birbirlerinin yerine kullanılır. Maksimum gerilme aralığı, AASHTO'da tanımlanan herhangi bir detay ve eleman kategorisi için bu sınır değerden düşükse, dikkate alınan detayın veya elemanın yorulma hasarına maruz kalmadan sonsuz sayıda yük döngüsüne karşı direnilebileceği beklenebilir. Eğer gerilme aralığı bu eşik değeri aşarsa, bu durumda dikkate alınan detay veya eleman, kırılma açısından kritik bir konumdadır. Bu durumu önlemek için gerekli önlemlerin alınması gerekir (Connor ve Lloyd, 2017).

#### **1.4.3.2.1.3. Dikkate Alınan Elemanın Maruz Kaldığı Gerilme Cinsi**

Yorulma çatlakları, kendisine dik doğrultuda etki eden çekme gerilmeleri etkisi altında yayılır. Bu nedenle, çekme gerilmeleri etkisi altında kalan, özellikle çatlaklı elemanlara çok daha fazla önem verilmelidir. Basınca çalışan elemanlardaki kaynaklı detaylarda, artık çekme gerilmeleri nedeniyle çatlaklar oluşabilir. Fakat oluşan bu çatlaklar, artık çekme gerilme bölgesinden çıktıktan sonra, net basınç gerilmeleri etkisi altında yayılmaz (Connor ve Lloyd, 2017).

#### 1.4.3.2.1.4. Malzemenin Karakteristik Özellikleri

Akma dayanımı, korozyon dayanımı ve süneklik gibi bir takım özelliklerin, malzemenin kırılma direnci üzerinde etkisi olmasına rağmen, en büyük etkiyi o malzemenin kırılma tokluğu gerçekleştirmektedir. Tokluk, enerji absorbe edebilme yeteneğini veya kırılma direncini nicel olarak ifade eden bir karakteristik malzeme özelliğidir. Eğer açığa çıkan enerji, malzemenin tokluğunu aşarsa, çatlak büyümeye devam edecektir. Çünkü en basit ifadeyle, çatlak yayılımı depolanan şekil değiştirme enerjisinin açığa çıkmasının bir sonucu olarak gerçekleşir. Malzemenin tokluğunun miktarı ise çatlak oluşmadan önce, oluştuğu sırada ve oluşuktan sonra meydana gelen yerel plastik deformasyonlarla ilgilidir.

Yüksek karbonlu çelik, yüksek mukavemete, düşük süneklığe ve düşük tokluğa sahip iken; düşük karbonlu çelik, yüksek karbonlu çeliğe göre daha az mukavemete, daha yüksek süneklığe ve daha yüksek tokluğa sahiptir. Orta karbonlu çelik ise hem süneklikten hem de mukavemetten çok fazla ödün vermez iken, diğer çelik türlerine göre en yüksek tokluğa sahiptir. Bu nedenle, orta karbonlu çelik mümkün olan en iyi performansı sağlayan yüksek performanslı çeliği temsil ettiği için köprü uygulamalarında sıklıkla tercih edilir.

Çelik köprüler üzerinde yapılan denetim ve değerlendirme aşamasında, düşük kırılma tokluğuna sahip olduğu bilinen eleman ve detaylara çok daha fazla önem gösterilmelidir (Connor ve Lloyd, 2017).

#### 1.4.3.2.1.5. Olası Bir Hasarın ve Göçmenin Neden Olabileceği Sorunlar

Köprünün konumu, kullanım amacı, trafik yoğunluğu gibi parametreler hasarlı köprülerin onarılması ve/veya güçlendirilmesi için verilen kararları etkilemektedir. Örneğin, trafik yoğunluğunun ve hız sınırının yüksek olduğu ulaşım hatlarında yer alan köprülerin hasar durumunda taşıdıkları risk, trafik yoğunluğunun daha seyrek olduğu hatlarda yer alan köprülere göre daha fazladır. Bunun yanında, hastane vb. gibi önem katsayısı yüksek olan yapılara ulaşım imkânı sağlayan ya da hizmet dışı kaldığında başka ulaşım hatlarının kullanılmasını zorunlu kılarak hem güvenlik hem de ekonomik açıdan çeşitli riskler doğuran köprülere çok daha fazla önem gösterilmelidir (Connor ve Lloyd, 2017).



### 1.4.3.2.2. Performans Testleri

Performans testi, çelik köprülerde gerçekleştirilen onarım ve/veya güçlendirme uygulamalarından beklenen performansı sağlama konusunda oldukça etkili bir yöntemdir. Bir köprünün onarım ve/veya güçlendirme işinde çalışacak bir ekibi gerçeğine benzer bir model üzerinde performans testine tabi tutarak, bu konu hakkındaki yetkinlikleri ortaya konulabilir (Şekil 1.61). Performans testlerinde kullanılacak modeller, onarılabacak veya güçlendirilecek köprülere taşıyıcı sistem tipi, boyut, detay ve eleman bazında mümkün olduğunca benzer olmalıdır. Çünkü modelin gerçek yapıya olan benzerliği, testten beklenen performansın tümüyle sağlanması açısından oldukça önemlidir. Bunun yanında, model oluştururken, plakaların köşeleri ve bağlantı detayları gibi zor erişilen bölgeler göz ardı edilmemelidir, çünkü gerçek onarım ve/veya güçlendirme işlemini zorlaştıran ve maket modelin gerçek faydasının görüleceği yerler çoğu zaman bu ayrıntılardır (Connor ve Lloyd, 2017).



Şekil 1.61. Bir onarım ve/veya güçlendirme projesinin uygulanmasından önceki performans testi (Connor ve Lloyd, 2017).

Benzer performans testleri, sonuçları bilinen kusurlu modeller üzerinde tahribatsız muayene teknisyenlerinin yeterlilik seviyelerini belirlemek için de gerçekleştirilebilir. Tahribatsız muayene yöntemlerinin etkinliği, uygulamaları gerçekleştiren ve test sonuçlarını yorumlayan teknisyenlerin niteliğine tümüyle bağlıdır. Çünkü yapılan çalışmalar neticesinde, teknisyenlerin işe gösterdikleri titizliğe, uygulama biçimlerine ve sonuçların yorumlanmasına bağlı olarak elde edilen test sonuçlarında büyük farklılıkların olduğu görülmüştür. Washer vd. (2014a), Louisville yakınlarındaki Ohio Nehri üzerinde kurulu,

Sherman-Minton Köprüsü'nde başlayacak olan denetim çalışmalarından önce, bu konuda çalışacak ekibin niteliğini görmek amacıyla performans testleri gerçekleştirmişlerdir. Performans testi için kullanılan kaynaklı çelik numuneler, önceden bilinen bir takım kusurlara sahip olan farklı boyutlardaki plakalar şeklinde üretilmiştir (Şekil 1.62). Test numunelerinin köprüye monte edilmesindeki temel amaç, gerçek denetimde mevcut olan çevresel faktörlerin (rüzgâr, sıcaklık, erişim, asansör, aydınlatma, vb.), test sırasında da dikkate alınmasını sağlamaktır (Şekil 1.62a).



Şekil 1.62. (a) Bir köprüye yerleştirilmiş kaynaklı çelik test numuneleri, (b) köprü kaynaklarında tahribatsız muayene testlerine başlamadan önce bir teknisyenin performans testi (Connor ve Lloyd, 2017).

Washer vd. (2014a) tarafından yapılan çalışmanın sonuçları incelendiğinde, teknisyenlerin ölçmüş oldukları çatlak uzunlukları arasında %100'e kadar varan farklılıkların olduğu görülmektedir. Bu durum, yorulma çatlaklarının tespitinin zorluğu kadar kullanılan ekipmanın, prosedürlerin ve teknisyenlerin niteliğinin bir yansımasıdır.

Yukarıda verilen bilgiler dikkate alındığında, onarım ve/veya güçlendirme uygulamalarından önce yapılan ön çalışmalar olan; risk analizleri ve performans testleri yapılan onarım ve/veya güçlendirme sözleşmesinin içine dâhil edilmelidir. Bunun yanında, yorulma eğilimli elemanları ve detayları olduğu bilinen çelik köprüler için hazırlanan ön inceleme raporlarında herhangi bir çatlak bulunmadığına dair bir bilgi olsa dahi, bu yapılar için çatlakların olabileceği ihtimali de göz ardı edilmeyerek tahribatsız muayene yöntemlerine başvurulmalıdır.

### 1.4.3.3. Çelik Köprülerin Onarılması ve/veya Güçlendirilmesi İçin Kullanılan Yöntemler

Onarım ve güçlendirme, birbirlerinden farklı prosedürler içeren işlemlerdir. Onarım, mevcut bir yorulma çatlaklarının ilerlemesini ve yayılmasını önlemek için uygulanırken, güçlendirme ise yorulma direncinin artırılması ve yorulma çatlaklarının oluşmasının önlenmesi için tercih edilir. Yorulma çatlaklarının onarımı ve yorulmaya hassas elemanların veya detayların güçlendirilmesi için birçok farklı yöntem kullanılmaktadır. Yöntemin seçilmesi, performans testleri ve risk analizlerinden elde edilen sonuçlara bağlıdır. Bununla birlikte, hem güçlendirme hem de onarım uygulamaları kapsamında, bir yapısal eleman veya detay üzerinde sıklıkla aynı işlemler gerçekleştirilmektedir. Bu yüzden, uygulanan bu işlemler, onarım veya güçlendirme tekniklerine ait olup olmadıklarına göre değil, ne amaç doğrultusunda ve nasıl kullanıldıklarına göre gruplandırılır.

Çelik köprü elemanlarında ve detaylarında, yük kaynaklı ve distorsiyon (eğrilme, çarpılma veya şişme gibi tüm hataların genel adı) kaynaklı olmak üzere iki farklı tür yorulma hasar modu görülür. Yorulma çatlaklarının çekirdeklendiği yerin ve ilerleyişini etkileyen temel etkenlerin farklı olması, bu iki hasar modunu birbirinden ayırır. Yük kaynaklı yorulma, yeni köprülerin tasarımında veya mevcut köprülerin değerlendirilmesinde eksenel ve eğilme analizleri kullanılarak hesaplanan hareketli yüke bağlı gerilmeler veya nominal gerilmeler ile doğrudan ilişkilidir. Bazen düzlem dışı yorulma olarak da adlandırılan distorsiyon kaynaklı yorulma ise tasarım ve değerlendirme aşamasında dikkate alınmayan, birbirine bağlı elemanların yapmış oldukları rölatif yer değiştirmeler neticesinde oluşan düzlem dışı tali gerilmelere bağlı olarak oluşur. Bu tali gerilmeler sadece bölgeye özgü analizler ile hesaplanabilir veya strengçerle ölçülebilir. Hareketli yük etkisi altında ana taşıyıcı kirişlerde kırılmaya neden olan çatlaklar yüke bağlı yorulma hasarına, orantısız trafik yüklerinden dolayı çapraz elemanlarla desteklenmiş ana kirişler arasındaki beklenmedik göreceli harekete bağlı olarak oluşan yorulma çatlakları ise distorsiyon kaynaklı yorulma hasarına örnek olarak gösterilebilir. Yüke bağlı yorulma çatlakları genellikle ana taşıyıcı kirişlerde görülürken, distorsiyon kaynaklı yorulma çatlakları ise genellikle diyaframlar ve yanal destekleme çerçevelerinde oluşur (Connor ve Lloyd, 2017).

Yorulma hasarlı veya yorulmaya hassas çelik köprü elemanlarının ve detaylarının onarılmasında ve/veya güçlendirilmesinde çeşitli yöntemler kullanılmaktadır. Yapılan bu tez kapsamında ele alınan yorulma hasar modu, taşıt yüklerine bağlı olarak ana köprü

kirişlerinin eğilme bölgelerinde oluşan yorulma çatlaklarıdır. Bu çatlakların onarılması ve/veya güçlendirilmesi için dikkate alınan yöntemler, uygulamada sıklıkla tercih edilen uygulamalardan yola çıkılarak seçilmiştir. Seçilen yöntemler;

- Çatlağı durdurmak amacıyla delik açma yöntemi ile yapılan onarım işlemi (çatlak durdurma delikleri)
- Çelik levha ekleme ile gerçekleştirilen güçlendirme işlemi
- Kompozit malzemelerin (kumaş, çubuk, örtü, şerit, levha, plaka vb.) yapıştırılması ile yapılan güçlendirme işlemi

#### **1.4.3.3.1. Delik Açma Yöntemi ile Yapılan Onarım İşlemi**

Mevcut bir yorulma çatlağının ilerlemesini yavaşlatmak veya tamamen durdurmak amacıyla çatlak ucunu köreltmeyi amaçlayan delik açma tekniği, yorulma çatlaklarının onarımı için yaygın bir şekilde kullanılan yöntemlerden birisidir. Bu yöntemin temel mantığı, çatlak ucuna açılan bir delik ile o bölgedeki keskin çentik etkisinin azaltılmasıdır. Bir çentik etkisiyle oluşan gerilme yığılması şiddeti, çentik yarıçapıyla ters orantılı olarak değişmektedir (Anderson, 2005). Matematiksel olarak bu ifade, çentik yarıçapı sıfıra yaklaştığında (sonsuz keskin çatlak) çatlak ucundaki gerilme yığılmasının sonsuza gittiği anlamına gelmektedir. Gerçekte, keskin uçlu bir çatlağın varlığı, tamamen teorik bir kabuldür. Çünkü hiçbir malzeme sonsuz büyüklükte bir gerilmeye dayanamaz. Çelik gibi sünek malzemelerde çatlak ucunda oluşan plastik deformasyon, çatlak ucunun keskinliğini körelterek gerilmelerin sonsuza yaklaşmasına engel olur. Fakat çatlak büyümesini önlemek için çatlak ucu plastisitesine güvenmek, özellikle düşük sıcaklıklar için yeterli bir önlem değildir. Yapılan akademik çalışmalar ve uygulamalar, çatlağın ilerlemesini durdurmak amacıyla delik açma tekniğinin, çelik köprü elemanlarında oluşan yorulma çatlaklarının onarımı için son derece etkili bir yöntem olduğunu kanıtlamıştır. Çatlak ucunda bir delik açılması, çatlak ucunun kütleleşme etkisini önemli derecede artırarak, teorik olarak hesaplanan gerilme yığılma katsayısını delik yarıçapına bağlı olarak önemli miktarda düşürebilmektedir. Mevcut çatlakların ilerlemesini durdurarak ani bir kırılmanın gerçekleşmesini önlemesi nedeniyle bu yöntem, çelik köprü elemanlarında etkili bir şekilde kullanılmıştır ve kullanılmaya da devam etmektedir (Connor ve Lloyd, 2017).

Delik açma tekniği, uygulama açısından çok zor bir işlem olmamasına rağmen, bazı önemli adımların ihmal edilmesi veya dikkatsizce uygulanması, etkisiz bir onarım işleminin

gerçekleşmesine neden olabilir. Kalifiye işçilik eksikliğinden kaynaklı bu tür hatalar uygulamada sıklıkla görülür. Bu tekniğin doğru bir şekilde çalışabilmesi için en temel konu, çatlak ucunun yakalanmasıdır. Eğer çatlak ucu kaçırılırsa, çatlak büyümeye devam edecek ve yapılan işlem etkili olmayacaktır. Çatlak büyümeye devam ederse, bir müddet sonra eleman kırılmaya karşı hassas bir hale gelebilir. Bu durumun sonucunda, çatlak ilerleyişini durdurabilmek için gelecekte doğabilecek başka delik veya delikler açma gerekliliği, mali bir yüke, hizmet kesintisine ve malzeme kaybına neden olabilir (Connor ve Lloyd, 2017).



Şekil 1.63. Çatlak ucunun kaçırılması sonucunda kiriş gövdesinde zamanla açılan ardışık çatlak durdurma delikleri (FHWA, 2013; Connor ve Lloyd, 2017).

İlk defa Fisher vd. (1980) tarafından ileri sürülen delik açma tekniği, çatlak ilerlemesinin durdurulmasında etkili bir yöntem olarak kullanılmaktadır. Bu yöntem, yük kaynaklı yorulma çatlaklarında olduğu kadar distorsiyona bağlı yorulma çatlakları için de geçerli bir tekniktir. Genellikle, geçici bir onarım tekniği olarak görülmesine rağmen, doğru boyutlarla ve doğru bir teknikle uygulandığında uzun vadeli bir süreç için oldukça etkili bir onarım stratejisi olabilir. Bu tekniğin diğer avantajları ise; düşük nitelikli işgücü ile yapılabilmesi, taşınabilir uygun fiyatlı ekipmanlarla uygulanabilmesi ve diğer tekniklere göre nispeten daha ucuz olmasıdır.

#### 1.4.3.3.2. Çelik Levha Ekleme ile Yapılan Güçlendirme İşlemi

Çelik levha ekleme yöntemi, özellikle yorulma hasarlı çelik köprü kirişlerinin güçlendirilmesi için yaygın bir şekilde kullanılan geleneksel bir yöntemdir. Bu yöntemin profesyonel olarak ilk kullanımı, 1861 yılında Fransa'da inşa edilmiş bir köprünün 1934 yılındaki güçlendirme çalışmalarında gerçekleştirilmiştir (Klaiber vd., 1987). Çelik levha ile

destekleme yöntemi, eğilme momentinin yüksek olduğu belirli bölgelerde, kesitin atalet momentini artırarak çatlak oluşumunu engellemek amacıyla kirişlerin alt başlıklarına çelik levhaların eklenmesi ile uygulanabildiği gibi kirişin herhangi bir bölgesinde oluşan çatlakların ilerlemesini durdurmak amacıyla kesite devamlılık sağlamak için de kullanılabilir. Bu yöntemin temel mantığı, mevcut kesiti artırmak suretiyle gerilme şiddetini azaltarak çatlak oluşum ihtimalini azaltmak veya mevcut çatlağın ilerlemesini durdurmaktır (FHWA, 2013).

Çelik levhalar, kaynak ile veya yüksek mukavemetli cıvatalar kullanılarak istenilen bölgelere bağlanabilir. Yorulmaya karşı direnç açısından bakıldığında ve kaynaklı bağlantıların yorulma hassasiyeti dikkate alındığında, cıvatalı birleşimin daha uygun olduğu söylenebilir. Çünkü yüksek mukavemetli cıvata ile yapılan bir bağlantı AASHTO Kategori B detayı olarak düşünülebilir. Onarım ve/veya güçlendirme uygulaması sonrasında planlanandan çok daha kötü bir detayın veya elemanın oluşturulmaması için oldukça dikkatli davranılmalıdır (FHWA, 2013).

#### **1.4.3.3. Kompozit Malzemelerin Yapıştırılması ile Yapılan Güçlendirme İşlemi**

Yukarıda ifade edilen geleneksel onarım ve güçlendirme yöntemlerinin avantajlarının yanında, bir takım dezavantajları da mevcuttur. Örneğin; delik açma yöntemi, bazı durumlarda tek başına çatlak ilerlemesini durdurmak için yeterli olmayabilir. Lehigh Üniversitesi'nde yapılmış bir çalışma, düzlem içi çekme gerilmesinin 42 MPa'dan ve düzlem dışı çekme gerilmesinin ise 105 MPa'dan daha az olması durumunda delik açma yönteminin, çatlak ilerlemesini durdurmak amacıyla yeterli olabileceğini göstermiştir (Fisher vd., 1990). Geçmişte birçok kiriş gövde çatlakları, bu kriterler dikkate alınmadan bu yöntem kullanılarak onarılmıştır. Böylelikle, çatlak ilerleyişi durdurulamamış, Şekil 1.63'te görülen durum oluşmuştur. Bunun yanında, çelik levhalar ile destekleme ve hasarlı bölgenin kesilip o kısmın kaplanması gibi geleneksel yöntemlerde kullanılan ek levhaların hantal ve ağır oluşu, yerleştirilmesindeki zorluklar, korozyona ve yorulmaya karşı eğilimli olmaları (JSSC, 1995; AASHTO, 1998; Tavakkolizadeh ve Saadatmanesh, 2003a) gibi nedenler dayanıklı ve sürdürülebilir malzemelere olan ihtiyacı oldukça artırmıştır. Hasarlı çelik elemanların yük taşıma kapasitesini ve servis ömrünü arttırmak için çekme yüzeylerine kompozit malzemelerin yapıştırılmasının yukarıda ifade edilen problemlere bir çözüm olabileceği yapılan çeşitli çalışmalarda belirtilmiştir (Kim vd., 2007, 2010a). Olası

çözümlerden biri de lifli polimerler gibi metal olmayan malzemeleri yüksek performansta kullanmaktır. Üstün mekanik ve fiziksel özellikleri nedeniyle son yıllarda Fiber Takviyeli Polimer (FTP) malzemeler, yapıların güçlendirilmesinde en önemli seçeneklerden biri haline gelmiştir. Hafifliği, yüksek mukavemeti, karmaşık profillere uygulama kolaylığı, genel (eleman bazında) veya bölgesel olarak (çatlak civarı) uygulanabilirliği ve minimum bakım maliyeti gibi birtakım özellikleri, yapıların güçlendirilmesinde FTP malzemelerin kullanımını artırmaktadır. Ayrıca FTP malzemenin ağırlığına kıyasla yüksek mukavemete sahip olması, korozyona karşı mükemmel direnç göstermesi, yüksek dayanıklılık içermesi ve hasarlı yapıların kapasite kayıplarını tekrar geri kazandırması açısından çok büyük avantajlara sahip bir yapı malzemesidir (Van Den Einde vd., 2003; Kim ve Heffernan, 2008). Bu malzemenin çok esnek oluşu ve her türlü şekli alabilmesi, inşaat esnasında kullanımını kolaylaştırmaktadır (Moy, 2001). Geçmiş yıllarda, FTP malzemeler kullanılarak beton ve betonarme türü yapıların güçlendirilmesinde çok iyi sonuçlar elde edilmiştir (Neale, 2000; Teng vd., 2002; Nanni, 2003; Rizkalla vd., 2003; Sen, 2003; Oehlers ve Seracino, 2004). Bu malzemenin çelik yapıların güçlendirilmesinde kullanımı betonarme yapılarda ki kullanımı kadar popülerliğe sahip olmamasına rağmen, ABD’de (Miller vd., 2001; Tavakkolizadeh ve Saadatmanesh, 2003a, 2003b; Jones ve Civjan, 2003; Schnerch vd., 2003; Mosallam, 2004), İngiltere’de (Hollaway ve Cadei, 2002; Nikouka vd., 2002; Luke ve Canning, 2004), Japonya’da (Suzuki, 2005) ve İsviçre’de (Bassetti vd., 2000) yapılan güçlendirme çalışmaları, FTP malzemelerin çelik yapıların güçlendirilmesi konusunda büyük bir potansiyele sahip olduğunu göstermiştir.

FTP malzeme ile yapılan güçlendirme çalışmalarında, kesitin rijitliğini istenilen seviyelere çıkarabilmek için tabaka sayısının artırılması gerekmektedir. Bu durum, yapılan güçlendirme çalışmasının maliyetini artırmaktadır. Ayrıca, birden fazla katmanın teşkil edilmesi, yükler etkisi altında bu katmanlar arasındaki bağın bozulmasına da neden olmaktadır. Son yıllarda yapılan çalışmalar, çelik yapıların güçlendirilmesinde Karbon Fiber Takviyeli Polimer (KFTP) malzemenin kullanılmasının, bu problemin giderilmesinde çok iyi sonuçlar verdiğini göstermiştir. İngiltere’deki Acton ve ABD’deki Ashland köprüleri, KFTP malzemesi kullanılarak güçlendirilmiştir. Sonuç olarak, köprü elemanlarındaki gerilmenin azaldığı ve yorulma ömrünün arttığı gözlemlenmiştir (CNR, 2007). KFTP malzemenin diğer türlerdeki FTP malzemelere göre en büyük avantajı, daha büyük elastisite modülüne sahip olmasıdır. Böylece, güçlendirme işlemindeki aynı etki daha az katmanla sağlanabilmektedir. KFTP malzemeler çelik türü inşaat mühendisliği yapılarının

güçlendirilmesinde geleneksel tekniklere çok iyi bir alternatiftir (Zhao ve Zhang, 2007). Yapılan çalışmalar KFTP malzemenin ilk çatlak oluşumunu geciktirdiğini, çatlak büyüme oranını azalttığını ve yorulma ömrünü uzattığını göstermiştir (Colombi vd., 2014). Çelik profillerin dış yüzeylerine KFTP malzemelerin yapıştırılmasıyla yapılan güçlendirme işleminin, yorulma ömrünü uzattığı kanıtlanmıştır (Bakis vd., 2002; Colombi vd., 2003; Lopez ve Nanni, 2006; Liu vd., 2009b; Tsouvalis vd., 2009; Kim vd., 2010b; Wu vd., 2012; Wang vd., 2014). Hatta yapılan bir çalışmada, KFTP malzemenin hasarlı bir çelik elemanın yorulma ömrünü yaklaşık olarak üç kat artırdığı görülmüştür (Colombi vd., 2014). Yorulma ömrünü uzatmasının yanında güçlendirme işleminin; mukavemet, stabilite, süneklik ve enerji sönümlenmesi gibi parametreleri iyileştirme açısından da etkili olduğu belirlenmiştir (Hollaway ve Cadei, 2002; Zhao ve Zhang, 2007; Hollaway ve Teng, 2008; Feng vd., 2013a, 2013b). Şekil 1.64'te ABD'nin Iowa Eyaleti'nde yer alan üç açıklıklı (13,9m+17,9m+13,9m) bir köprünün yorulma hasarlı çelik kirişlerinin KFTP plakalar ile güçlendirilmesi çalışmaları görülmektedir (Taljsten vd., 2007).



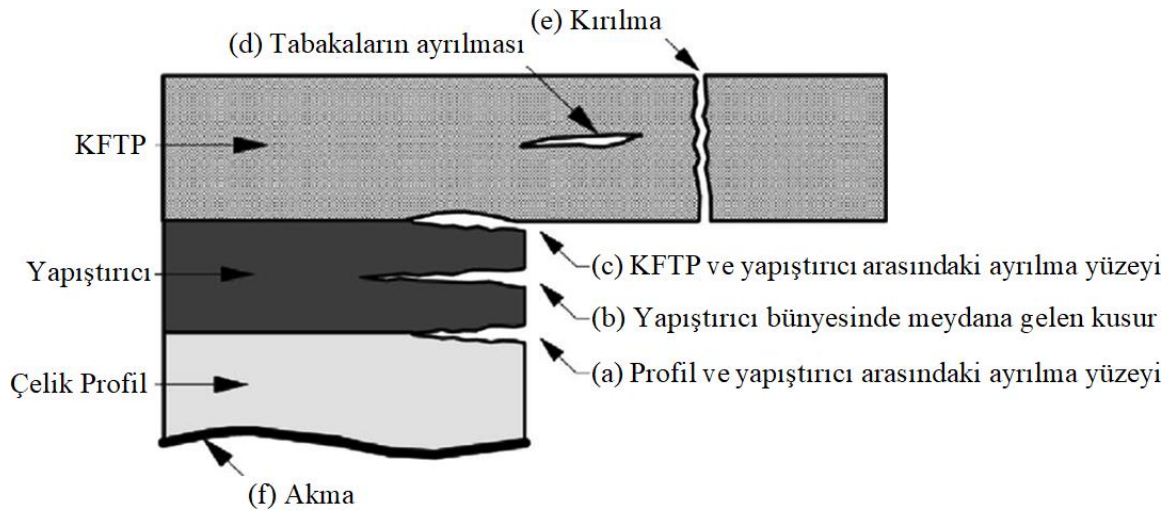
Şekil 1.64. Kompozit bir köprünün çelik kirişlerinin KFTP malzemesi ile güçlendirilmesi (Taljsten vd., 2007).



#### 1.4.4. Literatür Çalışmaları Sonucunda Tespit Edilen Problemin Tanımı ve Sunulan Çözüm Önerisi

KFTP kumaş, yorulma hasarlı çelik kirişlerin güçlendirilmesini; çatlak civarında meydana gelen gerilme şiddetini düşürerek, çatlak açılma mesafesini azaltarak ve dolayısıyla da çatlağın kapanmasını teşvik ederek gerçekleştirmektedir. Fakat KFTP kumaş ile yapılan güçlendirme işlemindeki en kritik durum, kompozit malzeme ile yapı elemanı arasındaki yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılmadır. KFTP kumaşlar, çelik profillerin hasarlı yüzeylerine genellikle epoksi yapıştırıcısı ile bağlanmaktadır. Çeliğin ve güçlendirme malzemesinin yüksek dayanımından dolayı aralarındaki yapışma yüzeyi, sistemin en zayıf noktasını oluşturmaktadır (Colombi vd., 2003; Tavakkalizadeh ve Saadatmanesh, 2003; Lenwari vd., 2006; Bocciarelli vd., 2009; Kim ve Harries, 2011; Wu vd., 2012; Colombi ve Fava, 2015; Colombi ve Fava, 2016; Deng vd., 2016; Zheng ve Dawood, 2016; Yu vd., 2018; Yu ve Wu, 2018). KFTP kumaş ile güçlendirilmiş sistemin hasar modları şu şekilde ifade edilebilir (Şekil 1.65);

- (a) profil ve yapıştırıcı arasındaki ayrılma yüzeyi
- (b) yapıştırıcı bünyesinde meydana gelen kusurlar
- (c) KFTP kumaş ve yapıştırıcı arasındaki ayrılma yüzeyi
- (d) tabakaların birbirlerinden ayrılması
- (e) kırılma
- (f) akma



Şekil 1.65. Çelik profil ve KFTP kumaş birleşiminde meydana gelebilecek olası hasar modları (Zhao ve Zhang, 2007).

Yorulma hasarlı köprü kirişlerinde, çatlak civarında taşıt trafiğinin neden olduğu aşırı büyüklükteki gerilme ve şekil değiştirmeler, yapışma yüzeyini bozmak suretiyle KFTP kumaş ile eleman yapışma ara yüzeyinde bir ayrılmaya neden olabilir. Çatlak civarında meydana gelen bu deformasyon, güçlendirmenin etkinliğini önemli derecede azaltmaktadır. Bunun yanında, yapışma yüzeyi yüksek sıcaklık, su ve neme karşı önemli bir hassasiyet göstermektedir. Ayrıca, oluşturulan bu tür bağlantılarda KFTP kumaş ile çelik yüzeyin temas ettiği bölgelerde oluşabilecek muhtemel galvanik korozyon da önemli bir problemdir. Öte yandan, bu tür güçlendirme malzemeleri, düzgün bir yüzeye sahip olmayan elemanlar için etkili bir şekilde uygulanamaz. Bu tür elemanlara örnek olarak, sık aralıklarla teşkil edilmiş perçinlerden dolayı düzgün bir yüzeye sahip olmayan perçinli kirişler örnek olarak verilebilir (Colombi ve Fava, 2015).

Yukarıda ifade edilen; KFTP kumaşın yapıştırılması ile yapılan onarım ve/veya güçlendirme işleminden doğabilecek olumsuz yanları tamamen giderebilmek veya azaltabilmek amacıyla, bu tez kapsamında sunulan çözüm önerisi; KFTP malzeme ile bir nevi çatlağın uçlarını birleştirmeye çalışmak yerine, çatlağı mekanik özellikleri oldukça yüksek bir malzeme ile doldurarak onarmak ve daha sonra bu güçlendirme işlemi kirişin alt başlığı boyunca belirli bir mesafe için uygulamaktır. Böylece, eleman içerisindeki süreksizlik giderilerek hem kesitin tam bir kesit olarak çalışması sağlanacak hem de hasarlı bölge civarında oluşan gerilme ve şekil değiştirme seviyesi azaltılarak kiriş ile kompozit malzeme arasındaki ayrılma engellenecektir. Buradaki en önemli konu, uygun dolgu malzemesinin kullanılmasıdır. Uygun dolgu malzemesi terimi, yüksek mekanik özelliklere (çekme dayanımı, kopma dayanımı, basınç dayanımı, kesme dayanımı, yapışma dayanımı ve elastisite modülü) sahip malzeme olarak tanımlanabilir. Bu tez çalışmasında, bu özelliklere sahip dolgu malzemesi olarak epoksi esaslı bir enjeksiyon malzemesi (MasterInject 1302) tercih edilmiştir. MasterInject 1302, epoksi esaslı, iki bileşenli, düşük viskoziteli, dar çatlaklara (0,2-2 mm) basınçla enjekte edilmek üzere geliştirilmiş bir enjeksiyon malzemesidir. Günümüzde özellikle betonarme yapılarıdaki çatlakların onarılması ve güçlendirilmesi için kullanılan bu malzeme (Şekil 1.66), bu çalışma kapsamında yorulma çatlaklı bir çelik kirişin güçlendirilmesinde KFTP kumaş ile birlikte önemli bir bileşen olarak kullanılacaktır. MasterInject 1302'nin sahip olduğu bir takım mekanik ve fiziksel avantajlar aşağıda verilmiştir;

- Kılcal çatlaklara derinlemesine penetre olmaktadır.
- Yüksek mekanik dayanımlara sahiptir.

- Düşük viskoziteye sahiptir, düşük basınçlarla bile rahatlıkla enjekte edilebilir.
- Metal yüzeylere mükemmel yapışma özelliği göstermektedir.
- Kolay bir şekilde uygulanabilir.
- Su, donma, nem ve kötü hava koşullarına karşı mükemmel dayanma kabiliyeti göstermektedir.
- Oldukça ekonomik uygulamalar yapılabilir.



Şekil 1.66. MasterInject 1302 ile betonarme yapılardaki çatlak onarım örnekleri

### 1.5. Çalışmanın Amacı ve Kapsamı

Çelik karayolu köprüleri, üzerlerinden geçen taşıtlar ve çevresel etkenler nedeniyle sürekli olarak değişken büyüklüklerde dinamik etkilere maruz kalmaktadır. Bu etkiler köprü elemanlarında çatlak oluşumuna, mevcut çatlakların daha da ilerlemesine ve yayılmasına neden olmaktadır. Şiddetlerine ve büyüklüklerine bağlı olarak bu etkiler, köprülerin güvenilirliğini tehlikeye sokabilmekte hatta köprülerin servis ömür sürelerini dahi kısaltabilmektedir. Bu nedenle, yorulma hasarlı çelik köprülerin servis ömürlerini uzatmak amacıyla, güçlendirme yöntemleri üzerinde yapılan çalışmalar son yıllarda büyük hız kazanmıştır.

Üstün mekanik ve fiziksel özellikleri nedeniyle son yıllarda KFTP kumaşlar, geleneksel yöntemlere göre yorulma hasarlı köprülerin güçlendirilmesinde en çok tercih edilen seçeneklerden biri haline gelmiştir. Köprü üzerindeki taşıt trafiğinin oluşturduğu çevrimsel yükler ve çevresel etkenler altında oluşan yorulma hasarlarına karşı, KFTP kumaş ile yapılan güçlendirme işlemlerinin çok iyi sonuçlar verdiği yapılan çalışmalarla

kanıtlanmıştır. KFTP kumaşın yorulma hasarlı yapı elemanlarına vermiş olduğu tüm bu olumlu katkılarının yanında mekanik özelliklerine, uygulama biçimine, uygulama alanına, uygulandığı yüzeye ve dış etkenlere bağlı olarak bir takım dezavantajları da mevcuttur. Bu dezavantajlar, araştırmacıları ve mühendisleri yeni malzemelerin üretilmesine veya başka alanlarda başka amaçlar doğrultusunda kullanılan malzemeleri yorulma hasarları için uygulamaya teşvik etmektedir. Çünkü malzemenin bu olumsuz yanlarının dikkate alınmaması, yorulma davranışının eksik bir biçimde belirlenmesine ve güçlendirme sonrasında hedeflenen hizmet süresine ulaşılamamasına neden olmaktadır. KFTP kumaşın kullanılmasındaki en kritik konu, çatlak civarında meydana gelen aşırı büyüklükteki gerilme ve şekil değiştirmelerden dolayı kompozit malzeme ile kiriş arasındaki yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılma hasarıdır. Doğabilecek bu olumsuz yanları giderebilmek veya azaltabilmek amacıyla, bu tez kapsamında sunulan çözüm önerisi; KFTP kumaş ile bir nevi çatlağın uçlarını birleştirmeye çalışmak yerine, ilk olarak çatlağı mekanik özellikleri oldukça yüksek bir malzeme ile doldurarak onarmak ve daha sonra KFTP kumaş kirişin alt başlığı boyunca belirli bir mesafe için uygulamaktır. Böylece, eleman içerisindeki süresizlik giderilerek hem kesitin tam bir kesit olarak çalışması sağlanmış hem de hasarlı bölge civarında oluşan gerilme ve şekil değiştirme seviyesi azaltılarak kiriş ile kompozit plaka arasındaki ayrılma engellenmiştir.

Tüm bu veriler ışığında tez çalışmasının temel amacı; çentikli (hasarlı) çelik kirişlerde ilk defa uygulanacak olan bu yeni güçlendirme işleminin, çentikli (hasarlı) çelik kirişlerin yorulma davranışını ve dinamik karakteristiklerini ne oranda iyileştirebildiğini günümüzde bu tür hasarların güçlendirilmesinde yaygın bir şekilde kullanılan yöntemlerden elde edilen sonuçlarla karşılaştırarak ortaya koymaktır. Çalışma sonucunda elde edilen veriler sayesinde, KFTP kumaş ile yapılan güçlendirme işleminden doğan olumsuz yanların, bu yeni güçlendirme uygulaması ile giderilmesi ve bu yeni malzemenin hali hazırda kullanılan güçlendirme yöntemlerine çok güçlü bir alternatif olması hedeflenmektedir.

Konusu, epoksi esaslı enjeksiyon malzemesi ile onarılmış ve karbon lifli polimer kompozit malzeme ile güçlendirilmiş çentikli (hasarlı) çelik kirişlerin yorulma davranışlarındaki ve dinamik karakteristiklerindeki değişimlerin sayısal, analitik ve deneysel yöntemlerle incelenmesi olan bu tez çalışması ile aşağıdaki soruların cevaplarına ulaşılmaya çalışılmış, bu sorulara verilen cevaplar ile tezin kapsamı oluşturulmuştur.

- Değişken-tekrarlı yükler etkisi altında yorulma hasarı oluşuncaya kadar çelik bir kirişin dinamik karakteristikleri nasıl bir değişime uğramaktadır?

- Yorulma olayı ile dinamik karakteristikler arasında nasıl bir ilişki vardır?
- Uygulanan güçlendirme işlemi, çentikli (hasarlı) çelik bir kirişin dinamik karakteristiklerini ne derecede iyileştirebilmektedir?
- Uygulanan güçlendirme işlemi, çentikli (hasarlı) çelik bir kirişin artık yorulma ömrünü uzatma konusunda etkili bir seçenek midir?
- Uygulanan güçlendirme işlemi, çentikli (hasarlı) çelik bir kirişin dinamik karakteristiklerini işletme şartları altında ne derecede koruyabilmektedir?
- Geleneksel yöntemler ile yapılan güçlendirme işleminden kaynaklı olumsuz etkiler, önerilen yeni güçlendirme işleminin uygulanmasıyla giderilebilir mi?
- Önerilen yeni güçlendirme uygulaması, hali hazırda kullanılmakta olan yöntemlere iyi bir alternatif olabilir mi?

Yukarıda ifade edilen dezavantajları ortadan kaldırmak ve yeni bir güçlendirme seçeneği sunmak amacıyla, bu çalışmada; epoksi esaslı enjeksiyon malzemesi ve karbon lifli polimer kompozit kumaştan oluşan yeni bir güçlendirme uygulaması ileri sürülmüştür. Ancak yorulma hasarlarının güçlendirilmesinde ilk defa kullanılacak olan bu yöntemin, hasarlı kirişin yorulma davranışını ve dinamik karakteristiklerini ne oranda iyileştirebileceği konusunda yapılmış bir çalışma mevcut değildir. Bu nedenle, bu uygulamanın dikkate alınan yapısal davranışlar üzerindeki etkinliğinin belirlenmesi konusunda analitik, sayısal ve deneysel bir çalışmaya ihtiyaç duyulmuş ve bu kapsamda aşağıda verilen çalışmalar gerçekleştirilmiştir.

- Tez kapsamında yer alan tüm çalışmalarda kullanılmak üzere seçilen numunelere ait geometrik ve malzeme özelliklerinin belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar.
- Numunelerin yorulma davranışlarının belirlenmesi için kullanılan değişken-tekrarlı yükün sınır değerlerinin ve genel yapısının belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar.
- Bir önceki adımda belirlenen değişken-tekrarlı yükün numunelere uygulanma şeklinin belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar.
- Numunelerin geçmiş hizmet ömrünü yansıtmak amacıyla yapay olarak oluşturulan çentiklere ait geometrilerin belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar.
- Tez kapsamında yer alan deneysel çalışmalar için kullanılan numunelerin ve ekipmanların hazırlanmasına yönelik yapılan çalışmalar.

- Çentiksiz (Hasarsız) Kiriş: Kontrol numunesinin dinamik ve yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar.
- Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Güçlendirilmemiş numunenin dinamik ve yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar.
- Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Tek kat KFTP (kumaş) ile güçlendirilmiş numunenin dinamik ve yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar.
- Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Çift kat KFTP (kumaş) ile güçlendirilmiş numunenin dinamik ve yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar.
- Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Tek kat KFTP (plaka) ile güçlendirilmiş numunenin dinamik ve yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar.
- Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Epoksi esaslı dolgu malzemesi ile onarılmış, tek kat KFTP (kumaş) ile güçlendirilmiş numunenin dinamik ve yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar.
- Malzeme kalitesinin çentikli kirişlerin yorulma davranışları üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yapılan çalışmalar.
- Yükleme şeklinin çentikli kirişlerin yorulma davranışları üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yapılan çalışmalar.
- Yük etki noktaları arasındaki mesafenin çentikli kirişlerin yorulma davranışları üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yapılan çalışmalar.
- Yük oranının çentikli kirişlerin yorulma davranışları üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yapılan çalışmalar.
- Çentik derinliğinin çentikli kirişlerin dinamik karakteristikleri üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yapılan çalışmalar.
- KFTP malzeme katman sayısının çentikli kirişlerin yorulma davranışları ve dinamik karakteristikleri üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yapılan çalışmalar.
- KFTP malzeme uygulama mesafesinin çentikli kirişlerin yorulma davranışları ve dinamik karakteristikleri üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yapılan çalışmalar.

## 1.6. Konu ile İlgili Daha Önce Yapılmış Benzer Çalışmalar

Yorulma olayı üzerine yapılan çalışmaların tarihsel süreç içerisinde izlediği yol; yorulma mekanizmasının anlaşılması üzerine yapılan çalışmalar, yorulmaya karşı makine ve yapı elemanlarının tasarımı üzerine yapılan çalışmalar, yorulma hasarlarının onarılması ve/veya güçlendirilmesi üzerine yapılan çalışmalar başlıkları altında kısaca özetlenebilir. Son yıllarda yapılan çalışmalar ise genellikle onarım ve/veya güçlendirme uygulamalarından alınan sonuçların değerlendirilmesi, karşılaşılan temel problemlerin ortaya konulması ve bu problemleri ortadan kaldıracak çeşitli çözüm önerilerinin sunulması şeklindedir. Bu tür hasarların onarılması ve/veya güçlendirilmesinde yaygın bir şekilde kullanılan malzemelerden biri olan KFTP malzeme uygulamalarında karşılaşılan en temel sorun, kompozit malzeme ile yapı elemanı arasındaki yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılımdır. Bu konu ile ilgili daha önce yapılmış alanında öncü benzer çalışmalar ve elde edilen sonuçlar aşağıda sırasıyla verilmiştir.

Colombi vd. (2003), KFTP malzeme ile güçlendirilmiş çentikli çelik plakaların yorulma davranışını deneysel çalışmalarla incelemişlerdir. Her iki yüzeyi KFTP şeritler ile güçlendirilmiş merkezi bir deliğe ve iki adet başlangıç çatlakına sahip deney numuneleri, 80 MPa değerinde gerilme aralığına ve 0,4 değerinde gerilme oranına sahip, sabit genlikli değişken-tekrarlı yük etkisi altında test edilmiştir. Yükleme etkisi altında, KFTP şerit yüzeyinde meydana gelen yer değiştirme, optik bir cihaz kullanılarak izlenmiştir. Bunun yanında, şerit-plaka yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılmış bölge boyutunun, güçlendirme etkinliği üzerindeki etkisi de incelenmiştir. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla elde edilen sonuçlar, hasarlı bölge civarında şerit-plaka yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılma hasar modunun, güçlendirme etkinliğini önemli derecede azalttığını göstermiştir. Aynı zamanda, meydana gelen ayrılmanın, çatlak ucunda oluşan gerilme şiddet faktörünün üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu ve bunun, doğrudan doğruya çatlak büyüme hızını etkilediği bildirilmiştir.

Tavakkalizadeh ve Saadatmanesh (2003), KFTP malzeme ile güçlendirilmiş hasarlı çelik kirişlerin yorulma davranışlarını deneysel bir çalışma ile incelemişlerdir. Uzun bir hizmet süresi geçirmiş çelik köprü kirişlerinde yüke ve çevresel etkilere bağlı olarak yorulmaya hassas detayların oluşması, araştırmacıları bu probleme karşı çözüm geliştirebilmek amacıyla böyle bir çalışma yapmaya teşvik etmiştir. Çalışma kapsamında, geçirdikleri hizmet ömürlerini yansıtmaları amacıyla 1,3 m uzunluğundaki küçük ölçekli çelik

kirişlerin çekme başlıklarının her iki tarafında çentik oluşturularak yorulmaya hassas kesitler oluşturulmuştur. Hasarlı kirişler, 0,3 m uzunluğunda ve eşit kalınlıkta KFTP levhaların çentik bölgesine epoksi yapıştırıcısı ile bağlanması suretiyle güçlendirilmiştir. Güçlendirilmiş ve kontrol numunelerinden oluşan toplam 21 adet kiriş, frekansı 5-10 Hz, genliği ise 69-379 MPa arasında değişen orta çevrimli yorulma yüklemesi (bir milyondan daha az çevrime sahip yük) altında dört noktalı eğilme testlerine tabi tutulmuştur. Kırılmaya neden olan yük çevrim sayısı, kirişlerin rijitliğindeki değişim, çatlak oluşumu ve ilerleyiş hızı her bir test süresince izlenmiştir. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla elde edilen sonuçlar, KFTP malzeme ile yapılan güçlendirme işleminin hasarlı bölgenin ömrünü üç kat daha fazla uzatmakla kalmayıp aynı zamanda, çatlak büyüme hızını da önemli derecede düşürdüğünü göstermiştir.

Lenwari vd. (2006), KFTP plaka-profil ara yüzey yapışma dayanımını, statik ve yorulma yükleri etkisi altında hem analitik hem de deneysel çalışmalarla incelemişlerdir. Statik ve değişken-tekrarlı yükler etkisi altında KFTP plaka ucunda oluşan yüksek şiddetli gerilmelerden dolayı meydana gelebilecek olası ayrılma kusurlarının, güçlendirme uygulamasının etkinliğini olumsuz yönde etkilemesi, araştırmacıları böyle bir çalışma yapmaya yönlendirmiştir. Bunun yanında, KFTP plaka kalınlığının ve elastisite modülünün, epoksi yapıştırıcısının uygulama kalınlığının ve elastisite modülünün, epoksinin plaka ucu-profil ara yüzeyindeki uygulama açısının bağlanma dayanımı üzerindeki etkileri çalışma kapsamına dahil edilmiştir. Çalışma süresince, çevresel etkiler ve uzun süreli yapısal davranışlar dikkate alınmamıştır. Analitik çalışmalarda, KFTP plakaların ucunda oluşan yüksek şiddetli gerilme yığılımları, Betti yasasına dayanan karşılıklı iş kontur integral metodu kullanılarak hesaplanmıştır. Bu yöntemin kullanılmasındaki amaç; gerilme yığılmasının yüksek olduğu bölgelerde çok ince sonlu eleman ağına veya özel bir sonlu elemana ihtiyaç duyulmadan gerilme değerlerinin hesaplanabilmesidir. Böylece, hem iş yükünden hem de zamandan tasarruf sağlandığı gibi çözümün sayısal doğruluğuna olan bağımlılık da en aza indirilmiştir. Deneysel çalışma aşamasında, 1,80 m uzunluğunda ve W100x17,2 kesitine sahip yedi adet çelik kiriş 0,50 m, 0,65 m ve 1,20 m uzunluklarına sahip KFTP plakalar ile güçlendirilmiştir. Güçlendirilmiş numuneler, hem statik hem de yorulma yükleri etkisi altında dört noktalı eğilme testlerine tabi tutulmuştur. Yorulma yükü olarak, 2 Hz frekansa ve 0,2 değerinde gerilme oranına sahip sabit genlikli sinüs eğrisi formunda bir değişken-tekrarlı yük dikkate alınmıştır. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla aşağıda verilen sonuçlara ulaşılmıştır;



- KFTP plakaların uç bölgelerinde kesit değişiminden kaynaklı gerilme yığılmaları oluşmuştur. Bu bölgelerde hesaplanan gerilme yığılması şiddet katsayılarının, gerilme alanının büyüklüğünü doğru bir şekilde yansıttığı görülmüştür.
- Profil ile epoksi yapıştırıcısı arasında köşe noktaya yakın bölgede bir ayrılma hasar modu meydana gelmiştir. Bu bölgede, bir takım ara yüzey kusurları gözlemlenmiştir. Bu durum, yüzey hazırlama çalışmalarının, yapışma dayanımını önemli ölçüde etkileyebileceğini göstermiştir.
- Yorulma test verileri, gerilme şiddet katsayısı aralığının, ayrılma ömrünün tahmininde nominal gerilme aralığından daha gerçekçi sonuçlar verdiğini göstermiştir.
- Parametrik bir çalışmadan elde edilen sonuçlar, KFTP plaka kalınlığının ve elastisite modülünün, epoksi yapıştırıcısının uygulama kalınlığının ve elastisite modülünün yapışma dayanımını önemli ölçüde etkilediğini göstermiştir.
- Epoksinin plaka ucu-profil ara yüzeyindeki uygulama açısının  $90^\circ$ 'den daha küçük olması, bu bölge civarında oluşan gerilme yığılması şiddetini düşürmüştür. Yapışma dayanımını tahmin etmek için bu özelliğin kullanılması, aynı uygulama açısı içinde sınırlı kalmaktadır.
- Ekonomik nedenlerden dolayı, kiriş ile aynı uzunluğa sahip plaka yerine kısmi uzunlukta plakaların kullanımı, hizmet ömrü boyunca etki eden statik ve yorulma yükleri etkisi altında plaka uçlarında ayrılma hasar modunun oluşmasına sebebiyet verebileceği gibi güçlendirilmiş sistemin tam bir kompozit yapı olarak çalışmasının da önüne geçmektedir.

Bocciarelli vd. (2009), fiber takviyeli kompozit malzemelerin kullanılması ile güçlendirilmiş çelik elemanların yorulma davranışını, yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılma hasar modunu dikkate alarak deneysel ve kısmi sayısal çalışmalarla incelemişlerdir. 1,4 mm kalınlığındaki KFTP plakaların her iki yüzeyine yapıştırılmasıyla güçlendirilmiş, genişliği 50 mm ve kalınlığı 6 mm olan çelik levhalar, deney numunesi olarak hazır hale getirilmiştir. Yorulma testleri, 250 kN kapasiteli bir servo-hidrolik test cihazı ile 14 Hz değerinde frekansa ve 0,4 değerinde gerilme oranına sahip değişken-tekrarlı bir yükün, sırasıyla 83, 100, 120 ve 160 MPa'lık gerilme aralıklarında uygulanmasıyla gerçekleştirilmiştir. Testler, KFTP plakaların uç noktalarında başlayan ayrılmanın, kiriş açıklığının orta noktasına ulaştığı anda, yani ayrılma tamamen gerçekleşmeden önce durdurulmuştur. Deney numunelerine ait S-N eğrileri tanımlanmış ve numunelerin yorulma

davranışları, Eurocode 3'te yer alan çelik levha kaynaklı eleman kategorilerinin yorulma dayanımları ile karşılaştırılmıştır. Yükleme etkisi altında, elemanlarda görülen çatlak çekirdeklenmesi ve gelişim süreci gözlemlenmiş, zamana bağlı olarak gerçekleşen rijitlik azalması değerlendirilmiştir. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla aşağıda verilen sonuçlara ulaşılmıştır;

- Çelik elemanda meydana gelen çatlak çekirdeklenmesinin %2'lik bir rijitlik kaybına neden olduğu, belirli bir süre sonra çatlak ilerlemesi ve KFTP plaka ucunda meydana gelen ayrılmanın ortak etkisi ile oluşan rijitlik kaybının ise yaklaşık olarak %5 değerine ulaştığı görülmüştür. Ayrıca, yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılmanın, kiriş açıklığının ortasına ulaştığında, elemanın rijitliğinde %85'e varan değerde bir kaybın olduğu hesaplanmıştır. Ancak, araştırmacılar, rijitlik azalmasındaki emniyet sınırını tanımlayabilmek için daha kapsamlı deneysel çalışmaların yapılması gerektiğini vurgulamışlardır.
- KFTP plakalar ile güçlendirilmiş çelik elemanların en zayıf noktasını, plaka-eleman yapışma ara yüzeyinin oluşturduğu belirtilmiştir. Epoksi yapıştırıcısında veya eleman yüzeyinde çeşitli iyileştirmelerin yapılmasının, yapışma dayanımını artırıcı ve erken ayrılmayı önleyici bir etkiye sahip olabileceği ifade edilmiştir.
- KFTP plakalar ile güçlendirilmiş çelik elemanların yorulma dayanımlarının, Eurocode 3'te yer alan çelik levha kaynaklı çelik elemanların yorulma dayanımları ile karşılaştırılabilir seviyede olduğu görülmüştür.
- KFTP plaka ucunda, gerilme yığılmasına bağlı olarak oluşan yüksek gerilme şiddet katsayısının, bağlantı tasarımının optimize edilmesiyle düşürülebileceği ve yorulma performansının iyileştirilebileceği ifade edilmiştir.
- Sayısal çalışma sonuçlarına bağlı olarak, uygun plaka kalınlığı ve elastisite modülünün seçilmesinin yanı sıra uygun yapışma kalınlığının belirlenmesi, yorulma yükleri etkisi altında ayrılma hasar modunu önlemek için etkili önlemler olabileceğinin altı çizilmiştir.

Kim ve Harries (2011), KFTP şeritler ile güçlendirilmiş hasarlı çelik kirişlerin statik, yorulma ve özellikle de eğilme davranışlarının belirlenmesine yönelik deneysel ve analitik bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Diğer çalışmalardan elde edilen monotonik yükleme test sonuçları, bu tür bir güçlendirme uygulamasının yeterli potansiyele sahip olduğunu göstermesine rağmen, KFTP malzeme ile güçlendirilmiş çelik kirişlerin yorulma davranışları konusunda sınırlı bilginin olması, araştırmacıları böyle bir çalışma yapmaya

yönlendirmiştir. Çalışma kapsamında, çekme başlıklarında çentik oluşturulması yoluyla hasarlı hale getirilmiş altı adet çelik kiriş, yerel plastisite ve kompozit şerit-profil yapışma ara yüzü davranışı referans alınarak statik ve yorulma performansları açısından test edilmiştir. Güçlendirilmiş hasarlı kirişlerin test sonuçlarını öngörebilmek için şekil değiştirme-ömür yöntemi ve birikimli hasar teorisine dayalı yorulma davranışlarını simule eden sayısal bir modelleme tekniği önerilmiş ve bu yaklaşım sonlu eleman analizlerinde kullanılmıştır. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla aşağıda verilen sonuçlara ulaşılmıştır;

- KFTP şerit ile çelik kiriş arasındaki yapışma ara yüzey davranışının, gerilme aralığına ve yük çevrim sayısına oldukça bağlı olduğu görülmüştür. Yorulma yükleri etkisi altında çentik bölgesi civarında meydana gelen ani gerilme artışı ve buna bağlı olarak oluşan yerel plastisite, yapışma yüzeyini bozmak suretiyle güçlendirmenin etkinliğini önemli derecede azaltmıştır.
- Çalışma kapsamında önerilen ampirik sayısal model, KFTP şerit ile çelik kiriş arasındaki yapışma ara yüzeyinin yorulma davranışını tahmin etme konusunda test sonuçları ile oldukça uyumlu sonuçlar vermiştir.

Wu vd. (2012), dört farklı malzeme türü ile güçlendirilmiş çentikli çelik kirişlerin yorulma davranışlarını incelemek için deneysel bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Çalışmanın temel amacı, farklı malzemelerle güçlendirilmiş çelik kirişlerin yorulma davranışlarını kapsamlı bir şekilde değerlendirmek ve buna bağlı olarak, malzeme seçiminde dikkate alınması gereken temel kriterleri ortaya koymaktır. Güçlendirme için kullanılan malzemeler; yüksek modüllü KFTP plaka, yüksek dayanımlı KFTP plaka, çelik telli-bazalt fiber takviyeli polimer plaka ve çelik levhadan oluşmaktadır. Çalışma süresince, malzeme tipi, tabaka sayısı, uygulama konfigürasyonu ve ara yüzey işlemleri ana değişken özellikler olarak dikkate alınmıştır. Bir adet kontrol numunesi ve yedi adet güçlendirilmiş numuneden oluşan toplam sekiz adet kiriş, dört noktalı eğilme etkisi altında ve basit mesnet sınır şartlarında, 4 Hz'lik bir frekansa ve 0,2'lik bir gerilme oranına sahip sabit genlikli yorulma yükü ile test edilmiştir. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla aşağıda verilen sonuçlara ulaşılmıştır;

- Kontrol numunesi ile kıyaslandığında, KFTP malzemeler kirişlerin artık yorulma ömürlerini 3,33-5,26 kat uzatmışken, çelik levha ise sadece 1,74 kat değerinde bir uzamaya sebep olmuştur.

- Çelik levha ile kıyaslandığında, KFTP plakaların kullanılmasının çatlak çekirdeklenme ömrünü uzattığı, çatlak büyüme hızını azalttığı ve oluşabilecek hasar modlarını kısıtladığı görülmüştür.
- Çelik levha ile kıyaslandığında, KFTP plakaların kullanılmasının rijitlik kaybını azalttığı ve buna bağlı olarak kalıcı deformasyon değerlerini belirli sınırlar içerisinde tuttuğu görülmüştür. Artık yorulma ömrü tamamladığında, KFTP plaka ile güçlendirilmiş kirişin rijitliğinde yaklaşık olarak %20'lik bir azalma olduğu görülmüşken, çelik levha ile güçlendirilmiş kirişteki kaybın ise %50 civarında olduğu hesaplanmıştır.
- Çelik kirişlerin yorulma davranışları, güçlendirme için kullanılan malzemelerin tabaka sayılarına bağlı olarak önemli ölçüde değişmiştir. Tabaka sayısı arttıkça yorulma ömrünün uzadığı görülmüştür.
- Uygulama konfigürasyonunun ve yüzey işlemlerinin artık yorulma ömrünü büyük ölçüde etkilediği ifade edilmiştir.
- Kullanılan güçlendirme malzemeleri arasında, yüksek modüllü KFTP plaka, güçlendirme etkinliği açısından en iyi sonuçları vermesine rağmen, performans-fiyat ilişkisi açısından değerlendirildiğinde, çelik telli-bazalt fiber takviyeli polimer plakanın daha uygun olduğu ve bu nedenle, saha uygulamalarında daha fazla tercih edilebileceği belirtilmiştir.

Colombi ve Fava (2015), monotonik yükleme etkisi altında çok iyi sonuçlar veren KFTP malzemenin, değişken-tekrarlı yükler etkisi altında nasıl bir davranış sergilediğini güçlendirilmiş hasarlı çelik kirişler üzerinde yapmış oldukları deneysel ve kısmi analitik çalışmalarla ortaya koymuşlardır. Çalışma süresince, I kesitli dokuz adet çelik kiriş kullanılmıştır. Çekme başlığının tamamını ve gövdenin bir kısmını kapsayacak şekilde oluşturulmuş çentik etkisi sayesinde ilk çatlak çekirdeklenmesi kirişin alt yüzeyinde sağlanmıştır. Hasarlı kirişler daha sonra, KFTP şeritlerin çekme başlıklarının alt yüzeylerine bir ve iki tabaka şeklinde bağlanması suretiyle güçlendirilmiştir. Ayrıca, yükleme altında çatlak civarında meydana gelen aşırı büyüklükteki gerilme ve şekil değiştirmelerin yapışma yüzeyini bozmak suretiyle kompozit şerit ile eleman arasında bir ayrılmaya neden olabileceği öngörüldüğünden dolayı, ayrılmanın çatlak büyüme hızını nasıl etkileyebileceğini daha hassas görebilmek için bazı numunelerin alt başlıklarına strengeler yerleştirilmiştir. Son olarak, güçlendirilmiş kirişlerin yorulma davranışlarını belirlemek için sabit genlikle değişken-tekrarlı eğilme yükleri etkisi altında yorulma testleri

gerçekleştirilmiştir. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla aşağıda verilen sonuçlara ulaşılmıştır;

- Yorulma çatlak büyüme eğrileri, KFTP şeritlerin yorulma çatlak büyüme hızını azalttığını ve buna bağlı olarak yorulma ömrünü uzattığını göstermiştir.
- KFTP tabaka sayısının arttırılmasının yorulma davranışını önemli ölçüde iyileştirdiği belirtilmiştir. İki tabaka için ölçülen yorulma ömrünün, tek bir tabaka için ölçülen değerden dokuz kat daha büyük olduğu görülmüştür.
- KFTP şerit ile çelik kiriş arasındaki yapışma yüzeyinde aşırı gerilme ve şekil değiştirme neticesinde meydana gelen ayrılmanın, güçlendirme uygulamasının etkinliğini önemli derecede azalttığı net bir şekilde ortaya konulmuştur.

Colombi ve Fava (2016), KFTP şeritler ile güçlendirilmiş çentikli çelik kirişlerde yorulma yükü etkisi altında gerçekleşen çatlak gelişimini deneysel ve analitik çalışmalarla incelemişlerdir. Çalışma süresince, IPE 120 kesitine sahip dokuz adet çelik kiriş kullanılmıştır. Her bir kiriş için çekme başlığının tamamını ve gövdenin bir kısmını kapsayacak şekilde 2,5 mm kalınlığında ve 16 mm uzunluğunda ana çentik ve 1 mm kalınlığında ve 2 mm uzunluğunda ilave çentik yapay olarak oluşturulmuştur. İlave çentik, daha şiddetli bir gerilme yığılması oluşturmak ve yorulma çatlaklarının gövdeye dik doğrultuda ilerlemesini sağlamak için teşkil edilmiştir. Hasarlı kirişler, kalınlığı 1,4 mm, genişliği 60 mm ve uzunluğu 800 mm olan KFTP şeritlerin çekme başlıklarının alt yüzeyine farklı konfigürasyonlarla (tek tabakalı ve çift tabakalı uygulama) yapıştırılmasıyla güçlendirilmiştir. Tüm numuneler, frekansı 10 Hz ve gerilme oranı 0,4 olan değişken tekrarlı bir yükün, 1000 mm'lik bir açıklıkta dört noktalı eğilme etkisi altında uygulanmasıyla test edilmiştir. KFTP şeritlerdeki gerilme ve şekil değiştirme dağılımını, yorulma çatlak büyüme hızını ve buna bağlı olarak artık yorulma ömrünü tahmin edebilmek amacıyla Paris yasasına dayalı analitik bir model geliştirilmiştir. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla aşağıda verilen sonuçlara ulaşılmıştır;

- Çift tabakalı güçlendirme uygulamasının tek tabakalı uygulamaya kıyasla, çentik civarındaki gerilme şiddetini önemli ölçüde azalttığı görülmüştür.
- Çatlak büyüme hızının, şerit-kiriş ara yüzeyinde oluşan ayrılma ile yakından alakalı olduğu ve bu durumdan önemli derecede etkilendiği görülmüştür. Bu durum, tek tabakalı şerit uygulaması için oldukça net gözlemlenebilirken, çift tabakalı şerit uygulaması için mevcut olduğu ve hatta oldukça dikkat çekici olduğu, fakat net bir şekilde gözlemlenemediği belirtilmiştir.

- Kullanılan analitik modelin, hem tek tabakalı hem de çift tabaklı güçlendirme uygulamaları için deneysel sonuçlarla benzer sonuçlar verdiği ve bu nedenle son derece kullanışlı olduğu ifade edilmiştir.
- Çift tabakalı güçlendirme uygulaması için gözlemlenen çatlak büyüme mekanizmasının çok karmaşık bir olay olduğu ve çatlak büyüme eğrilerinde görülen yüksek dağılımın, şerit-kiriş ara yüzeyindeki üniform olmayan gerilme dağılımından kaynaklandığı sonucuna varılmıştır. Analitik sonuçlar, bu durumda bile, önerilen modelin ortalama yorulma çatlağı büyüme davranışını doğru bir şekilde yansıttığını göstermiştir.

Deng vd. (2016), KFTP plakalarla güçlendirilmiş çentikli çelik kirişler üzerinde teorik ve deneysel çalışmalar gerçekleştirmişlerdir. Çalışma kapsamında, plaka-kiriş yapışma ara yüzeyinde oluşan kayma ve normal gerilmeleri hesaplamak için bütünleşik kapalı formda teorik bir model kullanmışlardır. Bunun yanında, çentik civarında, yapışkan boşluklarında ve plaka uçlarında oluşan maksimum gerilmeleri ifade eden basit bağıntılar oluşturmuşlardır. KFTP plakaların uygulanmasıyla yapılan güçlendirme işleminin çentikli çelik kirişlerin yorulma davranışını iyileştirdiği bilinmesine rağmen, çentik bölgesinde oluşan gerilme yığılmasından kaynaklı erken ayrılma hasar modunun güçlendirmenin etkinliğini önemli derecede azaltması, araştırmacıları böyle bir çalışma yapmaya itmiştir. Çentik derinliğinin, çentik civarında oluşan eğilme momentinin ve ara yüzey yapıştırıcı kalınlığının kirişin yorulma davranışı üzerindeki etkisini görebilmek amacıyla parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Teorik modelin doğruluğunu ispatlamak için ölçekli model kirişler üzerinde deneysel çalışmalar da yürütülmüştür. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla aşağıda verilen sonuçlara ulaşılmıştır;

- Çentik bölgesinde oluşan gerilme şiddet katsayısının, plaka uçlarında oluşan değerlerden yaklaşık olarak dört kat daha fazla olduğu görülmüştür. Bu sonuç, çentiğin KFTP plakalarla güçlendirilmiş çentikli çelik kirişlerin en hassas detayı olduğunu göstermiştir.
- KFTP plakalarla güçlendirilmiş çentikli çelik kirişlerin yorulma dayanımlarında yaklaşık olarak iki kat değerinde bir artışın olduğu görülmüştür.
- Çentik bölgesinde oluşan plaka-kiriş ara yüzey ayrılma hasarının, gevrek davranışa yol açtığı ve buna bağlı olarak, kirişin sünekliğinin azaldığı belirlenmiştir.

- Parametrik çalışma sonuçları, çentik bölgesinde oluşan gerilme şiddet katsayısının çentik derinliği ve oluşan eğilme momenti ile doğrusal, ancak yapıştırıcı kalınlığı ile doğrusal olmayan bir ilişkisi olduğunu göstermiştir.
- Teorik sonuçlarla test sonuçları arasındaki uyum, teorik modelin doğruluğunu ispatlamıştır.

Zheng ve Dawood (2016), KFTP şeritler ile güçlendirilmiş metalik elemanlarda, yorulma yükleri etkisi altında oluşabilecek şerit-eleman ara yüzey ayrılma bölgesinin boyutunu ve şeklini tahmin edebilmek ve buna bağlı olarak güçlendirilmiş sistemin yorulma davranışını öngörebilmek amacıyla sonlu elemanlara dayalı sayısal bir model geliştirmişlerdir. Model kullanılarak yapılan analizler, ara yüzey ayrılma bölgesinin şeklinin değişmesinin ve boyutlarının artmasının hesaplanan çatlak büyüme hızını yaklaşık olarak 54 kat kadar değiştirebileceğini göstermiştir. Modelin doğruluğunu ispatlayabilmek ve buna bağlı olarak gerekli kalibrasyonlarını yapabilmek için bir dizi deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Uzunluğu 914 mm, genişliği 102 mm ve kalınlığı 6,4 mm olan çelik levhalar üzerinde yorulma testleri gerçekleştirilmiştir. Levhalar üzerindeki gerilme şiddetini arttırmak için levhaların yalnızca birer kenarlarında 6,4 mm derinliğinde yapay çentikler oluşturulmuştur. Testler, 500 kN kapasiteli bir servo-hidrolik yük çerçevesi yardımıyla 153 MPa'lık gerilme aralığına, 0,1'lik yükleme oranına (17-170 MPa) ve 10 Hz'lik frekansa sahip sabit genlikli sinüzoidal çekme-çekme tipindeki bir yorulma yükünün uygulanmasıyla gerçekleştirilmiştir. Deneysel sonuçlarla kalibre edilmiş sayısal model kullanılarak, uzak alan gerilmesinin, ara yüzey rijitliğinin, ara yüzey dayanımının ve ara yüzey enerji salınım oranının çatlak büyüme hızı ve çatlak ucu gerilme şiddet faktörü üzerindeki etkilerini incelemek amacıyla parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla elde edilmiş sonuçlar, uygulanan yorulma yükünün ve ara yüzey kesme dayanımının, ayrılmış bölgenin şekli ve büyüklüğü üzerinde dolayısıyla da gerilme şiddet faktörü ve çatlak büyüme hızı üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu göstermiştir. Ara yüzey rijitliğinin ve ara yüzey enerji salma oranının değiştirilmesinin, ayrılmış bölgenin boyutu ve şekli üzerinde dolayısıyla da gerilme şiddet faktörü ve çatlak büyüme hızı üzerinde nispeten daha küçük etkilere sahip olduğu görülmüştür.

Yu vd. (2018), KFTP şeritler ile güçlendirilmiş çatlak hasarlı çelik kirişlerin yorulma davranışları üzerinde sayısal, analitik ve deneysel bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Çalışma süresince, kiriş ile şerit arasındaki ara yüzey ayrılma hasar moduna odaklanılmıştır. Deneysel çalışmalar dört adet I kesitine sahip çelik kiriş üzerinden yürütülmüştür. Kirişlerin

geçmiş hizmet ömürlerini yansıtmayı amacıyla başlangıç hasarı olarak 15 mm uzunluğunda ve 0,3 mm genişliğinde bir çentik yapay olarak kirişin alt orta bölgesinde oluşturulmuştur. Kirişlerden ikisi KFTP şerit ile güçlendirilmiş, kalan ikisi ise kontrol numunesi olarak güçlendirilmeden bırakılmıştır. Tüm numuneler, dört noktalı eğilme deney düzeneği altında 6 Hz frekansa ve 0,1 değerinde yük oranına sahip sabit genlikli sinüs eğrisi formunda üç farklı seviyede (2-20 kN, 3,5-35 kN, 7-70 kN) değişken-tekrarlı yüke maruz bırakılmıştır. Yük çevrim sayısına karşılık gelen çatlak büyümesini tespit edebilmek için belirli aralıklarda çatlak büyüme doğrultusunda kiriş gövdesine strengeler yerleştirilmiştir. Analitik çalışmalar, simetriklik ve sınır değerler dikkate alınarak çeyrek ölçekli model üzerinden yürütülmüştür. Analizler süresince, çatlağın oluşmasını ve ilerleyişini gözlemleyebilmek amacıyla çatlak bölgesinde ve civarında özel sonulu elemanlar kullanılmıştır. Çalışmanın başarılı bir şekilde tamamlanmasıyla elde edilen sonuçlar, KFTP şerit ile çelik kiriş ara yüzeyinde meydana gelen ayrılmanın, güçlendirmenin etkinliğini önemli derecede azalttığını göstermiştir. Kiriş ile şerit arasında oluşan kompozit yapının bozulması, çatlak civarında oluşan gerilme şiddetini önemli miktarda artırmıştır. Bu durum, çatlak büyümesini hızlandırmış ve dolayısıyla da kirişin artık yorulma ömrünü kısaltmıştır.

Yu ve Wu (2018), KFTP şeritler ile güçlendirilmiş çatlaklı çelik kirişlerin yorulma davranışı üzerinde deneysel bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Şeritlerin kirişe bağlanmasında iki farklı tür malzeme kullanılmıştır. Bunlar; epoksi yapıştırıcısı ve mekanik ankraj sistemidir. Başlangıç çatlağını oluşturmak için kirişlerin çekme başlıkları yapay olarak kesilmiştir. Toplam altı adet I kesitine sahip (HM 150x75x5x7) çatlaklı kirişlerin ilk ikisi epoksi yapıştırıcısı + KFTP şerit ile diğerleri ise mekanik ankraj sistemi + KFTP uygulamaları ile güçlendirilmiştir. Numunelerin yorulma davranışlarını incelemek için yükleme noktaları arasındaki açıklık 410 mm ve iki mesnet arasındaki açıklık 1200 mm olan dört noktalı eğilme test sistemi kullanılmıştır. 6 Hz değerinde frekansa ve 0,7 değerinde gerilme oranına sahip yorulma yükü (7-70 kN), 100 kN'luk dinamik yükleme kapasitesine sahip olan bir servo-hidrolik test makinesi vasıtasıyla uygulanmıştır. KFTP şeritler boyunca oluşan şekil değişimlerini ve bağ-ayrılma ilişkisini takip edebilmek için dijital görüntü korelasyon sistemi kullanılmıştır. Test sonuçları, mekanik ankraj uygulanmasının epoksi yapıştırıcısı ile kıyaslandığında, çatlak ilerleme hızını yavaşlattığını, çatlak ağız açıklığı mesafesini daralttığını ve yorulma ömrünü uzattığını göstermiştir.



## 1.7. Çalışmanın Özgün Değeri

Çelik karayolu köprü kirişlerinde meydana gelen yorulma hasarlarının onarılması ve/veya kirişlerin güçlendirilerek yorulma davranışlarının iyileştirilmesi konusunda, fiber takviyeli kompozit malzemelerin kullanılabilirliği ile ilgili yapılmış çeşitli çalışmalar mevcuttur (Zhao ve Zhang, 2007; Teng vd., 2012). Bu malzemenin kullanılmasındaki en kritik konu, çatlak civarında meydana gelen aşırı büyüklükteki gerilme ve şekil değiştirmelerden dolayı kompozit malzeme ile kiriş arasındaki yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılma hasarıdır. Fakat bu ayrılmanın, hizmet süresi boyunca köprü kirişinin hem yorulma davranışını hem de dinamik karakteristiklerini ne derecede etkilediği konusunda analitik, sayısal ve deneysel bir çalışma henüz yapılmamıştır. Literatürde bu konu ile ilgili yapılmış kısmi benzer çalışmalar mevcuttur ve bir önceki bölümde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir (Colombi vd., 2003; Tavakkalizadeh ve Saadatmanesh, 2003; Lenwari vd., 2006; Bocciarelli vd., 2009; Kim ve Harries, 2011; Wu vd., 2012; Colombi ve Fava, 2015; Colombi ve Fava, 2016; Deng vd., 2016; Zheng ve Dawood, 2016; Yu vd., 2018; Yu ve Wu, 2018). Bu tez konusunun, bu çalışmalardan temel farkları şunlardır;

- ❖ Geçmişte yapılan çalışmalar genellikle, KFTP malzeme ile kiriş arasındaki yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılmanın, sadece kirişin yorulma davranışı (artık yorulma ömrü, çatlak oluşumu, çatlak büyüme hızı, çatlak kapanması) üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Bu tez çalışmasında ise, bu durumun sadece kirişin yorulma davranışı üzerindeki etkisi değil, kirişin dinamik karakteristikleri üzerindeki etkisi de incelenmiştir. Çünkü çelik karayolu köprüleri, üzerlerinden geçen taşıtlar ve çevresel etkiler nedeniyle devamlı olarak değişken büyüklüklerde dinamik etkilere maruz kalmaktadır. Bu etkiler, köprülerin sadece yorulma davranışını değil, dinamik karakteristikleri de olumsuz yönde etkilemektedir. Köprülerin bu davranışlarının zamanla kötüye gitmesi, köprülerin güvenilirliğini tehlikeye sokmakta ve hatta köprülerin servis ömür sürelerini dahi kısaltabilmektedir.
- ❖ Geçmişte yapılan çalışmalar, KFTP malzeme ile kiriş arasındaki yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılmanın, kirişin yorulma davranışı üzerinde olumsuz bir etkiye sahip olduğu konusunda ortak kanaata varmışlardır. Fakat bu durumun azaltılması veya tamamen önlenmesi için sistematik ve kapsamlı herhangi bir çözüm önerisi sunulmamıştır. Bu tez çalışmasında ise, KFTP malzemenin

kullanılması ile oluşabilecek bu sorunu ortadan kaldırmak amacıyla fiber takviyeli polimer kumaş ve epoksi esaslı enjeksiyon malzemelerinden oluşan yeni bir güçlendirme uygulaması ileri sürülmüştür.

- ❖ Çalışma süresince, farklı bir takım değişkenler, varsayımlar ve senaryolar dikkate alınarak yapılan parametrik çalışmalarla tez konusunun kapsamı genişletilmiş ve böylece farklı bakış açıları oluşturulmuştur.

Yorulma hasarlarının onarılmasında ve/veya güçlendirilmesinde ilk defa bu çalışmada kullanılmış olan MasterInject 1302'nin hasarlı kirişin yorulma davranışını ve dinamik karakteristiklerini ne oranda iyileştirebileceği konusunda yapılmış bir çalışma daha önceden mevcut değildi. Yapılan bu çalışma ile MasterInject 1302'nin dikkate alınan yapısal davranışlar üzerindeki etkinliğinin belirlenmesi konusunda var olan sistematik ve kapsamlı bir çalışma ihtiyacı ortadan kaldırılmıştır. Dolayısıyla aşağıda maddeler halinde ifade edilen tez kapsamında yürütülen çalışmalar, elde edilen bulgular ve sonuçlar sayesinde tez konusunun özgün değerinin gayet yüksek olduğu düşünülmektedir.

- Uygulanan güçlendirme işleminin, yorulma hasarlı çelik bir kirişin dinamik karakteristiklerini ne oranda iyileştirebildiği, dikkate alınan diğer yöntemlerin kullanılması ile elde edilen sonuçlarla karşılaştırılarak ortaya konulmuştur.
- Uygulanan güçlendirme işleminin, yorulma hasarlı çelik bir kirişin artık yorulma ömrünü ne oranda uzatabildiği, dikkate alınan diğer yöntemlerin kullanılması ile elde edilen sonuçlarla karşılaştırılarak ortaya konulmuştur.
- Çalışma sonucunda elde edilen veriler ışığında, KFTP kumaş ile yapılan güçlendirme işleminden doğan olumsuz yanların, bu yeni uygulama ile giderilip giderilemeyeceğine ve günümüzde sıklıkla kullanılan yöntemlere bir alternatif olup olmayacağına karar verilmiştir.
- Ülkemizdeki köprüler, gelişmiş ülkelere göre çok daha gençtir. İlerleyen yıllarda yorulmadan dolayı köprülerimizde büyük hasarlar ve yıkılmalar gerçekleşebilir. Fakat Ülkemizdeki köprülerin yorulma performans durumu hakkında genel bir çalışma ne yazık ki henüz yapılamamıştır. Yapılmış olan bu çalışma ile Ülkemizdeki mevcut köprülerin yorulma güvenilirliklerinin değerlendirilmesi gerekliliği konusunda bir hassasiyet uyandırılması amaçlanmaktadır. Bu sayede, ilerleyen yıllarda yaşanabilecek can ve mal kayıplarının önlenmesinin yanında, ülke ekonomisine de katkıda bulunulması hedeflenmektedir.

## **2. YAPILAN ÇALIŞMALAR**

### **2.1. Giriş**

Tezin yapılan çalışmalar bölümünde, daha önceden belirlenen tezin amacına ve hedeflerine uygun olarak analitik, sayısal ve deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Bu bölüm, kendi içerisinde ön hazırlık çalışmaları ve temel çalışmalar olmak üzere iki ana bölüme ayrılmıştır. Bu aşamalarda yapılan çalışmalar, sırasıyla aşağıda takip eden bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.

### **2.2. Ön Hazırlık Çalışmaları**

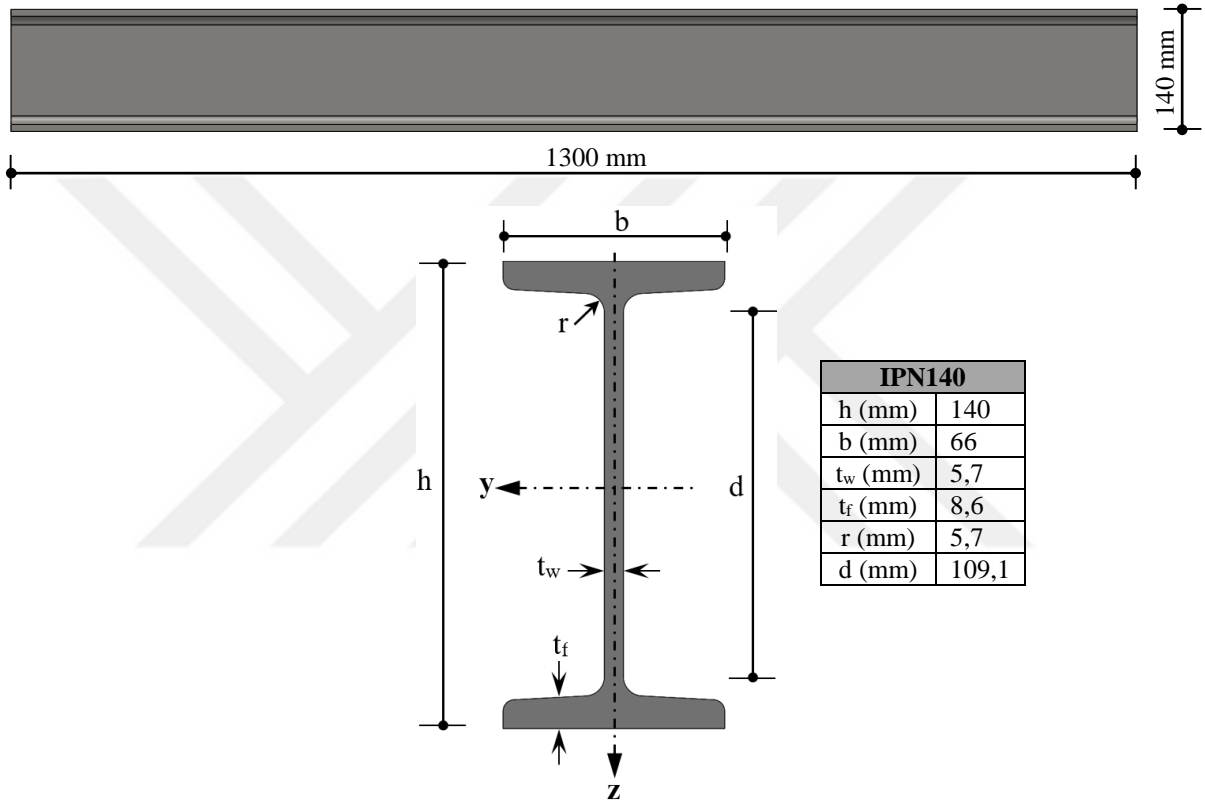
Bu bölümde, tezin temel iş paketlerini oluşturan analitik, sayısal ve deneysel çalışmaların doğru ve kesintisiz bir şekilde gerçekleşebilmesi için gerekli olan hesaplamalar ve ön hazırlık çalışmaları yapılmıştır. Bunlar sırasıyla aşağıda verilmiştir.

- Numunelerin geometrik ve malzeme özelliklerinin belirlenmesi
- Yükleme şeklinin belirlenmesi
- Değişken-tekrarlı yükün sınır değerlerinin ve genel yapısının belirlenmesi
- Uygun çentik geometrisinin belirlenmesi
- Deney numunelerinin hazırlanması

#### **2.2.1. Numunelerin Geometrik ve Malzeme Özelliklerinin Belirlenmesi**

Tez kapsamında; S235JR çeliğinden imal edilmiş, IPN140 (normal başlıklı I profili) kesitine sahip küçük ölçekli çelik kirişler üzerinde analitik, sayısal ve deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir (Şekil 2.1). Geçmiş yıllarda yapılmış benzer çalışmalar incelendiğinde, kullanılan test cihazlarının kapasitelerinin düşük olması, ekonomik nedenler, işçilikten ve zamandan tasarruf, uygun yer temini vb. gibi nedenlerden dolayı küçük ölçekli kirişler üzerinde yapılmış çalışmaların oldukça fazla olduğu görülmüştür (Deng ve Lee, 2010; Lenwari vd., 2010; Tavakkolizadeh ve Saadatmanesh, 2010; Hmidan vd., 2011; Kim ve Harries, 2011; Jiao vd., 2012; Ghafoori vd., 2012; Ghafoori vd., 2012; Hmidan vd., 2013;

Kamruzzaman vd., 2014; Hmidan vd., 2014; Colombi ve Fava, 2015; Ghafoori vd., 2015; Ghafoori ve Motavalli, 2015; Ghafoori ve Motavalli, 2015; Deng vd., 2016; Yu ve Wu, 2017; Yu ve Wu, 2017; Yu ve Wu, 2017; Chen vd., 2018; Chen vd., 2018; Yu ve Wu, 2018; Bocciarelli vd., 2018). Bu çalışmada, normal başlıklı I profilinin tercih edilmesinin nedeni, eğilme rijitliğinin diğer tiplere (orta geniş başlıklı ve geniş başlıklı profiller) göre daha fazla olmasından dolayı çelik köprü kirişlerinde yaygın bir şekilde kullanılmasıdır.



Şekil 2.1. IPN140 profiline ait kesit özellikleri

S235JR, Avrupa standardına göre (EN 10025-2:2004) isimlendirilmiş, normal yapı çeliği veya yumuşak çelik olarak bilinen, metalik makine ve yapı elemanlarında sıklıkla kullanılan, sıcakta işlem görmüş, alaşımsız bir yapısal çelik türüdür. Amerikan standartlarına göre ise ASTM A 570-36'ya karşılık gelmektedir. S235JR'nin yapısal özelliklerine ait bilgiler, TS EN 10025-2/2006 referans alınarak Tablo 2.1'de verilmiştir.

Tablo 2.1. S235JR çeliğine ait malzeme özellikleri (TS EN 10025-2/2006).

Kimyasal Bileşim	
Karbon (C)	%0,17
Manganez (Mn)	% 1,40
Fosfor (P)	%0,035
Sülfür (S)	%0,045
Silisyum (Si)	-
Bakır (Cu)	%0,55
Nitrojen (N)	%0,012
Mekanik Özellikler	
Yoğunluk ( $\rho$ )	7850 kg/m <sup>3</sup>
Elastisite Modülü (E)	210000 N/mm <sup>2</sup>
Kayma Modülü (G)	81000 N/mm <sup>2</sup>
Poisson Oranı ( $\nu$ )	0,3
Isıl Genleşme Katsayısı ( $\alpha_t$ )	0,000012 1/°C
Akma Dayanımı	235 N/mm <sup>2</sup>
Çekme Dayanımı	360-510 N/mm <sup>2</sup>
Çekme Emniyet Gerilmesi	144 N/mm <sup>2</sup>
Kayma Emniyet Gerilmesi	83,1 N/mm <sup>2</sup>

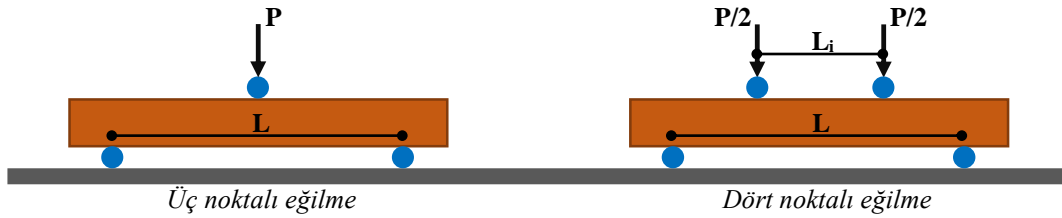
Yorulma hasarlı çelik kirişlerin güçlendirilmesine yönelik yapılan laboratuvar ölçekli çalışmalarda, yorulma hasarına düşük yük çevrim sayılarında ulaşarak hem zamandan tasarruf sağlanması hem de belirli sınır değerlere kadar çevrimsel yük uygulama özelliğine sahip yorulma test cihazlarının optimum şekilde kullanılması oldukça kabul edilebilir bir durumdur. Düşük dayanımlı bir çelikten imal edilmiş deney numunelerinin kullanılmasının bu amaca olumlu yönde hizmet edebileceği düşünülebilir, çünkü metalik makine ve yapı elemanlarının yorulma davranışı, malzemenin mekanik özelliklerine oldukça bağlıdır. Bunun yanında, tez süresince yorulma davranışının malzeme sınıflarına (S235JR, S275JR, S355JR) bağlı olarak değişimi konusunda sayısal parametrik çalışmalar yapılmış, elde edilen sonuçlar karşılaştırmalı olarak tablo ve grafikler yardımıyla ilgili bölümlerde sunulmuştur.

### 2.2.2. Yükleme Şeklinin Belirlenmesi

Kirişlerde, yüklemeye ve mesnetlenme biçimine bağlı olarak eğilme momenti, kesme kuvveti, burulma momenti ve aksenal kuvvet meydana gelebilir. Düşey yükler etkisi altında eğilmeye maruz kalan kirişler için hâkim iç kuvvet modları; eğilme momenti ve kesme

kuvveti çiftidir. Bu iç kuvvet çifti, düşey yükün tipine (statik, monotonik, tekrarlı vb.) bağlı olarak kirişin farklı türden davranışlar sergilemesine neden olmaktadır. Değişken-tekrarlı yükler etkisi altında çelik kirişlerin yorulma davranışlarının sayısal ve/veya deneysel olarak incelenmesine yönelik geçmiş yıllarda yapılmış çalışmalar incelendiğinde, genellikle kirişi eğilmeye maruz bırakan yükleme durumunun tercih edildiği görülmektedir (Ghafoori ve Motavalli, 2011; Wu vd., 2012; Hmidan vd., 2014; Colombi ve Fava, 2015; Deng vd., 2016; Yu ve Wu, 2017; Siwowski ve Siwowska, 2018; Chen vd., 2018; Ye vd., 2018; Yu ve Wu, 2018).

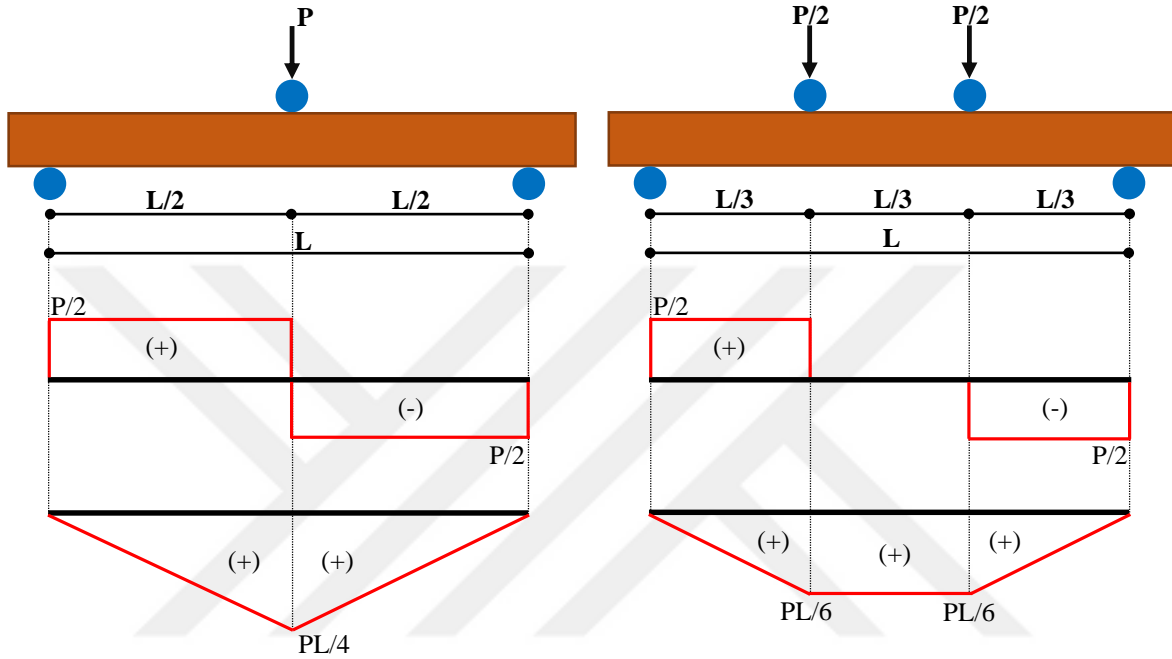
Eğilme deneyi, iki desteğe serbest olarak oturtulan prizmatik kesitli bir deney numunesinin ortasına bir yük uygulandığında oluşan biçim değiştirmesine bağlı olarak eğilme momenti, eğilme dayanımı, elastisite modülü, eğilme miktarı ve eğilme rijitliği gibi parametrelerin hesaplanması olarak tanımlanmaktadır (TS EN ISO 7438, 2016). Eğilme test düzeneği, üç noktalı eğilme test düzeneği ve dört noktalı eğilme test düzeneği olmak üzere standartlara göre iki farklı şekilde oluşturulabilir (Şekil 2.2). Her iki test düzeneğinin de temel prensibi, eğilmeye maruz bırakılacak numunenin, basit kiriş sınır koşulları altında test edilmesidir.



Şekil 2.2. Üç ve dört noktalı eğilme yüklemelerinin şematik gösterimi

Üç noktalı eğilmede, iki mesnet üzerine yerleştirilmiş numunenin tam ortasından dik yönde düşey bir yük uygulanmaktadır. Bu tür yükleme ve sınır şartları altında tek bir noktada (açıklık ortası, yükleme noktası) maksimum moment oluşmakta ve o noktada kesme kuvveti yön değiştirmektedir. Dört noktalı eğilmede ise iki mesnet üzerine yerleştirilmiş numuneye düşey yönde iki eşit yük çifti uygulanır. Yükün uygulandığı noktalar arasındaki mesafe konusunda herhangi bir standarda bağlı olarak ortak bir kanı yoktur. Bu konu ile alakalı yapılan çalışmalar incelendiğinde, deney koşullarına, araç-gereç imkânlarına ve kullanılan numunelerin boyutlarına bağlı olarak farklı mesafelerin dikkate alındığı görülmüştür. Fakat bu konu ile ilgili yapılan en yaygın uygulama, mesnetler arası mesafenin 1/3'ü kadarlık bir

açıklıkta yük çiftinin uygulanması şeklindedir (Rteill vd., 2011; Wang vd., 2012; Dong vd., 2012; Sobieck vd., 2015; Ghafoori ve Motavalli, 2016; Alyousef vd., 2016; Lu vd., 2016; Chen ve Cheng, 2016; Mariappan vd., 2016; Zhu vd., 2017; Yuan vd., 2018; Murthya vd., 2018; Li vd., 2018) (Şekil 2.3).



Şekil 2.3. Üç ve dört noktalı eğilme yüklemeleri etkisi altında oluşan kesit tesirleri

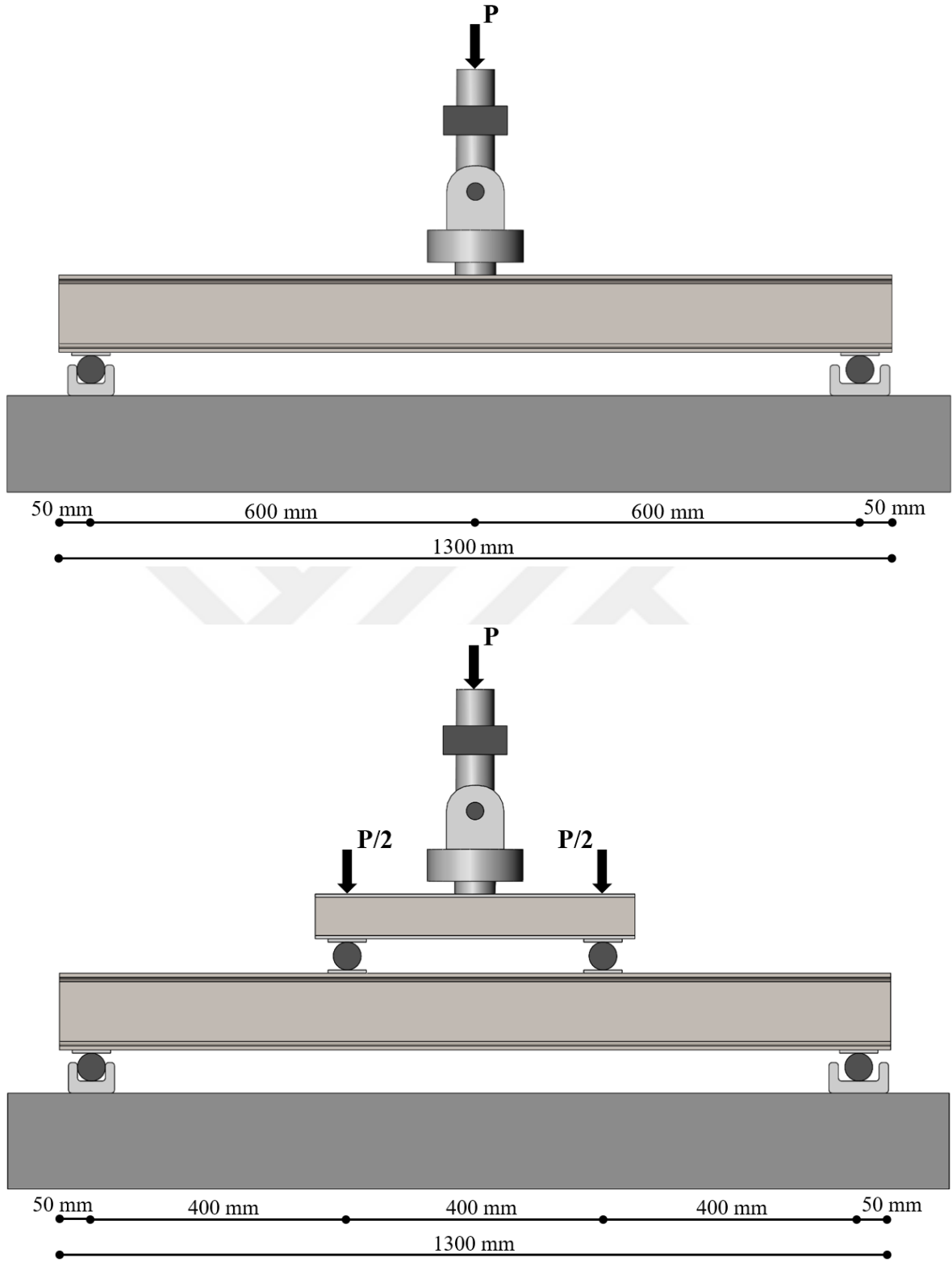
Eğilme testlerinde üç veya dört noktalı yükleme durumlarından herhangi birinin tercih edilmesinde bir takım kriterler dikkate alınmaktadır. Bu kriterler şu şekilde ifade edilebilir;

- Üç noktalı eğilmede tek bir noktada (açıklık ortası, yükleme noktası) maksimum moment oluşmakta ve o noktada kesme kuvveti yön değiştirmektedir. Dolayısıyla böyle bir yükleme altında kirişin eğilme açısından en kritik bölgesi olan açıklık ortası kesitinde saf eğilme durumundan söz edilemez (kesmeli eğilme durumu) (Şekil 2.3). Dört noktalı eğilmede ise maksimum moment, yükleme noktaları arasında değer almakta ve bu aralıkta kesme kuvveti değeri sıfır olmaktadır (basit eğilme durumu) (Şekil 2.3). Bir başka deyişle, üç noktalı eğilmede saf bir eğilme durumundan söz edilemez, ancak dört noktalı eğilmede salt eğilme hali söz konusudur. Eğilme deneylerinde sadece eğilme etkisi incelenmek isteniyorsa iki noktadan yüklemeli ikinci deney yöntemi daha sağlıklı sonuçlar vermektedir.

- Maksimum çekme gerilmesi, üç noktalı eğilme durumunda yükleme noktasının altındaki kesitte meydana gelirken, dört noktalı eğilme durumunda ise yükleme noktaları arasında kalan kiriş kesitleri üzerine eşit bir şekilde yayılmaktadır. Üç noktalı eğilmede, kayma gerilmeleri yükün etki ettiği dikey düzlem (kesme kuvveti işaret değişim noktası) dışında tüm kesitte mevcuttur; bu nedenle, sadece bu düzlemde salt çekme gerilmesi görülür. Dört noktalı eğilmede yüklerin etki ettiği iki nokta arasında (salt eğilme bölgesi) kayma gerilmeleri sıfırdır. Bu noktaların dışında ise tüm kesitlerde kayma gerilmeleri mevcuttur.
- Plastik ve çelik gibi homojen malzeme durumlarında en iyi sonuç veren yükleme durumu, üç noktalı eğilme düzeneğidir. Malzemenin kompozit veya ahşap gibi homojen olmaması durumunda ise dört noktalı yükleme durumu en iyi seçenektir.
- Dört noktalı eğilme durumunda kiriş gövdesi boyunca oluşan gerilme hacmi, üç noktalı eğilme durumunda oluşandan daha büyüktür. Bu şekilde gerilme hacminin geniş bir bölgeye yayılması, daha geniş bir alanı açığa çıkartarak eleman gövdesi boyunca mevcut kusurları tespit etme olasılığını artırmaktadır. Bu nedenle, tasarım ve değerlendirme aşamasında daha gerçekçi sonuçlar elde etmek isteniyorsa dört noktalı eğilme durumunun daha güvenilir olduğu söylenebilir. Üç noktalı eğilme durumunda ise oluşan gerilme hacmi daha küçüktür ve yükleme noktasının altında yoğunlaşmaktadır. Bu nedenle, üç noktalı eğilme durumunda oluşan lokal gerilme yığılımları ile bölgesel analizler yapmak daha mümkün olmaktadır.
- Sayısal olarak aynı numunelerin eğilme dayanımları, üç noktalı eğilme düzeneği etkisi altında daha düşük çıkmaktadır. Bu nedenle, tasarım açısından üç noktalı yükleme durumu daha konservatif sonuçlar vermektedir.

Bu tez kapsamında, analitik, sayısal ve deneysel çalışmalar süresince IPN140 (orta geniş başlıklı I profili) kesitine sahip kirişler, basit mesnet sınır koşullarında, 1200 mm'lik bir serbest açıklıkta uygulanan değişken-tekrarlı yorulma yüklemesi etkisi altında test edilmiştir. Yukarıda ifade edilen kriterleri ortaya koyabilmek amacıyla yorulma yükü, hem üç hem de dört noktalı test düzenekleri vasıtasıyla uygulanmış ve sonuçlar karşılaştırmalı olarak gerekli bölümlerde verilmiştir. Dört noktalı eğilme durumunda yük, aralarındaki mesafe 400 mm (sabit moment bölgesi) ve açıklık ortasına göre simetrik olan iki noktadan bir dağıtma kirişi aracılığıyla ana kirişe eşit miktarda uygulanmıştır (Şekil 2.4).





Şekil 2.4. Tez çalışması kapsamında kullanılan iki farklı yükleme şekli

### **2.2.3. Değişken-Tekrarlı Yükün Sınır Değerlerinin ve Genel Yapısının Belirlenmesi**

Metalik makine ve yapı elemanları gerçek hayatta genellikle çok karmaşık yük döngülerine maruz kalmaktadır. Yani, yük periyodik olmamakla beraber aynı zamanda yorulma davranışını kontrol eden yük genliğinin, çevrimin başında ve sonunda aynı değere sahip olmadığı görülmektedir. Malzemenin göstermiş olduğu davranışın büyük ölçüde dış yüke bağlı olduğu düşünüldüğünde, bu şekilde bir yükleme etkisi altında yorulma davranışını doğru bir şekilde tanımlayabilmek periyodik bir yüklemede olduğu kadar kolay olmamaktadır. Bu nedenle, parça ve eleman bazında yapılan yük kontrollü yorulma analizlerinde genellikle periyodik yükler kullanılmaktadır. Bu tez çalışması kapsamında dolayı değişken-tekralı yük olarak yük oranı 0,1 olan değişken yorulma yüklemesi tercih edilmiştir. Bu yükleme durumunu karakterize eden bir takım parametreler aşağıda takip eden bölümlerde sırasıyla belirlenmiştir.

#### **2.2.3.1. Değişken-Tekrarlı Yükün En Büyük Değerinin Belirlenmesi**

Tez çalışmasındaki temel amacımız, çelik kirişin yorulma etkisine karşı göstermiş olduğu davranışı belirleyebilmektir. Fakat hem üç hem de dört noktalı eğilme yüklemeleri etkisi altında kirişin kesitlerinde farklı gerilme durumları dolayısıyla da farklı zorlamalar meydana gelmektedir. Kirişin yorulma davranışını net bir şekilde ortaya koyabilmek için bu farklı etkilerin altında kirişin taşıma gücünü yitirmemesi gerekmektedir. Bu nedenle, bu etkiler altında oluşan gerilmelerin kritik seviyelerde olup olmadığını kontrol etmek amacıyla çeşitli denetimler yapılmıştır.

Eğilmeye çalışan elemanlar (kirişler) dört farklı kritik durum için denetime tabi tutulurlar. Bunlar;

- Gerilme denetimi
- Sehim denetimi
- Yanal burkulma (stabilite) denetimi
- Yorulma denetimi

Kirişlerin yorulma davranışını doğru bir şekilde belirleyebilmek için yukarıda verilen ilk üç durumun kirişin davranışı üzerinde herhangi bir olumsuz etkisinin olmaması

gerekmektedir. Bu nedenle, bu üç durum için emniyetli tarafta kalan yük, kirişlere uygulanacak değişken-tekrarlı yüklemenin en büyük değerini oluşturacaktır.

Gerekli denetimlerinin yapılmasında statik açıdan daha elverişsiz sonuçlar veren üç noktalı eğilme yükleme durumu dikkate alınmıştır.

### 2.2.3.1.1. Gerilme Denetimi

Gerilme denetimi ile normal, kayma ve eş değer (von Mises) gerilmelerinin TS648'te verilen emniyet gerilmelerine göre kıyasla ayrı ayrı tahkikleri yapılmaktadır.

$$\text{Kesitte oluşan kayma gerilmesi: } \tau_{xz} = \frac{T_z S_y}{I_y b(z)}$$

Burada;

$\tau_{xz}$ : En kesit üzerinde tarafsız eksenden z kadar mesafeye etkiyen kayma gerilmesi

$T_z$ : En kesite etkiyen kesme kuvveti

$S_y$ : Kayma gerilmesinin bulunmak istenen noktanın üstünde kalan alanın tarafsız eksene göre statik momenti

$I_y$ : Tarafsız eksene göre atalet momenti

$b(z)$ : Kayma gerilmesi değeri bulunması istenen noktadaki kiriş genişliğidir.

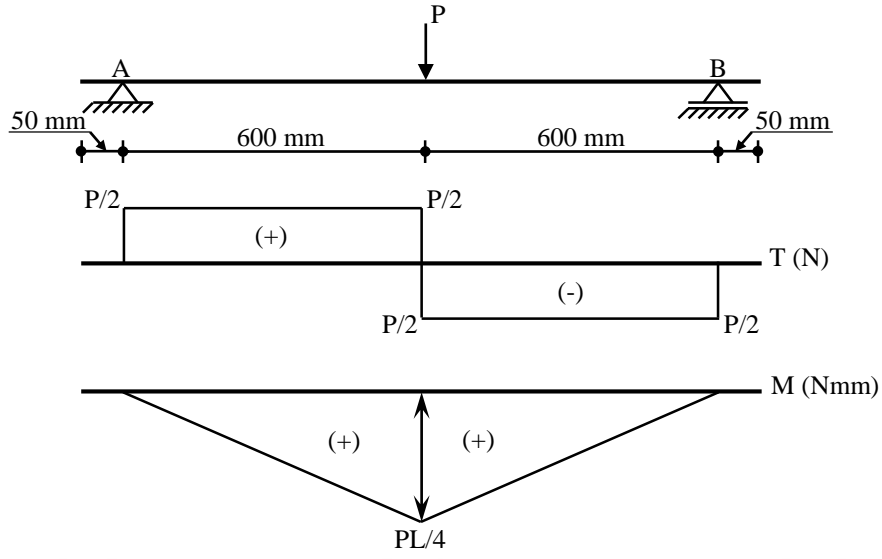
$$\text{Kesitte oluşan normal gerilme: } \sigma_z = \frac{M}{I_y} z$$

Burada;

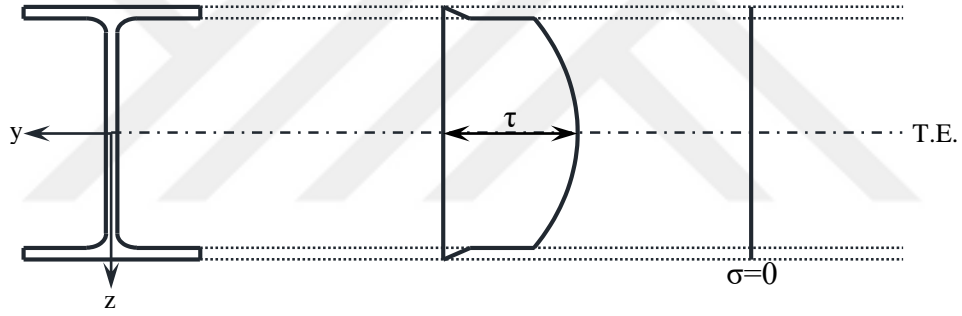
$\sigma_z$ : En kesit üzerinde tarafsız eksenden z kadar mesafeye etkiyen normal gerilme

$M$ : En kesite etkiyen eğilme momenti

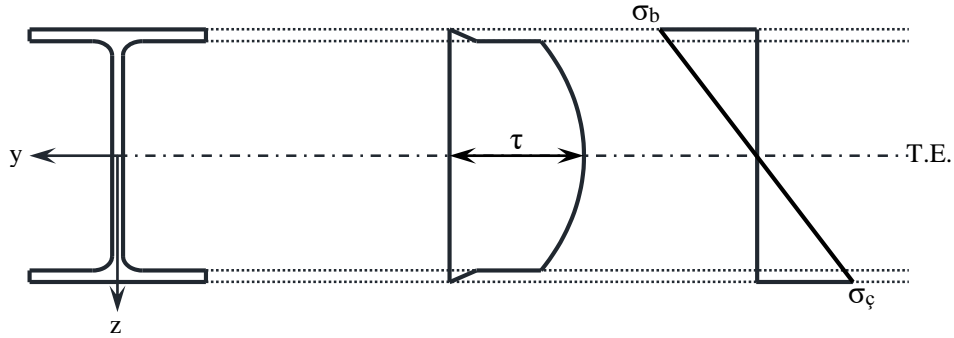
$z$ : Normal gerilme değeri bulunması istenen noktanın tarafsız eksene olan uzaklığıdır.



Mevcut yükleme altında çelik kirişin mesnetlerinde oluşan gerilme durumu;



Mevcut yükleme altında çelik kirişin açıklığının ortasında oluşan gerilme durumu;



$$\tau_{xz} = \frac{T_z S_y}{I_y b(z)} \leq \tau_{em} = \frac{(P/2) \times 44900}{5730000 \times 5,7} \leq 83,1 \Rightarrow P \leq 120896,619 \text{ N}$$

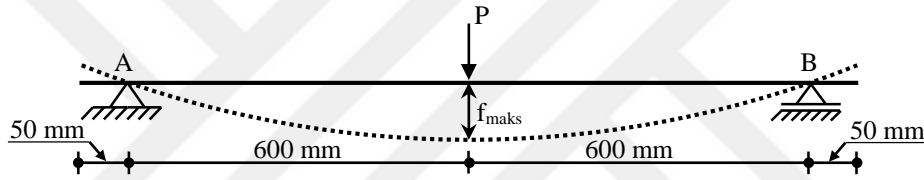
$$\sigma_z = \frac{M}{I_y} z = \frac{(P \times 300)}{5730000} \times 70 \leq 144 \Rightarrow P \leq 39291,429 \text{ N}$$

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_c^2 + 3\tau^2} = \sqrt{(0,00366P)^2 + 3 \times (0,000687P)^2} \leq 176,25 \Rightarrow P \leq 45796,206 \text{ N}$$

### 2.2.3.1.2. Sehim Denetimi

Dikkate alınan yük etkisi nedeniyle, eğilmeye maruz kalan bir yapı elemanının eğilme göstermeden önceki çubuk eksen durumu ile elastik eğri durumu arasındaki deformasyon miktarı sehim olarak adlandırılır.

Sehim denetimi ile kirişte meydana gelen en büyük yer değiştirmenin, TS648’te yer alan izin verilebilir yer değiştirme miktarı ile kıyaslanması yapılarak sehim açısından kirişin emniyetli olup olmadığı belirlenmektedir.



$$f_{\text{maks}} = \frac{PL^3}{48EI_y} = \frac{P \times 1200^3}{48 \times 210000 \times 5730000} = 2,992 \times 10^{-5} P$$

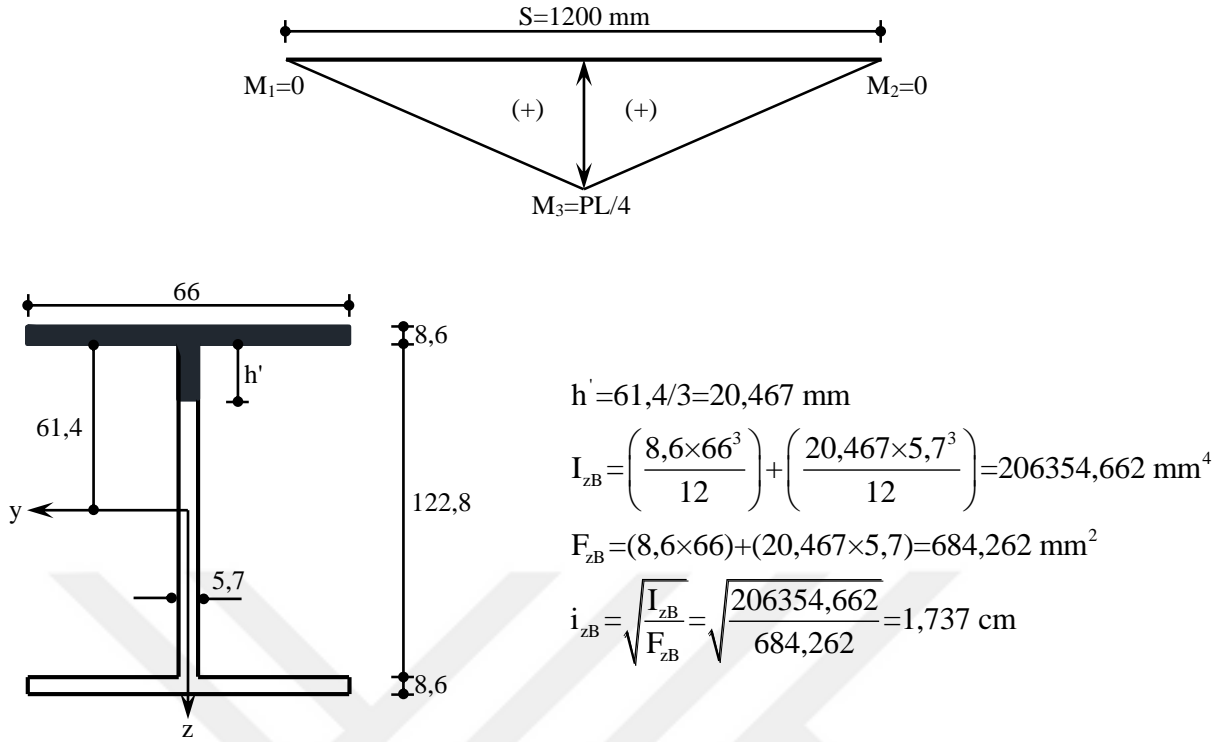
$$f_{\text{em}} = \frac{L}{300} = \frac{1200}{300} = 4 \text{ mm}$$

$$f_{\text{maks}} \leq f_{\text{em}} = 2,992 \times 10^{-5} P \leq 4 \Rightarrow P \leq 133689,840 \text{ N}$$

### 2.2.3.1.3. Stabilité Denetimi (Yanal Burkulma Denetimi)

Yanal burkulma, kirişin basınç başlığının stabilitesini yitirip yana doğru yer değiştirmesidir. Yanal burkulma olmaması için basınç başlığında oluşan normal gerilmenin, yanal burkulma emniyet gerilmesinden küçük olması gerekmektedir.

Mevcut yükleme altında kiriş eğilme etkisi altındadır. Bu yüzden, normal gerilme açısından kesitte hem çekme hem de basınç gerilmeleri oluşmaktadır. Oluşan basınç gerilmelerinin yanal burkulmaya neden olup olmadığı TS648’de verilen bağıntılar yardımıyla aşağıdaki şekilde belirlenmiştir.



İndirgeme katsayısı,  $C_b=1$  (Özel durum: Uç momentlerinden daha büyük bir momentin açıklıkta oluşması durumu)

$$\frac{S}{i_{zB}} \stackrel{?}{\geq} \sqrt{\frac{30000000C_b}{\sigma_a}} = \sqrt{\frac{30000000 \times 1}{2350}} = 112,987$$

$$\frac{120}{1,737} = 69,085 < 112,987$$

$$\sigma_B = \left[ \frac{2}{3} - \frac{\sigma_a (S/i_{yB})^2}{90000000C_b} \right] \sigma_a \leq 0,60 \sigma_a = \left[ \frac{2}{3} - \frac{2350 \times (120/1,737)^2}{90000000 \times 1} \right] \times 2350 \leq 0,60 \times 2350$$

$$= 1273,809 \text{ kg/cm}^2 < 1410 \text{ kg/cm}^2 \Rightarrow \sigma_B \cong 1275 \text{ kg/cm}^2 = 127,5 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_\zeta = \frac{M}{I_y} z = \frac{(P \times 300)}{5730000} \times 70 \leq 127,5 \Rightarrow P \leq 34789,286 \text{ N}$$

Tablo 2.2. Farklı denetim koşulları altında kirişin statik açıdan taşıyabileceği en büyük yük değerleri

	Gerilme Denetimi			Sehim Denetimi	Stabilite Denetimi
	Normal Gerilme	Kayma Gerilmesi	Eşdeğer Gerilme		
<b>Üç Noktalı Eğilme</b>	39291,429	120896,619	45796,206	133689,840	<b>34789,286</b>
<b>Dört Noktalı Eğilme</b>	58937,143	120896,619	64853,824	≈133689,840	52183,929

*Birimler N'dur.*

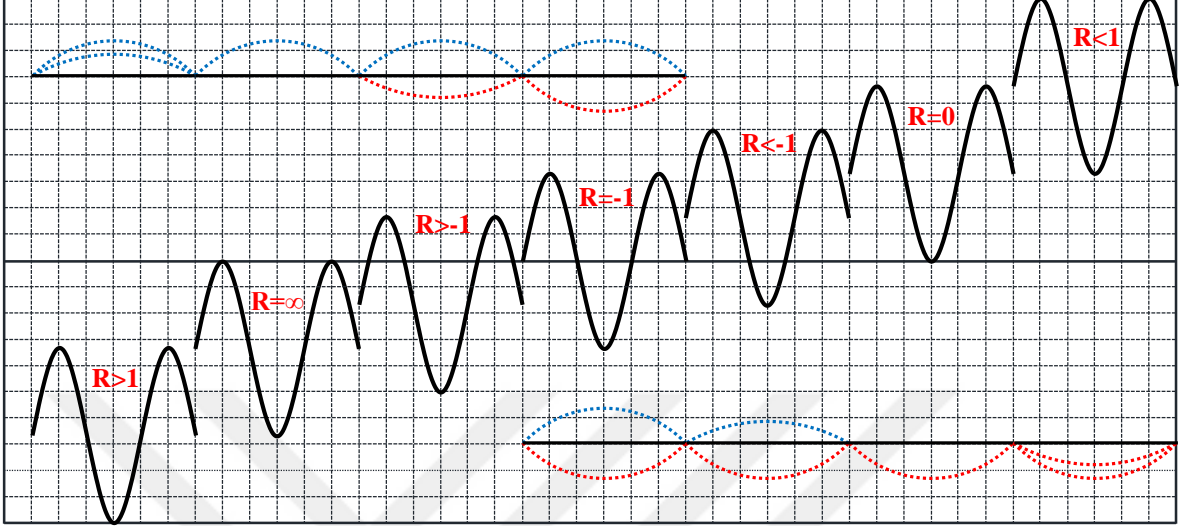
Yukarıda yapılan hesaplar doğrultusunda, IPN140 kesitli çelik kirişi statik açıdan riskli duruma düşürmeyecek en büyük yük değeri; 34789,286 N olarak elde edilmiştir. Daha ilk yük çevriminde kirişin stabilite kaybına uğramaması için değişken-tekrarlı yükün en büyük genlik değerinin bu değerden daha küçük olması gerekmektedir. Bu amaç doğrultusunda, en büyük genlik değeri, en büyük statik yük değerinin yaklaşık olarak %60'ına tekabül eden 20000 N olarak belirlenmiştir. Bu yüzdeler ifade literatürde genellikle %75 olarak dikkate alınmaktadır. Bu tez çalışmasında kullanılan çentik derinliğinin gövdeye kadar uzanması nedeniyle en büyük genlik değerini daha düşük seviyelerde tutmak amacıyla bu oran %60 olarak dikkate alınmıştır.

### 2.2.3.2. Değişken-Tekrarlı Yükün En Küçük Değerinin Belirlenmesi

Değişken-tekrarlı yükün en küçük değerinin belirlenmesinde, yük oranı adı (R oranı) verilen bir oran kullanılmaktadır. Yükleme eğrisindeki en büyük yük değerinin en küçük yük değerine oranını ifade eden bu oran, Şekil 2.5'de görüldüğü gibi aynı zamanda yorulma yükünün genel yapısını da belirlemektedir. Değişken-tekrarlı yükler farklı R oranlarına bağlı olarak aşağıdaki şekilde sınıflandırılmaktadır;

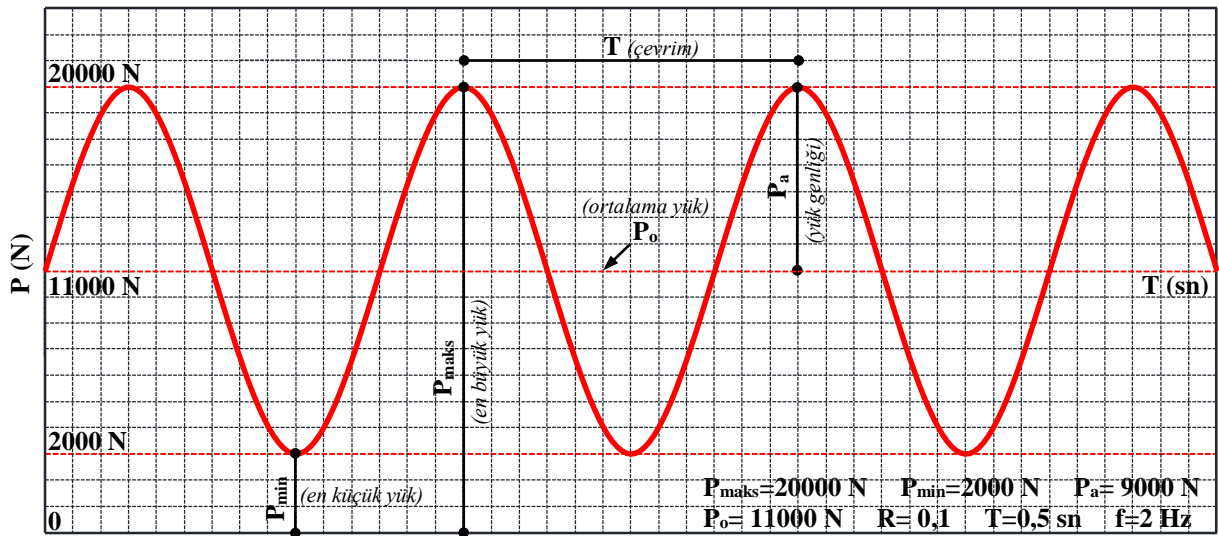
- $R > 1$ : Genel değişken-tekrarlı yük (basınç-basınç)
- $R = \infty$ : Titreşimli değişken-tekrarlı yük (bas bırak-bas bırak)
- $R > -1$ : Değişken-tekrarlı yük (çek bas-çek bas (basınç>çekme))
- $R = -1$ : Tam değişken-tekrarlı yük (çek bas-çek bas (çekme=basınç))
- $R < -1$ : Değişken-tekrarlı yük (çek bas-çek bas (çekme>basınç))

- $R=0$ : Titreşimli değişken-tekerrarlı yük (çek bırak-çek bırak)
- $R<1$ : Genel değişken-tekerrarlı yük (çekme-çekme)



Şekil 2.5. Farklı R oranlarına sahip periyodik yükler ve kırışte oluşturdıkları farklı davranış modelleri

Bu çalışmada, yorulma yükü olarak 0,1 değerindeki yük oranına sahip genel değişken-tekerrarlı yük modeli tercih edilmiştir. Bu yük modeli, parça ve eleman bazında yapılan yorulma analizlerinde sıklıkla kullanılmaktadır. Yük oranının 0,1 olarak dikkate alınmasıyla değişken-tekerrarlı yükün en küçük değeri 2000 N olarak hesaplanmıştır. Dikkate alınan yükün sınır değerleri ve genel yapısı Şekil 2.6'da verilmiştir.



Şekil 2.6. Bu çalışmada dikkate alınan yorulma yükünün sınır değerleri ve genel yapısı



#### 2.2.4. Uygun Çentik Geometrisinin Belirlenmesi

Çelik kirişlerde oluşabilecek yorulma hasarlarının değerlendirilmesi ve onarım ve/veya güçlendirilmesine yönelik yapılan laboratuvar ölçekli çalışmalarda, değişken-tekrarlı yüklerin ve çevresel faktörlerin neden olduğu gerçek hasarı veya geçmiş hizmet ömrünü deney numuneleri üzerine yansıtabilmek için açıklık ortasında veya herhangi bir kesitte yapay çentikler oluşturulmaktadır. Çentikler bu etkiyi, gerilme yığılmaları oluşturarak, ani gerilme değişimlerine neden olarak, artık gerilmelere sebebiyet vererek, bölgesel akmalara neden olarak, çatlakların oluşumunu ve ilerleyişini hızlandırarak sağlamaktadır. En genel halde çentik terimi, malzemedeki herhangi bir süreksizliği veya elemandaki kesit değişimini ifade etmek için kullanılmaktadır. Çentik kavramı, çok sayıda akademik çalışmalarda farklı boyutlarda ele alınması ve ilgili birçok uluslararası yönetmeliklere de girmiş olması nedeniyle metal yorulması alanındaki çalışmalar için genel-geçer bir özellik kazanmıştır.

Geçmiş yıllarda yapılan benzer çalışmalarda genellikle iki farklı tip yapay çentik tercih edilmiştir. Bunlardan ilki, kirişin çekme başlığının orta açıklığında yapay olarak oluşturulan, başlığın bir kısmını kapsayan tek taraflı veya çift taraflı çentiklerdir. İkinci tip çentik ise çekme başlığının tamamını ve gövdenin de belirli bir kısmını içeren yapay çentiklerdir. Bu çalışmada dikkate alınan çentik, ikinci tip çentik sınıfına girmektedir. Bu tip bir çentiğin tercih edilmesinde etkili olan temel parametreler aşağıda verilmiştir;

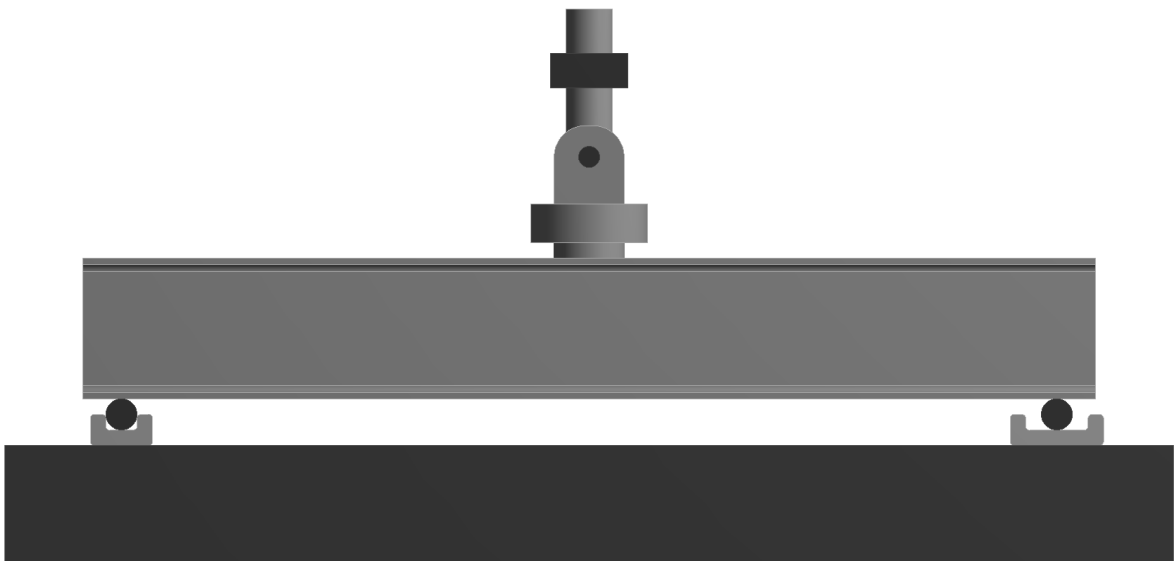
- Bu tez çalışmasının temel hedeflerinden birisi, KFTP malzeme ile kiriş ara yüzeyinde meydana gelen ayrılma hasarının giderilmesine yönelik yeni bir güçlendirme uygulamasının ortaya konulmasıdır. Bu ayrılma hasarının oluşabilmesi ve net bir şekilde fark edilebilmesi için ara yüzeyde oluşan gerilme ve şekil değiştirme şiddetlerinin yüksek seviyede olması gerekmektedir. Bu tür çentiğin neden olduğu şiddetli gerilme yığılması ve yüksek bölgesel plastisite, bu tip bir çentiğin tercih edilmesine neden olmuştur.
- Bu tez çalışmasının temel hedeflerinden birisi, yapılan güçlendirme uygulamaları öncesi ve sonrası hasarlı kirişlerin dinamik karakteristiklerinde meydana gelen değişimleri net bir şekilde ortaya koymaktır. Hasarsız-hasarlı ve hasarlı-onarılmış ve/veya güçlendirilmiş kirişlerin dinamik davranışlarını karakterize eden dinamik karakteristikler arasındaki farkların net bir şekilde gözlemlenebilmesi amacıyla bu tip bir çentik geometrisi tercih edilmiştir.

- İlk yorulma çatlağının yüksek ihtimalle oluşabileceği kirişin kritik kesitinin kritik lifinde yüksek bir gerilme yığılması oluşturarak hem değişken-tekrarlı yükler etkisi altında çekirdeklenen yorulma çatlağının gövde boyunca ilerleyişini net bir şekilde gözlemleyebilmek hem de hasara daha küçük yük çevrim sayılarında ulaşabilmek amacıyla bu tip bir çentik tercih edilmiştir. Böylece, hem zamandan tasarruf sağlanmış hem de belirli sınır değerlere kadar çevrimsel yük uygulama özelliğine sahip yorulma test cihazları optimum şekilde kullanılmıştır.

Uygun çentik geometrisinin belirlenmesi için geçmiş yıllarda yapılmış benzer çalışmalarda kullanılan çentik geometrileri dikkate alınmıştır. Çalışma süresince, bir adet kontrol numunesi (çentiksiz), altı adet ikinci tip çentikli kiriş (Tip A-F: Başlık-gövde çentiği) ve bir adet bu tez çalışmasında dikkate alınan çentiğin oluşturulduğu kiriş (Tip G: Başlık-gövde çentiği) olmak üzere toplam sekiz adet kiriş üzerinde analitik ve sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Yukarıda ifade edilen bilgiler doğrultusunda seçilen çentik geometrisinin uygunluğu, elde edilen sonuçların birbirleriyle karşılaştırılmaları sonucunda belirlenmiştir. Yürütülen çalışmalar, aşağıda takip eden bölümlerde sırasıyla verilmiştir.

#### 2.2.4.1. Çentiksiz (Hasarsız) Kiriş: Kontrol Numunesi

Kontrol numunesine ait sayısal model Şekil 2.7’de görülmektedir.



(Sayısal model)

Şekil 2.7. Çentiksiz (hasarsız) kiriş: Kontrol numunesi

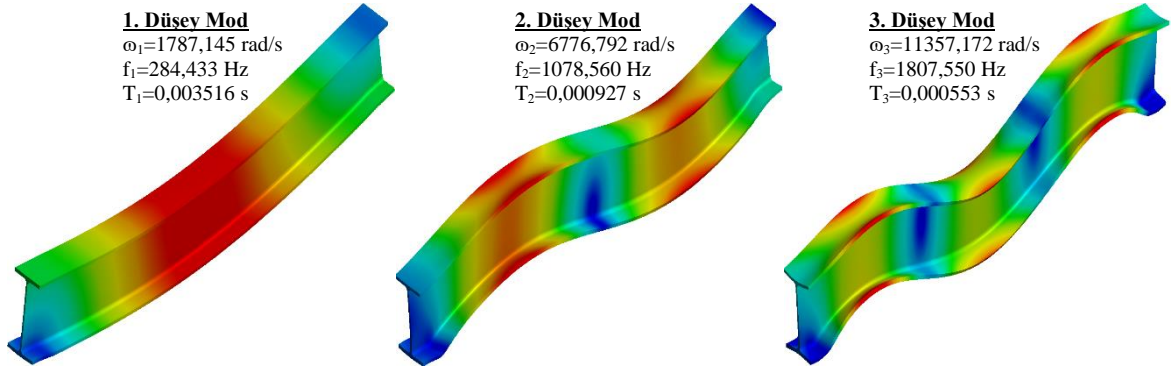
### 2.2.4.1.1. Kontrol Numunesinin Dinamik Davranışı

Kirişler üzerinde oluşturulan yapay çentiklerin, üstelik derinliği gövdeye kadar ulaşan çentiklerin, elemanın yorulma ömrünü gözle görülür derecede azaltacağı bilinen bir gerçektir. Fakat bu çalışmada, yorulma davranışının yanında dinamik davranışlar da incelenmiştir. Dinamik davranış açısından çentiksiz-çentikli, çentiksiz-güçlendirilmiş veya çentikli-güçlendirilmiş kirişlere ait dinamik karakteristikler arasındaki farkın net bir şekilde görülebilmesi için yorulma davranışı için seçilen çentik boyutları yeterli olmayabilir. Bu nedenle, dinamik davranış açısından uygun çentik geometrisinin belirlenmesi için geçmiş yıllarda yapılmış benzer çalışmalarda kullanılan çentik geometrileri dikkate alınarak karşılaştırmalı sayısal bir çalışma yapılmıştır.

Kirişlerin dinamik karakteristiklerinin sayısal yaklaşımla belirlenmesinde ANSYS Workbench 18.0 sonlu elemanlar paket programı kullanılmıştır. Kirişlerin geometrik özellikleri, matematik modelleri, malzeme özellikleri ve sınır şartları dikkate alınarak oluşturulan sayısal modeller üzerinde serbest titreşim analizleri gerçekleştirilerek dinamik karakteristikler elde edilmiştir. Bu aşamalarda herhangi bir hatanın olup olmadığını tespit edebilmek amacıyla, kontrol numunesine ait sayısal dinamik karakteristikler, analitik yöntemlerle elde edilen teorik sonuçlarla karşılaştırılmış ve yöntemlere bağlı olarak oluşan farklılıkların kabul edilebilir seviyelerde olduğu görülerek modelin doğruluğu ortaya konulmuştur (Tablo 2.3). Takip eden bölümlerde diğer numuneler üzerinde yapılan sayısal modal analizler, doğruluğu ispat edilmiş bu model üzerinden gerçekleştirilmiştir.

Tablo 2.3. Kontrol numunesine ait sayısal ve analitik dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

Dinamik Karakteristikler	Mod	ANSYS Workbench	SAP2000	Transfer Matrisi Metodu	Elastik Stabilité Teorisi
$\omega$ (rad/s)	1	1787,145	1961,736	1182,294	1771,001
	2	6776,792	7054,742	6761,501	7084,004
	3	11357,172	12890,495	12261,246	15939,009
f (Hz)	1	284,433	312,220	188,168	281,864
	2	1078,560	1122,797	1076,126	1127,454
	3	1807,550	2051,586	1951,438	2536,772
T (s)	1	0,003516	0,003203	0,005314	0,003548
	2	0,000927	0,000891	0,000929	0,000887
	3	0,000553	0,000487	0,000512	0,000394



Şekil 2.8. Kontrol numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler

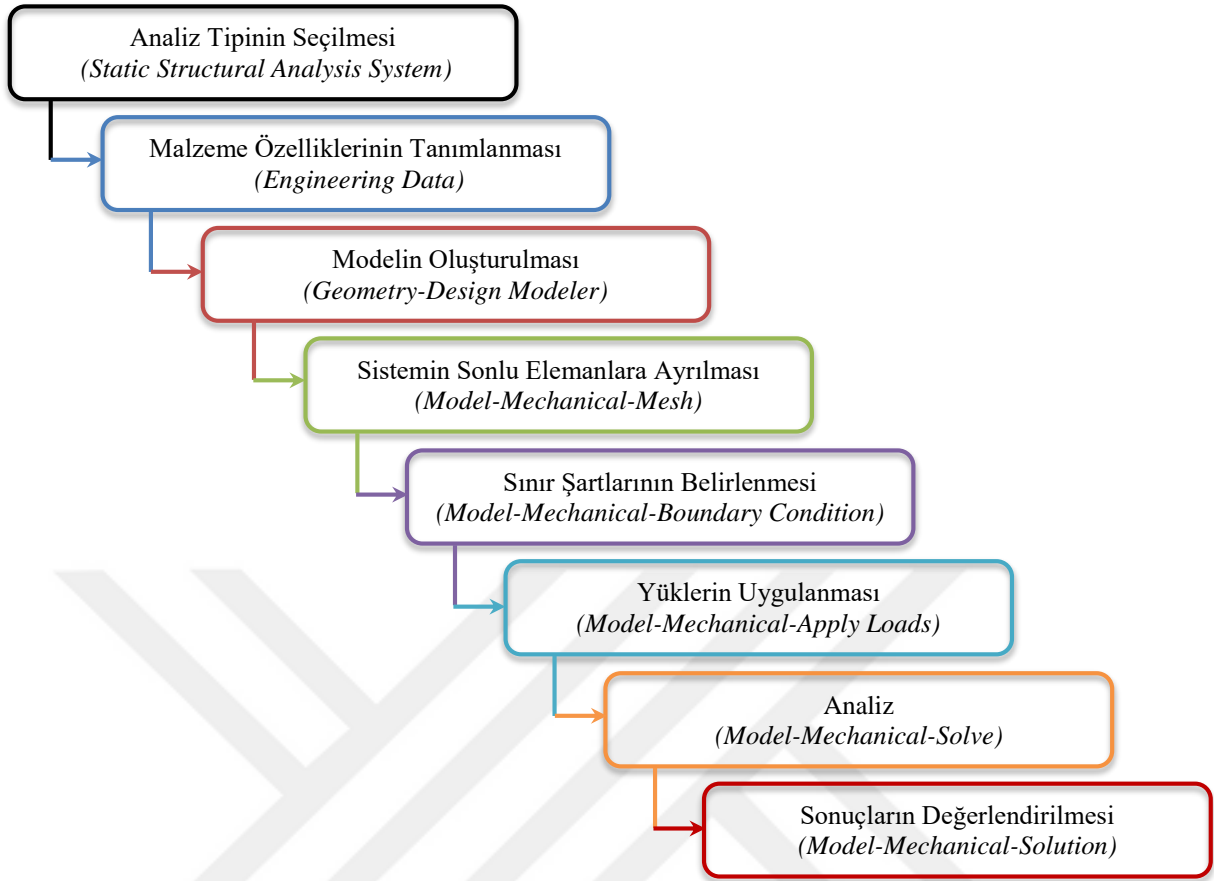
#### 2.2.4.1.2. Kontrol Numunesinin Yorulma Davranışı

Kontrol numunesinin yorulma davranışı, analitik ve sayısal yöntemler kullanılarak belirlenmiştir. Her iki yöntem içerisinde izlenen adımlar aşağıda ilgili bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.

##### 2.2.4.1.2.1. Yorulma Davranışının Sayısal Yöntemlerle Belirlenmesi

Kirişlerin yorulma davranışlarının sayısal yaklaşımla belirlenmesinde ANSYS Workbench 18.0 sonlu elemanlar paket programı kullanılmıştır. Analizler sonucunda yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı gibi elemanın yorulma durumunu ifade eden çeşitli karakteristik özellikler elde edilmiştir. Bu özellikler dikkate alınarak yorulma davranışı tanımlanmıştır.

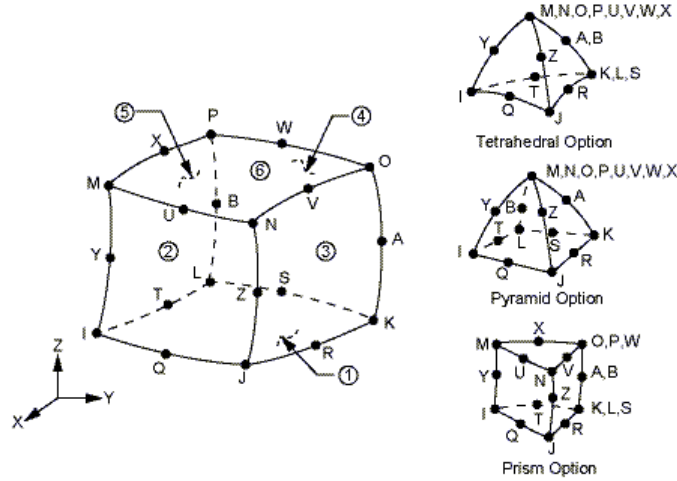
ANSYS Workbench’de yorulma analizi yapmadan önce etki eden yükü, statik yük şeklinde dikkate alarak statik analiz gerçekleştirilmektedir. Böylece, elemanda oluşan gerilme dağılımı ve gerilme yığılmalarının oluşabileceği kritik bölgeler (yorulma çatlaklarının muhtemelen oluşabileceği bölgeler) belirlenmektedir. Bunun yanında, bir yükün tekrarlı olarak etkimesinin statik olarak etkimesine göre yapı elemanı üzerinde oluşturacağı etki analizler sonucunda net bir şekilde görülmektedir. ANSYS Workbench’de statik analiz yapımında izlenen adımlar Şekil 2.9’da verilmiştir;



Şekil 2.9. ANSYS Workbench ile statik analiz yapımında izlenen adımlar

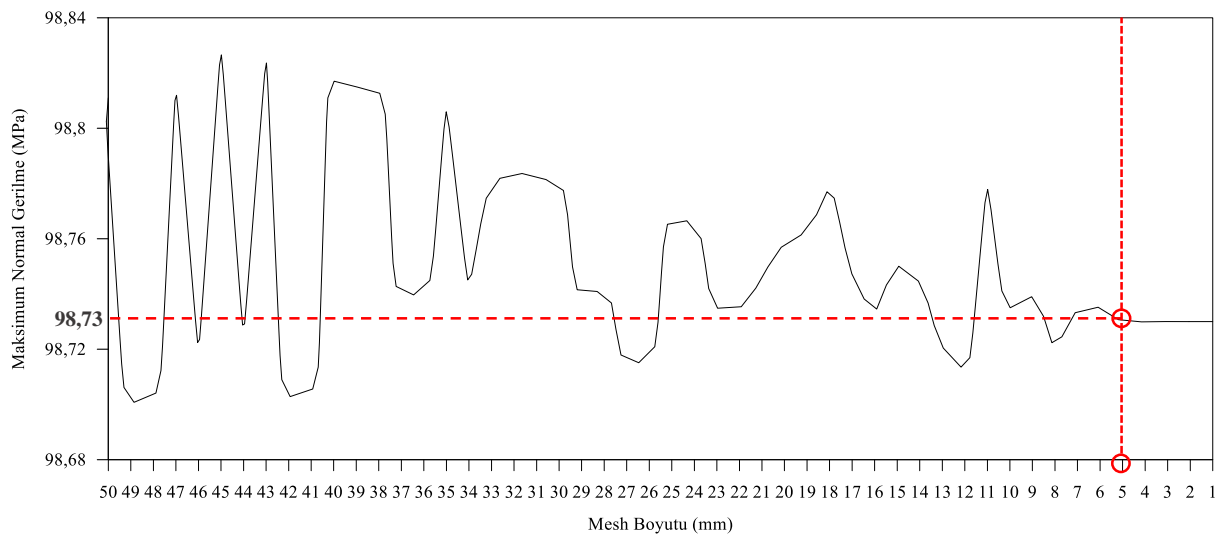
ANSYS Workbench ile yapılacak analizler için gerekli olan modeli oluşturmanın farklı yolları vardır. Workbench kendi ölçütündeki yazılımlara göre çok gelişmiş bir tasarım modülüne sahip olmasına rağmen, özellikle karmaşık sistemleri tasarlamada CAD programlarına nazaran çok fazla tercih edilmemektedir. Workbench'in sağladığı en büyük kolaylıklardan biri diğer CAD programları ile olan entegrasyonudur. Yani, farklı bir tasarım programı ile modellenen sistem Workbench ortamına aktarılabilir. Bu tez çalışmasında dikkate alınan kontrol numunesi ilk olarak SolidWorks programı ile modellenmiş, daha sonra Workbench ortamına aktarılmıştır.

Kontrol numunesinin sonlu elemanlar modelinin mesh işlemi “Hex Dominant-Quad/Tri” yöntemi ile gerçekleştirilmiştir. Analizde, ANSYS eleman kütüphanesinden üç boyutlu, 20 düğüm noktalı ve her bir düğüm noktasında x, y ve z yönlerinde 6 serbestlik derecesine sahip SOLID186 elemanı kullanılmıştır. Elemanın geometrisi, düğüm noktalarının yerleri ve eleman koordinat sistemi Şekil 2.10’da görülmektedir.



Şekil 2.10. SOLID186 sonlu elemanına ait karakteristik özellikler

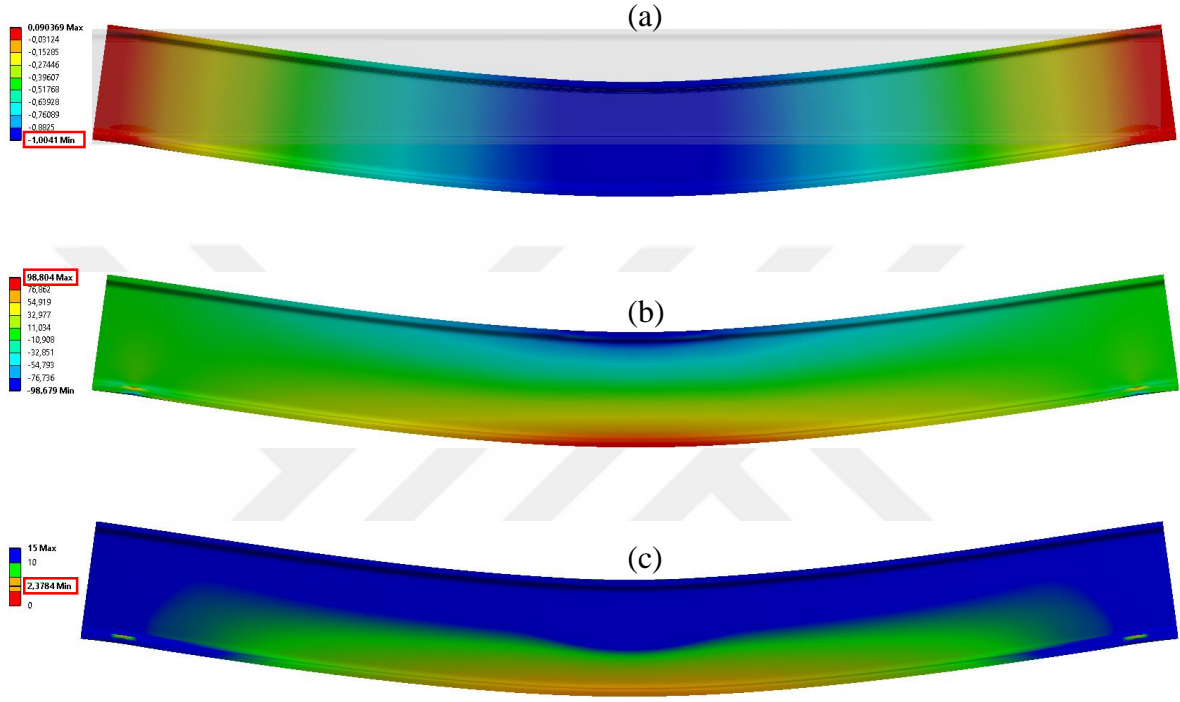
Mesh üretimi, fiziksel bir tanım aralığını daha küçük tanım aralıklarına (elemanlara) bölme işlemi olarak tanımlanabilir. Burada amaç bir diferansiyel denklemin çözümünü kolaylaştırmaktır. Bundan dolayı sonlu elemanlar yönteminde elde edilecek sonuçların yaklaşım doğruluğu, ağ içerisinde kullanılan eleman tipine ve eleman sayısına bağlıdır. Bu çalışmada, sonlu elemanlar analizinde kullanılan mesh büyüklüğünün en uygun değerini belirleyebilmek için yakınsama analizi yapılmıştır. Yapılan yakınsama çalışmasında mesh hassasiyeti artırılarak en büyük normal gerilme değişimleri incelenmiş ve aşağıda verilen grafik elde edilmiştir.



Şekil 2.11. Mesh yakınsama analizi

Şekil 2.11’de görüldüğü üzere, 5 mm’lik mesh boyutundan sonra en büyük normal gerilme (çekme gerilmesi) değerlerinde kayda değer bir değişim olmamıştır. Dolayısıyla yakınsama analizi burada kesilerek mesh büyüklüğü (maksimum eleman boyu) 5 mm olarak belirlenmiştir.

Kontrol numunesinin statik analizi sonrasında aşağıda verilen sonuçlar elde edilmiştir.



Şekil 2.12. Kontrol numunesinin statik analiz sonuçları (a) yer değiştirmeler, (b) çekme gerilmesi dağılımı, (c) güvenlik katsayıları

Mevcut yükleme etkisi altında (20000 N) kontrol numunesinin statik analiz sonuçlarının değerlendirilmesinde üç adet parametre (yer değiştirme, çekme gerilmesi ve güvenlik katsayısı) dikkate alınmıştır. Bu parametrelere ait değerlerin numune gövdesi boyunca değişimi Şekil 2.12’de görülmektedir. Mevcut yükleme etkisi altında kontrol numunesinin orta noktasında meydana gelen en büyük yerdeğiştirme değeri 1,004 mm, en büyük çekme gerilmesi 98,804 MPa ve güvenlik katsayısı 2,378 olarak elde edilmiştir. En büyük çekme gerilmesinin numunenin orta kesitinin en alt lifinde meydana geldiği ve bu nedenle güvenlik katsayısının bu bölgede minimum değerde olduğu görülmektedir. Böylece elemanda oluşan gerilme dağılımına bağlı olarak yorulma çatlaklarının muhtemelen oluşabileceği bölgeler belirlenebilir. Çünkü değişken-tekrarlı yükler etkisi altında yorulma

çatlaklarının yüksek ihtimalle oluşabileceği yerler, çekme gerilmesinin en büyük değerini aldığı bu bölgeleridir.

Değişken-tekrarlı yüklerin etkisi altında malzemenin iç yapısında meydana gelen değişim sürecine yorulma ve elemanın hasara uğrayıncaya kadar dayandığı süreye yorulma ömrü adı verilmektedir. Elemanın yorulma ömrü genellikle yük çevrim sayısı ile tarif edilir. Birçok eleman, bu tür yükler etkisi altında başlangıçta çok iyi performans gösterebilir. Fakat belirli bir süre sonra yüklemenin tekrar sayısına bağlı olarak yorulma hasarına uğrayabilir ve işlevselliğini yitirebilir. Yorulma analizinin temel amacı, malzemenin ömrü süresince ne kadarlık bir yük tekrarına dayanabileceğini tahmin etmektir.

#### 2.2.4.1.2.1.1. Yorulma Analiz Girdileri

ANSYS Workbench’de yorulma analizi için gerekli olan veriler, Şekil 2.13’de görülen “Yorulma Aracı (*Fatigue Tool*)” sekmesi yardımıyla programa girilmektedir.

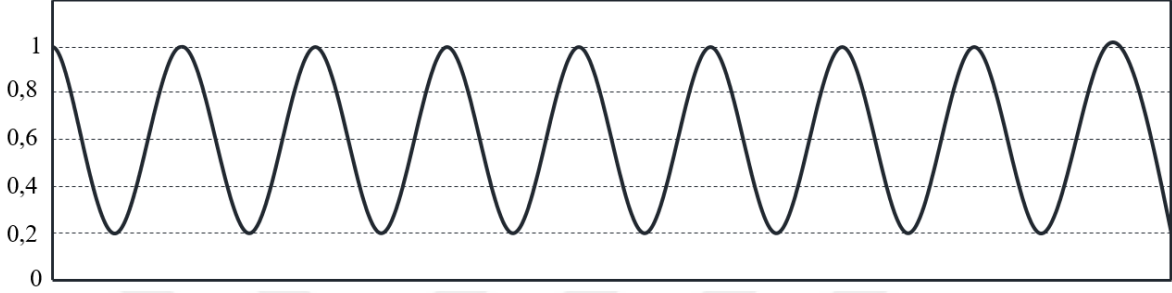
Domain Type	Time
<b>Materials</b>	
Fatigue Strength Factor (Kf)	0,64
<b>Loading</b>	
Type	Ratio
Loading Ratio	0,1
<input type="checkbox"/> Scale Factor	1,
<b>Definition</b>	
<input type="checkbox"/> Display Time	End Time
<b>Options</b>	
Analysis Type	Stress Life
Mean Stress Theory	Goodman
Stress Component	Max Principal
<b>Life Units</b>	
Units Name	cycles
1 cycle is equal to	1, cycles

Şekil 2.13. ANSYS Workbench yorulma analiz ayarları sekmesi

Yorulma dayanım katsayısı (Kf) (Fatigue Strength Factor), bir yapı elemanının hizmet koşullarındaki yorulma dayanımı ile aynı elemanın laboratuvar koşullarındaki yorulma dayanımı arasındaki farklılığa neden olan etkileri (yüzey durumu, boyut, yük, sıcaklık, güvenilirlik vb.) nicel olarak yansıtan katsayıdır. Bu çalışmada, Marin Katsayıları yardımıyla hesaplanan bu değer, 0,64 olarak dikkate alınmıştır.



Yükleme tipi (*Loading Type*) olarak bu çalışmada, 0,1 değerindeki yük oranına sahip olan genel değişken-tekrarlı yük modeli tercih edilmiştir. Bu yük modeli, parça ve eleman bazında yapılan yorulma analizlerinde sıklıkla kullanılmaktadır. Yük oranının 0,1 olarak dikkate alınmasıyla değişken-tekrarlı yükün en büyük değeri 20000 N, en küçük değeri ise 2000 N olarak elde edilmiştir



Şekil 2.14. Genel değişken-tekrarlı yüklem durumu ( $R=0,1$ )

Bazı durumlarda, bir ölçek katsayısı (*Scale Factor*) yardımıyla hem gerilme genlikleri hem de ortalama gerilmeler ölçeklendirilebilir. Bu katsayının uygulanması ile herhangi bir modelin üzerinde farklı genliklere ve ortalama gerilme değerlerine sahip yüklem durumlarının etkilerini görebilmek için her defasında tekrar çözüm yapmaktan kurtulmak mümkündür. Bu çalışmada dikkate alınan yüklem durumunun ölçeklendirilmesine gerek duyulmamıştır. Bu nedenle, yük ölçek katsayısı olarak programa 1 değeri girilmiştir.

Yorulma ömrünün belirlenmesinde genel olarak üç ana yöntem kullanılmaktadır. Bunlar; gerilme-ömür yöntemi (*stress-life*), şekil değiştirme-ömür yöntemi (*strain-life*) ve kırılma mekaniği yöntemidir (*fracture mechanics*). ANSYS Workbench yorulma modülü, bunların ilk ikisini kullanıcılara sunmaktadır. Yapmış olduğumuz tez çalışmamızdaki temel amacımız, kontrol numunesinin değişken-tekrarlı yük etkisi altındaki toplam yorulma ömrünü gerilmeleri dikkate alarak belirlemektir. Bu nedenle, yorulma analiz tipi (*Analysis Type*) olarak gerilme-ömür yaklaşımı tercih edilmiştir.

Dikkate alınan yüklem tipi incelendiğinde ortalama gerilmenin sıfırdan farklı olduğu görülmektedir. Bu durumda, ortalama gerilme teorilerinden (*Mean Stress Theory*) herhangi birinin kullanılması gerekmektedir. ANSYS Workbench yorulma modülünün bize sunmuş olduğu Modifiyeli Goodman, Soderberg ve Gerber yorulma hasar kriterlerinden her biri kullanılarak yorulma davranışları belirlenmiş ve birbirleriyle karşılaştırılmıştır.

Gerilme-ömür yöntemi ile kontrol numunesinin yorulma ömrünün tahmininde gerilme bileşeni (*Stress Component*) olarak en büyük normal gerilme değerleri dikkate alınmıştır.

Metalik yapı ve makine elemanlarının yorulma ömürlerinin tahmininde genellikle yük çevrim sayısı (cycles) dikkate alınmaktadır. Bu çalışmada da yorulma ömrü birimi için yük çevrim sayısı tercih edilmiştir.

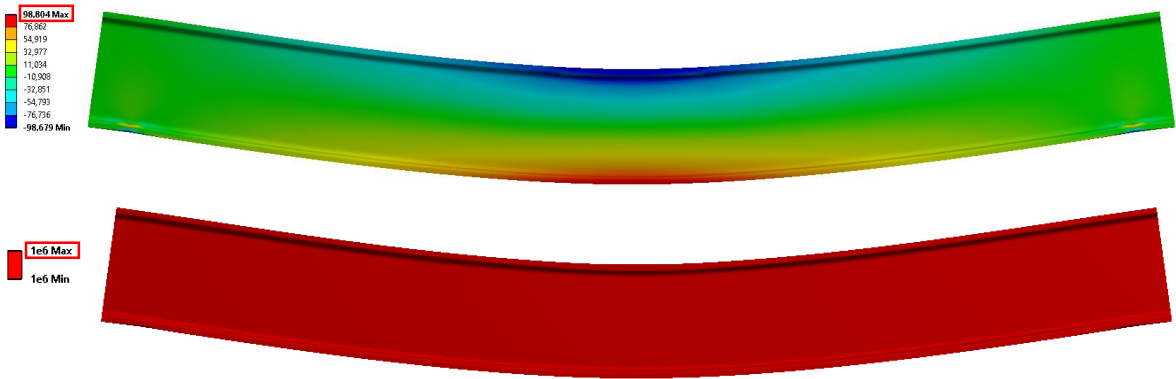
#### 2.2.4.1.2.1.2. Yorulma Analiz Çıktıları

Analiz girdilerinin belirlenmesinde olduğu gibi yapılan hesaplar ve elde edilen sonuçlar da yorulma analiz tipine (gerilme-ömür yöntemi, şekil değiştirme-ömür yöntemi ve kırılma mekaniği yöntemi) bağlı olarak değişmektedir. Elde edilen sonuçlar, bir kontur diyagramı üzerinden değerlendirilebileceği gibi model üzerinde en büyük hasarın olduğu lokal bir bölgeye ait bilgileri de içerebilir.

Bu tez çalışmasında, mevcut yükleme altında kontrol numunesinin yorulma davranışı aşağıda verilen parametreler dikkate alınarak belirlenmiştir.

#### 2.2.4.1.2.1.2.1. Yorulma Ömrü

Metalik yapı ve makine elemanının hasara uğrayıncaya kadar maruz kalacağı yük çevrim sayısını ifade eden yorulma ömrü, tüm model üzerinden belirlenebileceği gibi herhangi bir parça, yüzey, kenar ve köşe noktasına ait kontur diyagramlarından yola çıkılarak da belirlenebilir. Kontur diyagramlarının üzerinde farenin sağ tuşuna basılarak sonuçlar bir dosya halinde yazdırılabilir.



Şekil 2.15. Yorulma ömür sonuçları

Tasarım aşamasında, çeliğin sonsuz yorulma ömrü (tasarım ömrü) genellikle 106 olarak kabul edilmektedir. Yukarıda verilen kontur diyagramları incelendiğinde mevcut yükleme etkisi altında kontrol numunesinin kritik kesitinin kritik lifinde oluşan en büyük normal gerilme değeri 98,804 MPa'dır. Bu gerilmenin tekrarlı olarak etkimesi sonucunda numunenin 106 çevrimden daha büyük bir çevrimde hasara uğradığı görülmektedir. Kontrol numunesinin yorulma ömrü, numune için uygun görülen tasarım ömründen daha büyük olduğu için yorulma ömrü sonsuz olarak kabul edilebilir. Her üç yorulma hasar kriteri için de aynı sonuçlar bulunmuştur.

#### 2.2.4.1.2.1.2.2. Yorulma Hasar Oranı

Yorulma hasarı, tasarım ömrünün yorulma ömrüne oranı şeklinde tanımlanmaktadır. Tasarım ömrü, elemandan beklenen performansa bağlı olarak belirlenmektedir. Yorulma hasar sonuçları kontur diyagramı şeklinde elde edilmektedir. Diyagram üzerindeki birden büyük değerler tasarım ömrüne ulaşılardan hasara uğrayacak bölgeleri göstermektedir.

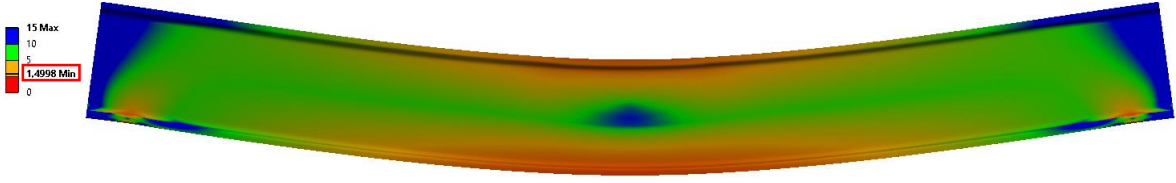


Şekil 2.16. Yorulma hasar oranı sonuçları

Bu tez çalışmasında, kontrol numunesinin tasarım yorulma ömrü  $10^6$  çevrim olarak dikkate alınmıştır. Bir önceki bölümde, numunenin yorulma ömrü tasarım ömrüne eşit olarak hesaplanmıştır. Bu nedenle, kiriş gövdesi boyunca yorulma hasarı 1 olarak elde edilmiştir.

#### 2.2.4.1.2.1.2.3. Yorulma Güvenlik Katsayısı

Yorulma güvenlik katsayısı, elemanın değişken-tekrarlı yükler altındaki güvenilirliği hakkında bilgi vermektedir. Yorulma güvenlik katsayısı sonuçları kontur diyagramı şeklinde elde edilmektedir. En büyük güvenlik katsayı değeri 15'dir. 1'den daha küçük değerler tasarım ömrüne ulaşılardan hasara uğrayacak bölgeleri ifade etmektedir.



Şekil 2.17. Yorulma güvenlik katsayısı sonuçları

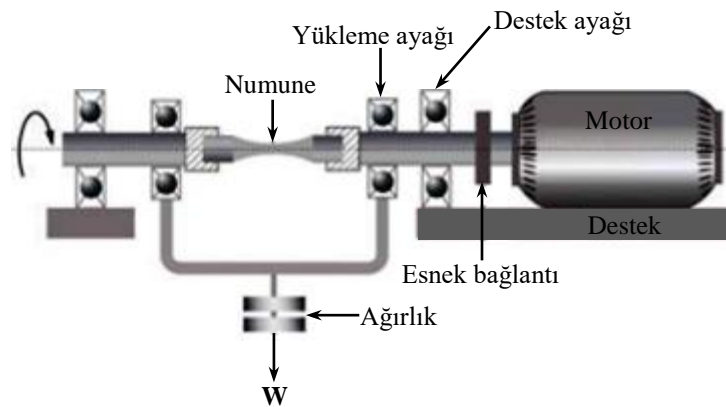
Yukarıdaki kontur diyagramı incelendiğinde, en küçük güvenlik katsayısının kontrol numunesinin orta bölgesine yakın alt liflerde (en büyük çekme gerilmesinin olduğu bölgeler) meydana geldiği ve değerinin 1,5 olduğu görülmektedir.

#### 2.2.4.1.2.2. Yorulma Davranışının Analitik Yöntemlerle Belirlenmesi

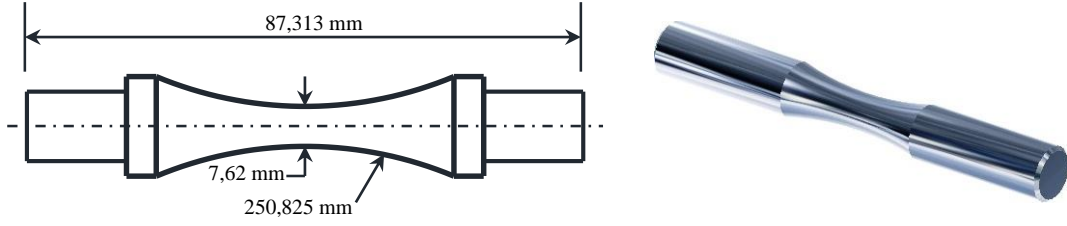
Yorulma davranışının gerilme-ömür yöntemine bağlı olarak analitik yöntemlerle belirlenmesinde izlenen adımlar aşağıda sırasıyla verilmiştir;

##### ❖ S235JR çeliğinin test koşullarındaki yorulma dayanım sınır değerinin belirlenmesi

Yüzey durumunun, boyutun, yüklemenin, sıcaklığın ve diğer etmenlerin yorulma dayanım sınır değeri üzerindeki etkisini nicel olarak yansıtan katsayılar, literatürde Marin katsayıları olarak adlandırılmaktadır. Bu katsayılar, laboratuvar şartlarında R. R. Moore yüksek çevrimli döner eğilmeli yorulma testine (Şekil 2.18) tabi tutulmuş numuneler (Şekil 2.19) üzerinden elde edilen istatistiksel çalışma sonuçlarından yola çıkılarak hesaplanmıştır (Marin, 1962).



Şekil 2.18. R. R. Moore döner kiriş yorulma test cihazı



Şekil 2.19. R. R. Moore yorulma test numunesi

Marin katsayılarına bağlı olarak malzemenin yorulma dayanım sınır değerinde meydana gelen değişim aşağıdaki şekilde tanımlanmaktadır.

$$S_e = k_a k_b k_c k_d k_e k_f S'_e \quad (2.1)$$

Burada;

$k_a$ : yüzey durumu modifikasyon katsayısı

$k_b$ : boyut modifikasyon katsayısı

$k_c$ : yük modifikasyon katsayısı

$k_d$ : sıcaklık modifikasyon katsayısı

$k_e$ : güvenilirlik modifikasyon katsayısı

$k_f$ : diğer etmenleri içeren modifikasyon katsayısı

$S'_e$ : laboratuvar şartlarında yorulma test numunesine ait yorulma dayanım sınır değeri

$S_e$ : kullanım halinde olan bir metalik yapı veya makine elemanına ait yorulma dayanım sınır değeri

- Yüzey durumu modifikasyon katsayısı ( $k_a$ )

Metalik yapı ve makine elemanlarının gerek şekillendirilmesi, gerekse çalıştıkları ortam koşulları nedeniyle oluşan yüzey durumları ve yüzey kaliteleri, yorulma dayanımları üzerinde etkin bir rol oynamaktadır. Örneğin, laboratuvar şartlarında hazırlanmış ve tüm standartları sağlayan bir numunenin (Şekil 2.19) yorulma dayanım sınırı, tornada kabaca işlenmiş bir numuneye oranla %15-40 oranında daha yüksektir. Yüzey kalitesi azaldıkça veya pürüzlülük arttıkça yorulma dayanımının azaldığı görülmektedir. Yüzeydeki pürüzlülükler birer çentik etkisi oluşturarak, gerilme yığılmasına ve dolayısıyla da çatlak oluşumuna neden olmaktadır.

Yüzey durumu modifikasyon katsayısı, metalik yapı ve makine elemanlarının genel yüzey durumlarını (taşlanmış, işlenmiş, soğuk çekilmiş, sıcak haddelenmiş ve dövülmüş)

nicel olarak ifade edebilmek için kullanılmaktadır. Lipson ve Noll (1946) tarafından yorulma dayanım sınır değerlerinin çekme dayanımına göre değişimini ifade eden bir grafik üzerinde yapılan çalışmalar sonucunda elde edilen verilerin, daha sonra Horger (1953) tarafından yapılan bir çalışmayla güncellenmesi sonucunda Denklem 2.2’de görülen bir bağıntı elde edilmiştir.

$$k_a = aS_{ut}^b \quad (2.2)$$

Burada,  $S_{ut}$  çekme dayanımını, a ve b katsayıları ise Tablo 2.4’te verilen deneysel sabitleri ifade etmektedir.

Tablo 2.4. Marin yüzey durumu modifikasyon katsayısı hesabı için gerekli olan yüzey durumu parametreleri (Lipson ve Noll, 1946; Horger, 1953).

Yüzey Durumu	a		b
	$S_{ut}$ (kpsi)	$S_{ut}$ (MPa)	
Taşlanmış	1,340	1,580	-0,085
İşlenmiş veya soğuk çekilmiş	2,700	4,510	-0,265
<b>Sıcak haddelenmiş</b>	<b>14,400</b>	<b>57,700</b>	<b>-0,718</b>
Dövülmüş	39,900	272,000	-0,995

Profiller sıcak haddeleme yoluyla üretilmektedir. Bu nedenle, bu çalışmada dikkate alınan kontrol numunesi sıcak haddelenmiş yüzey durumuna sahiptir. Yüzey durumu modifikasyon katsayısı aşağıdaki şekilde hesaplanmıştır.

$$k_a = aS_{ut}^b \Rightarrow a\sigma_{\zeta}^b = 57,7 \times 360^{-0,718} = 0,843$$

- Boyut modifikasyon katsayısı ( $k_b$ )

Metalik yapı ve makine elemanlarının boyutlarının, yorulma dayanım sınırı üzerindeki etkisi Mischke (1987) tarafından yapılan kapsamlı bir çalışma ile incelenmiştir. Eğilmeye ve burulmaya neden olan yükler etkisi altında elde edilen sonuçlar dikkate alınarak, boyutun yorulma dayanımı üzerindeki nicel etkisi aşağıda verilen bağıntılarla ifade edilmiştir.

$$k_b = \begin{cases} (d/0,3)^{-0,107} = 0,879d^{-0,107} & 0,11 \leq d \leq 2 \text{ in} \\ 0,91d^{-0,157} & 2 < d \leq 10 \text{ in} \\ (d/7,62)^{-0,107} = 1,24d^{-0,107} & 2,79 \leq d \leq 51 \text{ mm} \\ 1,51d^{-0,157} & 51 < d \leq 254 \text{ mm} \end{cases} \quad (2.3)$$

Yapılan bu çalışma, elemanların boyutlarının yorulma dayanımları üzerinde önemli bir etkisinin olduğunu ortaya koymuştur. Örneğin, kesit büyüdükçe yorulma dayanımı azalmaktadır.

Denklem 2.3'te verilen bağıntılar dairesel kesitli, kendi eksenini etrafında dönen ve eğilme etkisinde olan bir deney numunesi için geçerlidir (döner eğilmeli kiriş testi). Bu yüzden, bu denklemin kullanılmasında ortaya çıkan en önemli problemlerden biri bu tür geometriye ve test koşullarına sahip olmayan elemanlar için nasıl bir yol izleneceğidir. Böyle bir durumla karşılaşıldığında, etkin boyut ( $d_e$ ) adı verilen bir parametre boyut modifikasyon katsayısının hesabında kullanılmaktadır. Etkin boyut, en büyük gerilmenin %95'lik kısmının tekabül ettiği malzeme hacmi ile döner eğilmeli kiriş testi numunesinin aynı büyüklükteki hacminin birbirlerine eşitlenmesiyle elde edilmektedir (Kuguel, 1961). Eğer her iki parçanın hacmi birbirine eşitse, bu durumda sadece alanlar dikkate alınabilir. Döner dairesel bir kesit için %95'lik gerilme alanı, dış çapı  $d$  ve iç çapı  $0,95d$  olan bir halka alanıdır. Bu halka içinde kalan alan, aşağıdaki şekilde tanımlanmaktadır.

$$A_{0,95\sigma} = \frac{\pi}{4} [d^2 - (0,95d)^2] = 0,0766d^2 \quad (2.4)$$

Dönmeyen katı veya içi boş daire kesitli numuneler için %95'lik gerilme alanı, aralarındaki açıklık  $0,95d$  olan yatay çizgiler dışındaki iki adet alanın toplamından oluşmaktadır. Bu alan aşağıdaki bağıntı ile ifade edilmektedir.

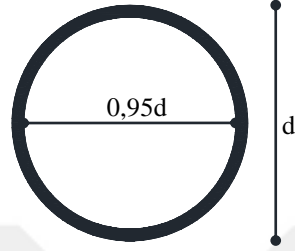
$$A_{0,95\sigma} = 0,01046d^2 \quad (2.5)$$

Denklem (2.4)'te  $d$  yerine  $d_e$  yazılıp, Denklem (2.5)'te yerine yazılırsa, etkin boyut ( $d_e$ ) değeri aşağıdaki şekilde hesaplanabilir.

$$d_e = 0,370d \quad (2.6)$$

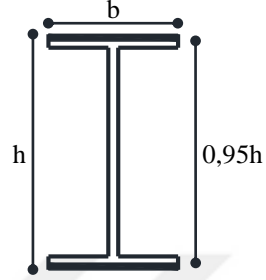
Bu çalışmada dikkate alınan kontrol numunesi için etkin boyut ve boyut modifikasyon katsayısı aşağıdaki şekilde hesaplanmıştır.

**Döner kiriş test numune kesiti**



$$A_{0,95\sigma} = 0,0766d^2$$

**I profili kesiti**



$$A_{0,95\sigma} = 0,05bh$$

$$0,0766d_e^2 = 0,05bh \Rightarrow d_e = 0,8079\sqrt{bh}$$

$$d_e = 0,8079\sqrt{66 \times 140} = 77,659 \text{ mm (etkin boyut)}$$

$$k_b = \begin{cases} (d/0,3)^{-0,107} & 0,11 \leq d \leq 2 \text{ in} \\ 0,91d^{-0,157} & 2 < d \leq 10 \text{ in} \\ (d/7,62)^{-0,107} & 2,79 \leq d \leq 51 \text{ mm} \\ \mathbf{1,51d^{-0,157}} & \mathbf{51 < d \leq 254 \text{ mm}} \end{cases} \Rightarrow k_b = 1,51d_e^{-0,157} = 1,51 \times 77,659^{-0,157} = 0,762$$

- Yük modifikasyon katsayısı ( $k_c$ )

Farklı yükleme tiplerine göre belirlenmiş yük modifikasyon katsayıları aşağıda verilmiştir. Kontrol numunesi, üç noktalı eğilme etkisi altında olduğu için yük modifikasyon katsayısı olarak 1 değeri dikkate alınmıştır.

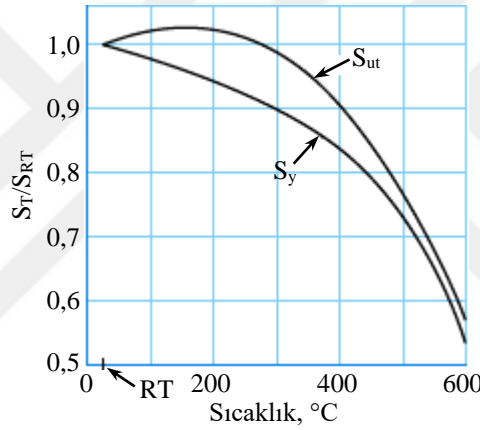
$$k_c = \begin{cases} 1 & \text{eğilme} \\ 0,85 & \text{eksenel} \\ 0,59 & \text{burulma} \end{cases} \Rightarrow k_c = 1,000$$



- Sıcaklık modifikasyon katsayısı ( $k_d$ )

Sıcaklık azaldıkça yapıdaki ısıl aktivasyonun neden olduğu olaylar gerektiği gibi gerçekleşemez. Dolayısıyla boşluk oluşumu ve ara yer atomlarının hareketleri sınırlandırılmış olur. Bu durum, malzemenin şekil değiştirme yeteneğini kısıtlar ve sonuç olarak malzemenin dayanımını artırır. Yorulma dayanımı da bu değişime paralel olarak sıcaklık düşüşü ile bir artış gösterir.

Brandes vd. (1983), laboratuvar şartlarında ve oda sıcaklığında (20 °C) 21 adet karbon ve alaşımlı çelik üzerinde 145 adet test yaparak sıcaklık artışının çeliğin statik özellikleri üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Çalışma sonucunda Şekil 2.20’de görülen grafik ve buna bağlı olarak Tablo 2.5’de verilen değerler elde edilmiştir.



Şekil 2.20. İşletme sıcaklığının çeliğin statik özellikleri üzerindeki etkisi (Brandes vd.,1983).

Burada  $S_T$  malzemenin işletme sıcaklığındaki çekme dayanımını,  $S_{RT}$  ise malzemenin oda sıcaklığındaki çekme dayanımını,  $S_{yt}$  malzemenin akma dayanımını,  $S_{ut}$  ise malzemenin çekme dayanımını göstermektedir.

Şekil 2.20 incelendiğinde, sıcaklık arttıkça çeliğin statik özelliklerinin bir miktar arttığı ve daha sonra hızlı bir şekilde düşüşe geçtiği görülmektedir. Benzer durum, yorulma dayanımının sıcaklık artışına bağlı olarak gösterdiği davranış için de geçerlidir. Yorulma dayanımı malzemenin statik özellikleri ile doğrudan ilişkilidir. Yüksek sıcaklıklarda bu parametrelere ait değerlerdeki düşüş direkt olarak yorulma dayanımını da olumsuz yönde etkilemektedir (Brandes vd.,1983).

Tablo 2.5. İşletme sıcaklığının çeliğin çekme dayanımı üzerindeki etkisi

Sıcaklık, °C	S <sub>T</sub> /S <sub>RT</sub>	Sıcaklık, °F	S <sub>T</sub> /S <sub>RT</sub>
20	1,000	70	1,000
50	1,010	100	1,008
100	1,020	200	1,020
150	1,025	300	1,024
200	1,020	400	1,018
250	1,000	500	0,995
300	0,975	600	0,963
350	0,943	700	0,927
400	0,900	800	0,872
450	0,843	900	0,797
500	0,768	1000	0,698
550	0,672	1100	0,567
600	0,549		

Şekil 2.20’de ve Tablo 2.5’te verilen değerler yardımıyla oluşturulmuş dördüncü dereceden polinomal denklem kullanılarak sıcaklık modifikasyon katsayısı aşağıdaki şekilde elde edilebilir.

$$k_d = 0,975 + 0,432(10^{-3})T_F - 0,115(10^{-5})T_F^2 + 0,104(10^{-8})T_F^3 - 0,595(10^{-12})T_F^4 \quad (2.7)$$

Bu çalışmada, kontrol numunesinin yorulma davranışının oda sıcaklığı koşullarında belirlendiği kabul edilmiş ve sıcaklık modifikasyon katsayısı aşağıdaki şekilde hesaplanmıştır.

$$\begin{aligned} k_d &= 0,975 + 0,432(10^{-3})T_F - 0,115(10^{-5})T_F^2 + 0,104(10^{-8})T_F^3 - 0,595(10^{-12})T_F^4 \\ &= 0,975 + 0,432(10^{-3}) \times 70 - 0,115(10^{-5}) \times 70^2 + 0,104(10^{-8}) \times 70^3 - 0,595(10^{-12}) \times 70^4 \\ &= 1,0000 \end{aligned}$$

- Güvenilirlik modifikasyon katsayısı ( $k_e$ )

Yorulma deneylerinde dikkate alınan güvenilirlik değeri genellikle %50’dir. Bu değer, dikkate alınan numunelerin yarısının yüksek bir gerilme altında, diğer yarısının ise düşük bir gerilme etkisi altında kırıldığını ifade etmektedir. Eğer güvenilirliği %50’den daha fazla olan bir tasarım yapılmak isteniyorsa, yorulma dayanım sınır değerinin düşürülmesi gerekmektedir.

Haugen ve Wirching (1975), yapmış oldukları istatistiksel bir çalışma ile yorulma dayanım sınır değerlerine ait standart sapma değerinin %8 olduğunu ortaya koymuşlardır. Bu değerden yola çıkılarak güvenilirliğin sayısal ifadesi aşağıda verilen bağıntı ile hesaplanmaktadır.

$$k_e = 1 - 0,08z_a \quad (2.8)$$

Burada  $z_a$  dönüşüm değişkeni (standart sapma birimi olarak ortalama sapma) olarak adlandırılmaktadır. Güvenilirlik modifikasyon katsayısı bir takım standart güvenilirlik değerleri için Tablo 2.6'da verilmiştir.

Tablo 2.6. Belirli güvenilirlik değerlerine karşılık gelen modifikasyon katsayısı

Güvenilirlik, %	Dönüşüm değişkeni, $z_a$	Güvenilirlik modifikasyon katsayısı, $k_e$
50	0	1,000
90	1,288	0,897
95	1,645	0,868
99	2,326	0,814
99,9	3,091	0,753
99,99	3,719	0,702
99,999	4,265	0,659
99,9999	4,753	0,620

Yeni bir metalik yapı veya makine elemanının tasarımında yüksek bir güvenilirlik hedeflemek elemanın hasar görme ihtimalini azaltmaktadır. Güvenilirlik arttıkça güvenilirlik modifikasyon katsayısı azalmaktadır. Bu durum, daha emniyetli tasarımların yapılmasını gerektirmektedir. Literatürde, deneysel çalışmalarla elde edilmiş yorulma dayanım sınır değerlerine ait veriler genel olarak %50'lik bir güvenilirliğe sahiptir. Bu çalışmada da aynı güvenilirlik değeri dikkate alınmıştır.

$$k_e = 1 - 0,08z_a = 1 - 0,08 \times 0 = 1,000$$

- Diğer etmenleri içeren modifikasyon katsayısı ( $k_f$ )

Diğer etmenleri içeren modifikasyon katsayısı, tüm diğer etmenlerden (artık gerilmeler, korozyon, metalürjik faktörler, darbe yükü, yüzey sertliği, ani sıcaklık değişimleri, elektrolit kaplama, püskürtme metal, frekans, sürtünme korozyonu ve çentik

hassasiyeti vb.) dolayı yorulma dayanım sınır değerinde meydana gelen azalmayı nicel olarak tanımlamak için kullanılmaktadır. Bu çalışmada dikkate alınan numunenin yorulma ömrü üzerinde bu etmenlerin herhangi bir etkisini olmadığı kabul edilmiştir.

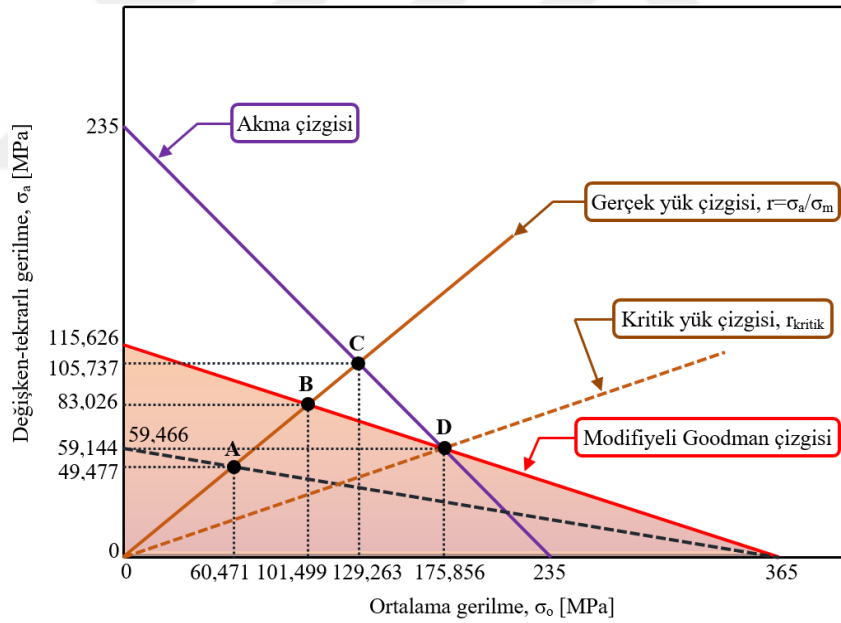
$$k_f=1,000$$

S235JR çeliğinden imal edilmiş, IPN140 kesitine sahip kontrol numunesinin yorulma dayanım sınır değeri Marin katsayıları yardımıyla aşağıdaki şekilde hesaplanmıştır.

$$S_e = k_a k_b k_c k_d k_e k_f S'_e = k_a k_b k_c k_d k_e k_f (0,5 S_{ut})$$

$$= 0,843 \times 0,762 \times 1,000 \times 1,000 \times 1,000 \times 1,000 \times (0,5 \times 360) = 115,626 \text{ MPa}$$

❖ Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriterine göre yorulma davranışı



Yukarıda verilen şekil, Modifiyeli Goodman çizgisi, akma çizgisi, gerçek yük çizgisi ve kritik yük çizgisinden oluşan Modifiyeli Goodman diyagramıdır. Bu diyagram, Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriterini temsil etmektedir. Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriterine göre kontrol numunesinin yorulma davranışı, aşağıda izlenen adımlar neticesinde belirlenmiştir.

- Kontrol numunesinin kritik kesitinde meydana gelen ortalama gerilme ve değişken-tekrrarlı gerilme çiftinin kesişim noktası olan A noktası hem Modifiyeli Goodman çizgisi hem de akma çizgisinin altında kalmaktadır. Numune, hem yorulma hem de ilk çevrim akması hasarlarına karşı güvenlidir. Sonsuz bir yorulma ömrüne sahiptir.  $10^6$  çevrim sayısından daha büyük bir çevrimde yorulma hasarına uğramaktadır. Diyagram üzerinden elde edilen bu çıkarımlar hasar kriterleri için geliştirilmiş güvenlik katsayılarının hesaplanmasıyla desteklenebilir.

Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriterine göre yorulma güvenlik katsayısı;

$$n_f = \frac{1}{\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_o}{S_{ut}}} = \frac{1}{\frac{49,477}{115,626} + \frac{60,471}{360}} = 1,678 > 1$$

Akma Hasar Kriterine göre statik güvenlik katsayısı;

$$n_y = \frac{1}{\frac{\sigma_a}{S_y} + \frac{\sigma_o}{S_y}} = \frac{1}{\frac{49,477}{235} + \frac{60,471}{235}} = 2,137 > 1$$

Yorulma ve statik güvenlik katsayılarının her ikisi de birden büyüktür. Bu durumda kontrol numunesi hem yorulma hem de ilk çevrim akması hasarlarına karşı güvenlidir.

- Ortalama gerilme ve değişken gerilme değerlerinin doğrusal bir şekilde artması durumunda, muhtemel oluşabilecek hasar tipi yorulma hasarıdır. Bu çıkarıma diyagram üzerindeki iki farklı noktadan ulaşılabilir. Birincisi; kritik yük çizgisi gerçek yük çizgisinin altında kalmaktadır. İkincisi ise gerçek yük çizgisi ilk olarak Modifiyeli Goodman çizgisini kesmektedir.

- Kontrol numunesinin kritik kesitinde meydana gelen değişken-tekrrarlı gerilme 83,026 MPa değerine ve ortalama gerilme 101,499 MPa değerine ulaştığında yorulma hasarı meydana gelecektir. Bu durumda, numunenin yorulma ömrü  $10^6$  çevrim sayısına eşit olacaktır. Yani çeliğin ortalama ve değişken-tekrrarlı gerilmelere karşı dayanımları sırasıyla 83,026 MPa ve 101,499 MPa'dır.

B noktasının koordinatları (Modifiyeli Goodman çizgisi ve gerçek yük çizgisinin kesişim noktası);

$$S_a = \frac{rS_e S_{ut}}{rS_{ut} + S_e} = \frac{0,818 \times 115,626 \times 360}{0,818 \times 360 + 115,626} = 83,026 \text{ MPa}$$

$$S_m = \frac{S_a}{r} = \frac{83,026}{0,818} = 101,499 \text{ MPa}$$

• Kontrol numunesinin kritik kesitinde meydana gelen değişken-tekrarlı gerilme 105,737 MPa değerine ve ortalama gerilme 129,263 MPa değerine ulaştığında numune akacaktır. Numunede ilk olarak yorulma hasarı meydana geleceğinden dolayı bu gerilme değerine ulaşılması mümkün değildir. Çünkü yorulma hasarı daha düşük gerilme seviyelerinde (83,026 MPa) gerçekleşmektedir.

C noktasının koordinatları (Akma çizgisi ve yük çizgisinin kesişim noktası);

$$S_a = \frac{rS_y}{1+r} = \frac{0,818 \times 235}{1+0,818} = 105,737 \text{ MPa}$$

$$S_m = \frac{S_y}{1+r} = \frac{235}{1+0,818} = 129,263 \text{ MPa}$$

• Kontrol numunesinin kritik kesitinde meydana gelen ortalama ve tekrarlı değişken gerilmeler sırasıyla 175,856 MPa ve 59,144 MPa değerlerine ulaştığında numune yorulma ve akma hasarına aynı anda ulaşacaktır.

D noktasının koordinatları (Modifiyeli Goodman çizgisi ve akma çizgisinin kesişim noktası);

$$S_m = \frac{(S_y - S_e) S_{ut}}{S_{ut} - S_e} = \frac{(235 - 115,626) \times 360}{360 - 115,626} = 175,856 \text{ MPa}$$

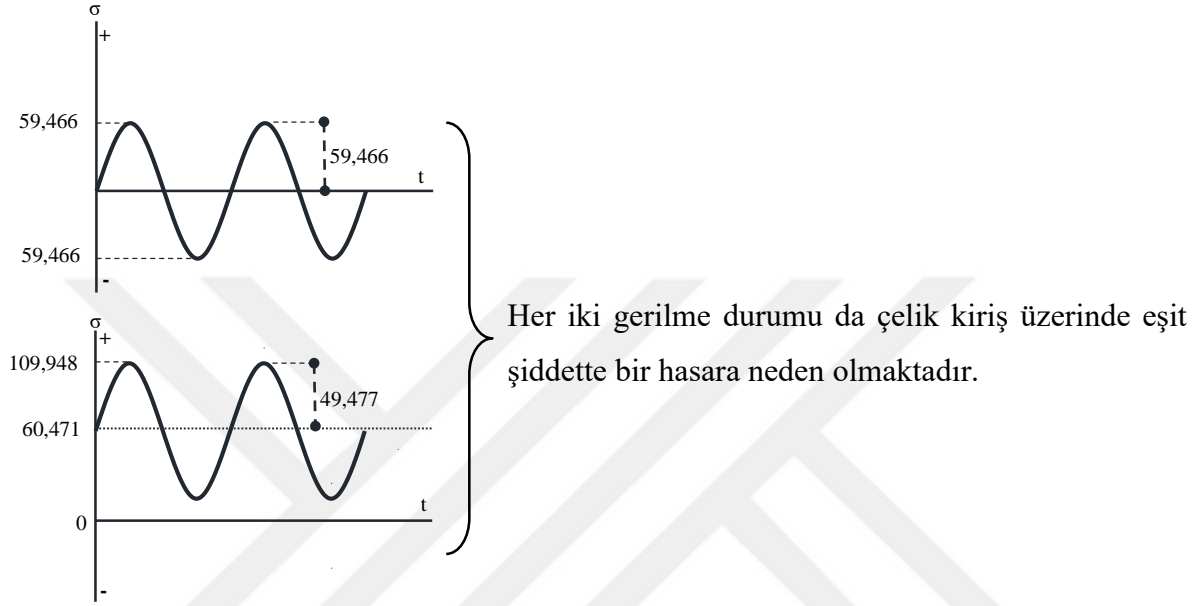
$$S_a = S_y - S_m = 235 - 175,856 = 59,144 \text{ MPa}$$

• Kontrol numunesinin yorulma ömrünün hesabı;

$(\sigma_a, \sigma_m) = (\sigma_{rev})$  çelik çubukta oluşturmuş oldukları hasar açısından birbirlerine eşittir.

A noktasından geçen doğru parçasının denklemi;

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{rev}} + \frac{\sigma_o}{S_{ut}} = 1 \Rightarrow \frac{49,477}{\sigma_{rev}} + \frac{60,471}{360} = 1 \Rightarrow \sigma_{rev} = 59,466 \text{ MPa}$$



$$S_{ut} = 360 \text{ MPa} \rightarrow f = 0,9$$

$$a = \frac{(fS_{ut})^2}{S_e} = \frac{(0,9 \times 360)^2}{115,626} = 907,893$$

$$b = -\frac{1}{3} \log \left( \frac{fS_{ut}}{S_e} \right) = -\frac{1}{3} \log \left( \frac{0,9 \times 360}{115,626} \right) = -0,149$$

$$N = \left( \frac{\sigma_{rev}}{a} \right)^{\frac{1}{b}} = \left( \frac{59,466}{907,893} \right)^{-\frac{1}{0,149}} = 88051723 \approx 10^6 \text{ çevrim sayısı}$$

Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriterine göre kontrol numunesinin yorulma davranışı bu şekilde belirlenmiştir. Elde edilen analitik sonuçları kendi içerisinde karşılaştırabilmek amacıyla yorulma davranışı, Soderberg ve Gerber Yorulma Hasar Kriterlerine göre de belirlenmiş, elde edilen sonuçlar Tablo 2.7’de verilmiştir.

Tüm numunelerin yorulma davranışlarının sayısal yaklaşımla belirlenmesinde ANSYS Workbench 18.0 sonlu elemanlar paket programı kullanılmıştır. Numunelerin

geometrik özellikleri, matematik modelleri, malzeme özellikleri, sınır şartları ve yorulma analiz girdileri dikkate alınarak oluşturulan sayısal modeller üzerinde gerilme-ömür yöntemine bağlı olarak yorulma analizleri gerçekleştirilerek yorulma parametreleri elde edilmiştir. Bu aşamalarda herhangi bir hatanın olup olmadığını tespit edebilmek amacıyla, kontrol numunesine ait sayısal yorulma parametreleri, analitik yöntemlerle elde edilen teorik sonuçlarla karşılaştırılmış ve yöntemlere bağlı olarak oluşan farklılıkların kabul edilebilir seviyelerde olduğu görülerek modelin doğruluğu ortaya konulmuştur (Tablo 2.7). Takip eden bölümlerde diğer numuneler üzerinde yapılan yorulma analizleri, doğruluğu ispat edilmiş bu model üzerinden gerçekleştirilmiştir.

Tablo 2.7. Kontrol numunesine ait yorulma karakteristiklerin karşılaştırılması

Yorulma Karakteristikleri	Sayısal Yöntem (ANSYS Workbench)			Analitik Yöntem		
	Modifiyeli Goodman Y.H.K.	Soderberg Y.H.K.	Gerber Y.H.K.	Modifiyeli Goodman Y.H.K.	Soderberg Y.H.K.	Gerber Y.H.K.
Yorulma Ömrü	$10^6$	$10^6$	$10^6$	$10^6$	$10^6$	$10^6$
Yorulma Hasarı	1	1	1	1	1	1
Yorulma Güvenlik Katsayısı	1,500	1,339	1,942	1,678	1,459	2,058

Bu bölümde, kontrol numunesinin değişken-tekrarlı yük etkisi altındaki yorulma davranışı analitik ve sayısal olarak elde edilmiştir. Sonuçlar yorulma ömrü, yorulma hasarı ve yorulma güvenlik katsayısı gibi davranışı tanımlayan parametreler üzerinden aşağıdaki şekilde değerlendirilmiştir.

- Kontrol numunesinin yorulma ömrü,  $10^6$  çevrim sayısı olarak hesaplanmıştır. Numunenin kritik kesitinin kritik lifinde oluşan en büyük gerilmenin (98,804 MPa) tekrarlı olarak etkimesi sonucunda numunenin herhangi bir bölgesinde yorulma hasarı meydana gelmemiştir. Numune,  $10^6$  çevrimden daha büyük bir çevrimde hasara uğrayacaktır. Yani, tasarım ömrünü herhangi bir hasara uğramadan tamamlayacaktır.

- Tasarım ömrünün yorulma ömrüne oranını ifade eden yorulma hasarı değeri, kontrol numunesinin tüm noktalarında sabittir ve değeri 1'e eşittir. Bu parametre için elde edilen bu sonuç, numunenin herhangi bir yorulma hasarına uğramayacağını bir göstergesidir.

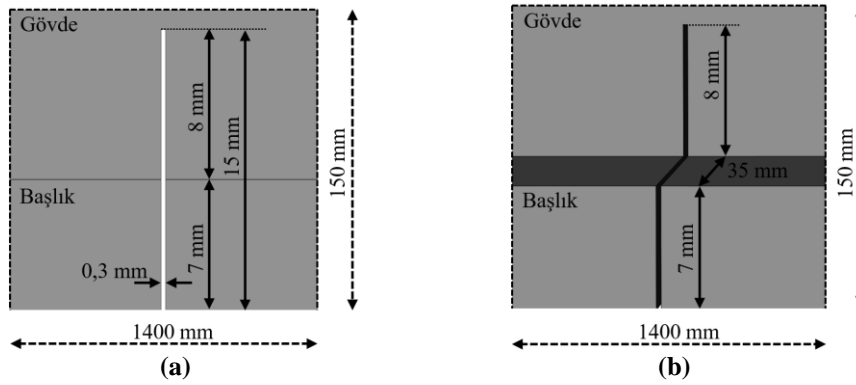


- Kontrol numunesinin yorulma güvenlik katsayısının en küçük değeri, kirişin orta açıklığına yakın olan alt liflerinde meydana gelmiştir. Fakat bu değerlerin hepsi 1'den büyüktür (1,5). Yorulma güvenlik katsayısı 1 ile 15 değerleri arasında değişmektedir. 1'den büyük değerler yorulma açısından güvenli bölgeleri, küçük değerler ise tasarım ömrüne ulaşmadan hasara uğrayacak kısımları ifade etmektedir. Kontrol numunesine ait bu değer 1'e oldukça yakındır. Bunun nedeni, daha önceki bölümlerde ifade edilen gereksinimlerden dolayı yorulma yükünün en büyük değerinin sınır değere oldukça yakın bir değer olarak seçilmesidir.

- Kiriş için hesaplanan güvenlik katsayıları sırasıyla statik analiz için 2,378, yorulma analizi için ise 1,5 değerindedir. Görüldüğü üzere, aynı yükün tekrarlı olarak etki etmesi, statik olarak etki etmesine göre kirişi daha riskli bir duruma düşürmektedir. Bu sonuç, yorulmanın metalik yapı ve makine elemanları için ne kadar önemli olduğunu açık bir şekilde göstermektedir.

#### 2.2.4.2. Çentikli Kiriş: Tip A Numunesi

Tip A çentikli kiriş için referans alınan çentik detayına ait geometrik özellikler Şekil 2.21'de görülmektedir.



Şekil 2.21. Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş (Yu ve Wu, 2018).

Çentikli kirişlerin yorulma davranışlarının belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalarda ilk olarak dikkate alınması gereken temel parametre, çentik etkisi nedeniyle oluşan gerilme artışının kirişi statik açıdan riskli duruma düşürmeyecek ölçüde olmasıdır.

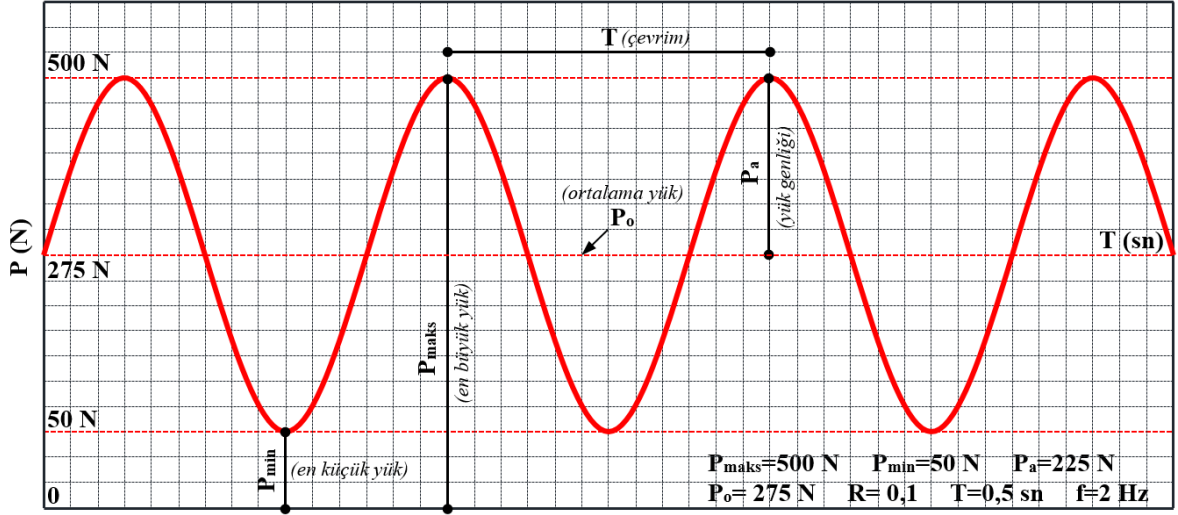
Çünkü çentik, bulunduğu elemanda gerilme artırıcı bir mekanizma olarak çalıştığından dolayı nominal gerilmeyi önemli ölçüde artırmaktadır. Bu durum, oluşan gerçek gerilmenin malzemenin akma dayanımından ve hatta kopma dayanımından daha büyük bir değere ulaşmasına neden olabilir. Bu nedenle tezin bu bölümünde, çentiksiz kiriş için yapılan çeşitli denetimler sonucunda bulunan yorulma yükünü (20000 N) kullanmak mümkün değildir. Çentik geometrilerinin yorulma davranışı üzerindeki etkisini birbirleriyle karşılaştırabilmek amacıyla her bir kiriş için hesaplanan emniyetli statik yüklerin en küçük değeri, değişken-tekerrarlı yükün en büyük değeri olarak dikkate alınmış ve yorulma analizleri bu yük etkisi altında gerçekleştirilmiştir. Değişken-tekerrarlı yükün hesaplanmasına yönelik yapılmış sayısal çalışmanın sonuçları Tablo 2.8’de verilmiştir. Tablo 2.8’de, 100 N’den 1000 N’a kadar değişen yükler etkisi altında çentikli kirişlerde oluşan en büyük normal gerilmenin değişimi görülmektedir.

Tablo 2.8. Farklı yükler etkisi altında çentikli kirişlerde oluşan en büyük normal gerilmeler

Yük	Tip A	Tip B	Tip C	Tip D	Tip E	Tip F	Tip G
100	25,371	42,048	20,272	41,300	24,411	33,617	20,680
200	50,742	84,095	40,545	82,599	48,822	67,233	41,359
300	76,113	126,143	60,817	123,899	73,233	100,850	62,039
400	101,484	168,191	81,089	165,198	97,643	134,467	82,719
500	126,854	<b>210,239</b>	101,362	<b>206,498</b>	122,054	168,084	103,400
600	152,225	252,286	121,634	247,797	146,465	<b>201,700</b>	124,080
700	177,596	294,334	141,907	289,097	170,876	235,317	144,760
800	202,967	336,382	162,179	330,396	195,287	268,934	165,440
900	<b>228,338</b>	378,429	182,451	371,696	<b>219,698</b>	302,551	186,120
1000	253,709	420,477	<b>202,724</b>	412,995	244,108	336,167	<b>206,800</b>

*Yükler N, gerilmeler MPa cinsindedir.*

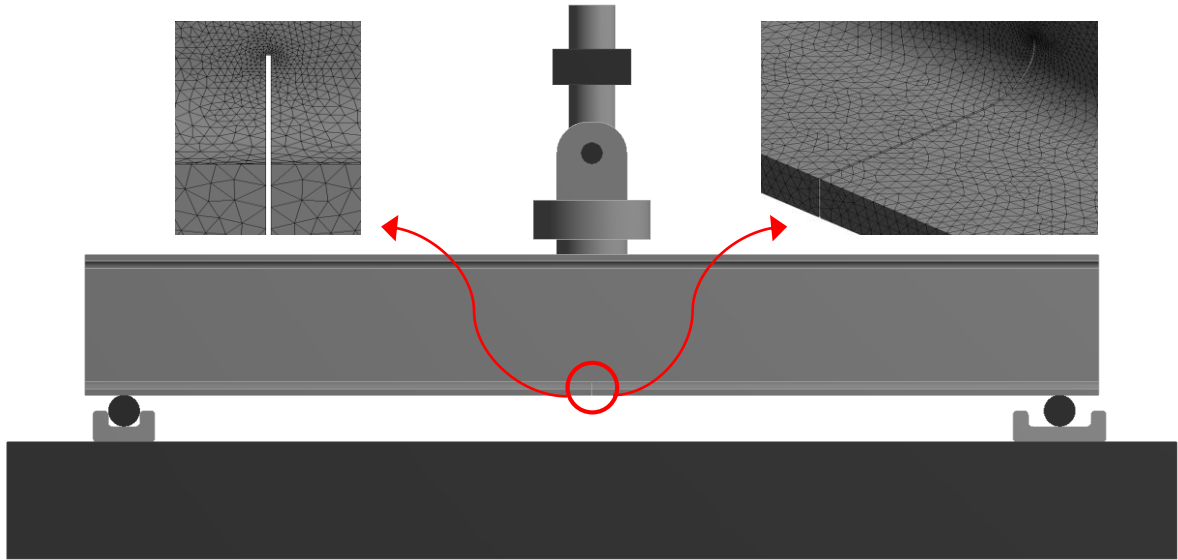
Tablo 2.8 incelendiğinde, çentikli kirişleri statik açıdan emniyetli tarafta bırakan yük değerlerinin sırasıyla; Tip A için 900 N, Tip B için 500 N, Tip C için 1000 N, Tip D için 500 N, Tip E için 900 N, Tip F için 600 N, Tip G için ise 1000 N olduğu görülmektedir. Bu durumda, kirişleri statik açıdan riskli duruma düşürmeyen en büyük yük değeri; 500 N olarak elde edilmiştir. Yük oranının 0,1 olarak dikkate alınmasıyla da değişken-tekerrarlı yükün en küçük değeri 50 N olarak hesaplanmıştır. Dikkate alınan yükün sınır değerleri ve genel yapısı Şekil 2.22’de verilmiştir.



Şekil 2.22. Yorulma yükünün sınır değerleri ve genel yapısı

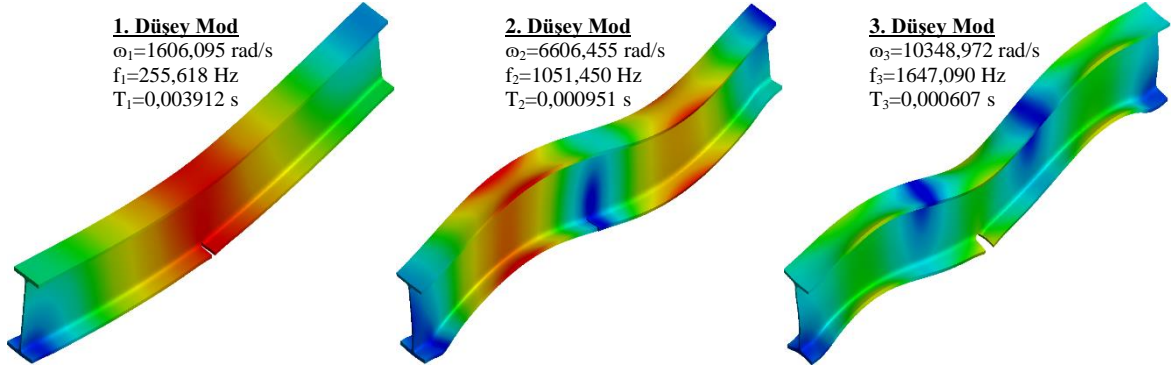
#### 2.2.4.2.1. Tip A Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı

Tip A numunesinin dinamik ve yorulma davranışını belirlemeye yönelik gerçekleştirilen sayısal çalışmalar bu bölümde özetlenmiştir.

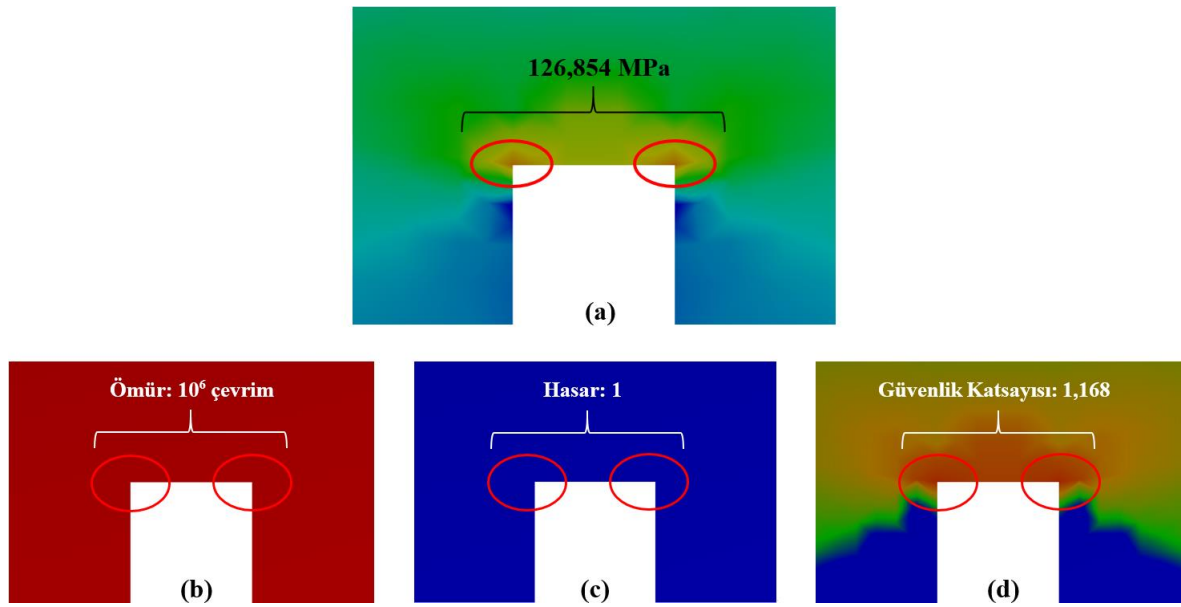


(Sayısal model)

Şekil 2.23. Tip A numunesine ait sayısal model



Şekil 2.24. Tip A numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler



Şekil 2.25. Tip A numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı

Tablo 2.9. Farklı hasar kriterlerine göre Tip A numunesine ait yorulma davranış parametreleri

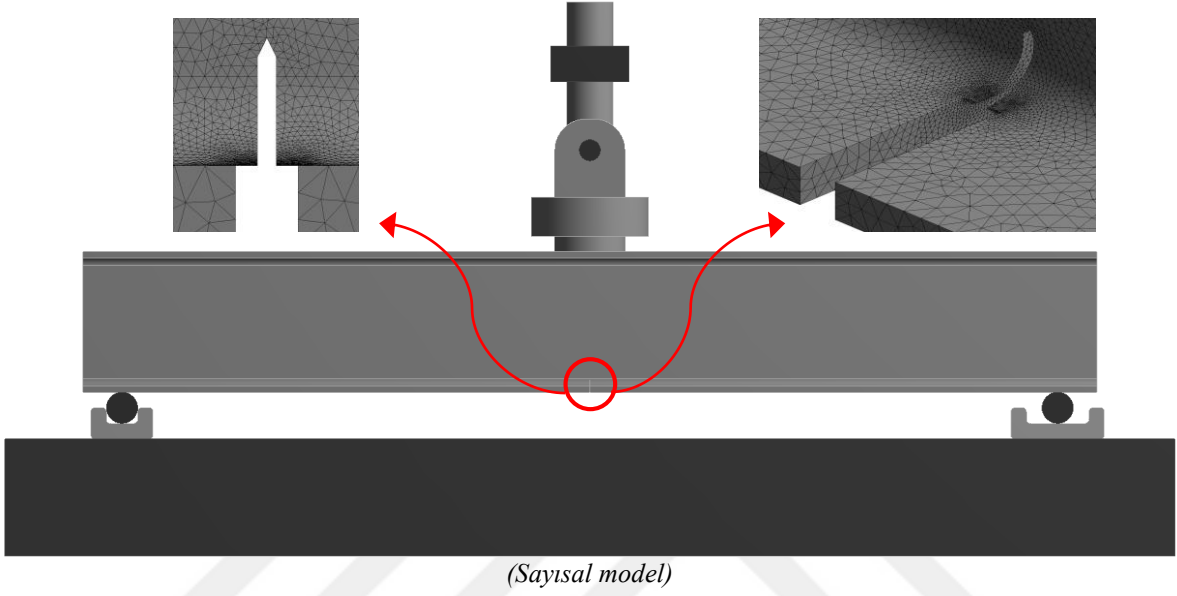
Yorulma Karakteristikleri	Modifiyeli Goodman Y.H.K.	Soderberg Y.H.K.	Gerber Y.H.K.
Yorulma Ömrü	$10^6$	$10^6$	$10^6$
Yorulma Hasarı	1	1	1
Yorulma Güvenlik Katsayısı	1,168	1,043	1,399

Bu bölümde, Tip A numunesinin değişken-tekrarlı yük etkisi altındaki yorulma davranışı yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı gibi davranışı

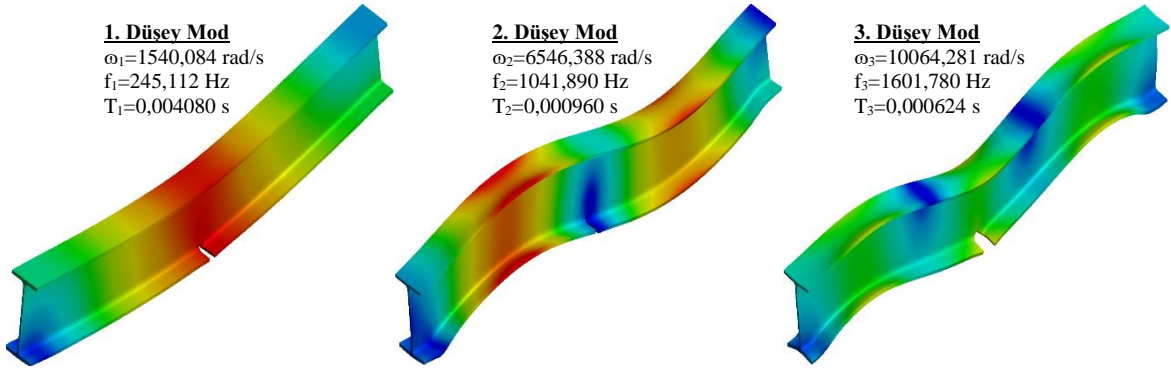


### 2.2.4.3.1. Tip B Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı

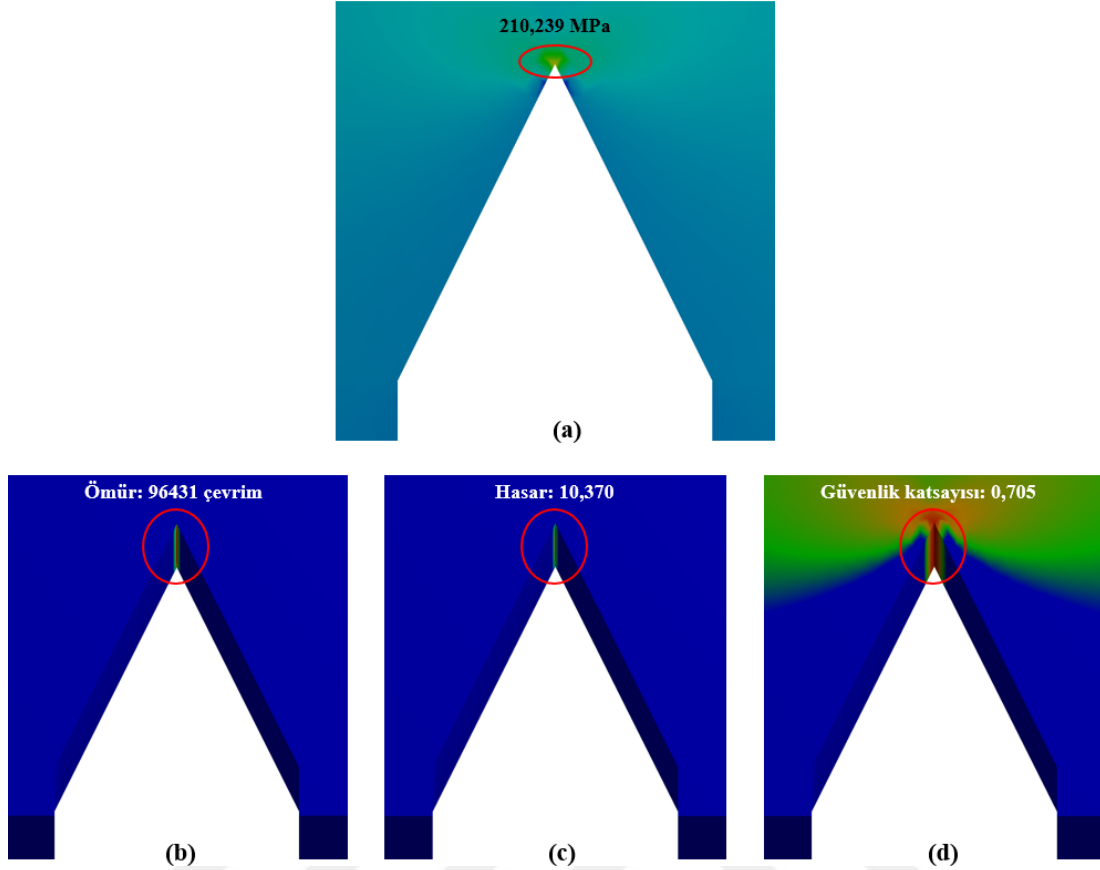
Tip B numunesinin dinamik ve yorulma davranışını belirlemeye yönelik gerçekleştirilen sayısal çalışmalar bu bölümde özetlenmiştir.



Şekil 2.27. Tip B numunesine ait sayısal model



Şekil 2.28. Tip B numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler



Şekil 2.29. Tip B numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı

Tablo 2.10. Farklı hasar kriterlerine göre Tip B numunesine ait yorulma davranış parametreleri

Yorulma Karakteristikleri	Modifiyeli Goodman Y.H.K.	Soderberg Y.H.K.	Gerber Y.H.K.
Yorulma Ömrü	96431	33288	312620
Yorulma Hasarı	10,370	30,041	3,199
Yorulma Güvenlik Katsayısı	0,705	0,629	0,844

Bu bölümde, Tip B numunesinin değişken-tekrarlı yük etkisi altındaki yorulma davranışı yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı gibi davranışı tanımlayan parametreler üzerinden belirlenmiş (Şekil 2.29, Tablo 2.10) ve aşağıdaki şekilde değerlendirilmiştir.

- Tip B numunesinin yorulma ömrü, Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 96431, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 33288, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise

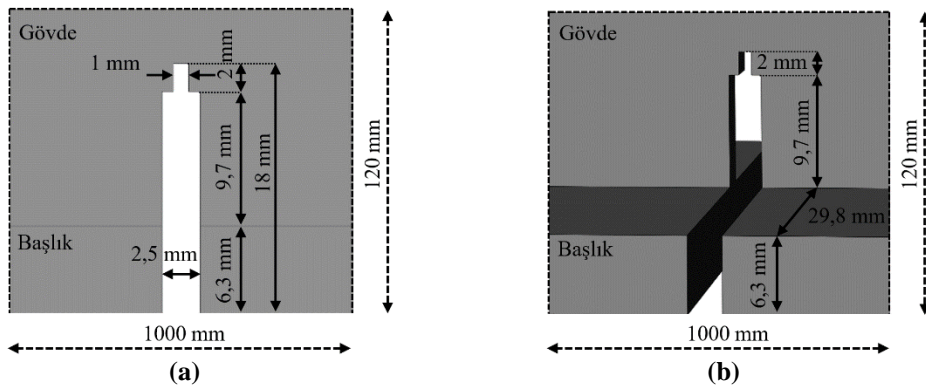
312620 çevrim sayısı olarak hesaplanmıştır. Çentiğin ucunda oluşan en büyük normal gerilmenin (210,239 MPa) tekrarlı olarak etkimesi sonucunda bu bölgede yorulma hasarı meydana gelmiştir. Numune,  $10^6$  çevrimden daha küçük bir çevrimde hasara uğramıştır.

- Tasarım ömrünün yorulma ömrüne oranını ifade eden yorulma hasar oranı değeri Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 10,370, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 30,041, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise 3,199 olarak hesaplanmıştır. Bu parametre için elde edilen birden büyük bu değerler, numunenin yorulma hasarına uğrayacağına bir göstergesidir.

- Tip A numunesinin yorulma güvenlik katsayısının en küçük değeri, çentiğin uç bölgesinde meydana gelmiştir ve değeri Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 0,705, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 0,629, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise 0,844 olarak ölçülmüştür. Numunenin statik güvenlik katsayısı olan 1,117 bu değerlerin üçünden de daha büyüktür. Bu durum, aynı yükün tekrarlı olarak etki etmesinin, statik olarak etki etmesine göre numuneyi daha riskli duruma düşürdüğüne bir göstergesidir. Çünkü yük tekrarlı olarak etkidiğinde numunede yorulma hasarı oluşmuş, statik olarak etki ettiğinde ise herhangi bir hasar meydana gelmemiştir.

#### 2.2.4.4. Çentikli Kiriş: Tip C Numunesi

Tip C çentikli kiriş için referans alınan çentik detayına ait geometrik özellikler Şekil 2.30'da görülmektedir.

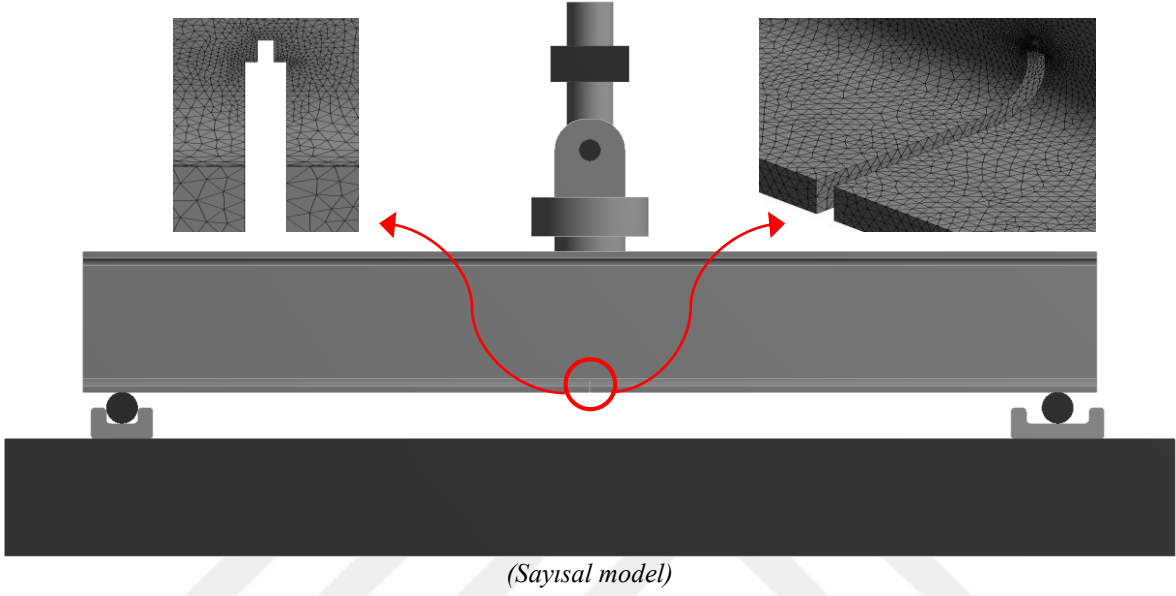


Şekil 2.30. Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş (Colombi ve Fava, 2016).

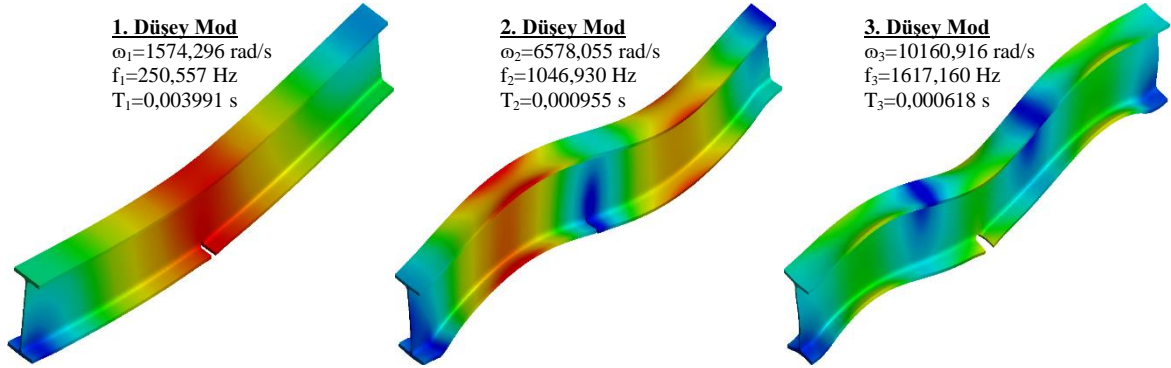


### 2.2.4.4.1. Tip C Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı

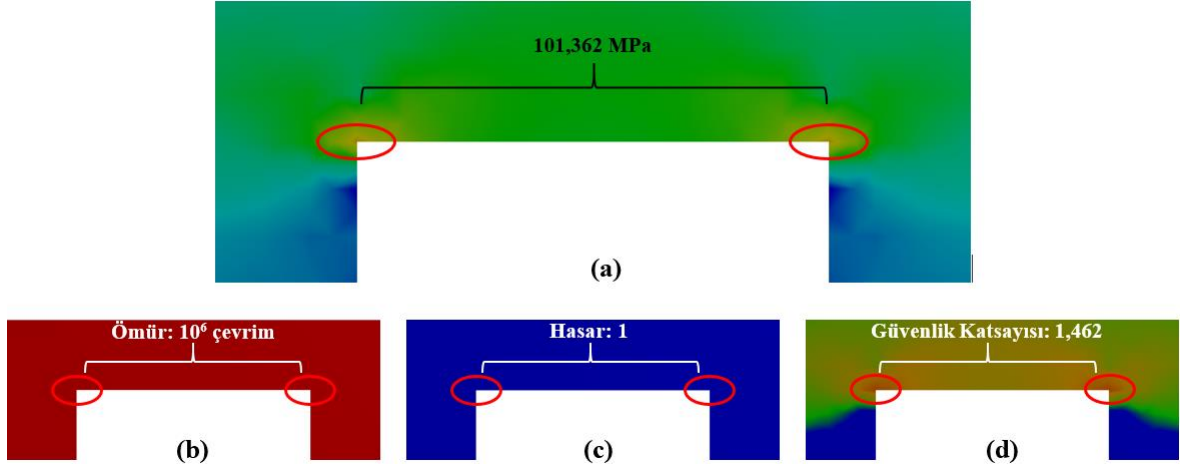
Tip C numunesinin dinamik ve yorulma davranışını belirlemeye yönelik gerçekleştirilen sayısal çalışmalar bu bölümde özetlenmiştir.



Şekil 2.31. Tip C numunesine ait sayısal model



Şekil 2.32. Tip C numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler



Şekil 2.33. Tip C numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı

Tablo 2.11. Farklı hasar kriterlerine göre Tip C numunesine ait yorulma davranış parametreleri

Yorulma Karakteristikleri	Modifiyeli Goodman Y.H.K.	Soderberg Y.H.K.	Gerber Y.H.K.
Yorulma Ömrü	$10^6$	$10^6$	$10^6$
Yorulma Hasarı	1	1	1
Yorulma Güvenlik Katsayısı	1,462	1,305	1,751

Bu bölümde, Tip C numunesinin değişken-tekrarlı yük etkisi altındaki yorulma davranışı yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı gibi davranışı tanımlayan parametreler üzerinden belirlenmiş (Şekil 2.33, Tablo 2.11) ve aşağıdaki şekilde değerlendirilmiştir.

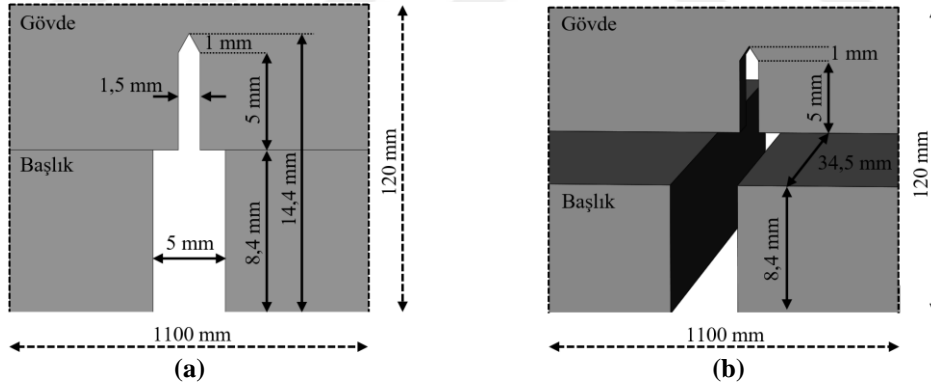
- Tip C numunesinin yorulma ömrü, her üç hasar kriteri için  $10^6$  çevrim sayısı olarak hesaplanmıştır. Çentiğin köşesinde oluşan en büyük normal gerilmenin (101,362 MPa) tekrarlı olarak etkimesi sonucunda numunenin herhangi bir bölgesinde yorulma hasarı meydana gelmemiştir. Numune,  $10^6$  çevrimden daha büyük bir çevrimde hasara uğrayacaktır. Yani, tasarım ömrünü herhangi bir hasara uğramadan tamamlayacaktır.

- Tasarım ömrünün yorulma ömrüne oranını ifade eden yorulma hasar oranı değeri, Tip C numunesinin tüm noktalarında sabittir ve değeri tüm hasar kriterleri için 1'e eşittir. Bu parametre için elde edilen bu sonuç, numunenin herhangi bir yorulma hasarına uğramayacağını bir göstergesidir.

- Tip C numunesinin yorulma güvenlik katsayısının en küçük değeri, çentiğin köşe noktasında meydana gelmiştir ve değeri Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 1,462, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 1,305, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise 1,751 olarak ölçülmüştür. Numunenin statik güvenlik katsayısı olan 1,662 bu değerlerin ilk ikisinden daha büyük üçüncüsünden ise daha küçüktür. Bu şu anlama gelmektedir; her üç hasar kriteri için numunenin yorulma ömrü tasarım ömründen daha büyüktür. Yani numune sonsuz yorulma ömrüne sahiptir. Fakat yükleme, hasar oluşuncaya kadar devam ederse Modifiyeli Goodman ve Soderberg Yorulma Hasar Kriterlerine göre numunede ilk olarak yorulma hasarı meydana gelecektir. Gerber Yorulma Hasar Kriterine göre ise herhangi bir yorulma hasarı oluşmadan önce ilk olarak malzeme akacaktır.

#### 2.2.4.5. Çentikli Kiriş: Tip D Numunesi

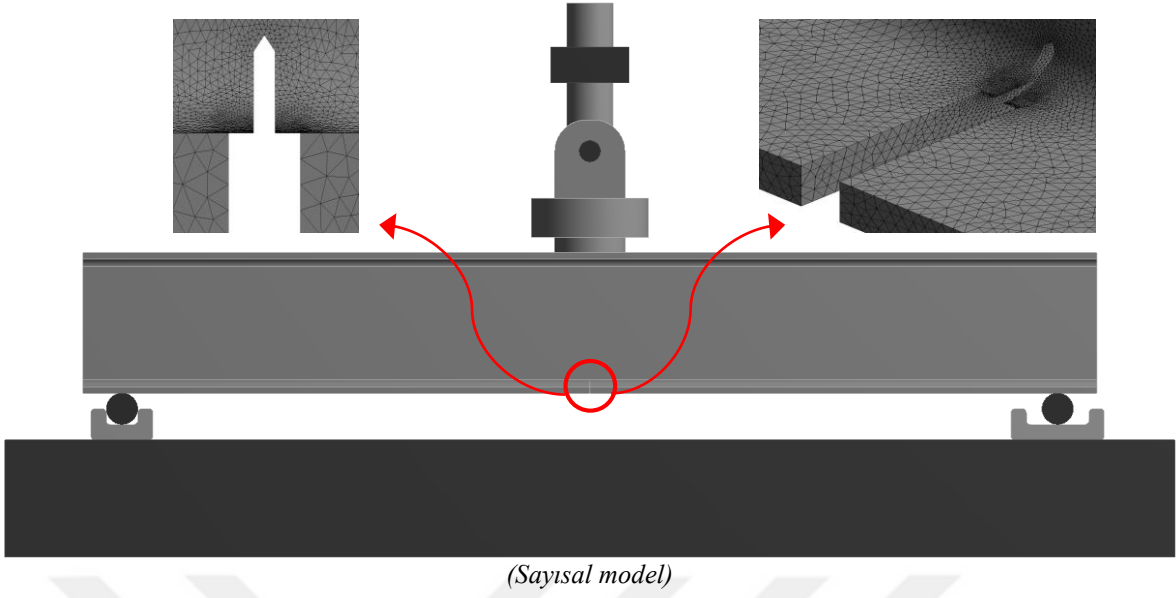
Tip D çentikli kiriş için referans alınan çentik detayına ait geometrik özellikler Şekil 2.34'de görülmektedir.



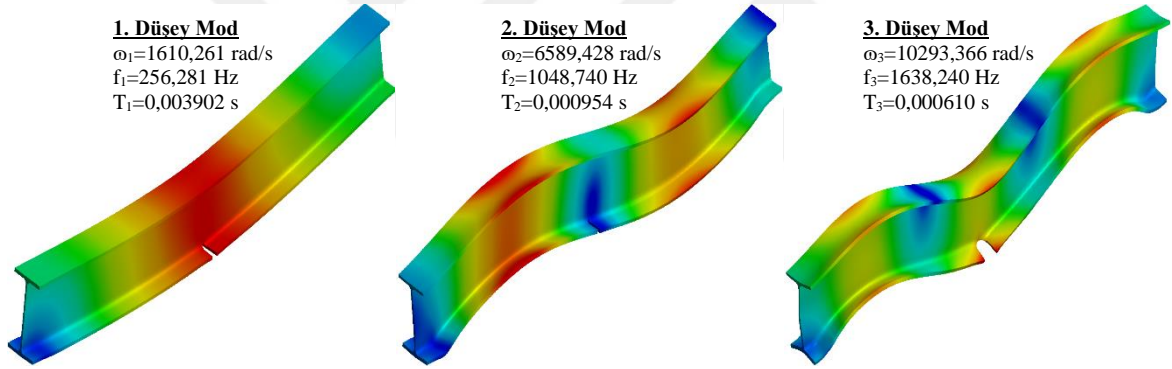
Şekil 2.34. Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş (Deng vd., 2016).

##### 2.2.4.5.1. Tip D Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı

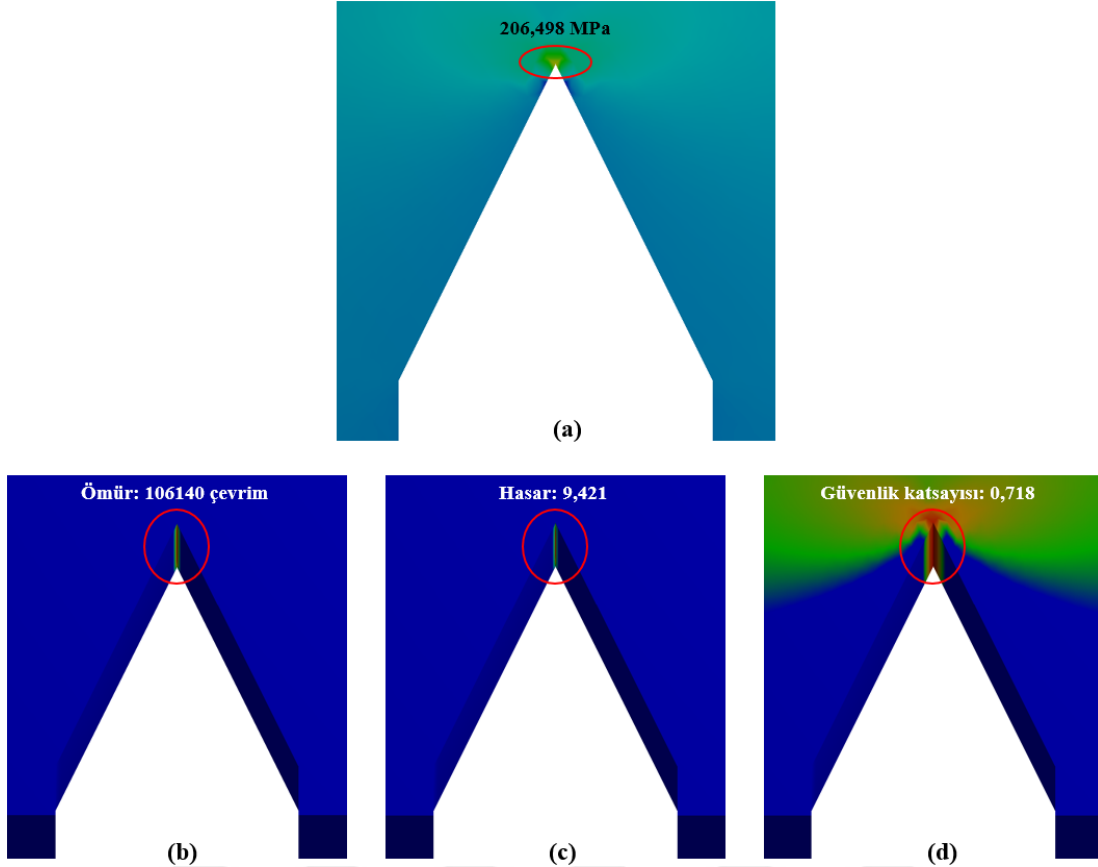
Tip D numunesinin dinamik ve yorulma davranışını belirlemeye yönelik gerçekleştirilen sayısal çalışmalar bu bölümde özetlenmiştir.



Şekil 2.35. Tip D numunesine ait sayısal model



Şekil 2.36. Tip D numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler



Şekil 2.37. Tip D numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı

Tablo 2.12. Farklı hasar kriterlerine göre Tip D numunesine ait yorulma davranış parametreleri

Yorulma Karakteristikleri	Modifiyeli Goodman Y.H.K.	Soderberg Y.H.K.	Gerber Y.H.K.
Yorulma Ömrü	106140	37854	354840
Yorulma Hasarı	9,421	26,417	2,818
Yorulma Güvenlik Katsayısı	0,718	0,641	0,859

Bu bölümde, Tip D numunesinin değişken-tekrarlı yük etkisi altındaki yorulma davranışı yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı gibi davranışı tanımlayan parametreler üzerinden belirlenmiş (Şekil 2.37, Tablo 2.12) ve aşağıdaki şekilde değerlendirilmiştir.

- Tip D numunesinin yorulma ömrü, Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 106140, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 37854, Gerber Yorulma Hasar Kriteri

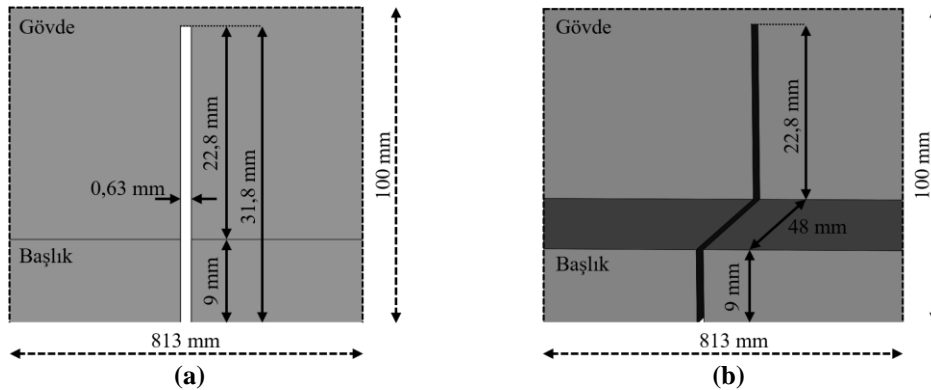
için ise 354840 çevrim sayısı olarak hesaplanmıştır. Çentiğin ucunda oluşan en büyük normal gerilmenin (206,498 MPa) tekrarlı olarak etkimesi sonucunda bu bölgede yorulma hasarı meydana gelmiştir. Numune,  $10^6$  çevrimden daha küçük bir çevrimde hasara uğramıştır.

- Tasarım ömrünün yorulma ömrüne oranını ifade eden yorulma hasar oranı değeri Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 9,421, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 26,417, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise 2,818 olarak hesaplanmıştır. Bu parametre için elde edilen birden büyük bu değerler numunenin yorulma hasarına uğrayacağını bir göstergesidir.

- Tip D numunesinin yorulma güvenlik katsayısının en küçük değeri, çentiğin uç bölgesinde meydana gelmiştir ve değeri Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 0,718, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 0,641, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise 0,859 olarak ölçülmüştür. Numunenin statik güvenlik katsayısı olan 1,138 bu değerlerin üçünden de daha büyüktür. Bu durum, aynı yükün tekrarlı olarak etki etmesinin, statik olarak etki etmesine göre numuneyi daha riskli duruma düşürdüğünün bir göstergesidir. Çünkü yük tekrarlı olarak etkidiğinde numunede yorulma hasarı oluşmuş, statik olarak etki ettiğinde ise herhangi bir hasar meydana gelmemiştir.

#### 2.2.4.6. Çentikli Kiriş: Tip E Numunesi

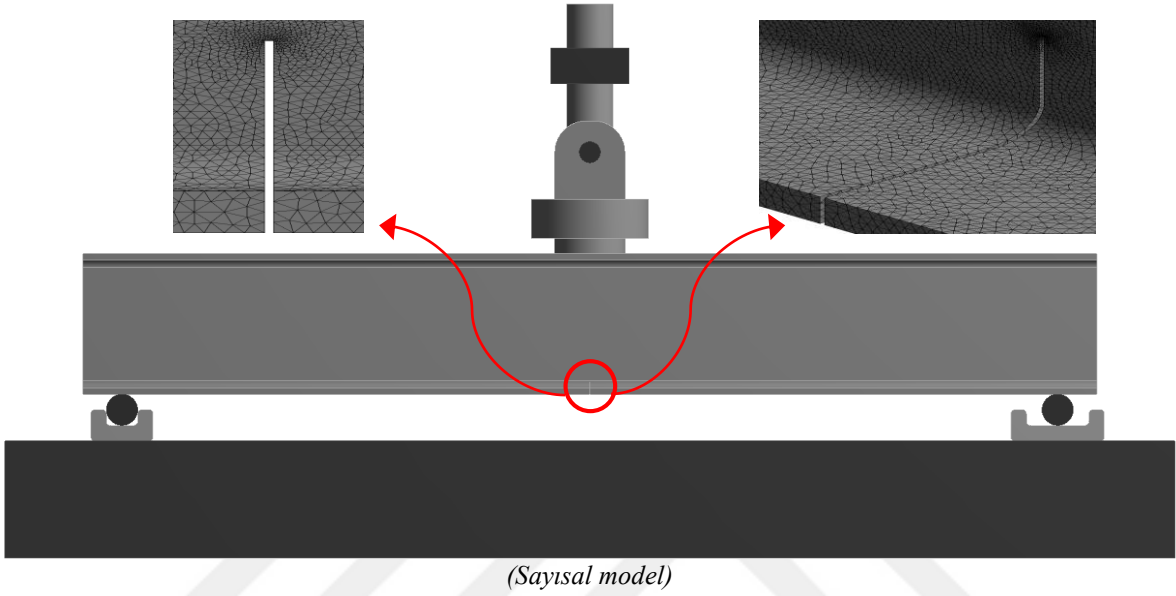
Tip E çentikli kiriş için referans alınan çentik detayına ait geometrik özellikler Şekil 2.38’de görülmektedir.



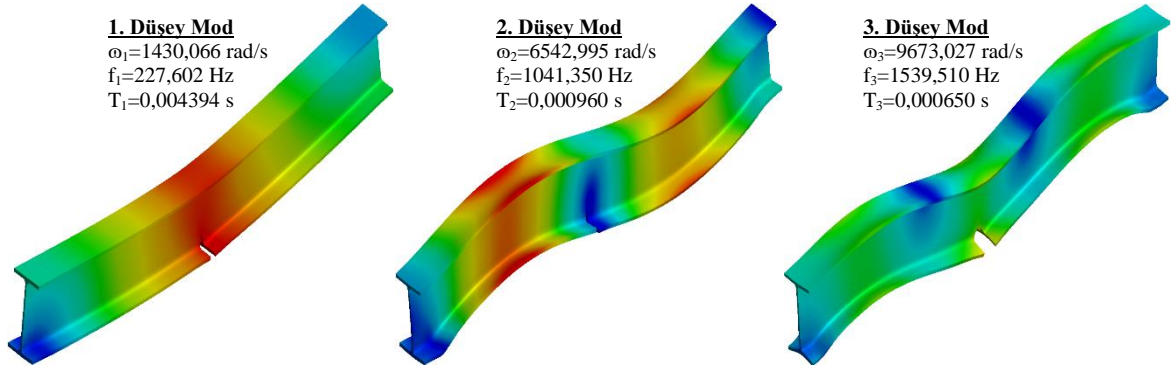
Şekil 2.38. Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş (Hmidan vd., 2013).

### 2.2.4.6.1. Tip E Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı

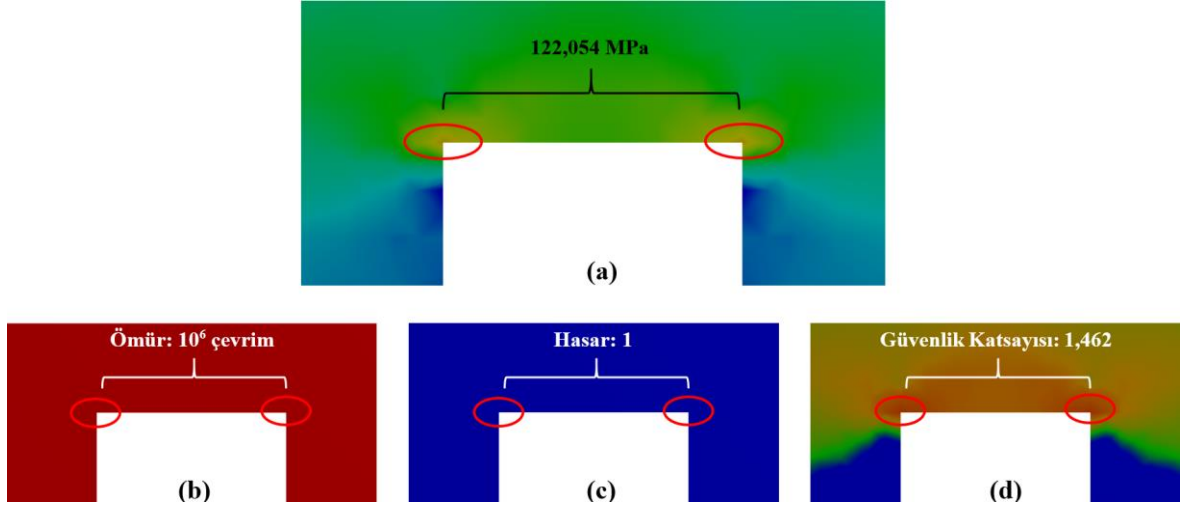
Tip E numunesinin dinamik ve yorulma davranışını belirlemeye yönelik gerçekleştirilen sayısal çalışmalar bu bölümde özetlenmiştir.



Şekil 2.39. Tip E numunesine ait sayısal model



Şekil 2.40. Tip E numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler



Şekil 2.41. Tip E numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı

Tablo 2.13. Farklı hasar kriterlerine göre Tip E numunesine ait yorulma davranış parametreleri

Yorulma Karakteristikleri	Modifiyeli Goodman Y.H.K.	Soderberg Y.H.K.	Gerber Y.H.K.
Yorulma Ömrü	$10^6$	$10^6$	$10^6$
Yorulma Hasarı	1	1	1
Yorulma Güvenlik Katsayısı	1,214	1,084	1,454

Bu bölümde, Tip E numunesinin değişken-tekrarlı yük etkisi altındaki yorulma davranışı yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı gibi davranışı tanımlayan parametreler üzerinden belirlenmiş (Şekil 2.41, Tablo 2.13) ve aşağıdaki şekilde değerlendirilmiştir.

- Tip E numunesinin yorulma ömrü, her üç hasar kriteri için  $10^6$  çevrim sayısı olarak hesaplanmıştır. Çentiğin köşesinde oluşan en büyük normal gerilmenin (122,054 MPa) tekrarlı olarak etkimesi sonucunda numunenin herhangi bir bölgesinde yorulma hasarı meydana gelmemiştir. Numune,  $10^6$  çevrimden daha büyük bir çevrimde hasara uğrayacaktır. Yani, tasarım ömrünü herhangi bir hasara uğramadan tamamlayacaktır.

- Tasarım ömrünün yorulma ömrüne oranını ifade eden yorulma hasar oranı değeri, Tip E numunesinin tüm noktalarında sabittir ve değeri tüm hasar kriterleri için 1'e eşittir. Bu

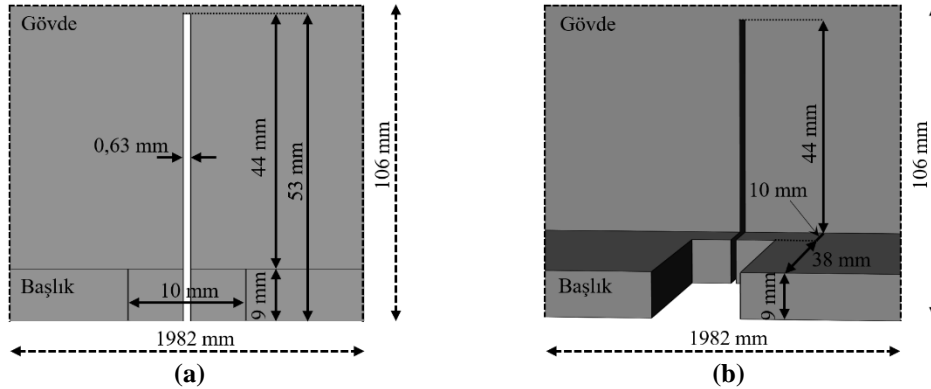


parametre için elde edilen bu sonuç, numunenin herhangi bir yorulma hasarına uğramayacağını bir göstergesidir.

- Tip A numunesinin yorulma güvenlik katsayısının en küçük değeri, çentiğin köşe noktasında meydana gelmiştir ve değeri Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 1,214, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 1,084, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise 1,454 olarak ölçülmüştür. Numunenin statik güvenlik katsayısı olan 1,395, bu değerlerin ilk ikisinden daha büyük üçüncüsünden ise daha küçüktür. Bu şu anlama gelmektedir; her üç hasar kriteri için numunenin yorulma ömrü tasarım ömründen daha büyüktür. Yani numune sonsuz yorulma ömrüne sahiptir. Fakat yükleme hasar oluşuncaya kadar devam ederse Modifiyeli Goodman ve Soderberg Yorulma Hasar Kriterlerine göre numunede ilk olarak yorulma hasarı meydana gelecektir. Gerber Yorulma Hasar Kriterine göre ise herhangi bir yorulma hasarı oluşmadan önce ilk olarak malzeme akacaktır.

#### 2.2.4.7. Çentikli Kiriş: Tip F Numunesi

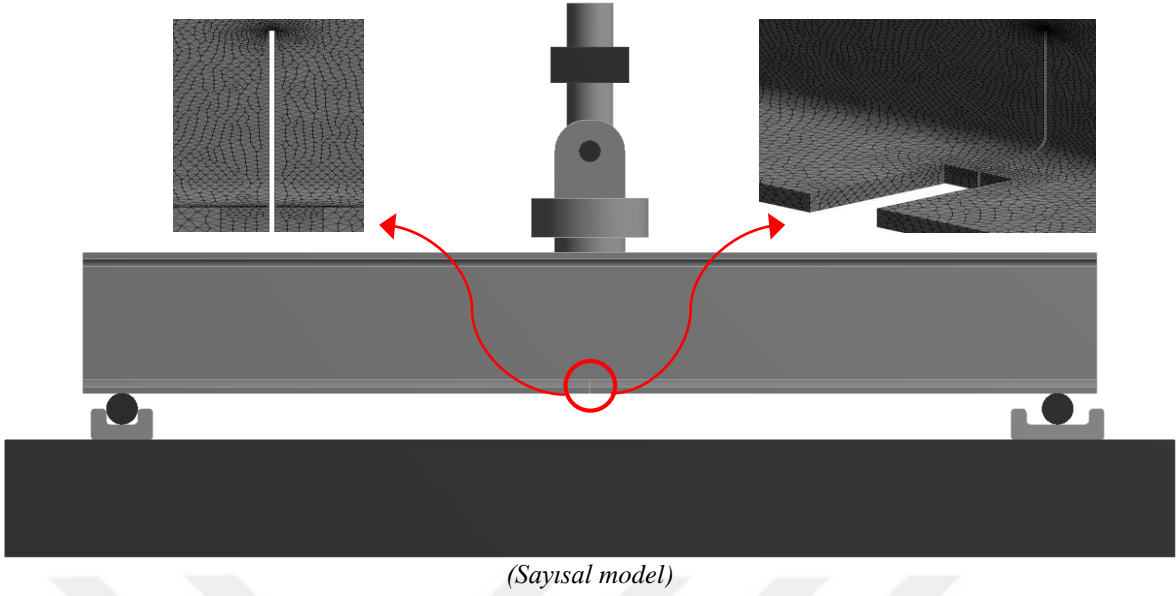
Tip F çentikli kiriş için referans alınan çentik detayına ait geometrik özellikler Şekil 2.42'de görülmektedir.



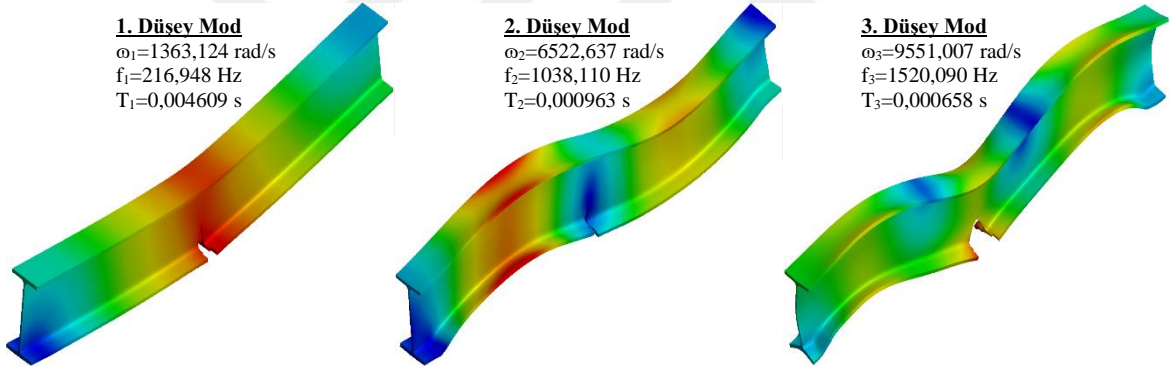
Şekil 2.42. Referans çentik detayı: (a) ön görünüş, (b) perspektif görünüş (Hmidan vd., 2011).

##### 2.2.4.7.1. Tip F Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı

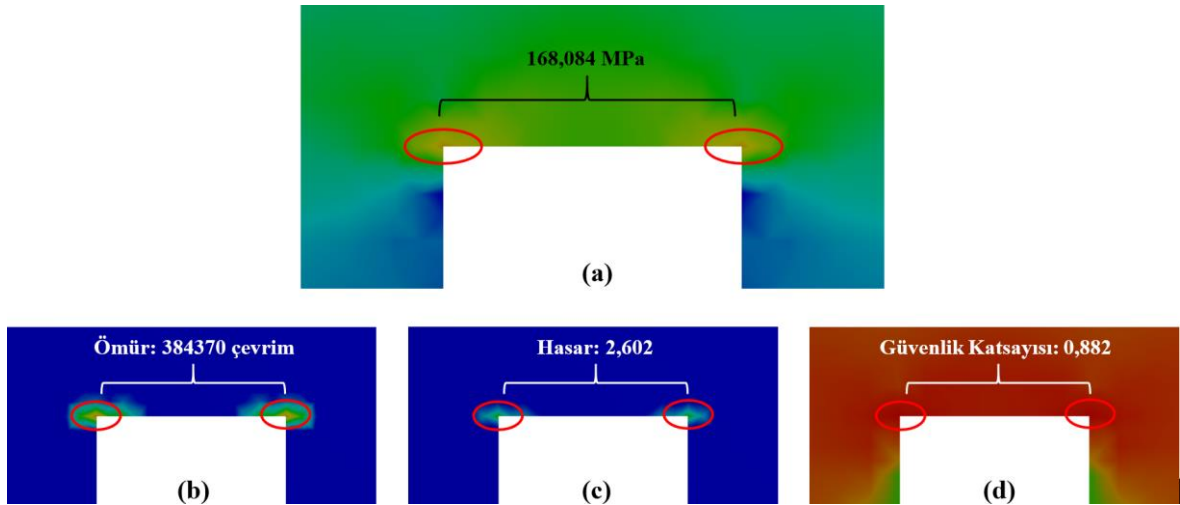
Tip F numunesinin dinamik ve yorulma davranışını belirlemeye yönelik gerçekleştirilen sayısal çalışmalar bu bölümde özetlenmiştir.



Şekil 2.43. Tip F numunesine ait sayısal model



Şekil 2.44. Tip F numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler



Şekil 2.45. Tip F numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı

Tablo 2.14. Farklı hasar kriterlerine göre Tip F numunesine ait yorulma davranış parametreleri

Yorulma Karakteristikleri	Modifiyeli Goodman Y.H.K.	Soderberg Y.H.K.	Gerber Y.H.K.
Yorulma Ömrü	384370	144490	$10^6$
Yorulma Hasarı	2,602	6,921	1
Yorulma Güvenlik Katsayısı	0,882	0,787	1,056

Bu bölümde, Tip F numunesinin değişken-tekrarlı yük etkisi altındaki yorulma davranışı yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı gibi davranışı tanımlayan parametreler üzerinden belirlenmiş (Şekil 2.45, Tablo 2.14) ve aşağıdaki şekilde değerlendirilmiştir.

- Tip F numunesinin yorulma ömrü, Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 384370, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 144490, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise  $10^6$  çevrim sayısı olarak hesaplanmıştır. Çentiğin ucunda oluşan en büyük normal gerilmenin (168,084 MPa) tekrarlı olarak etkimesi sonucunda ilk iki hasar kriteri için bu bölgede yorulma hasarı meydana gelmiştir. Numune,  $10^6$  çevrimden daha küçük bir çevrimde hasara uğramıştır. Gerber Yorulma Hasar Kriterine göre ise numune,  $10^6$  çevrimden daha büyük bir çevrimde hasara uğrayacaktır. Yani, tasarım ömrünü herhangi bir hasara uğramadan tamamlayacaktır.

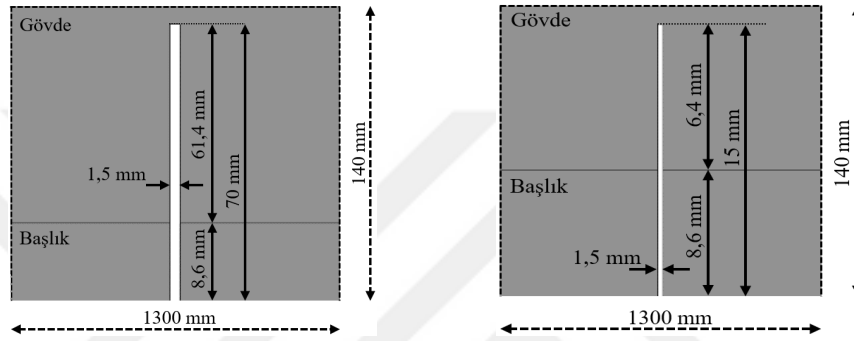
- Tasarım ömrünün yorulma ömrüne oranını ifade eden yorulma hasar oranı değeri Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 2,602, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 6,921, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise 1 olarak hesaplanmıştır. Bu parametre için elde edilen birden büyük değerler numunenin yorulma hasarına uğrayacağını, birden küçük veya eşit değerler ise numunenin hasara uğramayacağını göstermektedir.

- Tip F numunesinin yorulma güvenlik katsayısının en küçük değeri, çentiğin köşe noktasında meydana gelmiştir ve değeri Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 0,882, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 0,787, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise 1,056 olarak ölçülmüştür. Numunenin statik güvenlik katsayısı olan 1,015 bu değerlerin ilk ikisinden daha büyük üçüncüsünden ise daha küçüktür. Bu şu anlama gelmektedir; Modifiyeli Goodman ve Soderberg Yorulma Hasar Kriterlerine göre numunede ilk olarak

yorulma hasarı meydana gelecektir. Gerber Yorulma Hasar Kriterine göre ise herhangi bir yorulma hasarı oluşmadan önce ilk olarak malzeme akacaktır.

#### 2.2.4.8. Çentikli Kiriş: Tip G Numunesi

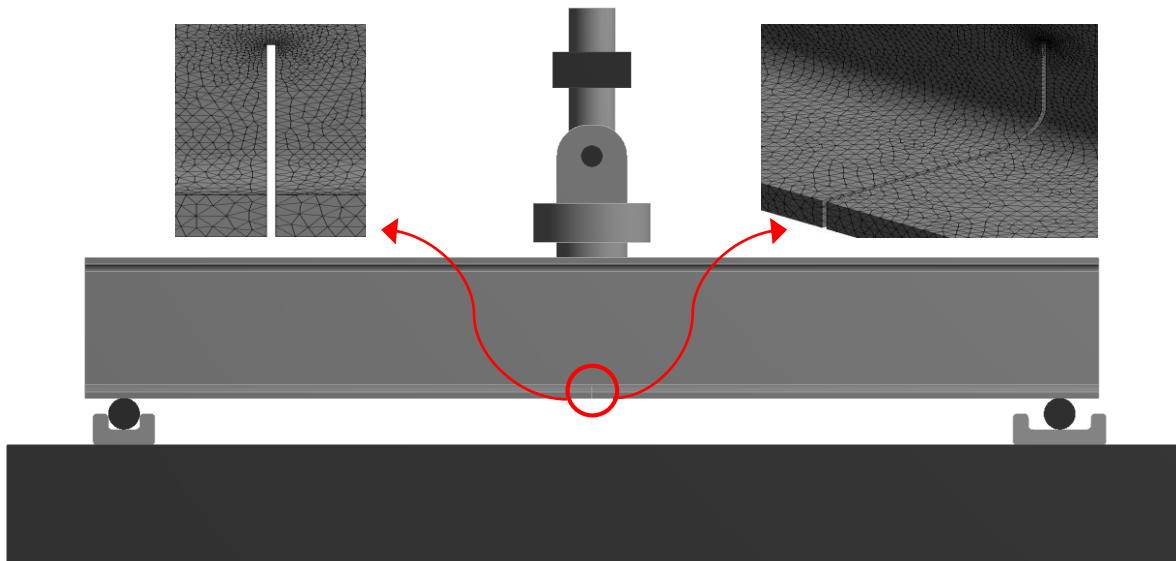
Tip G çentikli kiriş için bu çalışmada dikkate alınan çentik detaylarına ait geometrik özellikler Şekil 2.46'da görülmektedir. İlk çentik detayı, numunenin dinamik karakteristikleri için ikinci çentik detayı ise yorulma davranışı için kullanılmıştır.



Şekil 2.46. Tip G numunesine ait çentik detayları

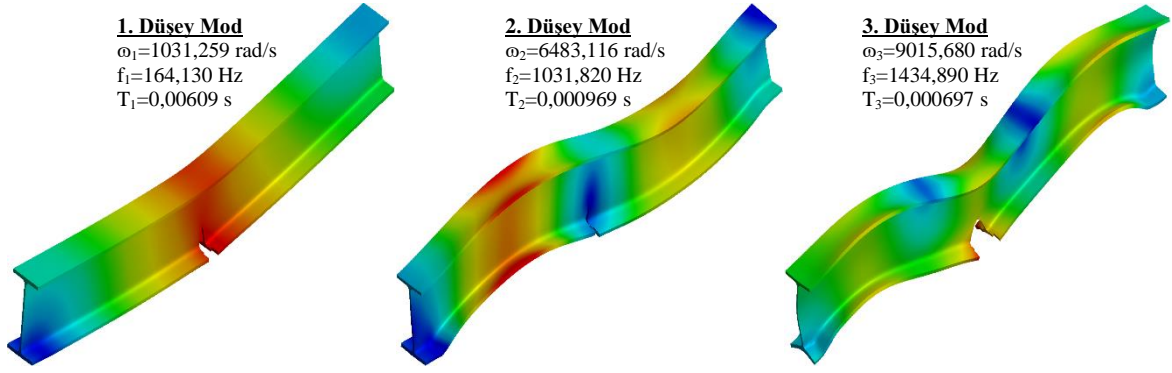
#### 2.2.4.8.1. Tip G Numunesinin Dinamik ve Yorulma Davranışı

Tip G numunesinin dinamik ve yorulma davranışını belirlemeye yönelik gerçekleştirilen sayısal çalışmalar, bu bölümde özetlenmiştir.

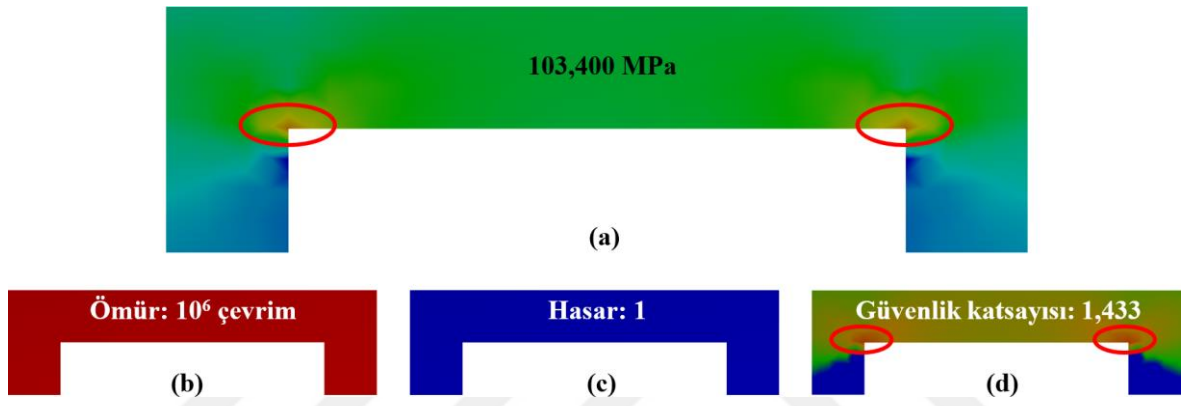


(Sayısal model)

Şekil 2.47. Tip G numunesine ait sayısal model



Şekil 2.48. Tip G numunesine ait ilk üç düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler



Şekil 2.49. Tip G numunesine ait yorulma davranış parametreleri; (a) en büyük çekme gerilmesi, (b) yorulma ömrü, (c) yorulma hasarı, (d) yorulma güvenlik katsayısı

Tablo 2.15. Farklı hasar kriterlerine göre Tip G numunesine ait yorulma davranış parametreleri

Yorulma Karakteristikleri	Modifiyeli Goodman Y.H.K.	Soderberg Y.H.K.	Gerber Y.H.K.
Yorulma Ömrü	$10^6$	$10^6$	$10^6$
Yorulma Hasarı	1	1	1
Yorulma Güvenlik Katsayısı	1,433	1,280	1,716

Bu bölümde, Tip G numunesinin değişken-tekrarlı yük etkisi altındaki yorulma davranışı yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı gibi davranışı tanımlayan parametreler üzerinden belirlenmiş (Şekil 2.49, Tablo 2.15) ve aşağıdaki şekilde değerlendirilmiştir.

- Tip G numunesinin yorulma ömrü, her üç hasar kriteri için  $10^6$  çevrim sayısı olarak hesaplanmıştır. Çentiğin köşesinde oluşan en büyük normal gerilmenin (103,400 MPa) tekrarlı olarak etkimesi sonucunda numunenin herhangi bir bölgesinde yorulma hasarı meydana gelmemiştir. Numune,  $10^6$  çevrimden daha büyük bir çevrimde hasara uğrayacaktır. Yani, tasarım ömrünü herhangi bir hasara uğramadan tamamlayacaktır.

- Tasarım ömrünün yorulma ömrüne oranını ifade eden yorulma hasar oranı değeri, Tip G numunesinin tüm noktalarında sabittir ve değeri tüm hasar kriterleri için 1'e eşittir. Bu parametre için elde edilen bu sonuç, numunenin herhangi bir yorulma hasarına uğramayacağını bir göstergesidir.

- Tip G numunesinin yorulma güvenlik katsayısının en küçük değeri, çentiğin köşe noktasında meydana gelmiştir ve değeri Modifiyeli Goodman Yorulma Hasar Kriteri için 1,433, Soderberg Yorulma Hasar Kriteri için 1,280, Gerber Yorulma Hasar Kriteri için ise 1,716 olarak ölçülmüştür. Numunenin statik güvenlik katsayısı olan 1,856 bu değerlerin üçünden de daha büyüktür. Bu durum, aynı yükün tekrarlı olarak etki etmesinin, statik olarak etki etmesine göre numuneyi daha riskli duruma düşürdüğünün bir göstergesidir.

Tablo 2.16'da, dinamik karakteristikler açısından çentik etkileri birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Yukarıda da ifade edildiği gibi çatlaksız giriş (kontrol numunesi) ile aradaki farkın büyük olması daha sonraki aşamalarda yapılan çalışmaların birbirleriyle net bir şekilde karşılaştırılabilmesi için oldukça önemlidir. Yorulma analizleri için daha önceki yıllarda kullanılmış çentik detaylarının etkilerinin Tip E ve F detayları dışında oldukça düşük olduğu görülmektedir. Bu yüzden, bu tür çentiklerin aynı geometriyle kullanılması, dinamik karakteristikler açısından uygun olmayabilir. Oluşabilecek bu tür olumsuz yanların giderilmesi amacıyla bu çalışmada dikkate alınan çentik geometrisi yaklaşık olarak %50'ye yakın bir farka neden olmuştur. Yukarıda ifade edilen gerekçeler dikkate alındığında bu durum, tezin amacına oldukça uygundur.

Tablo 2.16. Çentikli numunelere ait sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

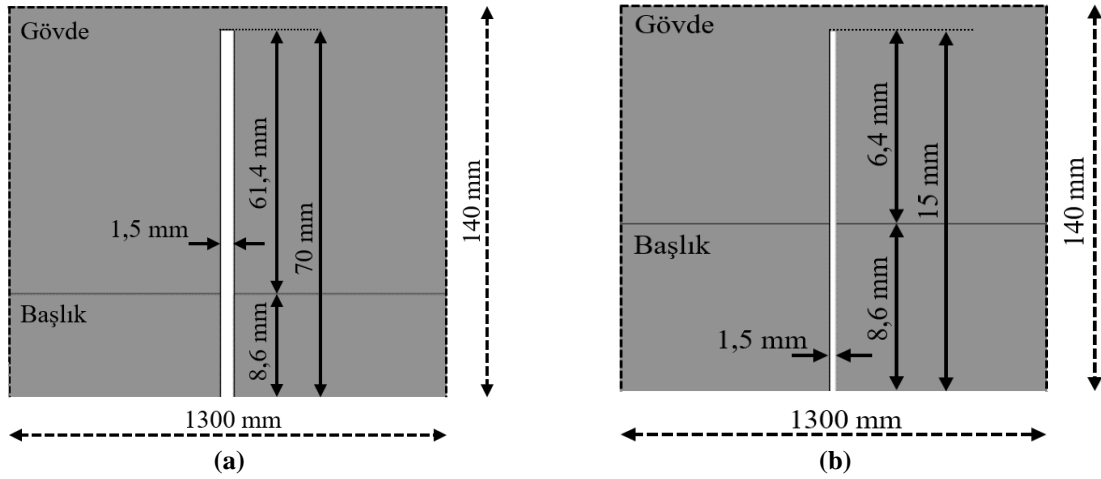
Dinamik Karakteristikler					
	Mod	$\omega$ (rad/s)	T (s)	f (Hz)	Fark (%)
Kontrol Numunesi	1	1787,145	0,003516	284,433	-
	2	1078,560	0,000927	1078,560	-
	3	11357,172	0,000553	1807,550	-
Tip A Numunesi	1	1606,095	0,003912	255,618	10,131
	2	6606,455	0,000951	1051,450	-
	3	10348,972	0,000607	1647,090	-
Tip B Numunesi	1	1540,084	0,004080	245,112	13,824
	2	6546,388	0,000960	1041,890	
	3	10064,281	0,000624	1601,780	
Tip C Numunesi	1	1574,296	0,003991	250,557	11,910
	2	6578,055	0,000955	1046,930	
	3	10160,916	0,000618	1617,160	
Tip D Numunesi	1	1610,261	0,003902	256,281	9,898
	2	6589,428	0,000954	1048,740	
	3	10293,366	0,000610	1638,240	
Tip E Numunesi	1	1430,066	0,004394	227,602	19,980
	2	6542,995	0,000960	1041,350	
	3	9673,027	0,000650	1539,510	
Tip F Numunesi	1	1363,124	0,004609	216,948	23,726
	2	6522,637	0,000963	1038,110	
	3	9551,007	0,000658	1520,090	
Tip G Numunesi	1	1031,259	0,00609	164,130	<b>42,296</b>
	2	6483,116	0,000969	1031,820	
	3	9015,680	0,000697	1434,890	

Tablo 2.17’de, yorulma karakteristikleri açısından çentik etkileri birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Yukarıda da ifade edildiği gibi kirişler üzerinde oluşturulan yapay çentiklerin, üstelik derinliği gövdeye kadar ulaşan çentiklerin, elemanın yorulma ömrünü gözle görülür derecede azaltacağı bilinen bir gerçektir. Geçmiş yıllarda yapılmış benzer çalışmalarda kullanılan çentik geometrileri dikkate alınarak yapılan bu karşılaştırmalı çalışma sonuçları, Tip G numunesinin tezin amacına oldukça uygun olduğunu göstermektedir.

Tablo 2.17. Çentikli numunelere ait sayısal yorulma karakteristiklerin karşılaştırılması

Yorulma Parametreleri			
	Yorulma Ömrü	Yorulma Hasarı	Yorulma Güvenlik Katsayısı
Kontrol Numunesi	$10^6$	1	15
Tip A Numunesi	$10^6$	1	1,168
Tip B Numunesi	96431	10,370	0,705
Tip C Numunesi	$10^6$	1	1,462
Tip D Numunesi	106140	9,421	0,718
Tip E Numunesi	$10^6$	1	1,214
Tip F Numunesi	384370	2,602	0,882
Tip G Numunesi	$10^6$	1	1,433

Dinamik karakteristikler açısından seçilen çentik detayının aynı boyutlarda yorulma analizleri için kullanılması mümkün değildir. Çünkü derinliği oldukça büyük olan bu tür bir çentik, kirişi statik açıdan oldukça sıkıntılı durumlara düşürebilir. Bu nedenle, yorulma analizleri için kullanılan çentiğin derinliği, kirişte akma dayanımının altındaki seviyelerde gerilme oluşturabilecek bir değer olarak seçilmiştir. Tezin ileriki bölümlerinde yapılan çalışmalarda kullanılmak üzere seçilen çentik detayları Şekil 2.50’de görülmektedir.



Şekil 2.50. Tez kapsamında dikkate alınan çentik detayı: (a) dinamik karakteristiklerin belirlenmesinde kullanılan detay, (b) yorulma davranışlarının belirlenmesinde kullanılan detay



### 2.2.5. Deneysel Numunelerin Hazırlanması

Bu bölümde, tez süresince gerçekleştirilmiş deneysel çalışmalar için kullanılan numunelerin ve ekipmanların hazırlanma süreci yer almaktadır.

1 adet kontrol numunesi, 7 adet dinamik karakteristiklerin ve 7 adet yorulma davranışlarının belirlenmesi için olmak üzere toplam 15 adet numune, 6 m standart uzunluktaki IPN140 profillerin 130 cm uzunluğunda parçalar halinde kesilmesi ile elde edilmiştir (Şekil 2.51). Numunelerin elde edildiği profillerin korozyonsuz ve yüzey pürüzlülüğünden mümkün olduğunca arındırılmış olmasına özen gösterilmiştir.



Şekil 2.51. Profillerin kesilmesi ile deneysel numunelerin hazırlanma aşaması

Numunelerin hazırlanmasından sonraki aşama, hem dinamik hem de yorulma analizleri için belirlenmiş uygun çentiklerin kirişler üzerinde dikkatli bir şekilde teşkil edilmesidir. Çentikler, tam otomatik hızlı kesim testere tezgâhı yardımıyla oluşturulmuştur. Testere ucu, çentik kalınlığı olan 1,5 mm olarak seçilmiştir. Çentik derinliği, dinamik karakteristiklerin belirlenmesinde kullanılan numuneler için 70 mm, yorulma davranışlarının belirlenmesinde kullanılan numuneler için ise 15 mm olacak şekilde ayarlanmıştır. Kesme işlemi başladıktan sonra, testerenin istenilen derinliğe ulaştığında otomatik olarak durmasıyla çentik derinliği sağlanmıştır (Şekil 2.52).



Şekil 2.52. Kirişler üzerinde çentiklerin oluşturulma aşaması

Çentiklerin oluşturulmasından sonraki aşama, dinamik karakteristiklerin belirlenmesinde kullanılan kirişler ile 40 mm çapındaki dairesel mesnet çubuklarının 1200 mm serbest açıklığında birbirlerine köşe kaynak işlemi ile birleştirilmesi sürecidir (Şekil 2.53).



Şekil 2.53. Dairesel mesnetlerin numuneler üzerine köşe kaynak işlemi ile birleştirilme aşaması

Dairesel mesnetlerin teşkilinden sonraki aşama, numunelerin kesilmesi esnasında yüzeylerinde oluşan pürüzlülüğün, devir ayarlı avuç içi silindirik taşlama makinası kullanılarak yüzey zımparalama (taşlama) işlemi ile giderilme sürecidir (Şekil 2.54).



Şekil 2.54. Yüzey pürüzlülüğün yüzey zımparalama işlemi ile giderilme aşaması

Taşlama işleminden sonraki aşama, dinamik karakteristiklerin belirlenmesinde kullanılan kirişler için basit mesnetlenme sınır şartlarını sağlayan alt tabanlıkların (sabit mesnet-sabit mesnet / sabit mesnet-hareketli mesnet) ahşap malzemesi kullanılarak tasarlanmasıdır. Dinamik karakteristiklerin belirlenmesinde önemli bir etkiye sahip olan sınır şartlarının doğru bir şekilde oluşturulması, sonuçların oldukça gerçekçi elde edilmesine sebebiyet verdiği için bu tasarımın yapılmasında oldukça özen gösterilmiştir.



Şekil 2.55. Basit mesnetlenme sınır şartlarını sağlayan alt tabanlıkların yapım aşaması

Şekil 2.55'in devamı



### 2.3. Temel Çalışmalar: Deneysel ve Sayısal Çalışmalar

Bu bölümde, altı adet farklı deney numunesinin hem dinamik hem de yorulma davranışlarının sayısal ve deneysel yöntemlerle belirlenmesine yönelik gerçekleştirilmiş çalışmalar ayrıntılı bir şekilde sunulmuştur. Çalışma kapsamında ele alınan deney numuneleri şunlardır (Şekil 2.56);

- Çentiksiz (Hasarsız) kiriş: Kontrol numunesi
- Çentikli (Hasarlı) kiriş: Güçlendirilmemiş numune
- Çentikli (Hasarlı) kiriş: Tek kat KFTP (kumaş) ile güçlendirilmiş numune
- Çentikli (Hasarlı) kiriş: Çift kat KFTP (kumaş) ile güçlendirilmiş numune
- Çentikli (Hasarlı) kiriş: Tek kat KFTP (plaka) ile güçlendirilmiş numune
- Çentikli (Hasarlı) kiriş: Epoksi esaslı dolgu malzemesi ile onarılmış, tek kat KFTP (kumaş) ile güçlendirilmiş numune



Şekil 2.56. Çalışma kapsamında dikkate alınan farklı tip deney numuneleri, (a) dinamik karakteristikleri belirlenmesi için kullanılan numuneler (b) yorulma davranışlarının belirlenmesi için kullanılan numuneler

### 2.3.1. Çentiksiz (Hasarsız) Kiriş: Kontrol Numunesi

Kontrol numunesi üzerinde yalnızca dinamik karakteristiklerin belirlenmesine yönelik deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Yorulma davranışının belirlenmesine yönelik deneysel herhangi bir çalışma yapılmamıştır. Çünkü düşük genlikli yüklerde yorulma testlerine tabi tutulan çentiksiz kirişlerde yük çevrim sayısı  $10^6$  değerini aşmaktadır. Yani numunenin yorulma ömrü sonsuz olarak kabul edilmektedir. Bu bilinen gerçek üzerine hem zaman alıcı hem de zahmetli olan yorulma testleri ile tekrar bir çalışma yapma ihtiyacı duyulmamıştır. Bu öngörülerini kanıtlayabilmek amacıyla yalnızca sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir.



Şekil 2.57. Çentiksiz (hasarsız) kiriş: kontrol numunesi

#### 2.3.1.1. Kontrol Numunesinin Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi

Yapıların dinamik davranışlarının belirlenmesinin, deneysel olarak elde edilen dinamik karakteristiklere (doğal frekanslar, mod şekli, sönüm oranı) bağlı olduğu daha önceki bölümlerde ayrıntılı bir şekilde anlatılmıştır. Çalışma kapsamında, model kirişlerin dinamik karakteristikleri Çevresel Titreşim Yöntemi ile elde edilmiştir.

Çevresel Titreşim Yöntemi ile yapılan ölçümlerde dikkat edilmesi gereken en önemli konu, hesaba katılan mesnet koşullarının laboratuvar şartlarında doğru bir şekilde modellenmesidir. Bu çalışmada üç farklı deneme sonucunda en doğru sınır şartları sağlanabilmiştir. İlk olarak ölçümler, daha önceki bölümlerde bahsedilen ahşap mesnet tabanlığa yerleştirilmiş kiriş üzerinden alınmıştır (Şekil 2.58). Tabanlığın, oldukça ağır olan kiriş yükü etkisi altında düz zeminde stabilitesini koruyabileceği düşünülmüş ve herhangi bir bağlantı elemanı ile zemine monte edilmemiştir. Fakat elde edilen dinamik

karakteristikler incelendiğinde, hem sayısal dinamik karakteristiklerle aralarında oldukça büyük farkların olduğu hem de sonuçların oldukça tutarsız olduğu görülmüştür.



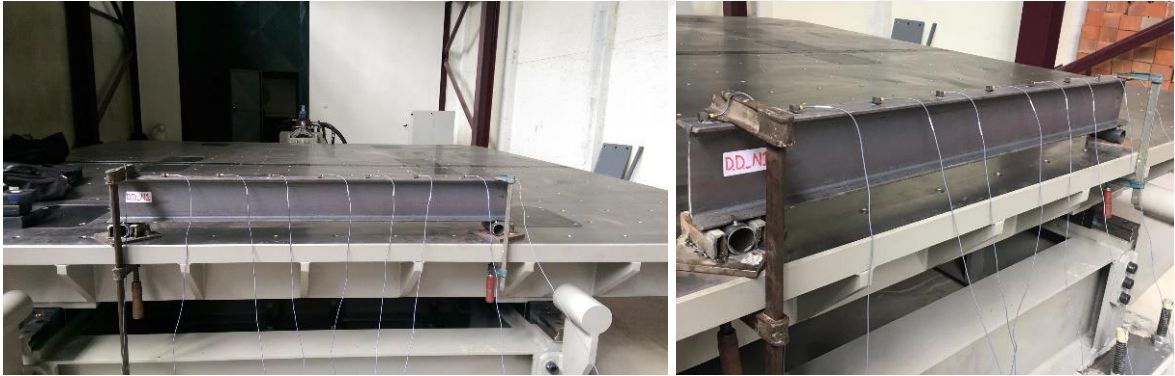
Şekil 2.58. Ahşap tabanlığa yerleştirilmiş numune üzerinden ölçüm alımı

Yukarıda ifade edilen ölçüm başarısızlığı, ahşap tabanlığın zemine tam olarak oturmadığı ve dolayısıyla da arada kalan boşluğun ölçüm sonuçlarında hataya neden olduğu kanısına varılarak açıklanabilmektedir. Bunu önlemek amacıyla, tabanlılık oldukça rijit bir zemine vidalama yöntemiyle monte edilmiş ve ölçümler bu düzenek üzerinden alınmıştır (Şekil 2.59).



Şekil 2.59. Rijit zemine monte edilmiş ahşap tabanlılık üzerinde yer alan numune üzerinden ölçüm alımı

Bu sınır şartları üzerinde yapılan ölçüm sonuçları incelendiğinde, bir önceki ölçüm sonuçları kadar olmasa da yine de sayısal dinamik karakteristiklerle aralarında oldukça büyük farkların olduğu görülmüş ve sonuçların oldukça tutarsız olduğu belirlenmiştir. İkinci aşamada da karşılaşılan ölçüm başarısızlığının asıl nedeninin, ahşap tabanlıkla zemin arasındaki temas yüzeyinden kaynaklanmadığı, bizzat ahşabın kendisinden dolayı olduğu kanısına varılmıştır. Çünkü ahşabın elastisite modülü, çeliğin elastisite modülünden oldukça düşüktür. Her ne kadar mesnet blokları yeterli rijitlikte gözüksün de iki malzeme arasındaki bu yüksek rijitlik farkından dolayı mesnet bloklarında olmaması gereken düşey deplasmanlar meydana gelmiştir. Bu durum, ilk olarak mod şekillerini ve buna bağlı olarak da diğer dinamik karakteristikleri oldukça etkilemektedir. Bunu önlemek amacıyla, ahşap tabanlık yerine çelik bir mesnet tabanlık tasarlanmıştır. Tabanlık, rijit bir zemine civatalar yardımıyla monte edilmiş, sabit mesnet olarak çalışan kısım ayrıca mengene ile sıkıştırılmıştır. Üçüncü aşamada gerçekleştirilen ölçümler, bu düzenek üzerinden alınmıştır (Şekil 2.60).



Şekil 2.60. Rijit zemine monte edilmiş çelik mesnet plakalar üzerinde yer alan numune üzerinden ölçüm alımı

Bu sınır şartları üzerinde yapılan ölçüm sonuçları incelendiğinde, elde edilen deneysel dinamik karakteristiklerin sayısal dinamik karakteristiklerle oldukça uyumlu olduğu görülmüş ve bundan sonraki aşamalarda yapılan bütün deneysel çalışmalar bu sınır şartları üzerinden gerçekleştirilmiştir.

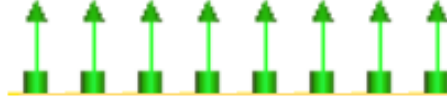
Yapay çentikler, numunelerin açıklıklarının tam ortasında oluşturulduğundan dolayı çentik etkisi direkt olarak numunenin birinci modu üzerinde etkili olmaktadır. Yüksek modlarda bu etki oldukça düşüktür. Bu nedenle, hem deneysel hem de sayısal çalışmalarda dinamik karakteristikler açısından birinci düşey mod dikkate alınmıştır. Bu nedenle,

ölçümler esnasında B&K 4507 tipi tek eksenli ivmeölçerler kullanılmıştır. Toplam dokuz adet ivmeölçer (2 mesnet-7 açıklık) sayısal olarak elde edilen mod şekillerine bağlı olarak açıklık boyunca yerleştirilmiştir (Şekil 2.61). İvmeölçerlerin yerleşimine ait görünüş Şekil 2.62’de verilmiştir. Ölçüm süresinin yapının veya elemanın hâkim periyodunun yaklaşık olarak 300 katı olduğuna dair ortak bir kabul vardır. Bu bilgi doğrultusunda yaklaşık olarak 5 ile 10 dakika arasında süren ölçümler boyunca ivmeölçerler tarafından alınan titreşim verileri, tek eksenli sinyal kabloları yardımıyla B&K 3560 tipi 17 kanallı veri toplama ünitesinde toplanmış (Şekil 2.61) ve PULSE yazılımına aktarılarak işlenmiştir. Daha sonra, işlenen bu sinyaller OMA yazılımına iletilerek dinamik karakteristikler elde edilmiştir. Deney numuneleri küçük ölçekli modeller olduğu için darbe çekici gibi herhangi bir titreştirici kullanılmamış, çevresel etkilere bağlı olarak oldukça iyi sinyaller alınmıştır.



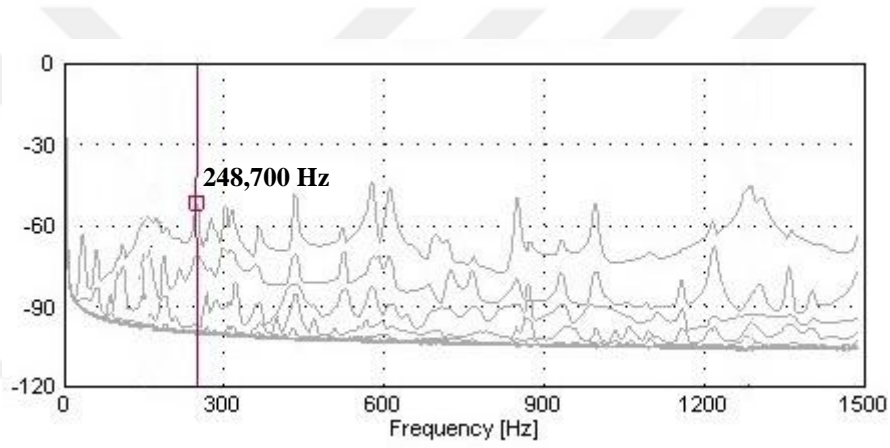
Şekil 2.61. Kontrol numunesi için yapılan çevrimsel titreşim testi



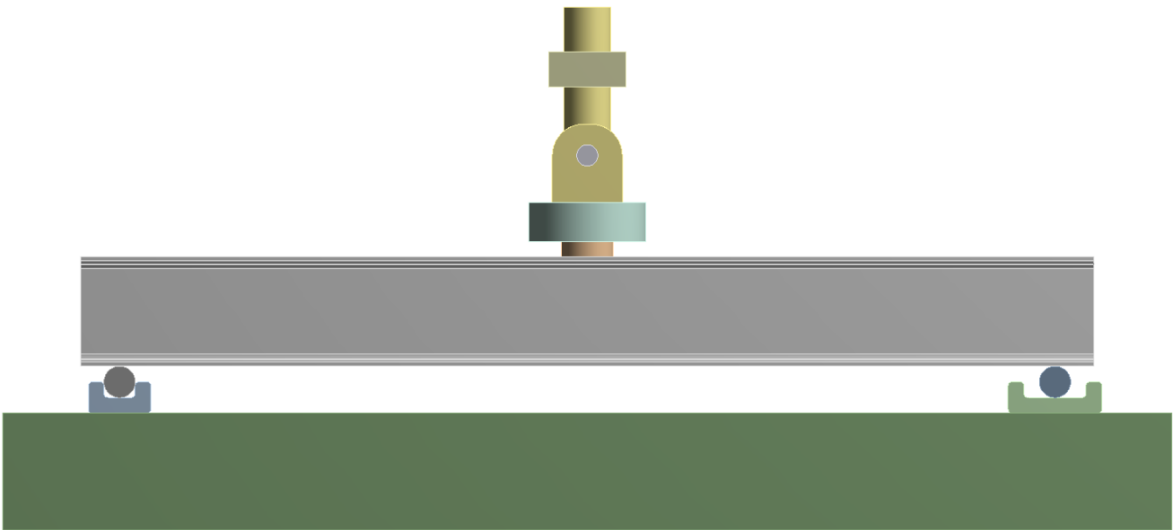


Şekil 2.62. İvmeölçerlerin yerleşimini gösteren kesit görünüşü

Çevresel titreşim testlerinden toplanan sinyallerin Geliştirilmiş Frekans Tanım Alanında Ayırıştırma Yöntemi ile ayrıştırılması sonucu elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri Şekil 2.63’de verilmiştir. Şekil 2.63’de görülen sinyallerin pik yapan değerlerinin her biri yapısal modlara karşılık gelmektedir. Bu piklerden uygun olanının seçilmesiyle numunenin birinci doğal frekansı hesaplanmıştır.



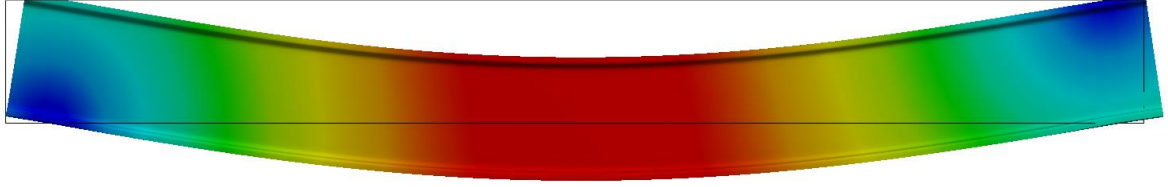
Şekil 2.63. DD\_N1 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri



Şekil 2.64. DD\_N1 için elde edilen birinci düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler

Şekil 2.64'ün devamı

**1. Düşey Mod**  
 $\omega_1=1787,145$  rad/s  
 $f_1=284,433$  Hz  
 $T_1=0,003516$  s



DD\_N1 için elde edilen deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması Tablo 2.18'de verilmiştir.

Tablo 2.18. DD\_N1'e ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

Dinamik Karakteristikler				
	Mod	$\omega$ (rad/s)	T (s)	f (Hz)
Deneysel Yöntem	1	1562,628	0,004021	248,700
Sayısal Yöntem	1	1787,145	0,003516	284,433

### 2.3.1.2. Kontrol Numunesinin Yorulma Davranışının Belirlenmesi

Başlangıçta ifade edilen nedenlerden dolayı kontrol numunesinin yorulma davranışının belirlenmesine yönelik deneysel herhangi bir çalışma yapılmamış, yalnızca sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar Tablo 2.19'da verilmiştir.

Tablo 2.19. Kontrol numunesine ait sayısal yorulma davranış parametreleri

Yorulma Davranış Parametreleri			
	Ömür	Hasar Oranı	Güvenlik Katsayısı
Sayısal Yöntem	$10^6$	1	15

### 2.3.2. Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Güçlendirilmemiş Numune

Bu bölümde, çentikli kirişin hem dinamik karakteristiklerini hem de yorulma davranışını belirlemeye yönelik deneysel ve sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Dinamik karakteristikleri belirlenen numune, DD\_N2 etiketiyle, yorulma davranışı belirlenen numune ise YD\_N1 etiketiyle kodlanmıştır.

#### 2.3.2.1. DD\_N2'nin Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi

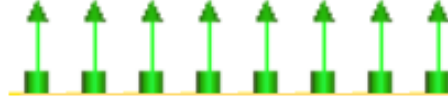
Dinamik karakteristiklerin belirlenmesine yönelik yapılmış deneysel ve sayısal çalışmalar aşağıda takip eden bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.



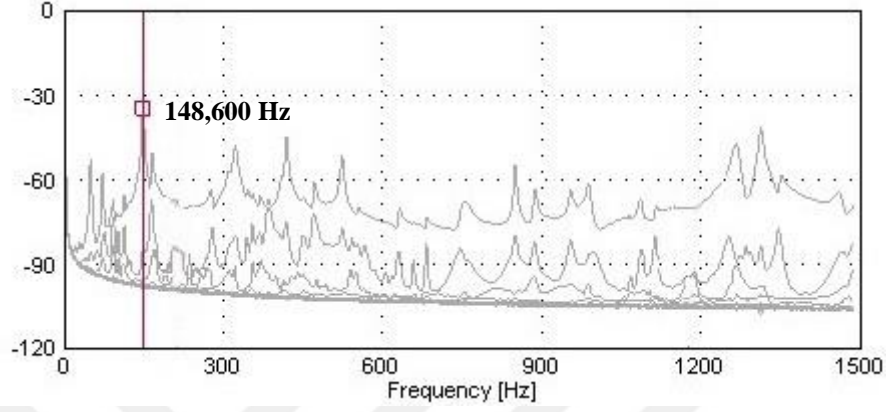
Şekil 2.65. DD\_N2'ye ait görseller



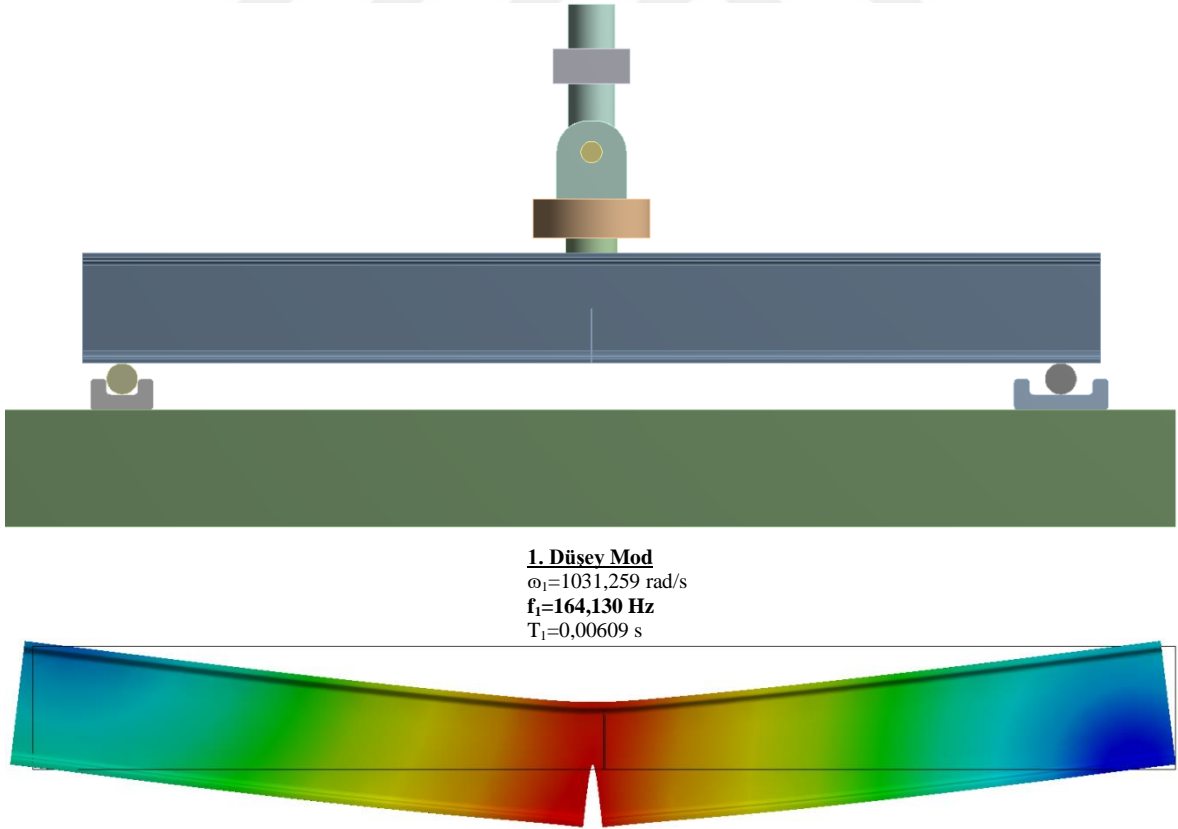
Şekil 2.66. DD\_N2 için yapılan çevrimsel titreşim testi



Şekil 2.67. İvmeölçerlerin yerleşimini gösteren kesit görünüşü



Şekil 2.68. DD\_N2 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri



Şekil 2.69. DD\_N2 için elde edilen birinci düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler

DD\_N2 için elde edilen deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması Tablo 2.20’de verilmiştir.

Tablo 2.20. DD\_N2’ye ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

Dinamik Karakteristikler				
	Mod	$\omega$ (rad/s)	T (s)	f (Hz)
Deneysel Yöntem	1	933,681	0,006729	148,600
Sayısal Yöntem	1	1031,259	0,006090	164,130

### 2.3.2.2. YD\_N1’in Yorulma Davranışının Belirlenmesi

Yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılmış deneysel ve sayısal çalışmalar takip eden bölümlerde aşağıda ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.



Şekil 2.70. YD\_N1’e ait görseller

Yorulma deneyleri, Yıldız Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Laboratuvarında yer alan Instron 8803 Servo-hidrolik yorulma test sistemi ile gerçekleştirilmiştir. Instron 8803 yüksek kapasiteli yorulma test cihazı, 500 kN’a kadar çeşitli malzeme ve yapı bileşenleri üzerinde statik ve dinamik testler yapabilen çok yönlü bir servo-hidrolik yorulma test sistemidir (Şekil 2.71). Sistemin sahip olmuş olduğu çok sayıda konfigürasyon ve seçenek sayesinde herhangi bir laboratuvar ortamında kurulumu oldukça kolaydır. Bu yorulma test cihazları, çok geniş bir aralıkta hem düşük çevrim hem

de yüksek çevrim yorulma testlerini, çatlak ilerlemesi ve kırılma tokluğu testlerini ve diğer tüm dinamik testleri gerçekleştirebilir. Bu sistemler, istenilen uygulamanın gereksinimlerini karşılayacak servo-valf, manifold ve hidrolik güç birimi (pompa) seçimiyle kolayca ihtiyaç duyulan performansa uyarlanabilir.



Şekil 2.71. Instron 8803 yüksek kapasiteli yorulma test sistemi

Instron 8803 yüksek kapasiteli yorulma test sistemleri, bilinen metal numunelerden daha büyük boyutlardaki ürün testlerine kadar çok geniş çaptaki statik ve dinamik test uygulamalarında kullanabilen, yüksek peklige sahip yük yapılarından oluşmaktadır. Bu servohidrolik cihazların tipik uygulamaları; kırılma mekaniği, güçlendirme barı (nervürlü inşaat demiri), uzay-uçak sanayi panelleri, kablo/halat, inşaat mühendisliği parça veya yapıları, küçük boyutlu beton ve taş mekaniği gibi çok farklı alanları içermektedir. Yorulma test sisteminin sahip olduğu diğer özellikler aşağıda maddeler halinde verilmiştir.

- $\pm 500$  kN'a kadar eksenel kuvvet kapasitesi
- Çift kolon, yüksek rijitlik (esnemezlik), alt tabanda veya üst çapraz kafada aktüatör ve hassas hizalanmış yük çerçevesi
- Farklı tip malzeme ve yapı bileşenleri üzerinde dinamik ve statik testler için ileri tasarım

- Dikkate alınan testlere uygun olacak şekilde hidrolik konfigürasyon ve dinamik performans seçimi
- Eleman boyutlarına ve yükleme tipine bağlı olarak farklı yüksekliklerde ayarlanabilir çerçeve seçeneği
- Boşluğun kolay bir şekilde ayarlanabilmesini sağlayan hidrolik asansörlü ve standart olarak yerleştirilmiş kilitleri ile ayarlanabilir üst çapraz kafa
- 250 mm'ye kadar kullanılabilir hareket aralığı ve çalışma mesafesi
- Daha hızlı test ve atalet hatalarının azaltılması için patentli Dynacell ileri yük hücresi teknolojisi
- Yüksek yan yük direnci ve test sırasında daha iyi ve hassas hizalama için hidrostatik aktüatörler.

Tablo 2.21. Instron 8803 Servo-hidrolik yorulma test cihazının teknik özellikleri

Serbest Boşluk Aralığı	mm	Standart Yükseklikteki Çerçeve	Ekstra Yükseklikteki Çerçeve	Ekstra-Ekstra Yükseklikteki Çerçeve
		1465	1905	2265
Dinamik Yük Kapasitesi (En Büyük Değer)	kN	± 500		
Aktüatör Hareket Aralığı	mm	250		
Konfigürasyon		Çift kolonlu, yüksek rijitlikte, alt tabanında veya üst çapraz kafasında aktüatör bulunan ve hassas bir şekilde hizalanmış yük çerçevesi		
Asansör ve Kilitler		Hidrolik olarak çalışan asansörler ve kilitler		
Yük Hücresi		Yorulmaya dayanıklı patentli Dynacell yük hücresi		
Yük Tartma Hassasiyeti		Dikkate alınan yükün %±0,5'i veya yük hücresi kapasitesinin %±0,005'inden hangisi daha büyükse		
Manifold Seçenekleri		Tek valf, çift valf, yüksek akışlı manifold		
Servo-Valf Seçenekleri	l/min	5, 10, 20, 40, 65 veya 230		
Hidrolik Basınç Kaynağı	bar	207		
Güç Kaynağı		Tek fazlı şebeke 90-132 veya 180-264V 45/65 Hz (Güç tüketimi ile birlikte) 800 VA Maks.		
Çalışma Ortamı		+10 - +38 °C sıcaklık ile 10-90 % nem oranı		
Çerçeve Rijitliği	kN/mm	1066		
Maksimum Çerçeve Ağırlığı	kg	2450		

Dinamik test sistemi, hidrolik asansör ve kilitle donatılmış üst çaprazkafanın bağlandığı ikiz kolonlu yapıya sahiptir. 8800 kontrol ünitesi (dijital denetleyici) ve Dynacell™ yük hücresi ile donatılmış hassas işlenmiş mekanik sistemler sayesinde test sistemi, istenilen çoğu uygulama için tam entegre çözüm sağlamaktadır (Şekil 2.72).



Şekil 2.72. Yorulma test sistemine ait kontrol üniteleri ve yük hücreleri

Kontrol ünitesi; gelişmiş tam dijital servo hidrolik bir cihaz olup, yüksek teknoloji ile üretilmiş ve hem statik hem de dinamik testlere uygun olarak tasarlanmıştır. Console yazılımı, kontrol ünitesi için ana arayüz sağlarken, operatör paneli donanımı bir alternatif olarak sunulmaktadır. Console yazılımı; kontrol ünitesinin ara yüzünü oluşturmaktadır. Tüm kontrol ünitelerinin fonksiyonları, Console yazılımı dahilinde yapılandırılabilir ve görüntülenebilmektedir. Bu yapılandırma, kontrol devresinin optimizasyonu, işletim sınırlarının ayarlanması ve basit döngüsel testlerini içermektedir. Talep edilen diğer testler için WaveMatrix™ Dinamik Test Yazılımı, Bluehill 2 Statik Test Yazılımı veya LCF3 Düşük Döngüsel Yorulma veya Kırılma Mekaniği gibi uygulamaların özel yazılımları Console yazılımı ile birlikte kullanılabilir. Opsiyonel panel donanımı, temel dalga biçimlerinin hızlı ve kolay yürütülebilmesi için Console yazılımına alternatif olarak kullanılabilir. Tamamen bilgisayar kontrollü ve veri toplama sistemlerinin gerekmediği uygulamalarda çoğu operatör tarafından tercih edilen bir donanımdır. Kontrol ünitesinin diğer temel özellikleri aşağıda maddeler halinde verilmiştir.

- Gerekli hassasiyet ve güvenilirlik için tüm uygun dönüştürücülerin otomatik tanımlanması ve kalibrasyonu sağlanmaktadır.
- 19-bit'lik veri çözünürlüğü ile dönüştürücünün tüm aralığı boyunca maksimum veri kalitesi sağlanmaktadır.



- Kontrol süresi boyunca sürekli güncelleme özelliği ile numunenin sertlik karakteristiğinin değişiminden kaynaklı kontrol parametrelerindeki değişimin optimize edilmesini sağlamaktadır.
- Standart endüstriyel arayüzü, Instron'un çok amaçlı Windows® tabanlı yazılım paketine hızlı erişimi sağlamaktadır.

Servohidrolik makinelerde yapılan testler sırasında sistemin elemanları belirli ölçülerde titreşim hareketlerine maruz kalmaktadır. Sonuç olarak, numuneye uygulanan kuvvete ek olarak, yük hücresi ayrıca kendi hareketinden ve kendisine bağlı cihazların kütlelerinden kaynaklanan kuvvetleri de okumaktadır. Dynacell™ yük hücresi, test esnasında ortaya çıkan bu ilave yükleri eleyerek yük okuma hatalarını önemli ölçüde azaltmaktadır. Bunun yanında, test esnasında cihazın yüksek frekansta çalışmasını sağlayarak verimliliği de artırmaktadır.

Instron 8803 yüksek kapasiteli yorulma test sistemi, alt ve üst çenelerine düşey yönde yerleştirilen numunelere çekme veya basınç yükü uygulayabilecek şekilde tasarlanmıştır (Şekil 2.72). Fakat eğilmeye çalışan kirişlere değişken-tekrarlı bir yükün uygulanabilmesi için test düzeneğine bir alt tabanlığın yerleştirilmesi gerekmektedir. Numunelerin test düzeneğine mesnetlenmesini sağlayan çelikten imal edilmiş bu alt tabanlığın hazırlanma ve yerine taşınma aşamaları Şekil 2.73'de görülmektedir.



Şekil 2.73. Numunelerin mesnetleneceği alt tabanlığın hazırlanması ve yerine yerleştirilmesi

Deney için tamamen hazır hale getirilen düzenek yardımıyla, YD\_N1'e daha önceden belirlenen değişken-tekrarlı yük değeri 2 Hz frekansla uygulanmıştır. Numunede oluşan değişken-tekrarlı gerilme değerleri ve meydana gelen deplasmanlar veri toplama ünitesinde işlenmiştir (Şekil 2.74).



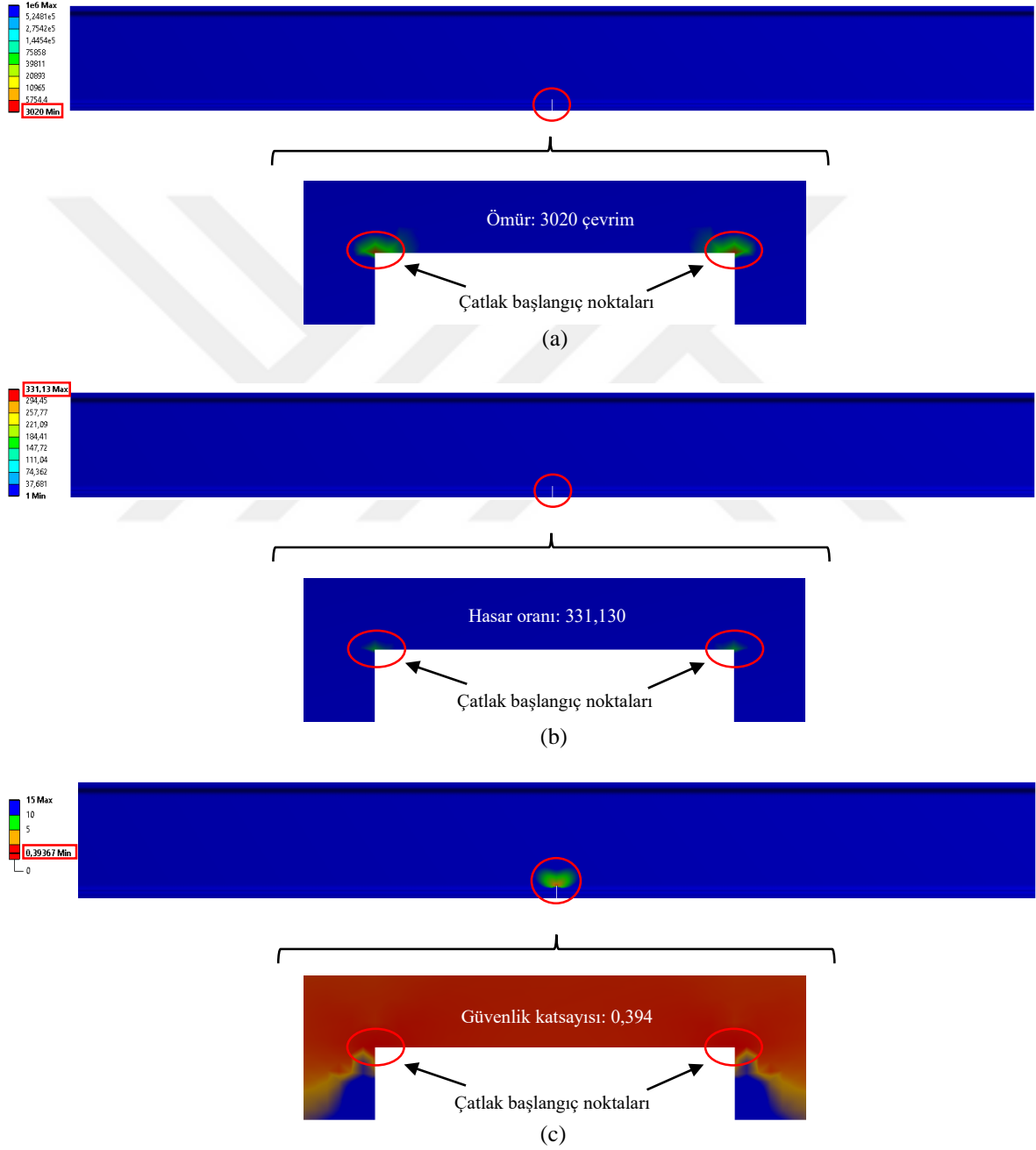
Şekil 2.74. YD\_N1 için yapılan yorulma testi

Veri toplama ünitesinden alınan sonuçlar incelendiğinde, YD\_N1'de ilk çatlak çekirdeklenmesinin **2854** çevrim sayısında meydana geldiği, taşıma gücüne ise **3414** çevrim sayısı sonucunda ulaştığı görülmüştür. Oluşan hasar önceden tahmin edildiği üzere çentik kesitinin köşesinde (gerilme yığılmalarının en büyük olduğu bölge) başlamış ve çekme gerilmelerine dik doğrultuda gövde boyunca ilerlemiştir (Şekil 2.75). Mevcut kesit üzerindeki yükü taşıyamaz hale geldiğinde, yani kiriş taşıma kapasitesine ulaştığında test otomatik olarak kendiliğinden sona ermiştir.



Şekil 2.75. Test sonucunda YD\_N1'de oluşan yorulma çatlak durumu

YD\_N1'in yorulma davranışını karakterize eden yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı değerlerinin sayısal ifadeleri Şekil 2.76'da verilmiştir. Sayısal sonuçlar, taşıma gücüne ulaştıran çevrim sayısının değil, ilk çatlak çekirdeklenmesine karşılık gelen çevrim sayısının neden olduğu değerleri içermektedir. YD\_N1'e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması ise Tablo 2.22'de yapılmıştır.



Şekil 2.76. YD\_N1'e ait yorulma davranış parametreleri; (a) yorulma ömrü, (b) hasar oranı, (c) güvenlik katsayısı

Tablo 2.22. YD\_N1'e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması

	Yorulma Davranış Parametreleri		
	Ömür	Hasar Oranı	Güvenlik Katsayısı
Deneysel Yöntem	2854,000	350,385	0,372
Sayısal Yöntem	3020,000	331,130	0,394

### 2.3.3. Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Tek Kat KFTP (Kumaş) ile Güçlendirilmiş Numune

Bu bölümde, tek kat KFTP kumaşı ile güçlendirilmiş çentikli kirişin hem dinamik karakteristiklerini hem de yorulma davranışını belirlemeye yönelik deneysel ve sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Dinamik karakteristikleri belirlenen numune, DD\_N3 etiketiyle, yorulma davranışı belirlenen numune ise YD\_N2 etiketiyle kodlanmıştır.

#### 2.3.3.1. Güçlendirme İşleminin Gerçekleştirilmesi

Fiber takviyeli polimerler, matriks malzemenin (epoksi reçinesi) genellikle yüksek mekanik özelliklere sahip karbon, cam veya aramid gibi liflerle birleştirilmesi sonucunda üretilen kompozit bir malzeme türüdür (Şekil 2.77) İngilizce'de "Fiber Reinforced Polymers/Plastic" olarak bilinen bu malzeme, ülkemizde kelimelerin baş harflerinin bir araya getirilmesiyle oluşan "FRP" kısaltmasıyla da bilinmektedir.



Şekil 2.77. Lifli polimer kompozit malzemenin genel yapısı

Lifli polimer kompozit malzemelerde matriks malzemesi, liflerin stabilitesini sağlamak, sistem üzerine gelen yükleri liflere aktarmak ve lifleri çevresel etkilere karşı

korumak gibi görevleri üstlenmişken, lifler ise kompozit sistemin rijitliğini ve dayanımını sağlamaktadır.

Güçlendirme uygulamasında BASF tarafından üretilen Mbrace Fibre CF 230/4900 türü karbon lifli polimer kumaş kullanılmıştır. MasterBraceFRP, yapılara ek yük getirmeden uygulanabilen, kullanıma hazır karbon, cam veya aramid gibi malzemelerden oluşan, malzemelerin yüksek çekme dayanımları nedeniyle sargılama, dayanım artırma, sehim kontrolü ve darbelere karşı koruma amaçlarıyla kullanılabilen bir güçlendirme malzemesidir. Malzemeye ait bir takım avantajlar ve kullanım yerleri aşağıda sırasıyla verilmiştir.

#### ❖ Avantajları

- Birim hacim ağırlığı oldukça düşük olduğu için taşınması ve yerinde uygulanması oldukça kolaydır.
- Lifli olması nedeniyle her iki yönde de makas veya maket bıçağı yardımı ile kolayca kesilebilir.
- Tek yönlü liflerden oluştuğu için kesme ve eğilmeye karşı yapılan güçlendirme uygulamalarında tasarım ve yerinde uygulama açısından oldukça kolaylıklar sağlamaktadır.
- Yorulma dayanımı oldukça yüksektir.
- Sünme değeri çok düşüktür.

#### ❖ Kullanım alanları

- Betonarme ve çelik kirişlerin eğilme ve kesmeye karşı güçlendirilmesinde kullanılır.
- Betonarme döşemelerin eğilmeye karşı güçlendirilmesinde kullanılır.
- Betonarme ve çelik kolonlara sarılarak basınç dayanımlarının artırılmasında kullanılır.
- Betonarme ve çelik kolonlara sarılarak sünekliliklerin artırılmasında kullanılır.
- Ahşap ve yığma yapı elemanlarının güçlendirilmesinde kullanılır.
- Metalik makine ve yapı elamanlarında oluşan yorulma hasarlarının güçlendirilmesi amacıyla kullanılır.

Sayısal çalışmalar için gerekli olan, malzemeye ait bir takım teknik özellikler Tablo 2.23'te verilmiştir. Çalışmada, Tablo 2.24'ün ikinci sütununda özellikleri verilen 200 g/m<sup>2</sup>'lik karbon lifli polimer kumaş kullanılmıştır.

Tablo 2.23. Mbrace Fibre CF 230/4900'a ait bazı teknik özellikler

Malzeme Özellikleri	MasterBrace FIB	MasterBrace FIB	MasterBrace FIB
	250/50 CFS	300/50 CFS	300/50 CFH
	200 g/m <sup>2</sup>	300 g/m <sup>2</sup>	300 g/m <sup>2</sup>
Malzemenin Yapısı	Karbon	Karbon	Karbon
Elastisite Modülü (N/mm <sup>2</sup> )	230000	230000	340000
Çekme Dayanımı (N/mm <sup>2</sup> )	4900	4900	4600
Tasarım Kesit Kalınlığı (mm)	0,111	0,166	0,167
Toplam Lif Ağırlığı (gr/m <sup>2</sup> )	230	300	300
Kopmada uzama (%)	2,10	2,10	1,40
Genişlik (mm)	500	500	500

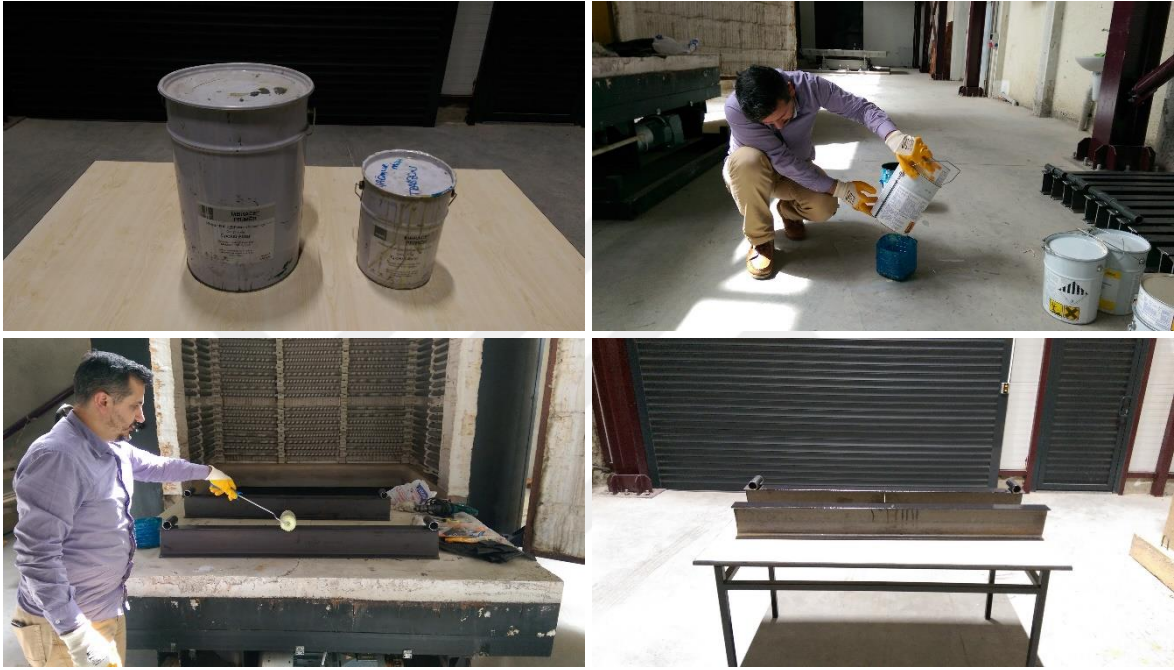
KFTP malzeme ile yapılan güçlendirme işleminin ilk adımını, yüzey hazırlama işlemi oluşturmaktadır. Bu işlem süresince ilk olarak, hem DD\_N3'ün hem de YD\_N2'nin uygulama yüzeyleri yağ, kir, toz, pas gibi yabancı maddelerden temizlenmiştir. Daha sonra, temizlenen yüzeylere epoksi esaslı, iki bileşenli, düşük viskoziteli astar malzemesi (MasterBrace P 3500/Primer) sürülmüştür. Bu astar malzemesinin uygulanmasının nedeni, düz ve pürüzsüz bir yüzey elde etmek ve bunun yanında, kompozit malzeme ile yüzey arasındaki aderansı artırmaktır. MasterBrace P 3500 astar malzemesine ait bir takım teknik bilgiler Tablo 2.24'de verilmiştir.

Tablo 2.24. MasterBrace P 3500'e ait bazı teknik özellikler

Malzemenin Yapısı	
MasterBrace P 3500 Bileşen A	Epoksi Reçine (2,76 kg)
MasterBrace P 3500 Bileşen B	Epoksi Sertleştirici (1,24 kg)
Renk	Şeffaf
Karışım Yoğunluğu	1,08 ±0,024 kg/l
Katı Madde Oranı	% 100
Eğilme Dayanımı (7 gün) (TS EN 196)	> 20 N/mm <sup>2</sup>
Uygulama Kalınlığı	0,1-0,2 mm
Yeniden Kaplanabilme Süresi	Min. 20 saat
Tam Kurlenme Süresi (+20 °C)	7 gün

Astar malzemesinin karışımı, hacim/ağırlık cinsinden bir birim B bileşenine (sertleştirici), iki birim A bileşeninin (reçine) eklenmesi ile elde edilmektedir. Bu nedenle, temiz ve boş bir kabın içerisine ilk olarak, A bileşeninden bir miktar konulmuştur. Daha

sonra ağırlık oranına sadık kalınarak B bileşeni, A bileşeninin içerisine dikkatli bir şekilde boşaltılmıştır. Karışım, kap kenarlarında ve tabanında karışmamış malzeme kalmamasına dikkat edilerek en az 2-3 dakika, homojen bir karışım elde edilinceye kadar karıştırılmıştır. Elde edilen karışım, numunelerin hasarlı yüzeylerine ince bir film tabakası (0,1-0,2 mm) oluşturacak şekilde, rulo ile emprenye edilerek sürülmüştür. Astar malzemesinin hazırlanma ve uygulama süreci Şekil 2.78’de verilmiştir.



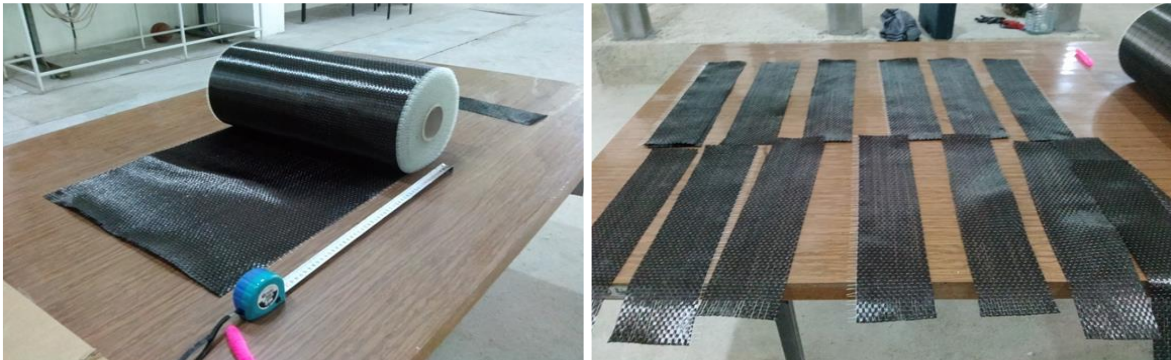
Şekil 2.78. MasterBrace P 3500'in hazırlanma ve uygulama aşamaları

Astar malzemesinin kürünü alması için 24 saat beklendikten sonra, KFTP kumaş uygulama aşamasına geçilmiştir. KFTP kumaşın astarlanmış eleman yüzeylerine ve uygulanan her bir kat kumaş yüzeyine sürülerek yapışmasını sağlamak amacıyla iki bileşenli, solventsiz, yüksek dayanımlı, epoksi esaslı (BASF-MasterBrace SAT 4500) özel bir yapıştırıcı kullanılmıştır. MasterBrace SAT 4500 yapıştırıcı malzemesine ait bir takım teknik bilgiler Tablo 2.25’de verilmiştir.

Tablo 2.25. MasterBrace P 4500'e ait bazı teknik özellikler

Malzemenin Yapısı MasterBrace SAT 4500 Bileşen A MasterBrace SAT 4500 Bileşen B	Epoksi Reçine (3,73 kg) Epoksi Sertleştirici (1,27 kg)
Renk	Mavi
Karışım Yoğunluğu	1,02 kg/lit
Viskozite	1500-2500 mPa.s
Basınç Dayanımı (7 gün) (TS EN 196)	> 60 N/mm <sup>2</sup>
Eğilme Dayanımı (7 gün) (TS EN 196)	> 50 N/mm <sup>2</sup>
Uygulama Kalınlığı	0,8-1 mm
Yeniden Kaplanabilme Süresi	Min. 48 saat
Tam Kürlenme Süresi (+20 °C)	7 gün

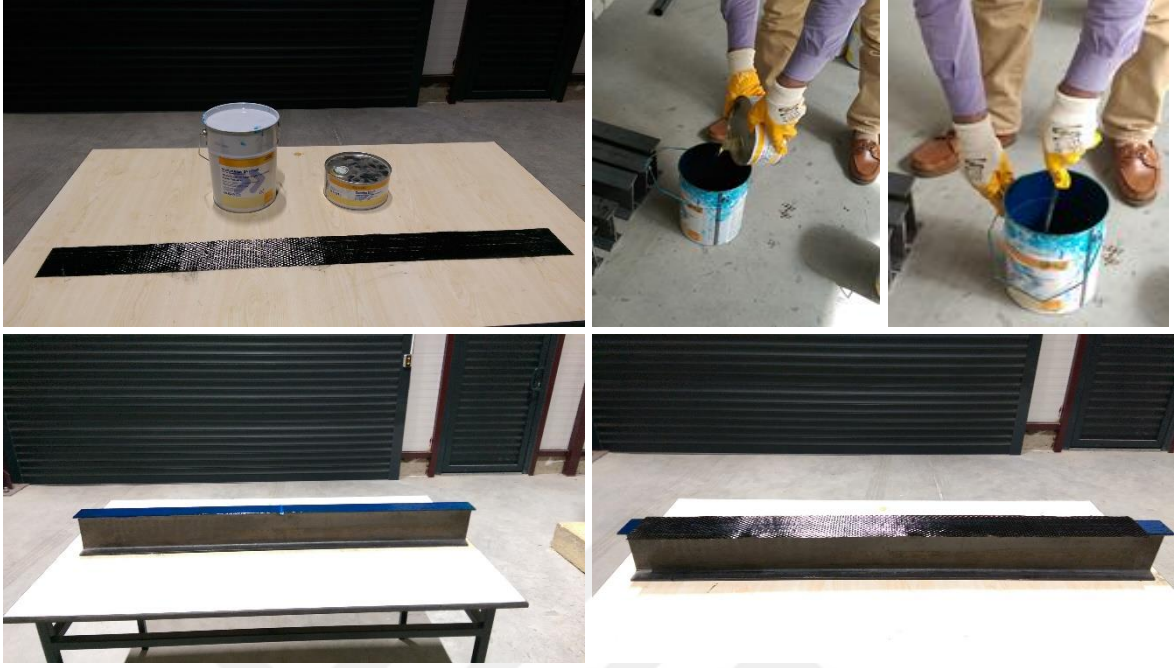
MasterBrace SAT 4500 malzemesinin karışımı, hacim/ağırlık cinsinden bir birim B bileşenine (sertleştirici), üç birim A bileşeninin (reçine) eklenmesi ile elde edilmektedir. Bu nedenle, temiz ve boş bir kabın içerisine ilk olarak, A bileşeninden bir miktar konulmuştur. Önce A bileşeni 30 saniye karıştırılmış daha sonra ağırlık oranına sadık kalınarak B bileşeni, A bileşeninin içerisine dikkatli bir şekilde boşaltılmıştır. Karışım, kap kenarlarında ve tabanında karışmamış malzeme kalmamasına dikkat edilerek en az 2-3 dakika, homojen bir karışım elde edilinceye kadar karıştırılmıştır. Elde edilen karışım, numunelerin hasarlı yüzeylerine ince bir film tabakası (0,8-1 mm) oluşturacak şekilde, rulo ile emprenye edilerek sürülmüştür. Malzeme henüz yaşken, uygun ölçülerde kesilmiş (66x1000 mm) lifli polimer kumaşlar, lifleri doğrultusunda gerilerek yüzeye yapıştırılmıştır. Daha sonra rulo ile lifli polimer kumaşların lifleri doğrultusunda bastırarak, yapıştırıcının kumaş içine emdirilmesi ve yüzeyle arasında boşluk kalmaması sağlanmıştır. Yapıştırıcı malzemenin hazırlanma ve güçlendirme işleminin uygulanma süreci Şekil 2.79'da verilmiştir.



Şekil 2.79. Tek kat KFTP kumaş ile yapılan güçlendirme uygulaması

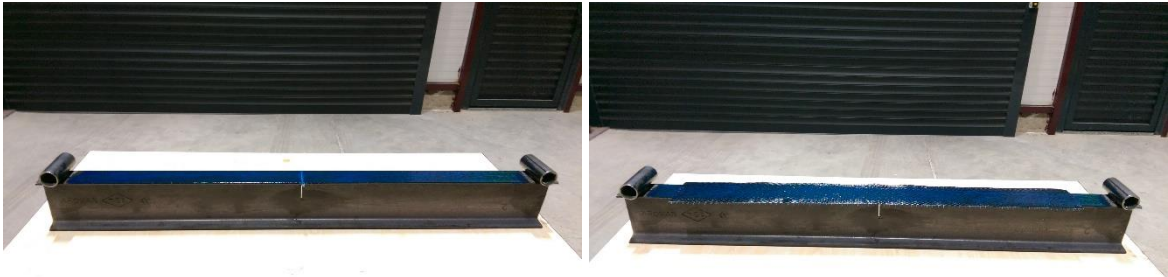
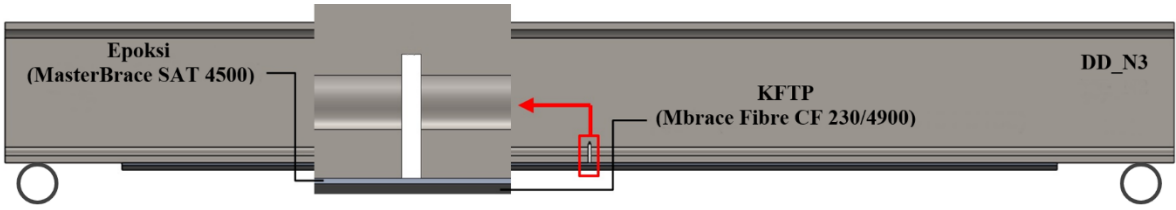


Şekil 2.79'un devamı



### 2.3.3.2. DD\_N3'ün Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi

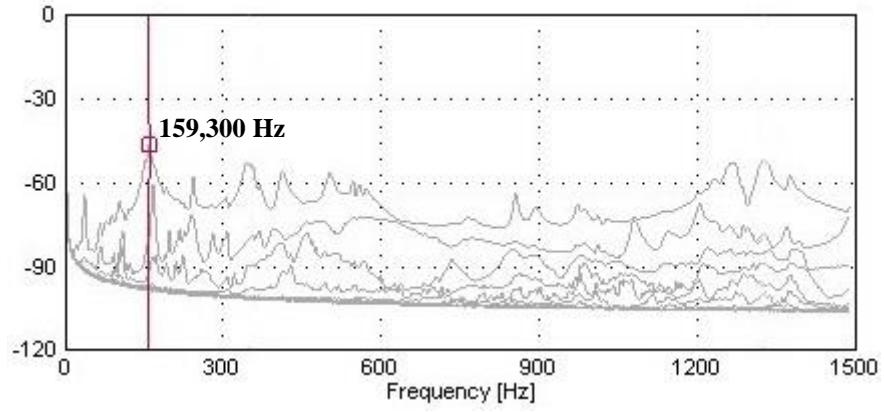
Dinamik karakteristiklerin belirlenmesine yönelik yapılmış deneysel ve sayısal çalışmalar aşağıda takip eden bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.



Şekil 2.80. DD\_N3'e ait görseller

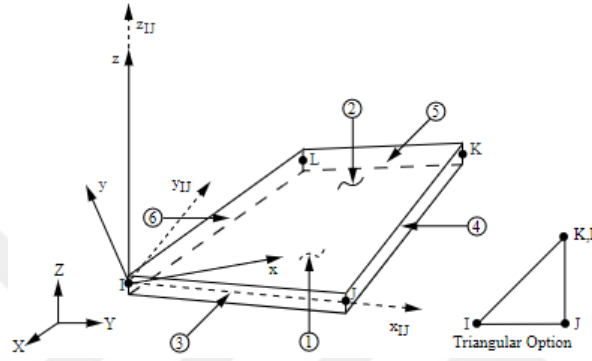


Şekil 2.81. DD\_N3 için yapılan çevrimsel titreşim testi

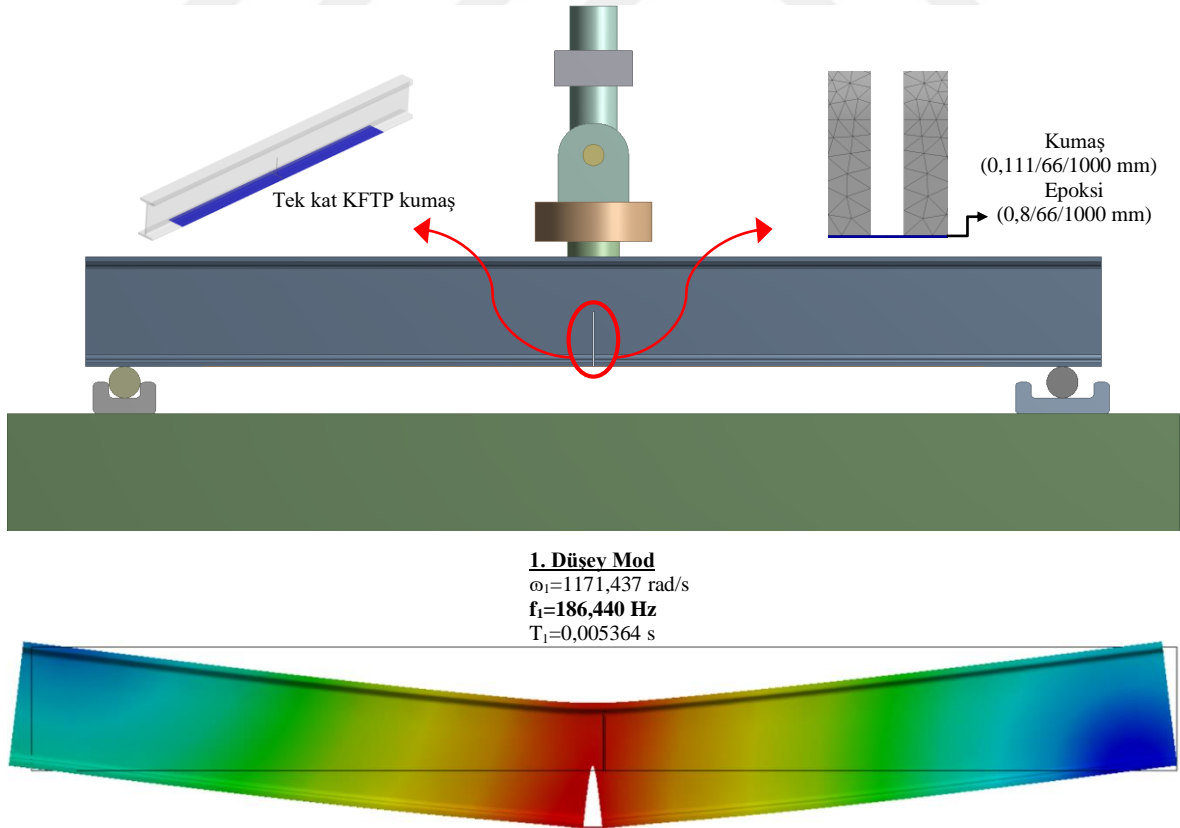


Şekil 2.82. DD\_N3 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri

KFTP malzemesi ve epoksi yapıştırıcısı, ANSYS eleman kütüphanesinden üç boyutlu, 8 düğüm noktalı ve her bir düğüm noktasında 3 ötelenme serbestlik derecesine sahip SHELL41 elemanı kullanılarak modellenmiştir. Elemanın temel özellikleri, sadece çekme ve basınç gerilmeleri taşıması ve bunun yanında, sadece düzlem içi eğilme rijitliğine sahip olmasıdır. Elemanın geometrisi, düğüm noktalarının yerleri ve eleman koordinat sistemi Şekil 2.83’de görülmektedir.



Şekil 2.83. SHELL41 sonlu elemanına ait karakteristik özellikler



Şekil 2.84. DD\_N3 için elde edilen birinci düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler

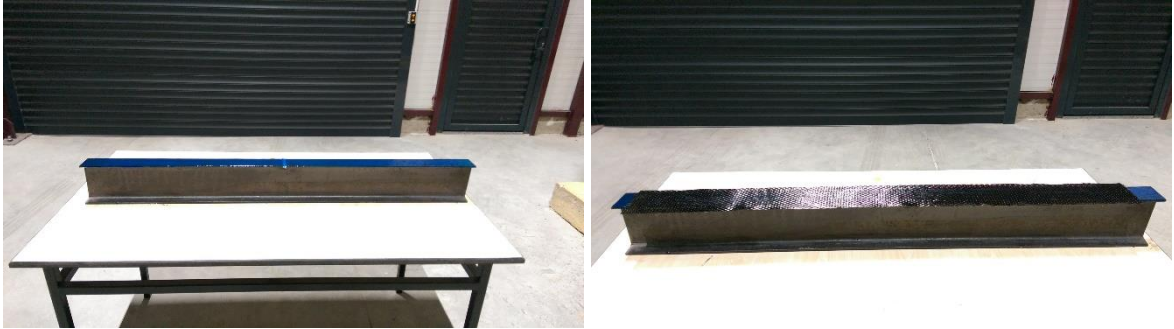
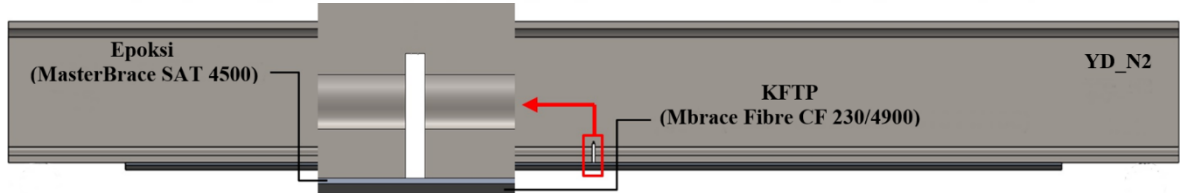
DD\_N3 için elde edilen deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması Tablo 2.26’da verilmiştir.

Tablo 2.26. DD\_N3’e ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

	Dinamik Karakteristikler			
	Mod	$\omega$ (rad/s)	T (s)	f (Hz)
Deneysel Yöntem	1	1000,911	0,006277	159,300
Sayısal Yöntem	1	1171,437	0,005364	186,440

### 2.3.3.3. YD\_N2’nin Yorulma Davranışının Belirlenmesi

Yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılmış deneysel ve sayısal çalışmalar aşağıda takip eden bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.



Şekil 2.85. YD\_N2’ye ait görseller

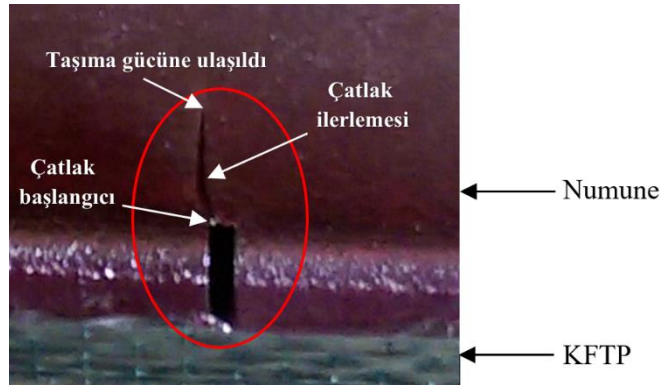
Deney için tamamen hazır hale getirilen düzenek yardımıyla, YD\_N2’ye daha önceden belirlenen değişken-tekrarlı yük değeri 2 Hz frekansla uygulanmıştır. Numunede oluşan

değişken-tekrarlı gerilme değerleri ve meydana gelen deplasmanlar veri toplama ünitesinde işlenmiştir (Şekil 2.86).



Şekil 2.86. YD\_N2 için yapılan yorulma testi

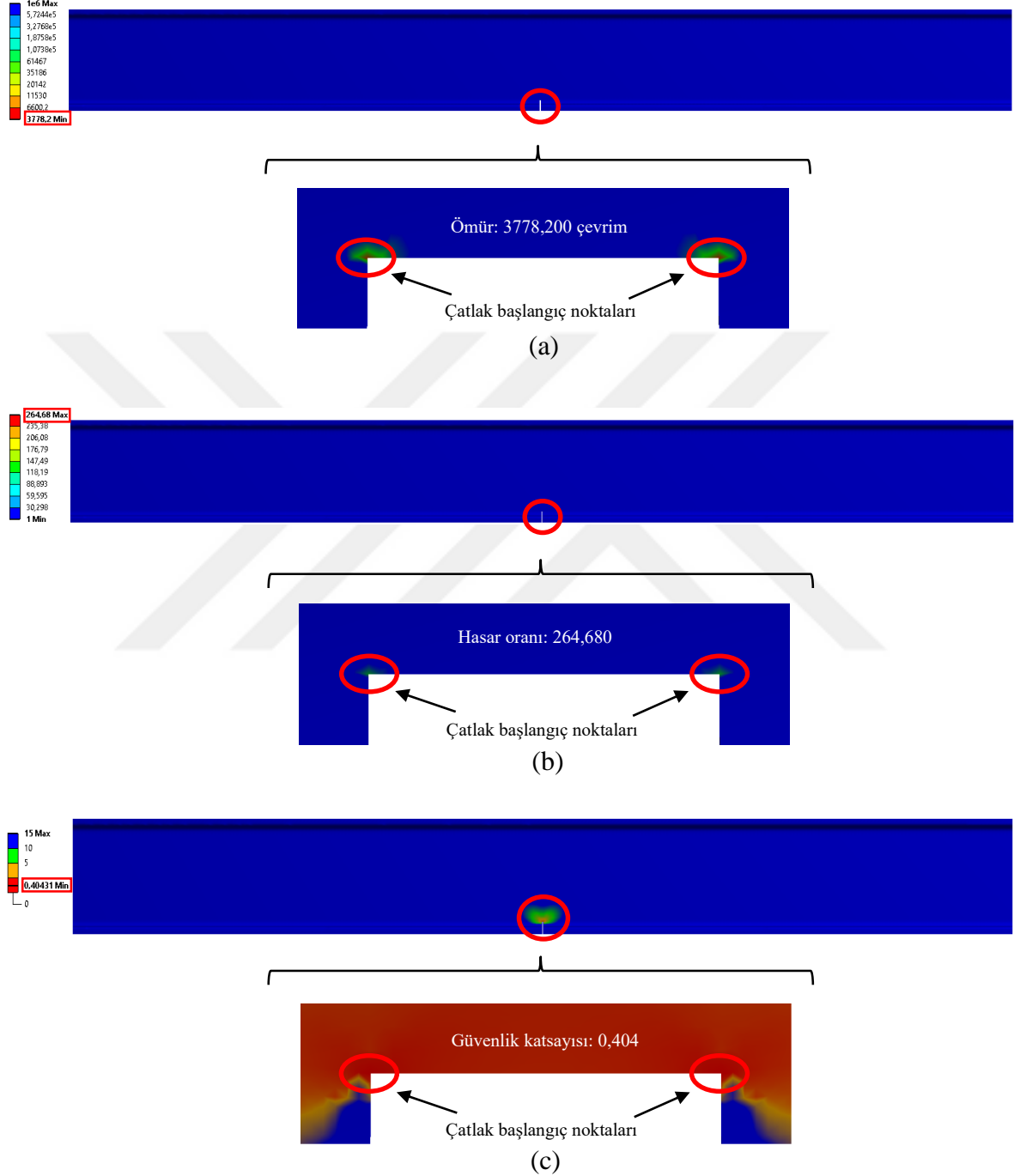
Veri toplama ünitesinden alınan sonuçlar incelendiğinde, YD\_N2’de ilk çatlak çekirdeklenmesinin **3545** çevrim sayısında meydana geldiği, taşıma gücüne ise **4480** çevrim sayısı sonucunda ulaştığı görülmüştür. Oluşan hasar önceden tahmin edildiği üzere çentik kesitinin köşesinde (gerilme yığılmalarının en büyük olduğu bölge) başlamış ve çekme gerilmelerine dik doğrultuda gövde boyunca ilerlemiştir (Şekil 2.87). Mevcut kesit üzerindeki yükü taşıyamaz hale geldiğinde, yani kiriş taşıma kapasitesine ulaştığında test otomatik olarak kendiliğinden sona ermiştir.



Şekil 2.87. Test sonucunda YD\_N2’de oluşan yorulma çatlak durumu

YD\_N2’in yorulma davranışını karakterize eden yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı değerlerinin sayısal ifadeleri Şekil 2.88’de verilmiştir. Sayısal sonuçlar, taşıma gücüne ulaştıran çevrim sayısının değil, ilk çatlak çekirdeklenmesine

karşılık gelen çevrim sayısının neden olduğu değerleri içermektedir. YD\_N2'ye ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması ise Tablo 2.28'de yapılmıştır.



Şekil 2.88. YD\_N2'ye ait yorulma davranış parametreleri; (a) yorulma ömrü, (b) hasar oranı, (c) güvenlik katsayısı

Tablo 2.27. YD\_N2'ye ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması

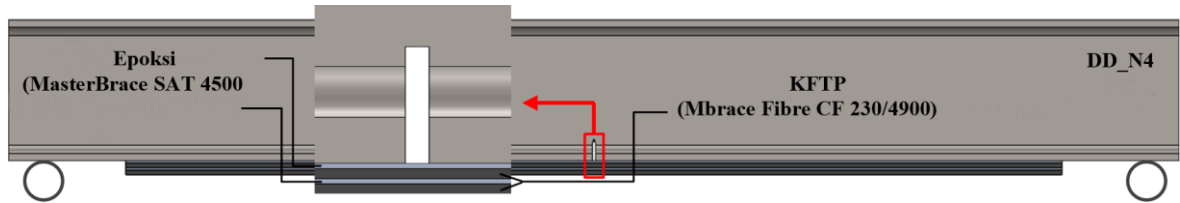
	Yorulma Davranış Parametreleri		
	Ömür	Hasar Oranı	Güvenlik Katsayısı
Deneysel Yöntem	3545,000	282,087	0,384
Sayısal Yöntem	3728,200	264,680	0,404

### 2.3.4. Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Çift Kat KFTP (Kumaş) ile Güçlendirilmiş Numune

Bu bölümde, çift kat KFTP kumaşı ile güçlendirilmiş çentikli kirişlerin hem dinamik karakteristiklerini hem de yorulma davranışlarını belirlemeye yönelik deneysel ve sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Dinamik karakteristikleri belirlenen numune, DD\_N4 etiketiyle, yorulma davranışı belirlenen numune ise YD\_N3 etiketiyle kodlanmıştır. Çift kat KFTP kumaş uygulama çalışmaları, tek kat kumaş kullanılarak yapılan güçlendirme işlemlerinin bir tekrarı şeklinde gerçekleştirilmiştir.

#### 2.3.4.1. DD\_N4'ün Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi

Dinamik karakteristiklerin belirlenmesine yönelik yapılmış deneysel ve sayısal çalışmalar aşağıda takip eden bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.

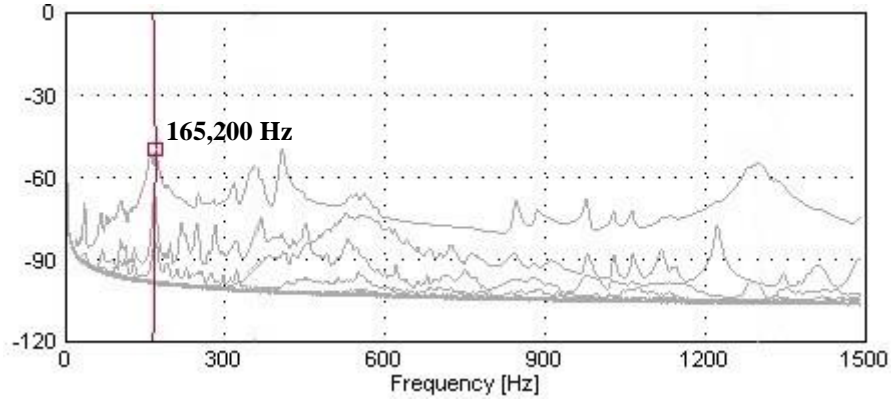


Şekil 2.89. DD\_N4'e ait görseller

Şekil 2.89'un devamı

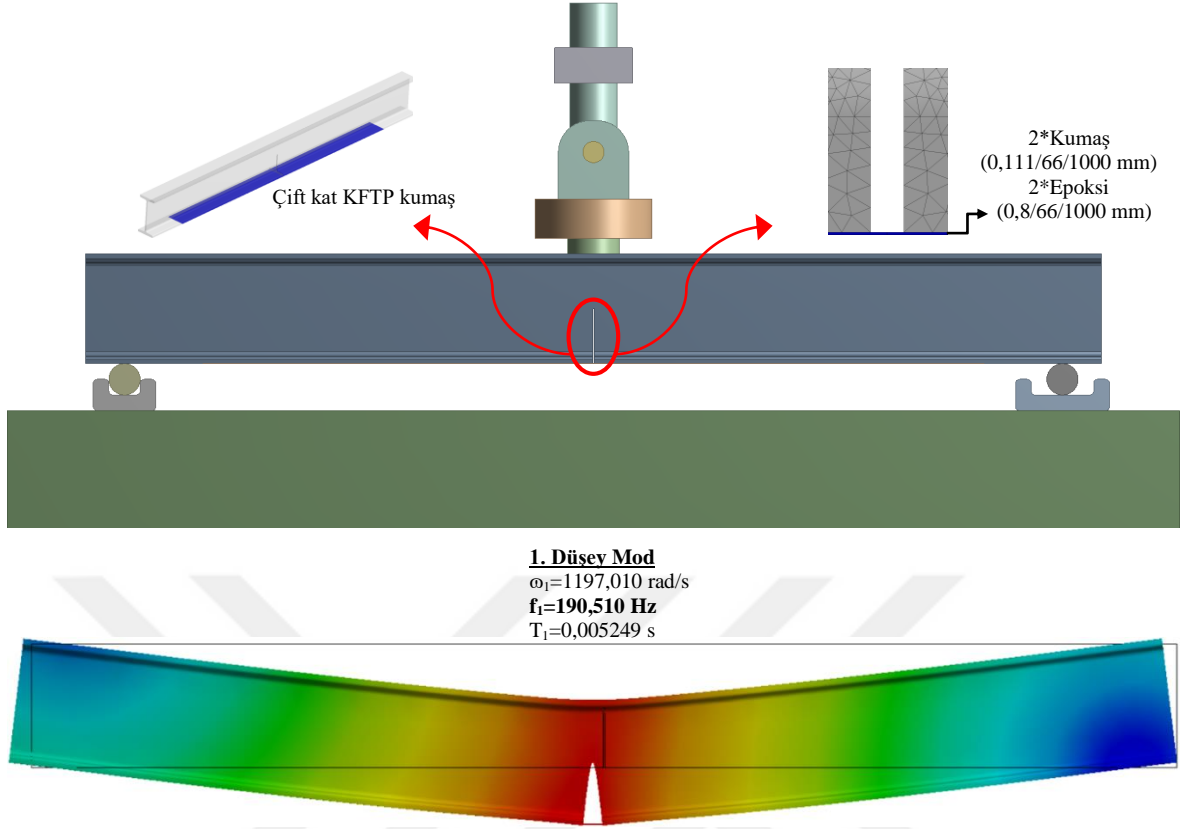


Şekil 2.90. DD\_N4 için yapılan çevrimsel titreşim testi



Şekil 2.91. DD\_N4 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri





Şekil 2.92. DD\_N4 için elde edilen birinci düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler

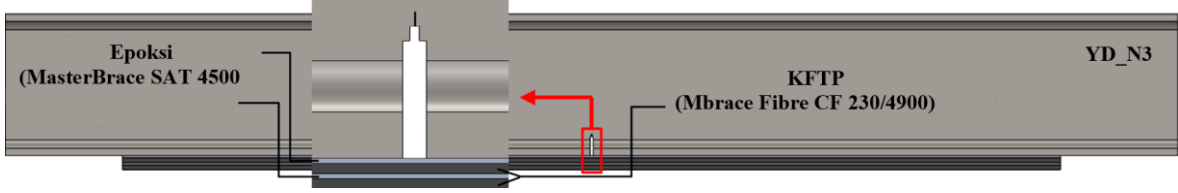
DD\_N4 için elde edilen deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması Tablo 2.28’da verilmiştir.

Tablo 2.28. DD\_N4’e ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

Dinamik Karakteristikler				
	Mod	$\omega$ (rad/s)	T (s)	f (Hz)
Deneysel Yöntem	1	1037,982	0,006053	165,200
Sayısal Yöntem	1	1197,010	0,005249	190,510

### 2.3.4.2. YD\_N3'ün Yorulma Davranışının Belirlenmesi

Yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılmış deneysel ve sayısal çalışmalar aşağıda takip eden bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.



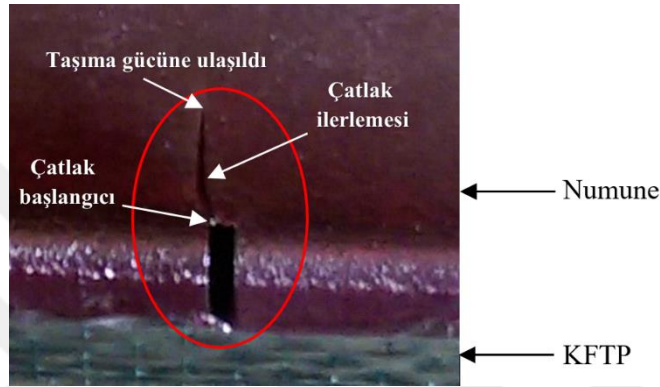
Şekil 2.93. YD\_N3'e ait görseller

Deney için tamamen hazır hale getirilen düzenek yardımıyla, YD\_N3'e daha önceden belirlenen değişken-tekarrüly yük değeri 2 Hz frekansla uygulanmıştır. Numunede oluşan değışken-tekarrüly gerilme değeri ve meydana gelen deplasmanlar veri toplama ünitesinde işlenmiştir (Şekil 2.94).



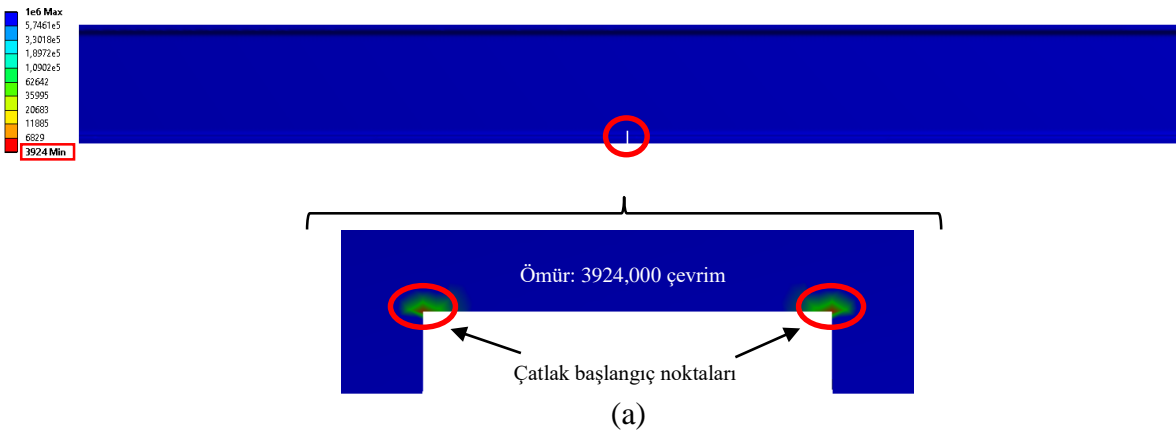
Şekil 2.94. YD\_N3 için yapılan yorulma testi

Veri toplama ünitesinden alınan sonuçlar incelendiğinde, YD\_N3’de ilk çatlak çekirdeklenmesinin **3762** çevrim sayısında meydana geldiği, taşıma gücüne ise **4957** çevrim sayısı sonucunda ulaştığı görülmüştür. Oluşan hasar önceden tahmin edildiği üzere çentik kesitinin köşesinde (gerilme yığılmalarının en büyük olduğu bölge) başlamış ve çekme gerilmelerine dik doğrultuda gövde boyunca ilerlemiştir (Şekil 2.95). Mevcut kesit üzerindeki yükü taşıyamaz hale geldiğinde, yani kiriş taşıma kapasitesine ulaştığında test otomatik olarak kendiliğinden sona ermiştir.



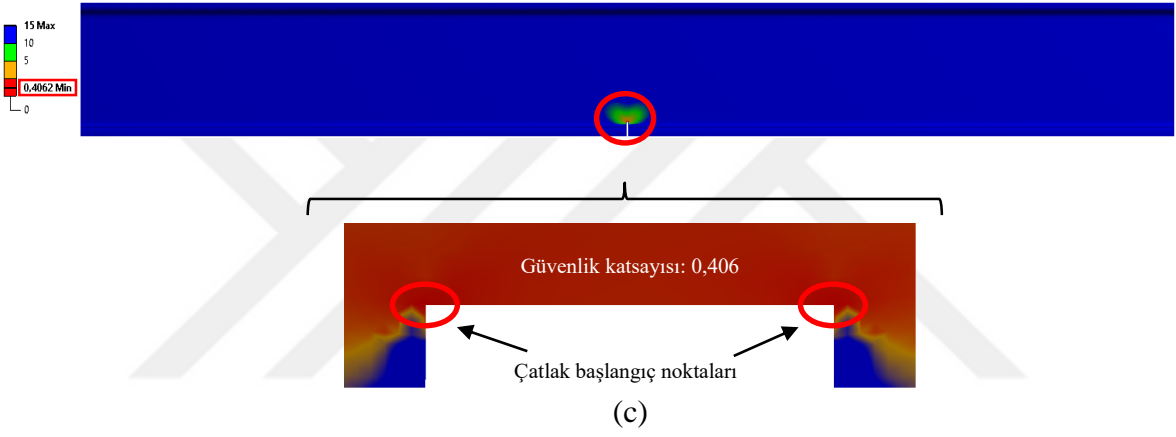
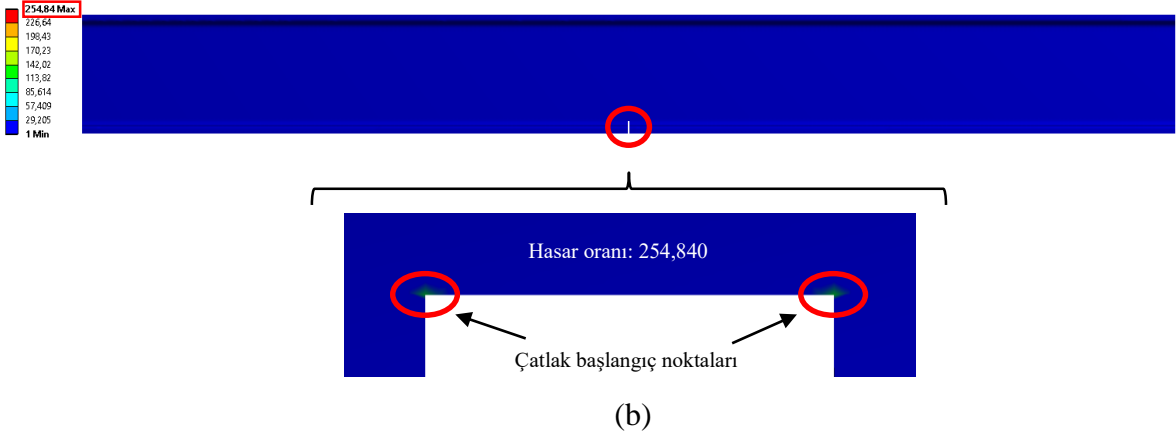
Şekil 2.95. Test sonucunda YD\_N3’de oluşan yorulma çatlak durumu

YD\_N3’ün yorulma davranışını karakterize eden yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı değerlerinin sayısal ifadeleri Şekil 2.96’da verilmiştir. Sayısal sonuçlar, taşıma gücüne ulaştıran çevrim sayısının değil, ilk çatlak çekirdeklenmesine karşılık gelen çevrim sayısının neden olduğu değerleri içermektedir. YD\_N3’e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması ise Tablo 2.29’da yapılmıştır.



Şekil 2.96. YD\_N3’e ait yorulma davranış parametreleri; (a) yorulma ömrü, (b) hasar oranı, (c) güvenlik katsayısı

Şekil 2.96'nın devamı



Tablo 2.29. YD\_N3'e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması

	Yorulma Davranış Parametreleri		
	Ömür	Hasar Oranı	Güvenlik Katsayısı
Deneysel Yöntem	3762,000	265,816	0,386
Sayısal Yöntem	3924,000	254,840	0,403

### 2.3.5. Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Tek Kat KFTP (Plaka) ile Güçlendirilmiş Numune

Bu bölümde, tek kat KFTP plak ile güçlendirilmiş çentikli kirişin hem dinamik karakteristikleri hem de yorulma davranışını belirlemeye yönelik deneysel ve sayısal

çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Dinamik karakteristikleri belirlenen numune, DD\_N5 etiketiyle, yorulma davranışı belirlenen numune ise YD\_N4 etiketiyle kodlanmıştır.

### 2.3.5.1. Güçlendirme İşleminin Gerçekleştirilmesi

Güçlendirme uygulamasında, BASF tarafından üretilen MasterBrace LAM türü karbon lifli polimer plaka kullanılmıştır. MasterBrace LAM sistemi, betonarme, çelik ve ahşap türü yapı elemanlarının yapısal davranışlarını iyileştirmek amacıyla kullanılan, ön üretilmiş, karbon lifli polimer plaka malzemelerdir. Malzemeye ait bir takım avantajlar ve kullanım yerleri aşağıda sırasıyla verilmiştir.

#### ❖ Avantajları

- MasterBrace LAM sistemi, mantolama gibi geleneksel yöntemlere göre çok daha kolay ve hızlı uygulanabilir.
- Birim hacim ağırlığı oldukça düşük olduğu için taşınması ve yerinde uygulanması oldukça kolaydır. Bunun yanında, uygulandığı elemana çok büyük ilave yük getirmez.
- Yüksek elastisite modülleri nedeniyle uygulandığı kirişlerde servis yüklerinden dolayı oluşan sehimleri oldukça azaltmaktadır.
- Uygulandıkları elemanların yük taşıma kapasitelerini oldukça artırmaktadır.
- Çekme dayanımı oldukça yüksektir.

#### ❖ Kullanım alanları

- Betonarme ve çelik kirişlerin eğilme ve kesmeye karşı güçlendirilmesinde kullanılır.
- Üzerine ağır yük gelen kirişlerin ve döşemelerin eğilme dayanımlarının artırılmasında kullanılır.
- Fazla sehim yapan betonarme ve çelik eğilme elemanlarının rijitliklerinin artırılmasında kullanılır.
- Metalik makine ve yapı elemanlarında oluşan yorulma hasarlarının güçlendirilmesi amacıyla kullanılır.

Sayısal çalışmalar için gerekli olan, malzemeye ait bir takım teknik özellikler Tablo 2.30'da verilmiştir. Çalışmada, Tablo 2.30'un ikinci sütununda özellikleri verilen MasterBrace LAM 50/1.2 CFS türü karbon lifli polimer plaka kullanılmıştır.

Tablo 2.30. MasterBrace LAM'a ait bazı teknik özellikler

Malzeme Özellikleri	MasterBrace LAM 50/1.2 CFS	MasterBrace LAM 100/1.2 CFS	MasterBrace LAM 100/1.4 CFH
Malzemenin Yapısı	Karbon	Karbon	Karbon
Elastisite Modülü (N/mm <sup>2</sup> )	165000	165000	200000
Çekme Dayanımı (N/mm <sup>2</sup> )	2500	2500	3300
Tasarım Kesit Kalınlığı (mm)	1,2	1,2	1,4
Kopmada uzama (%)	1,5	1,5	1,4
Genişlik (mm)	60	120	140

KFTP plaka ile yapılan güçlendirme işleminin ilk adımını, yüzey hazırlama işlemi oluşturmaktadır. Bu işlem süresince ilk olarak, hem DD\_N5'in hem de YD\_N4'ün uygulama yüzeyleri yağ, kir, toz, pas gibi yabancı maddelerden temizlenmiştir. Daha sonra, temizlenen yüzeylere epoksi esaslı, iki bileşenli, düşük viskoziteli astar malzemesi (MasterBrace P 3500/Primer) sürülmüştür. Bu astar malzemesinin uygulanmasının nedeni, düz ve pürüzsüz bir yüzey elde etmek ve bunun yanında, kompozit malzeme ile yüzey arasındaki aderansı artırmaktır. MasterBrace P 3500 astar malzemesine ait teknik bilgiler Tablo 2.24'de verilmiştir.

Astar malzemesinin karışımı, hacim/ağırlık cinsinden bir birim B bileşenine (sertleştirici), iki birim A bileşeninin (reçine) eklenmesi ile elde edilmektedir. Bu nedenle, temiz ve boş bir kabın içerisine ilk olarak, A bileşeninden bir miktar konulmuştur. Daha sonra ağırlık oranına sadık kalınarak B bileşeni, A bileşeninin içerisine dikkatli bir şekilde boşaltılmıştır. Karışım, kap kenarlarında ve tabanında karışmamış malzeme kalmamasına dikkat edilerek en az 2-3 dakika, homojen bir karışım elde edilinceye kadar karıştırılmıştır. Elde edilen karışım, numunelerin hasarlı yüzeylerine ince bir film tabakası (0,1-0,2 mm) oluşturacak şekilde, rulo ile emprenye edilerek sürülmüştür. Astar malzemesinin hazırlanma ve uygulama süreci Şekil 2.78'de verilmiştir.

Astar malzemesinin kürünü alması için 24 saat beklendikten sonra, KFTP plaka uygulama aşamasına geçilmiştir. KFTP plakanın astarlanmış eleman yüzeylerine ve

yapışmasını sağlamak amacıyla iki bileşenli, solventsiz, yüksek dayanımlı, epoksi esaslı (BASF-MasterBrace ADH 4000) özel bir yapıştırıcı kullanılmıştır. MasterBrace ADH 4000 yapıştırıcı malzemesine ait bir takım teknik bilgiler Tablo 2.31’de verilmiştir.

Tablo 2.31. MasterBrace ADH 4000’e ait bazı teknik özellikler

Malzemenin Yapısı MasterBrace ADH 4000 Bileşen A MasterBrace ADH 4000 Bileşen B	Epoksi Reçine (3 kg) Epoksi Sertleştirici (3 kg)
Renk	Gri
Karışım Yoğunluğu	1,58 kg/lt
Basınç Dayanımı (7 gün) (TS EN 196)	> 40 N/mm <sup>2</sup>
Eğilme Dayanımı (7 gün) (TS EN 196)	> 20 N/mm <sup>2</sup>
Uygulama Kalınlığı	1-1,5 mm
Yeniden Kaplanabilme Süresi	Min. 48 saat
Tam Kurlenme Süresi (+20 °C)	7 gün

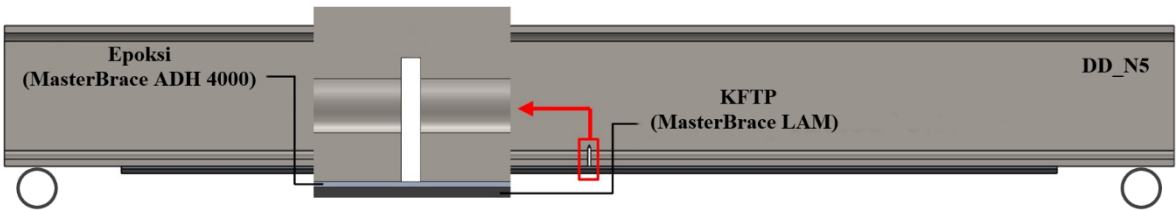
MasterBrace ADH 4000 malzemesinin karışımı, hacim/ağırlık cinsinden bir birim B bileşenine (sertleştirici), bir birim A bileşeninin (reçine) eklenmesi ile elde edilmektedir. Bu nedenle, temiz ve boş bir kabın içerisine ilk olarak, A bileşeninden bir miktar konulmuştur. Önce A bileşeni 30 saniye karıştırılmış daha sonra ağırlık oranına sadık kalınarak B bileşeni, A bileşeninin içerisine dikkatli bir şekilde boşaltılmıştır. Karışım, kap kenarlarında ve tabanında karışmamış malzeme kalmamasına dikkat edilerek en az 2-3 dakika, homojen bir karışım elde edilinceye kadar karıştırılmıştır. Elde edilen karışım, hem numunelerin hasarlı yüzeylerine hem de önceden hazırlanmış karbon lifli polimer plakaların pürüzsüz yüzeylerine ince bir film tabakası (1-1,5 mm) oluşturacak şekilde, spatula ile sürülmüştür. Malzeme henüz yaşken, uygun ölçülerde kesilmiş (60x1000 mm) lifli polimer plakalar, lifleri doğrultusunda hafifçe gerilerek ve şişme yapması önlenerek yüzeye yapıştırılmıştır. Daha sonra rulo ile lifli polimer plakaların lifleri doğrultusunda bastırarak yüzeye arasında boşluk kalmaması sağlanmıştır. Yapıştırıcı malzemenin hazırlanma ve güçlendirme işleminin uygulanma süreci Şekil 2.97’de verilmiştir.



Şekil 2.97. KFTP plaka ile yapılan güçlendirme uygulaması

### 2.3.5.2. DD\_N5'in Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi

Dinamik karakteristiklerin belirlenmesine yönelik yapılmış deneysel ve sayısal çalışmalar aşağıda takip eden bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.



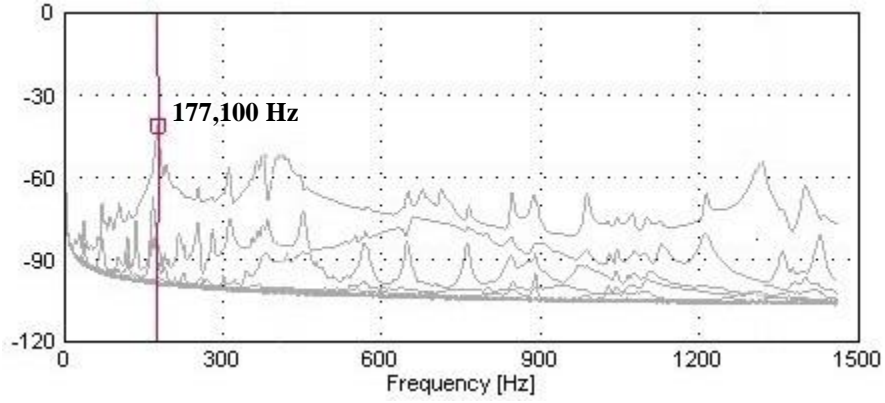
Şekil 2.98. DD\_N5'e ait görseller



Şekil 2.98'in devamı



Şekil 2.99. DD\_N5 için yapılan çevrimsel titreşim testi



Şekil 2.100. DD\_N5 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri

KFTP plaka ve epoksi yapıştırıcısı, ANSYS eleman kütüphanesinden üç boyutlu, 8 düğüm noktalı ve her bir düğüm noktasında 3 ötelenme serbestlik derecesine sahip SHELL41 elemanı kullanılarak modellenmiştir. Elemanın temel özellikleri, sadece çekme ve basınç gerilmeleri taşıması ve bunun yanında, sadece düzlem içi eğilme rijitliğine sahip

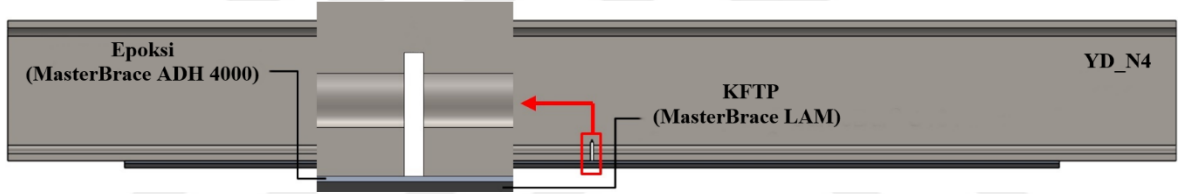


Tablo 2.32. DD\_N5'e ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

Dinamik Karakteristikler				
	Mod	$\omega$ (rad/s)	T (s)	f (Hz)
Deneysel Yöntem	1	1112,752	0,005647	177,100
Sayısal Yöntem	1	1251,108	0,005022	199,120

### 2.3.5.3. YD\_N4'ün Yorulma Davranışının Belirlenmesi

Yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılmış deneysel ve sayısal çalışmalar aşağıda takip eden bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.



Şekil 2.103. YD\_N4'e ait görseller

Şekil 2.103'ün devamı

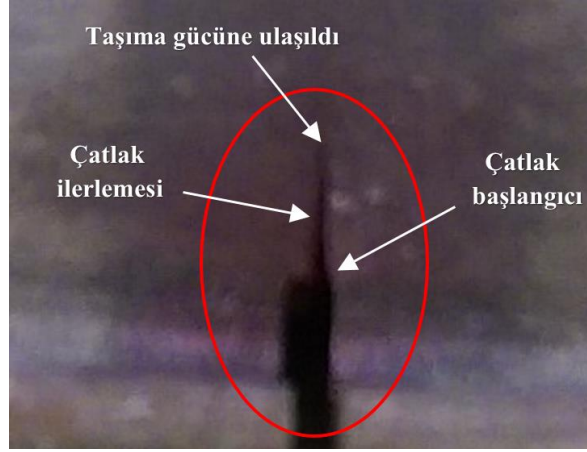


Deney için tamamen hazır hale getirilen düzenek yardımıyla, YD\_N4'e daha önceden belirlenen değişken-tekrarlı yük değeri 2 Hz frekansla uygulanmıştır. Numunede oluşan değişken-tekrarlı gerilme değerleri ve meydana gelen deplasmanlar veri toplama ünitesinde işlenmiştir (Şekil 2.104).



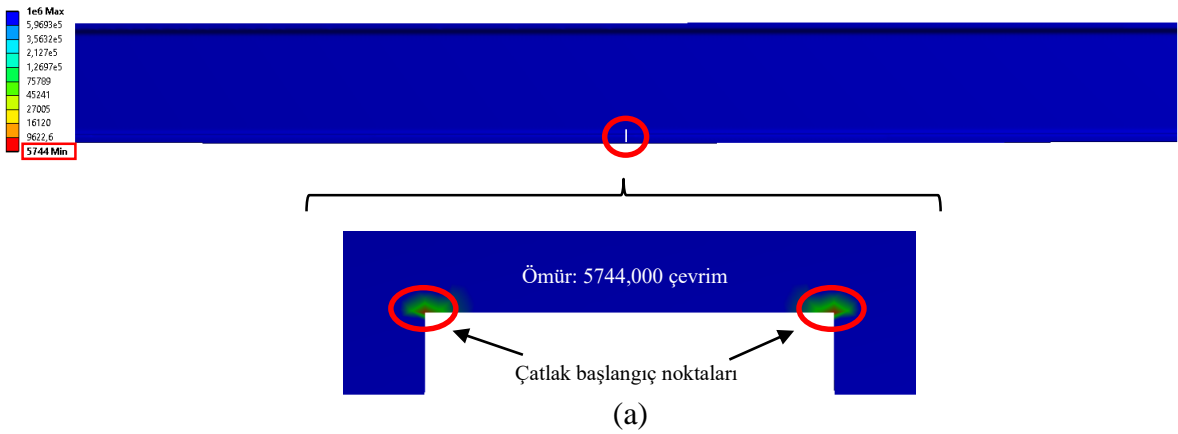
Şekil 2.104. YD\_N4 için yapılan yorulma testi

Veri toplama ünitesinden alınan sonuçlar incelendiğinde, YD\_N4'de ilk çatlak çekirdeklenmesinin **5550** çevrim sayısında meydana geldiği, taşıma gücüne ise **7400** çevrim sayısı sonucunda ulaştığı görülmüştür. Oluşan hasar önceden tahmin edildiği üzere çentik kesitinin köşesinde (gerilme yığılmalarının en büyük olduğu bölge) başlamış ve çekme gerilmelerine dik doğrultuda gövde boyunca ilerlemiştir (Şekil 2.105). Mevcut kesit üzerindeki yükü taşıyamaz hale geldiğinde, yani kiriş taşıma kapasitesine ulaştığında test otomatik olarak kendiliğinden sona ermiştir.



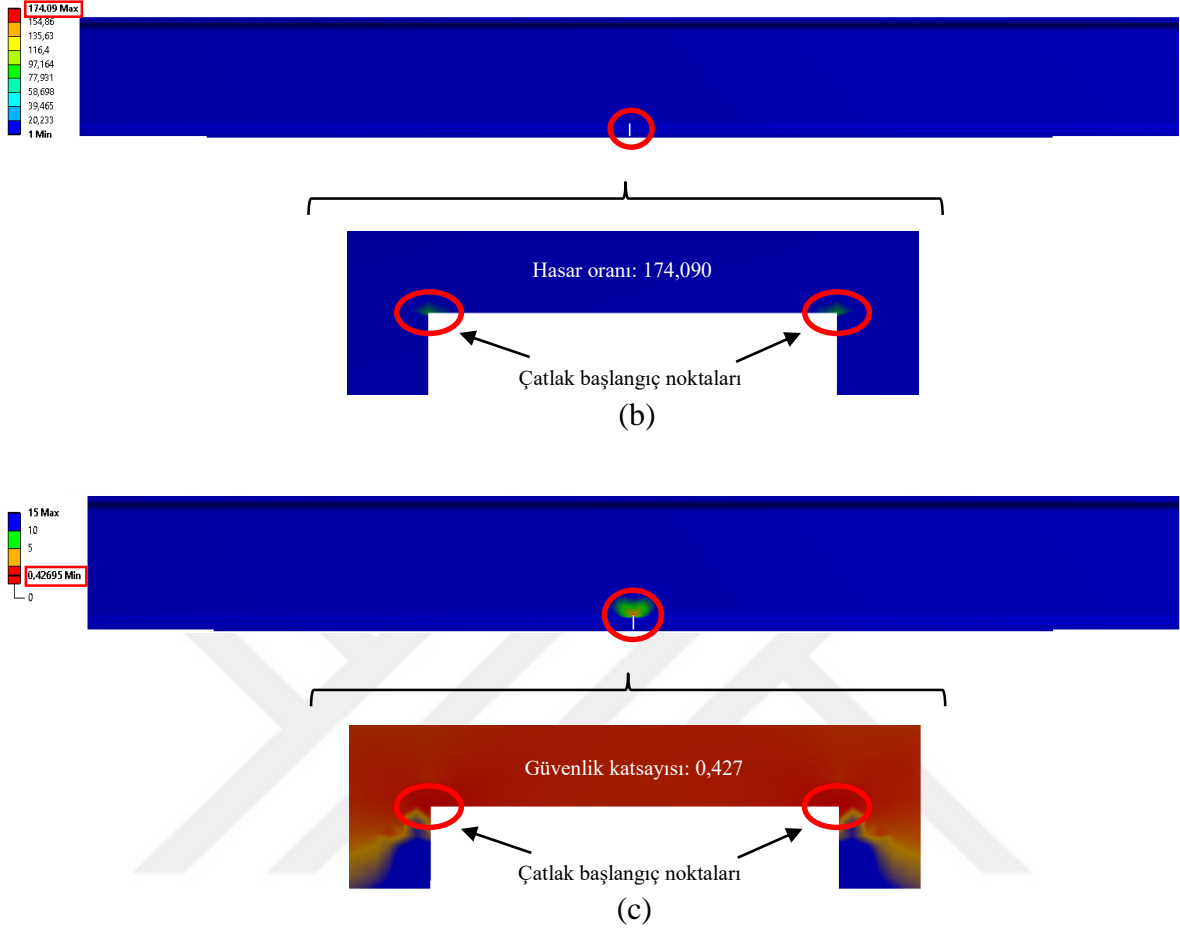
Şekil 2.105. Test sonucunda YD\_N4’de oluşan yorulma çatlak durumu

YD\_N4’ün yorulma davranışını karakterize eden yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı değerlerinin sayısal ifadeleri Şekil 2.106’da verilmiştir. Sayısal sonuçlar, taşıma gücüne ulaştıran çevrim sayısının değil, ilk çatlak çekirdeklenmesine karşılık gelen çevrim sayısının neden olduğu değerleri içermektedir. YD\_N4’e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması ise Tablo 2.33’de yapılmıştır.



Şekil 2.106. YD\_N4’e ait yorulma davranış parametreleri; (a) yorulma ömrü, (b) hasar oranı, (c) güvenlik katsayısı

Şekil 2.106'nın devamı



Tablo 2.33. YD\_N4'e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması

	Yorulma Davranış Parametreleri		
	Ömür	Hasar Oranı	Güvenlik Katsayısı
Deneysel Yöntem	5550,000	180,180	0,413
Sayısal Yöntem	5744,000	174,095	0,427

### 2.3.6. Çentikli (Hasarlı) Kiriş: Epoksi Esaslı Dolgu Malzemesi ile Onarılmış, Tek Kat KFTP (Kumaş) ile Güçlendirilmiş Numune

Bu bölümde, epoksi esaslı dolgu malzemesi ile onarılmış ve tek kat KFTP kumaş ile güçlendirilmiş çentikli kirişlerin hem dinamik karakteristiklerini hem de yorulma davranışlarını belirlemeye yönelik deneysel ve sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir.

Dinamik karakteristikleri belirlenen numune, DD\_N6 etiketiyle, yorulma davranışı belirlenen numune ise YD\_N5 etiketiyle kodlanmıştır.

### 2.3.6.1. Güçlendirme İşleminin Gerçekleştirilmesi

Bu bölümde, güçlendirme işleminin ilk adımını tek kat KFTP kumaşın, dikkate alınan numunelerin hasarlı yüzeylerine uygulanması oluşturmuştur. Bu güçlendirme uygulamasıyla ilgili bilgiler, önceki bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir. İkinci adımda ise BASF tarafından üretilen, epoksi esaslı, iki bileşenli, düşük viskoziteli, 2 mm'ye kadar olan çatlaklara basınçla enjekte edilmek üzere geliştirilmiş bir enjeksiyon malzemesi olan; MasterInject 1302, ilgili çentiklere uygulanmıştır. MasterInject 1302 dolgu malzemesine ait bir takım teknik bilgiler Tablo 2.34'de verilmiştir.

Tablo 2.34. MasterInject 1302'ye ait bazı teknik özellikler

Malzemenin Yapısı MasterInject 1302 Bileşen A MasterInject 1302 Bileşen B	Epoksi Reçine (4,40 kg) Epoksi Sertleştirici (0,68 kg)
Renk	Şeffaf
Katı Madde Oranı	% 100
Karışım Yoğunluğu	1,06 ± 0,05 kg/l
Viskozite	200-350 mPa.s
Basınç Dayanımı (7 gün) (TS EN 196)	> 65 N/mm <sup>2</sup>
Eğilme Dayanımı (7 gün) (TS EN 196)	> 25 N/mm <sup>2</sup>
Yapışma Dayanımı (7 gün)	> 2 N/mm <sup>2</sup>
Uygulama Kalınlığı	0,1-2 mm
Yeniden Kaplanabilme Süresi	Min. 24 saat
Tam Kürlenme Süresi (+20 °C)	7 gün

MasterInject 1302 dolgu malzemesinin uygulanacağı çentiklerin her iki yüzeyi de dış ortama açıktır. Düşük viskoziteli bu malzemenin çentik içlerinde sabit bir şekilde durmasının sağlanabilmesi için bu açık iki yüzeyin kapatılması gerekmektedir. Bu zaruriyeti giderebilmek amacıyla bu çalışmada, çatlak ve deliklerin kapatılmasında sızıntıların kesilmesinde ve yüzeyel hasarların onarımında oldukça etkili olan, metal, alüminyum, döküm demir, paslanmaz çelik malzemelere üstün aderans sağlayabilen sun-fix macun kaynak malzemesi kullanılmıştır. Bu malzeme, yapılan onarım ve güçlendirme işlemine

yapısal olarak bir destek vermesi için değil sadece dolgu malzemesinin yeterli sertliğe ulaşıncaya kadar stabilitesini korumasını sağlamak için uygulanmıştır.

MasterInject 1302 malzemesinin karışımı, hacim/ağırlık cinsinden bir birim B bileşenine (sertleştirici), beş birim A bileşeninin (reçine) eklenmesi ile elde edilmektedir. Bu nedenle, temiz ve boş bir kabın içerisine ilk olarak, A bileşeninden bir miktar konulmuştur. Önce A bileşeni 30 saniye karıştırılmış daha sonra ağırlık oranına sadık kalınarak B bileşeni, A bileşeninin içerisine dikkatli bir şekilde boşaltılmıştır. Karışım, kap kenarlarında ve tabanında karışmamış malzeme kalmamasına dikkat edilerek en az 2-3 dakika, homojen bir karışım elde edilinceye kadar karıştırılmıştır. Elde edilen karışım, numunelerin çentiklerine bir şırınga yardımıyla enjekte edilmiştir. Bu bölümde gerçekleştirilen onarım ve güçlendirme işleminin uygulanma süreci, Şekil 2.107’de verilmiştir.

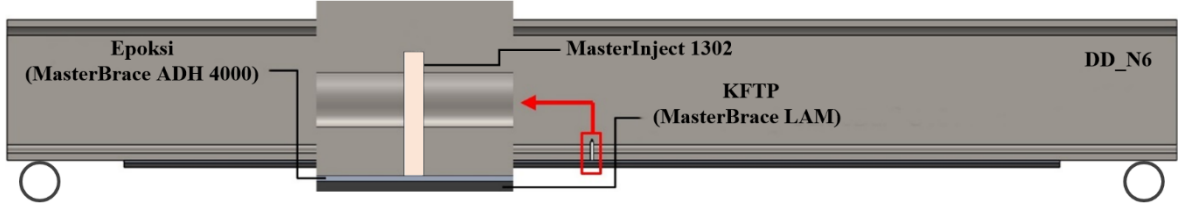


Şekil 2.107. Epoksi esaslı dolgu malzemesi ile onarım ve KFTP kumaş ile güçlendirme uygulaması



### 2.3.6.2. DD\_N6'nın Dinamik Karakteristiklerinin Belirlenmesi

Dinamik karakteristiklerin belirlenmesine yönelik yapılmış deneysel ve sayısal çalışmalar aşağıda takip eden bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.

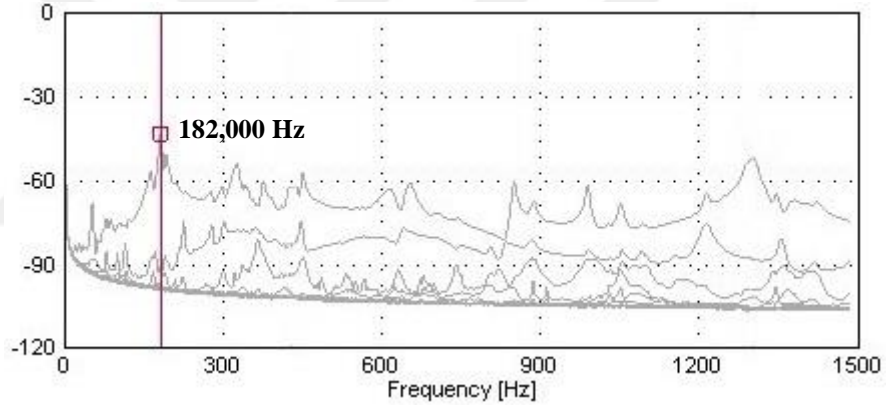


Şekil 2.108. DD\_N6'ya ait görseller



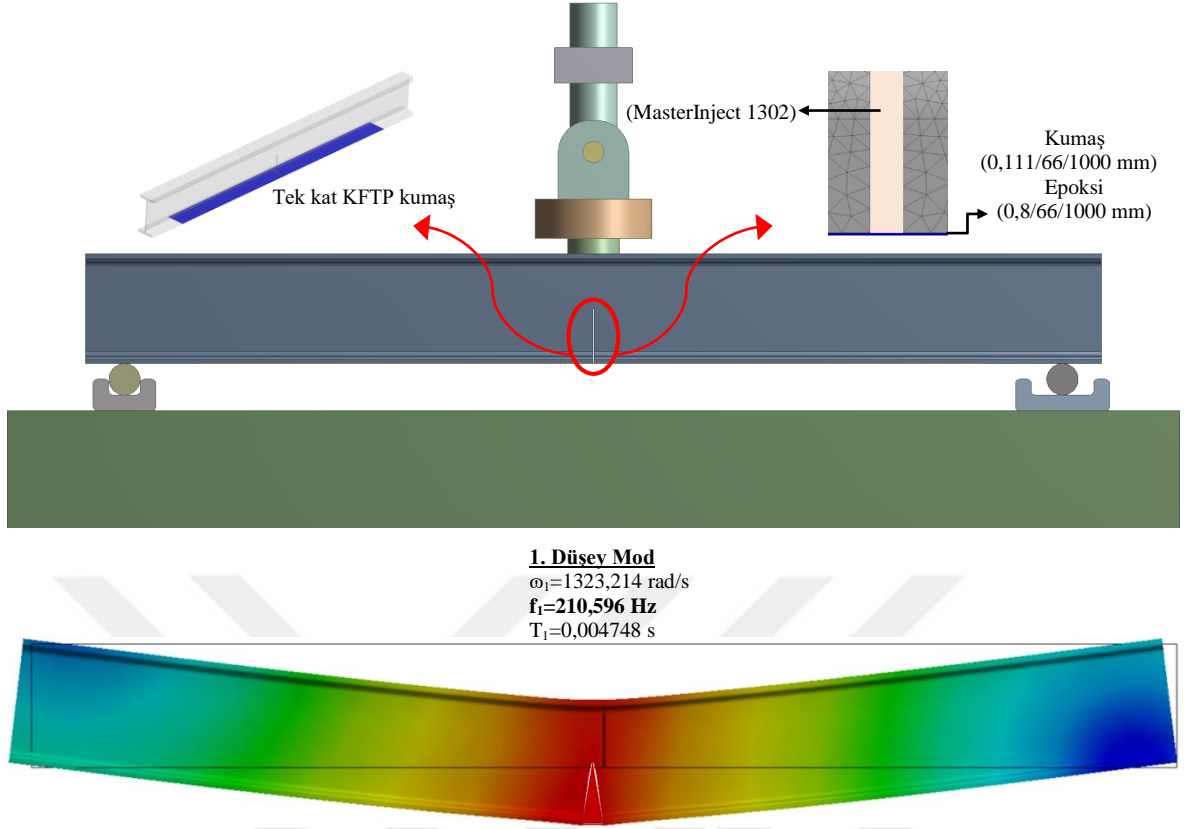
Şekil 2.109. DD\_N6 için yapılan çevrimsel titreşim testi

Şekil 2.109'un devamı



Şekil 2.110. DD\_N6 için elde edilen spektral yoğunluk matrisinin tekil değerleri ve birinci moda karşılık gelen doğal frekans değeri

KFTP kumaş ve epoksi yapıştırıcısı, ANSYS eleman kütüphanesinden üç boyutlu, 8 düğüm noktalı ve her bir düğüm noktasında 3 ötelenme serbestlik derecesine sahip SHELL41 elemanı kullanılarak modellenmiştir. MasterInject 1302 dolgu malzemesi ise üç boyutlu, 20 düğüm noktalı ve her bir düğüm noktasında x, y ve z yönlerinde 6 serbestlik derecesine sahip SOLID186 elemanı kullanılarak modellenmiştir. Her iki elemana ait özellikler, tez içerisinde ilgili bölümlerde verilmiştir.



Şekil 2.111. DD\_N6 için elde edilen birinci düşey mod şekli ve sayısal dinamik karakteristikler

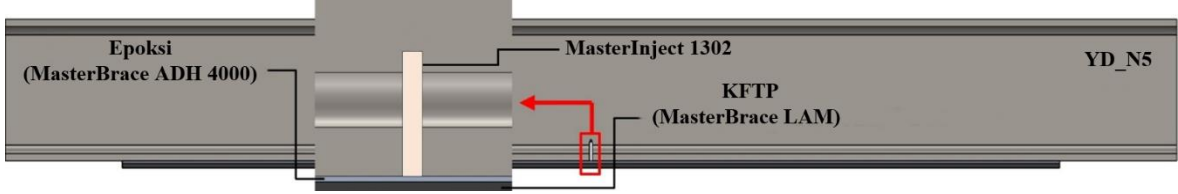
DD\_N6 için elde edilen deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması Tablo 2.35’de verilmiştir.

Tablo 2.35. DD\_N6’ya ait deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

Dinamik Karakteristikler				
	Mod	$\omega$ (rad/s)	T (s)	f (Hz)
Deneysel Yöntem	1	1206,372	0,005208	192,000
Sayısal Yöntem	1	1323,214	0,004748	210,596

### 2.3.6.3. YD\_N5'in Yorulma Davranışının Belirlenmesi

Yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılmış deneysel ve sayısal çalışmalar aşağıda takip eden bölümlerde ayrıntılı bir şekilde verilmiştir.



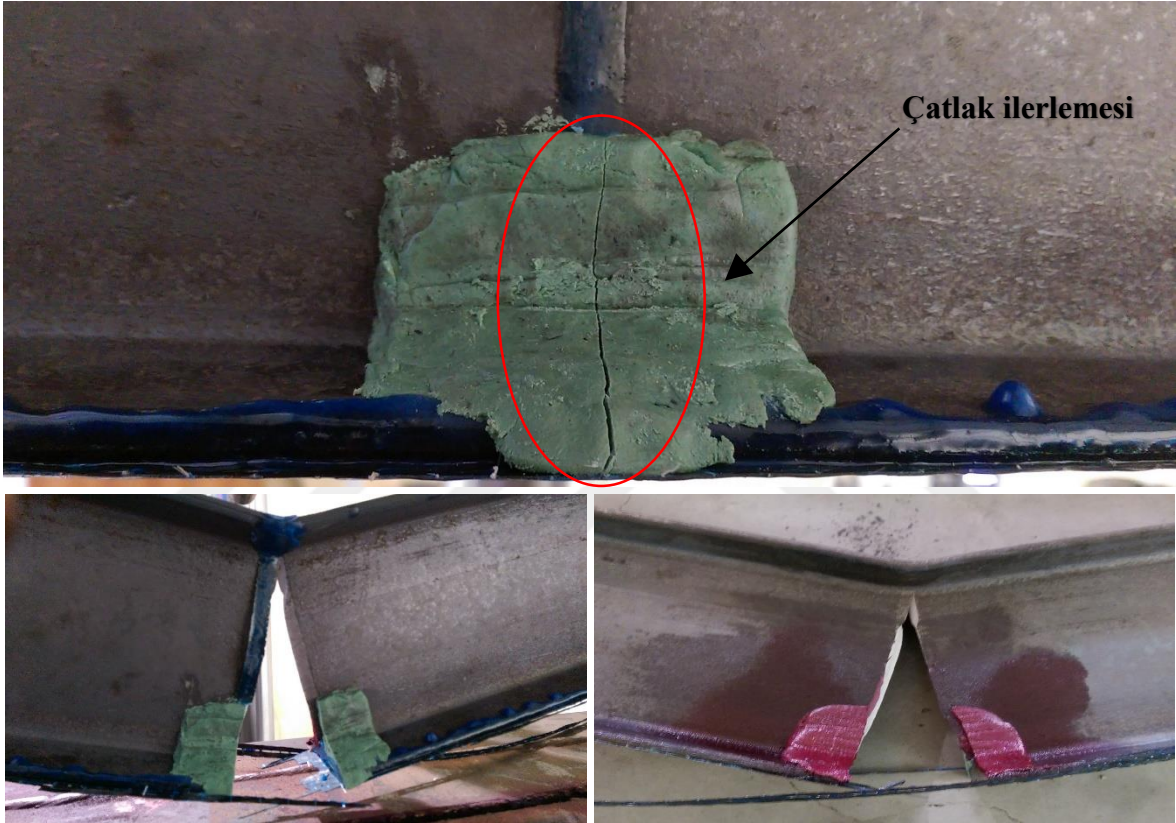
Şekil 2.112. YD\_N5'e ait görseller

Deney için tamamen hazır hale getirilen düzenek yardımıyla, YD\_N5'e daha önceden belirlenen değişken-tekerrürlü yük değeri 2 Hz frekansla uygulanmıştır. Numunede oluşan değişken-tekerrürlü gerilme değerleri ve meydana gelen deplasmanlar veri toplama ünitesinde işlenmiştir (Şekil 2.113).



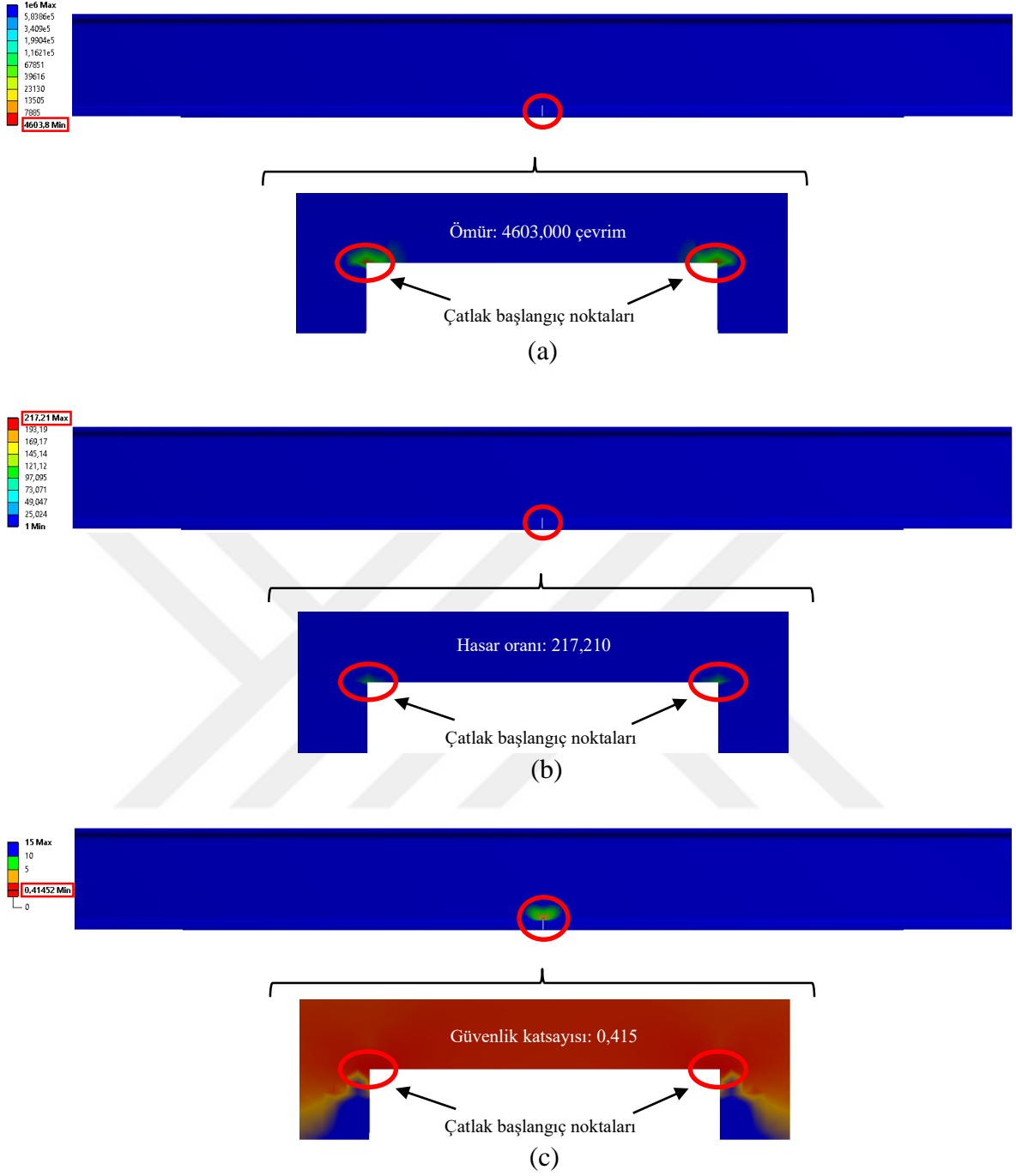
Şekil 2.113. YD\_N5 için yapılan yorulma testi

Veri toplama ünitesinden alınan sonuçlar incelendiğinde, YD\_N5’de ilk çatlak çekirdeklenmesinin **4603** çevrim sayısında meydana geldiği, taşıma gücüne ise **5554** çevrim sayısı sonucunda ulaştığı görülmüştür. Yük çevrimine devam edildiğinde, KFTP kumaşın kirişten ayrıldığı ve buna bağlı olarak dolgu malzemesinin dağıldığı görülmüştür. Güçlendirme sisteminin etkisini kaybetmesi neticesinde, numunede önemli derecede büyük bir hasar meydana gelmiştir (Şekil 2.114).



Şekil 2.114. Test sonucunda YD\_N5’de oluşan yorulma hasar durumu

YD\_N5’in yorulma davranışını karakterize eden yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı değerlerinin sayısal ifadeleri Şekil 2.115’de verilmiştir. Sayısal sonuçlar, taşıma gücüne ulaştıran çevrim sayısının değil, ilk çatlak çekirdeklenmesine karşılık gelen çevrim sayısının neden olduğu değerleri içermektedir. YD\_N5’e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması ise Tablo 2.36’da yapılmıştır.



Şekil 2.115. YD\_N5'e ait yorulma davranış parametreleri; (a) yorulma ömrü, (b) hasar oranı, (c) güvenlik katsayısı

Tablo 2.36. YD\_N5'e ait deneysel ve sayısal yorulma davranış parametrelerinin karşılaştırılması

	Yorulma Davranış Parametreleri		
	Ömür	Hasar Oranı	Güvenlik Katsayısı
Deneysel Yöntem	4598,000	217,486	0,414
Sayısal Yöntem	4603,000	217,210	0,415

### 2.3.7. Deneysel ve Sayısal Çalışma Sonuçlarının Karşılaştırılması

Bu bölümde, deneysel ve sayısal çalışmalar sonucunda elde edilen bulgular ortaya konulmuş ve bu bulgular üzerinde gerekli irdelemeler yapılmıştır.

#### 2.3.7.1. Dinamik Davranış Açısından Sonuçlarının Karşılaştırılması

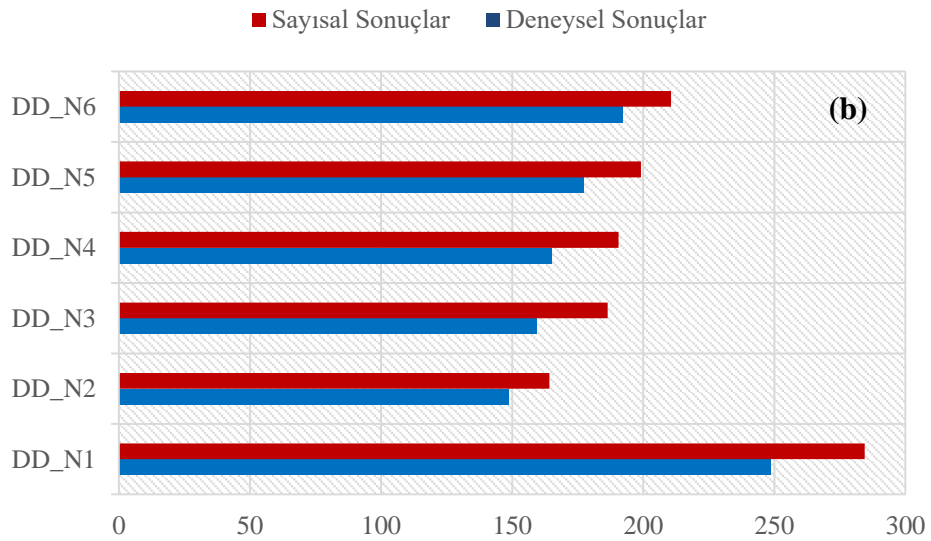
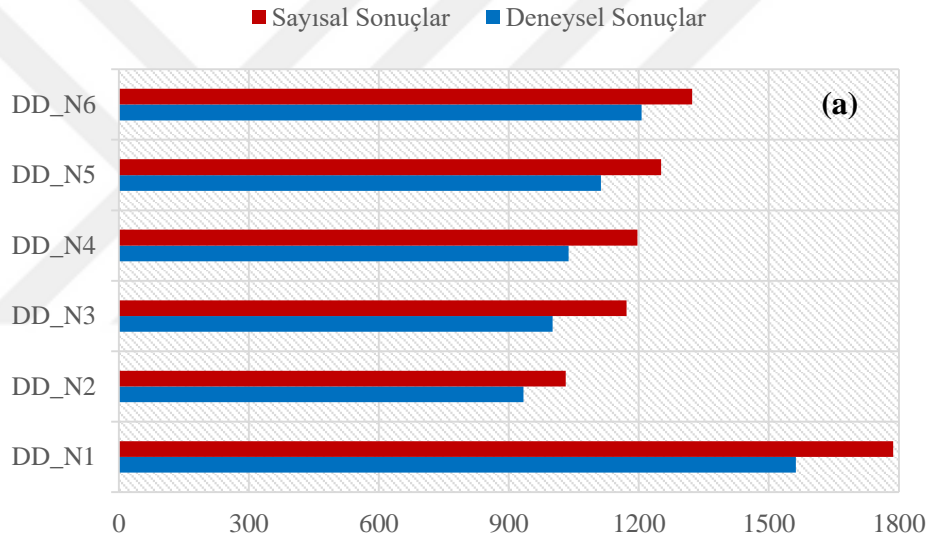
Deneysel ve sayısal yöntemlerle elde edilen dinamik davranış karakteristikleri, birbirlerinden bağımsız olarak kendi içerisinde Tablo 2.37-38 ve Şekil 2.116 üzerinden değerlendirilmiştir. Yapılan değerlendirmede, doğal açısız frekans değerleri, doğal frekans değerleri ve doğal periyot değerleri dikkate alınmıştır. Fakat karşılaştırma aşamasında temel parametre olarak, doğal frekans değerleri referans alınmıştır.

Tablo 2.37. Deneysel dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

	Dinamik Karakteristikler				
	Mod	$\omega$ (rad/s)	T (s)	f (Hz)	Fark (%)
DD_N1	1	1562,628	0,004021	248,700	-
DD_N2	1	933,681	0,006729	148,600	40,249
DD_N3	1	1000,911	0,006277	159,300	35,947
DD_N4	1	1037,9822	0,006053	165,200	33,575
DD_N5	1	1112,752	0,005647	177,100	28,790
DD_N6	1	1206,372	0,005208	192,000	22,799

Tablo 2.38. Sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

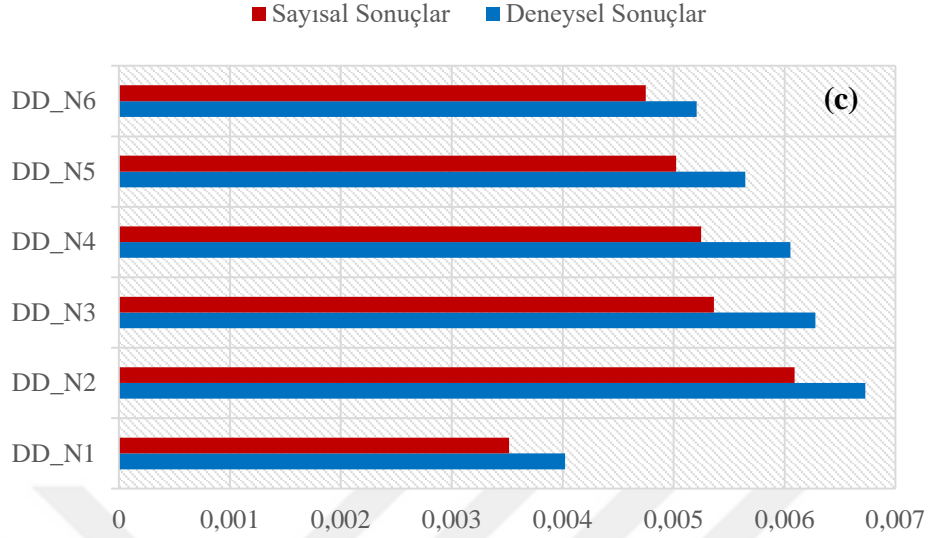
Dinamik Karakteristikler					
	Mod	$\omega$ (rad/s)	T (s)	f (Hz)	Fark (%)
DD_N1	1	1787,145	0,003516	284,433	-
DD_N2	1	1031,259	0,006090	164,130	42,296
DD_N3	1	1171,437	0,005364	186,440	34,452
DD_N4	1	1197,0096	0,005249	190,510	33,021
DD_N5	1	1251,108	0,005022	199,120	29,994
DD_N6	1	1323,214	0,004748	210,596	25,959



Şekil 2.116. Deneysel ve sayısal dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması, (a) doğal açısal frekans, (b) doğal frekans, (c) doğal periyot



Şekil 2.116'nın devamı



Tablo 2.37-38'de ve Şekil 2.116'da güçlendirme uygulamalarının dinamik karakteristikler üzerindeki etkileri birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Kirişin çekme başlığının açıklığının ortasında açılan yapay bir çentiğin, hasarsız kirişin dinamik davranışını olumsuz yönde etkilediği görülmektedir. Doğal frekans açısından bu olumsuz etki değerlendirildiğinde, deneysel çalışmalar sonucunda bu değerde %40,249, sayısal çalışmalar sonucunda ise %42,296'lık bir azalma olduğu görülmektedir. Yapılan güçlendirme uygulamaları sonucunda ise bu değerde gözle görülür derecede bir artış gerçekleşmiştir. En büyük artış ve dinamik karakteristiklerde iyileşme, epoksi esaslı dolgu malzemesi ile onarılmış, tek kat KFTP (kumaş) ile güçlendirilmiş numune üzerinde meydana gelmiştir.

### 2.3.7.2. Yorulma Davranışı Açısından Sonuçlarının Karşılaştırılması

Deneysel ve sayısal yöntemlerle elde edilen yorulma davranış parametreleri, birbirlerinden bağımsız olarak kendi içerisinde Tablo 2.39-40 üzerinden değerlendirilmiştir. Yapılan değerlendirmede, yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı değerleri dikkate alınmıştır. Fakat karşılaştırma aşamasında temel parametre olarak yorulma ömrü değerleri referans alınmıştır.

Tablo 2.39. Deneysel yorulma parametrelerinin karşılaştırılması

	Yorulma Ömrü	Yorulma Hasarı	Yorulma Güvenlik Katsayısı
Kontrol Numunesi	10 <sup>6</sup>	1	15
YD_N1	2854,000	350,385	0,372
YD_N2	3545,000	282,087	0,384
YD_N3	3762,000	265,816	0,386
YD_N4	5550,000	180,180	0,413
YD_N5	4598,000	217,486	0,414

Tablo 2.40. Sayısal yorulma parametrelerinin karşılaştırılması

	Yorulma Ömrü	Yorulma Hasarı	Yorulma Güvenlik Katsayısı
Kontrol Numunesi	10 <sup>6</sup>	1	15
YD_N1	3020,000	331,130	0,394
YD_N2	3728,200	264,680	0,404
YD_N3	3924,000	254,840	0,403
YD_N4	5744,000	174,095	0,427
YD_N5	4603,000	217,210	0,415

Tablo 2.39-40'da güçlendirme uygulamalarının yorulma parametreleri üzerindeki etkileri birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Kiriş çekme başlığının açıklığının ortasında açılan yapay bir çentiğin hasarsız kirişin yorulma davranışını olumsuz yönde etkilediği görülmüştür. Yapılan güçlendirme uygulamaları sonucunda ise bu değerde gözle görülür derecede bir iyileşme olduğu görülmektedir. En büyük iyileşme, tek kat KFTP (plaka) ile güçlendirilmiş numune üzerinde olmuştur ve bu oran yaklaşık olarak %50'ye tekabül etmektedir.

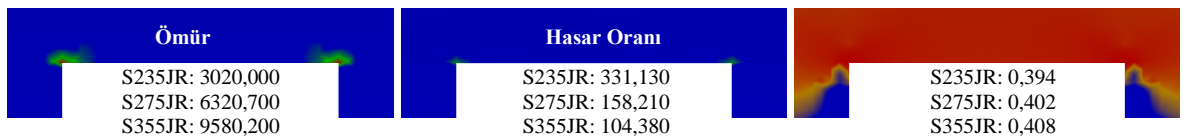
### 3. BULGULAR VE İRDELEMELER

Bulgular ve irdelemeler bölümünde, tez içerisinde bahsi geçen, tezin amacını ve hedeflerini direkt olarak etkilemese de bu konu üzerinde çalışan kişiler için oldukça önem arz eden bir takım konular üzerinde sayısal parametrik çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Çalışmalar sonucunda elde edilen bulgular, ilgili bölümlerde verilen tablolar ve grafikler üzerinden irdelenmiştir. Üzerinde çalışılan konular şunlardır;

- Malzeme kalitesinin yorulma davranışı üzerindeki etkisi
- Yükleme şeklinin yorulma davranışı üzerindeki etkisi
- Yük etki noktaları arasındaki mesafenin yorulma davranışı üzerindeki etkisi
- Değişken-tekrarlı yük oranının yorulma davranışı üzerindeki etkisi
- Dinamik karakteristikler açısından uygun çentik derinliğinin belirlenmesi
- KFTP kumaş katman sayısının yorulma davranışı ve dinamik karakteristikler üzerindeki etkisi
- KFTP kumaş uygulama mesafesinin yorulma davranışı ve dinamik karakteristikler üzerindeki etkisi

#### 3.1. Malzeme Kalitesinin Yorulma Davranışı Üzerindeki Etkisi

Bu bölümde, farklı kalitedeki çeliklerden imal edilmiş çentikli kirişlerin yorulma davranışlarını belirlemeye yönelik sayısal parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar, yorulma davranışını tanımlayan ömür, hasar oranı ve güvenlik katsayısı gibi parametreler üzerinden değerlendirilmiştir. Malzeme olarak sırasıyla S235JR, S275JR ve S355JR yapısal çelikler kullanılmıştır. Malzemelerin yapısal özelliklerine ait bilgiler, TS EN 10025-2/2006'dan alınmıştır. Malzeme kalitesinin yorulma davranışı üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yürütülen bu çalışmanın sonuçları, Şekil 3.1 ve Tablo 3.1'de verilmiştir.



Şekil 3.1. Farklı kalitelere sahip çeliklerden üretilmiş çentikli kirişlerin yorulma davranış parametreleri

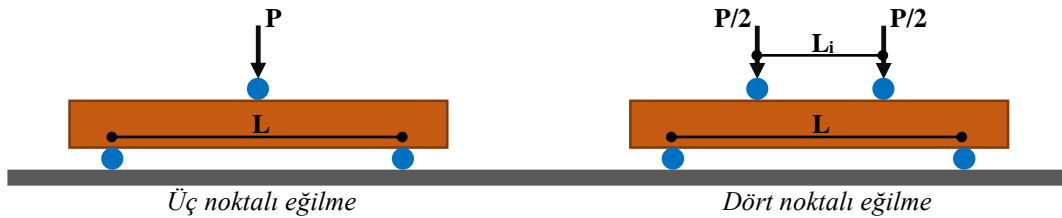
Tablo 3.1. Malzeme kalitesinin yorulma davranışı üzerindeki etkisi

Malzeme Sınıfı	Yorulma Davranış Parametreleri		
	Ömür	Hasar Oranı	Güvenlik Katsayısı
S235JR	3020,000	331,130	0,394
S275JR	6320,700	158,210	0,402
S355JR	9580,200	104,380	0,408

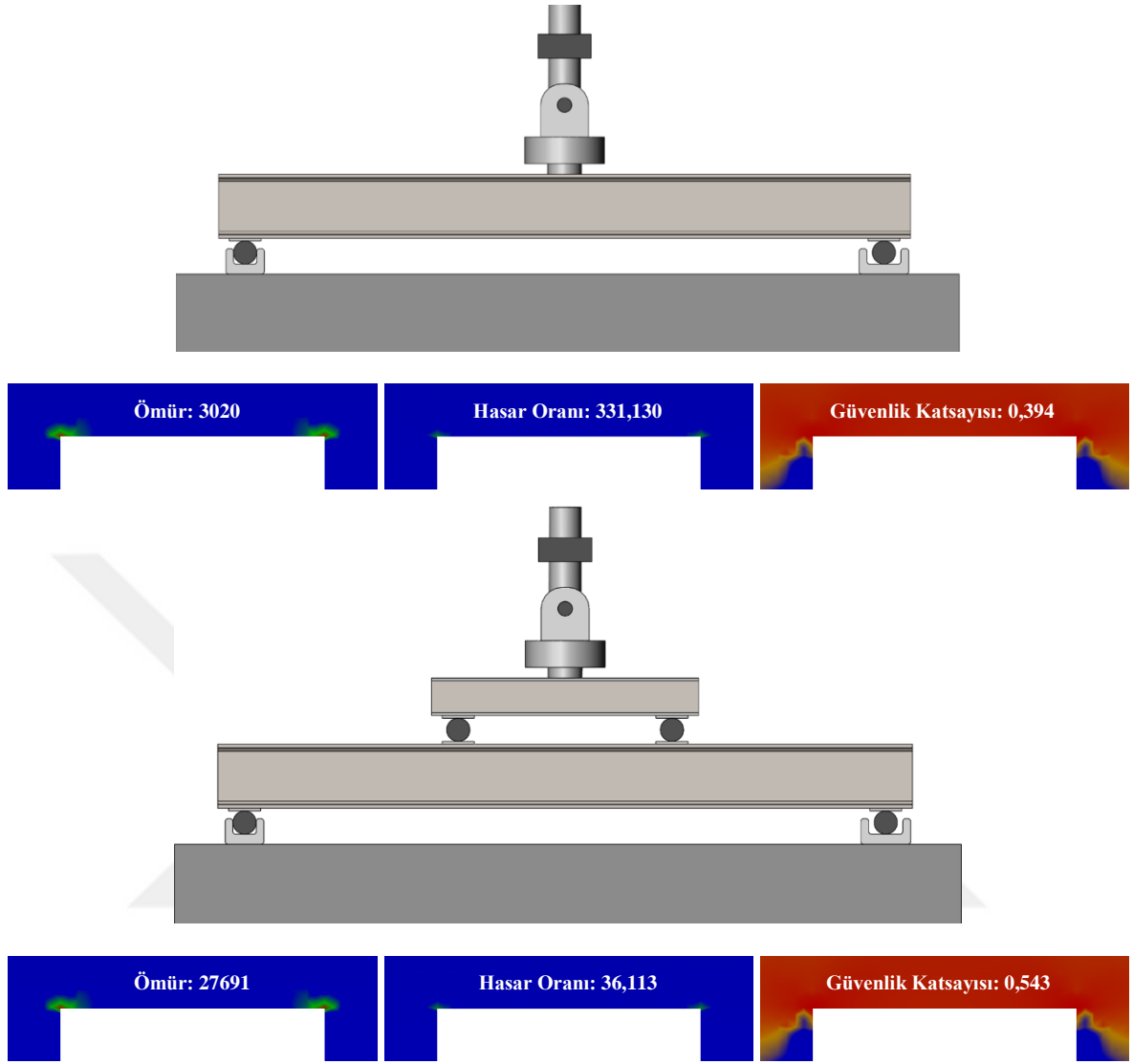
Şekil 3.1 ve Tablo 3.1 incelendiğinde, metalik makine ve yapı elemanlarının yorulma davranışının, malzemenin mekanik özelliklerine dolayısıyla da malzeme kalitesine oldukça bağlı olduğu görülmektedir. Malzeme kalitesi arttıkça yorulma davranışında önemli derecede bir iyileşme görülmektedir.

### 3.2. Yükleme Şeklinin Yorulma Davranışı Üzerindeki Etkisi

Bu bölümde, farklı yükleme şekilleri etkisi altında çentikli kirişlerin yorulma davranışlarını belirlemeye yönelik sayısal parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar, yorulma davranışını tanımlayan ömür, hasar oranı ve güvenlik katsayısı gibi parametreler üzerinden değerlendirilmiştir. Yükleme şekli olarak sırasıyla üç noktalı ve dört noktalı yükleme düzenekleri tercih edilmiştir (Şekil 3.2). Yükleme şeklinin yorulma davranışı üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yürütülen bu çalışmanın sonuçları, Şekil 3.3 ve Tablo 3.2’de verilmiştir.



Şekil 3.2. Üç ve dört noktalı eğilme yüklemelerinin şematik gösterimi



Şekil 3.3. Üç ve dört noktalı yüklemeler etkisi altında çentikli kirişin yorulma davranış parametreleri

Tablo 3.2. Yükleme şeklinin yorulma davranışı üzerindeki etkisi

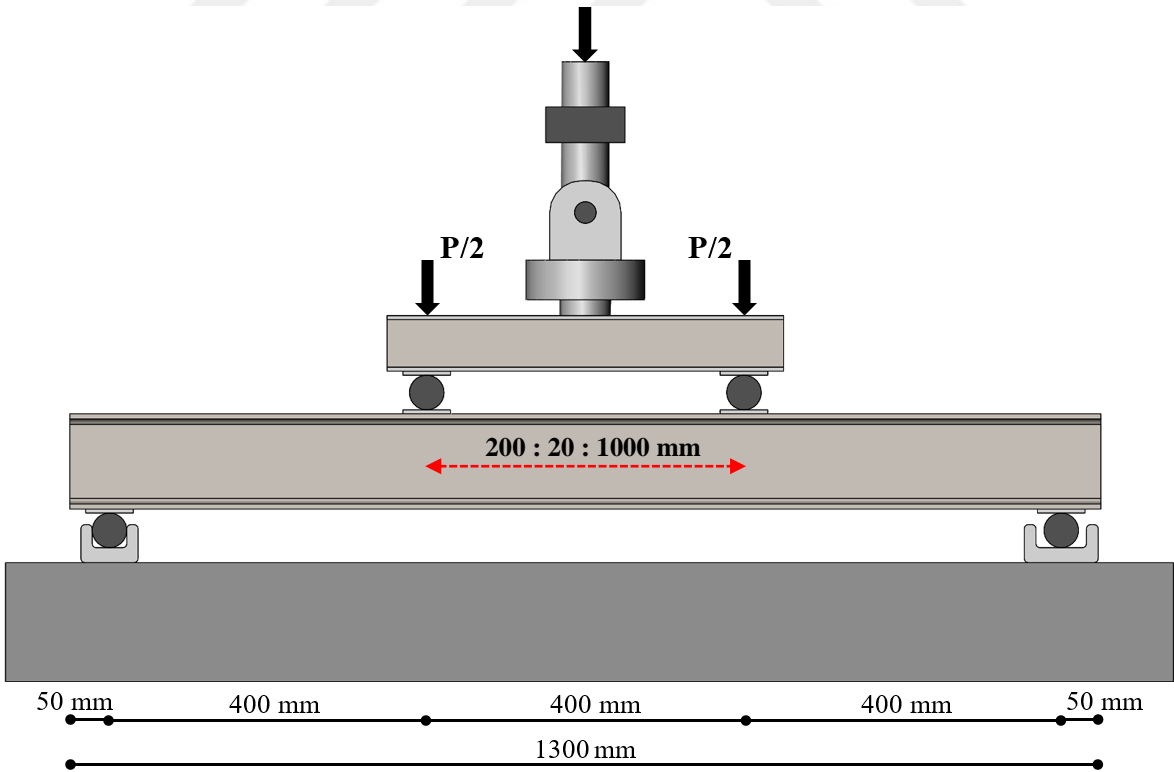
Yükleme Şekli	Yorulma Davranış Parametreleri		
	Ömür	Hasar Oranı	Güvenlik Katsayısı
Üç Noktalı	3020	331,130	0,394
Dört Noktalı	27691	36,113	0,543

Üç noktalı yükleme durumu etkisi altında çentik civarında oluşan gerilme yığılması dört noktalı yükleme durumuna göre daha şiddetlidir. Bu durum, tasarımı yapılan metalik

yapı veya makine elamanına ait yorulma davranış parametrelerinin daha düşük seviyelerde kalmasına neden olmaktadır. Yorulma açısından daha emniyetli tarafta kalmaya yönelik yapılan tasarımlarda üç noktalı yükleme durumu daha konservatif sonuçlar verdiği için dolayı laboratuvar ölçekli bilimsel çalışmalarda tercih edilebilir.

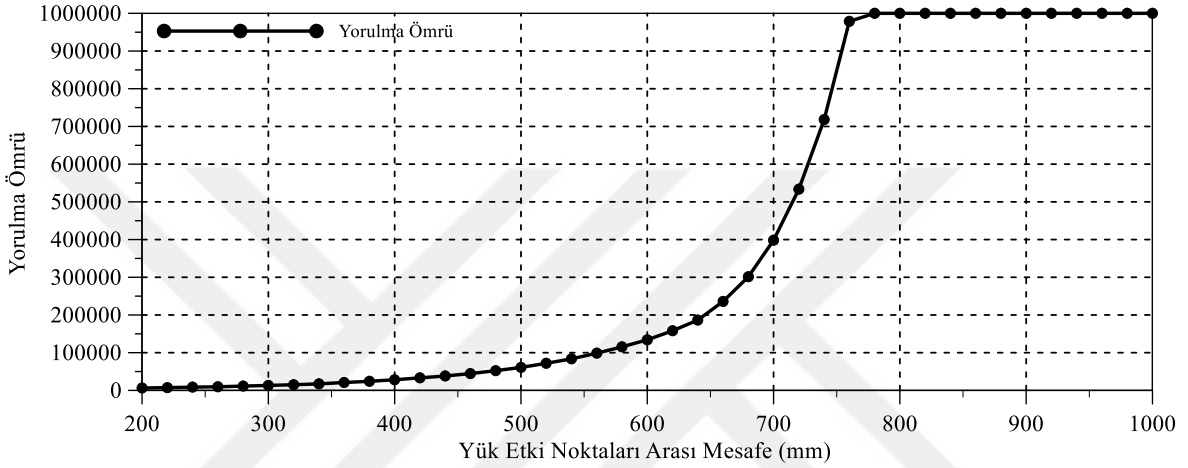
### 3.3. Yük Etki Noktaları Arasındaki Mesafenin Yorulma Davranışı Üzerindeki Etkisi

Dört noktalı yüklemede, iki mesnet üzerine yerleştirilmiş numuneye düşey yönde iki eşit yük çifti uygulanmaktadır. Yükün uygulandığı noktalar arasındaki mesafe konusunda herhangi bir standarda bağlı olarak ortak bir kanı yoktur. Bu konu ile alakalı yapılan çalışmalar incelendiğinde, deney koşullarına, araç-gereç imkânlarına ve kullanılan numunelerin boyutlarına bağlı olarak farklı mesafelerin dikkate alındığı görülmüştür. Fakat bu konu ile ilgili yapılan en yaygın uygulama, mesnetler arası mesafenin 1/3'ü kadarlık bir açıklıkta yük çiftinin uygulanması şeklindedir (Şekil 3.4).

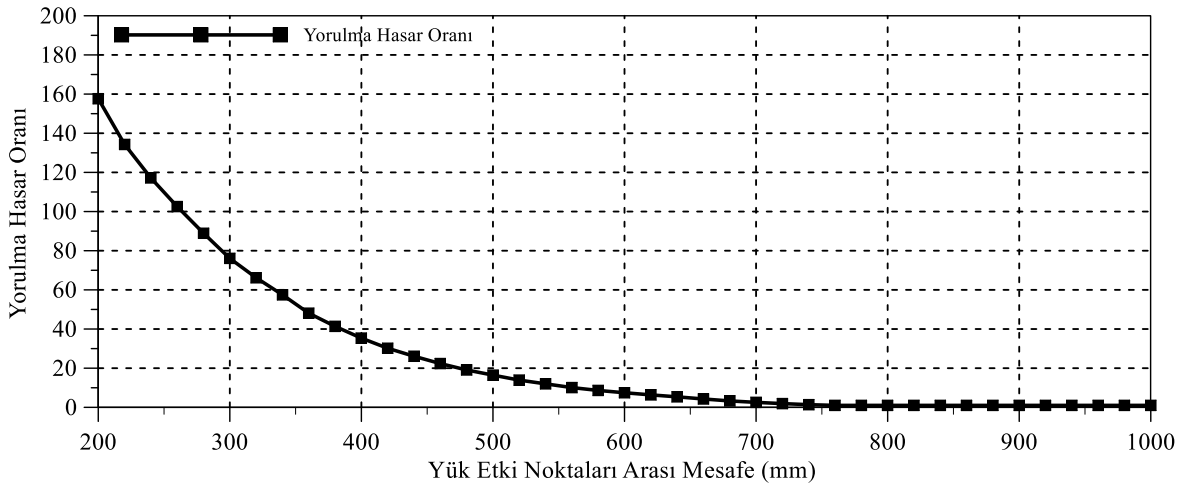


Şekil 3.4. Dört noktalı yükleme durumu

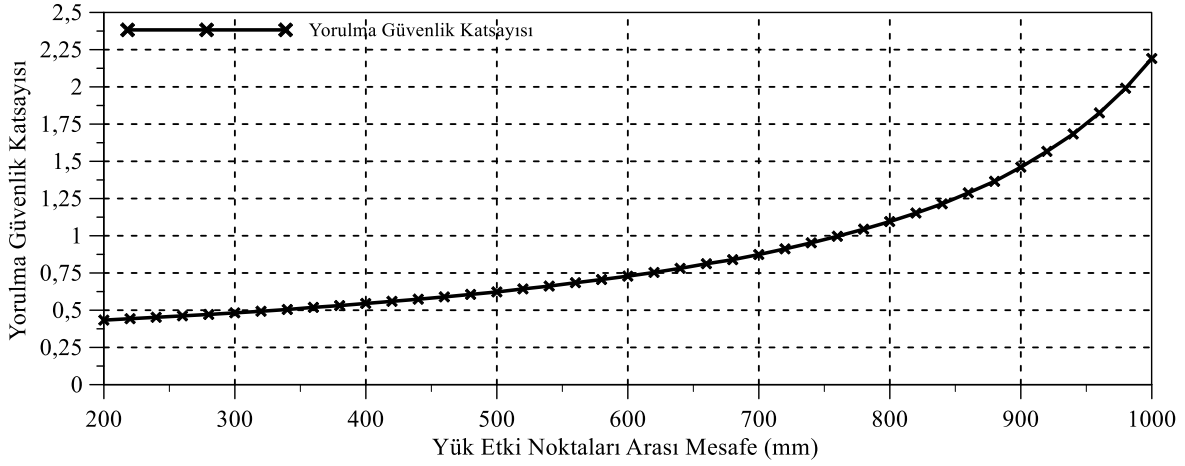
Bu bölümde, yük etki noktaları arasındaki mesafenin çentikli kirişlerin yorulma davranışları üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik sayısal parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Yük çifti arasındaki mesafe, başlangıçta 200 mm olarak kabul edilmiş daha sonra bu değer, 20 mm artışlarla 1000 mm'ye kadar çıkartılmıştır. Sonuçlar, yorulma davranışını tanımlayan ömür, hasar oranı ve güvenlik katsayısı gibi parametreler üzerinden değerlendirilmiştir. Çalışmadan elde edilen sonuçlar, Şekil 3.5-7'de görülmektedir.



Şekil 3.5. Yorulma ömrünün yük etki noktaları arası mesafeye bağlı olarak değişimi



Şekil 3.6. Yorulma hasar oranının yük etki noktaları arası mesafeye bağlı olarak değişimi



Şekil 3.7. Yorulma güvenlik katsayısının yük etki noktaları arası mesafeye bağlı olarak değişimi

Şekil 3.5-7’de verilen grafikler incelendiğinde, dört noktalı yükleme düzeneğinde, yük etki noktaları arasındaki mesafe azaldıkça çentikli kirişin yorulma davranış parametrelerinin kötüye gittiği ve dolayısıyla da yorulma davranışının olumsuz yönde etkilendiği görülmektedir. Çentiksiz kirişin analitik çözümünde, iki yük etki noktası arasında eğilme momentinin dolayısıyla da çekme gerilmesinin sabit değerde kaldığı görülmektedir. Fakat orta açıklığında yapay çentiğe sahip kirişlerde, çentik civarında oluşan gerilme şiddeti yük etki noktasının bu bölgeye yaklaşmasıyla artmaktadır. Bu değişken durum nedeniyle dört noktalı yükleme testlerinde yük etki noktaları arasındaki mesafe konusunda net bir uzlaşma sağlanamamıştır. Bu konu ile alakalı yapılan en yaygın uygulama, mesnetler arası mesafenin 1/3’ü kadarlık bir açıklıkta yük çiftinin uygulanması şeklindedir.

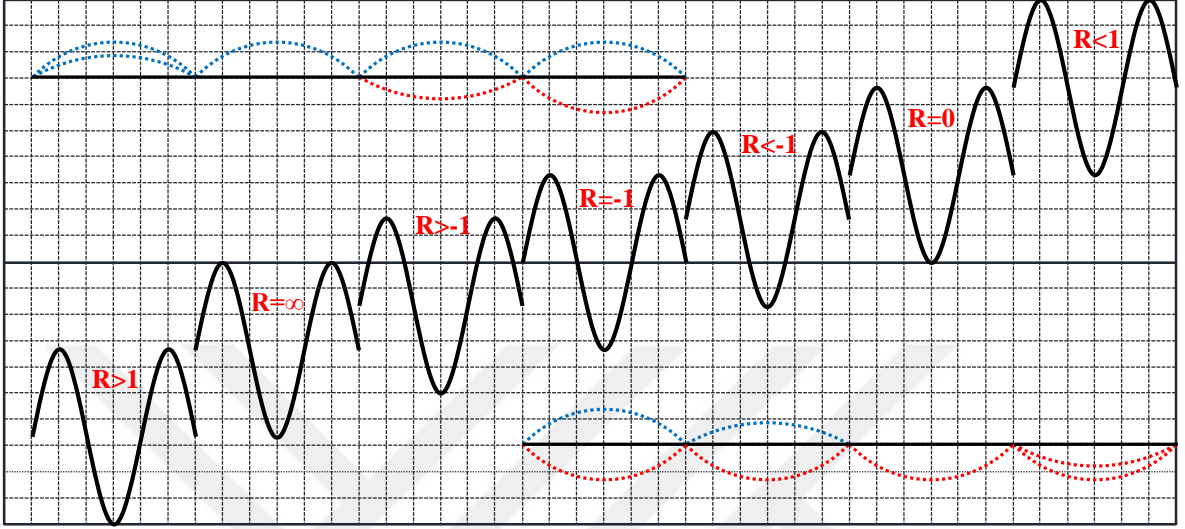
#### 3.4. Değişken-Tekrarlı Yük Oranının Yorulma Davranışı Üzerindeki Etkisi

Yük oranı (R), değişken-tekralı yorulma yük döngüsündeki en küçük gerilmenin en büyük gerilmeye oranı olarak ifade edilmektedir. Bu oranın, yorulma yükü genel yapısı üzerinde önemli bir etkisinin olduğu ve bu nedenle, yorulma davranışını önemli ölçüde etkilediği bilinen bir gerçektir (Şekil 3.8).

- $R > 1$ : Genel değişken-tekralı yük (basınç-basınç)
- $R = \infty$ : Titreşimli değişken-tekralı yük (bas bırak-bas bırak)
- $R > -1$ : Değişken-tekralı yük (çek bas-çek bas (basınç > çekme))
- $R = -1$ : Tam değişken-tekralı yük (çek bas-çek bas (çekme = basınç))

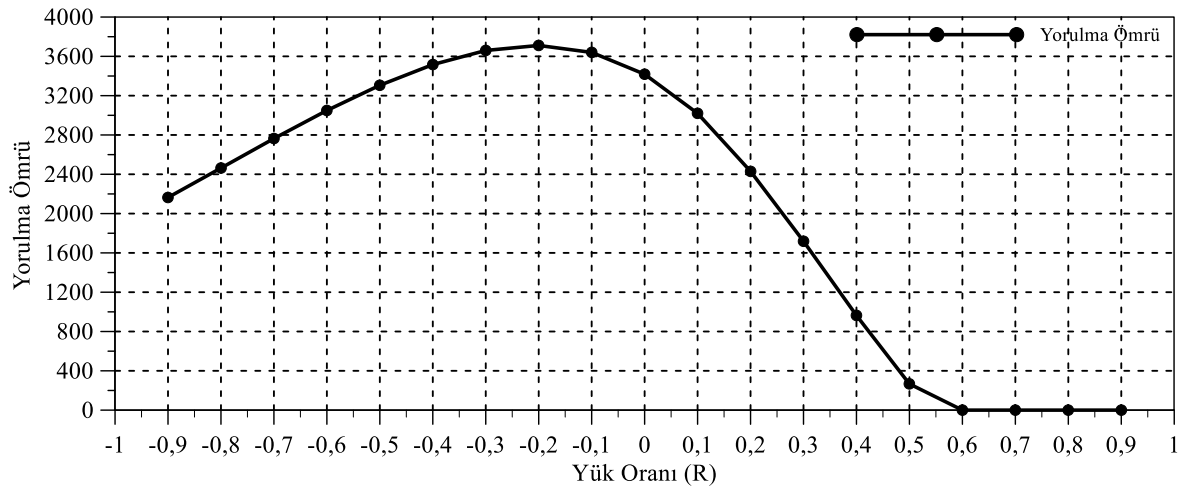


- $R < -1$ : Değişken-tekarrarlı yük (çek bas-çek bas (çekme>basınç))
- $R = 0$ : Titreşimli değişken-tekarrarlı yük (çek bırak-çek bırak)
- $R < 1$ : Genel değişken-tekarrarlı yük (çekme-çekme)



Şekil 3.8. Farklı R oranlarına sahip periyodik yükler ve kırışte oluşturdukları farklı davranış modelleri

Bu bölümde, farklı R oranlarına (-1:0,1:1) sahip yükler etkisi altında çentikli kırışların yorulma davranışlarını belirlemeye yönelik sayısal parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar, yorulma ömrü üzerinden değerlendirilmiştir. Değişken-tekarrarlı yük oranının yorulma davranışı üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yürütülen bu çalışmanın sonuçları, Şekil 3.9’da verilmiştir.



Şekil 3.9. Yorulma ömrünün yük oranına bağlı olarak değişimi

Şekil 3.9 incelendiğinde, yük oranında pozitif yönde meydana gelen artışın, yani çekme modundaki bir ortalama yükün varlığının yorulma ömrünü azalttığı dolayısıyla da yorulma davranışını olumsuz yönde etkilediği görülmektedir.

### 3.5. Dinamik Karakteristikler Açısından Uygun Çentik Derinliğinin Belirlenmesi

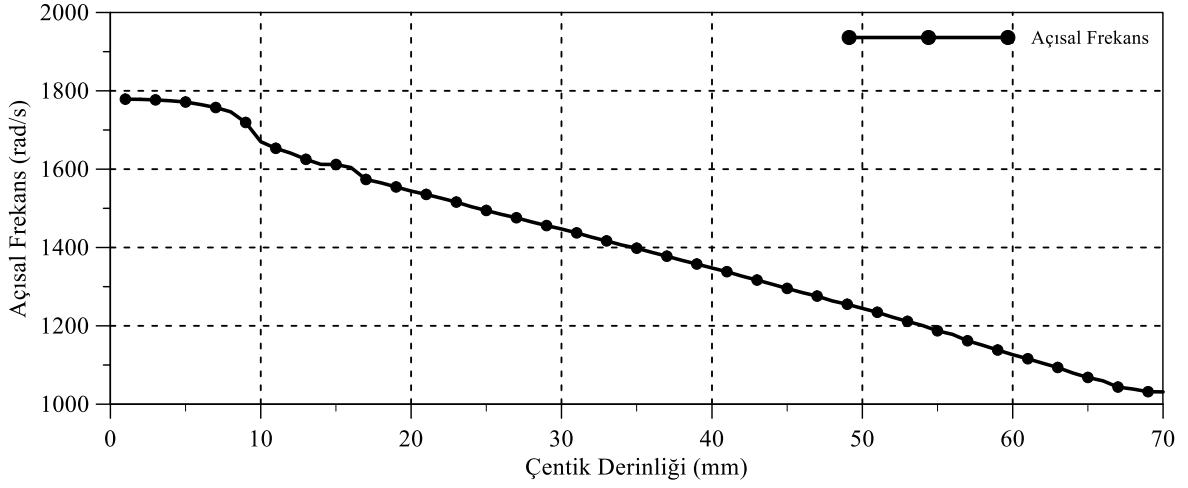
Çelik kirişlerde oluşabilecek hasarlarının değerlendirilmesi ve onarım ve/veya güçlendirilmesine yönelik yapılan laboratuvar ölçekli çalışmalarda, gerçek hasarı veya geçmiş hizmet ömrünü deney numuneleri üzerine yansıtılabilmek için açıklık ortasında veya herhangi bir kesitte yapay çentikler oluşturulmaktadır.

Kirişler üzerinde oluşturulan yapay çentiklerin, yorulma ömrünü gözle görülür derecede azaltacağı bilinen bir gerçektir. Fakat dinamik karakteristikler açısından çentiksiz-çentikli, çentiksiz-güçlendirilmiş veya çentikli-güçlendirilmiş kirişlere ait dinamik karakteristikler arasındaki farkın net bir şekilde görülebilmesi için yorulma davranışı için seçilen çentik boyutları yeterli olmayabilir. Bu nedenle bu bölümde, farklı derinliklerdeki çentiklere sahip kirişlerin dinamik karakteristiklerini belirlemeye yönelik sayısal parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar, dinamik karakteristikleri belirleyen; açısal frekans, periyot ve frekans gibi parametreler üzerinden değerlendirilmiştir. Çentik derinliği, kirişin alt başlık yüksekliği boyunca 1 mm derinlikten başlayıp 1 mm artışlarla 70 mm'lik mesafeye kadar dikkate alınmıştır.

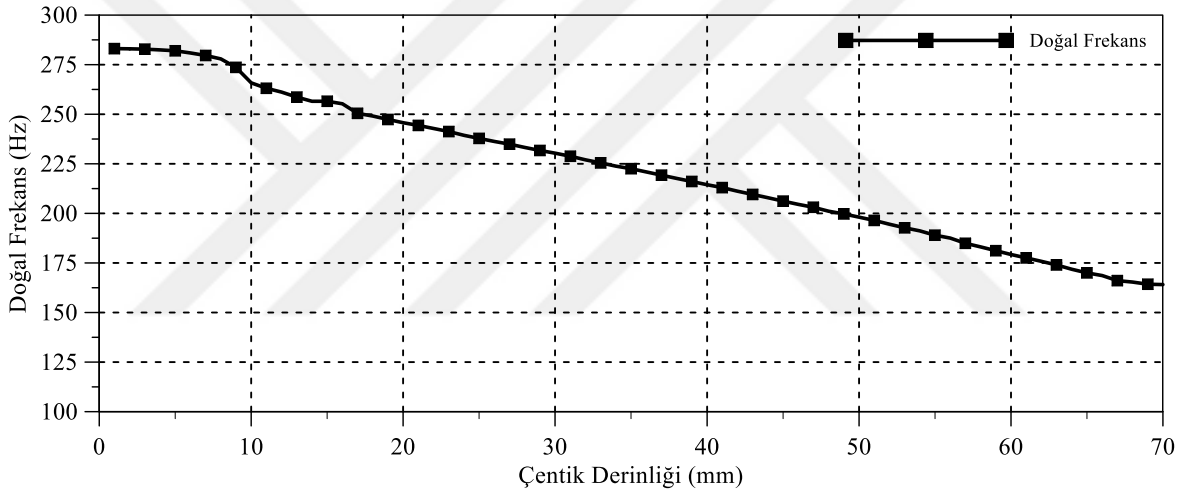
Dinamik karakteristikler açısından uygun çentik derinliğinin belirlenmesine yönelik yürütülen çalışmanın sonuçları, Tablo 3.3 ve Şekil 3.10-12'de verilmiştir.

Tablo 3.3. Çentik derinliğine bağlı olarak dinamik karakteristiklerin karşılaştırılması

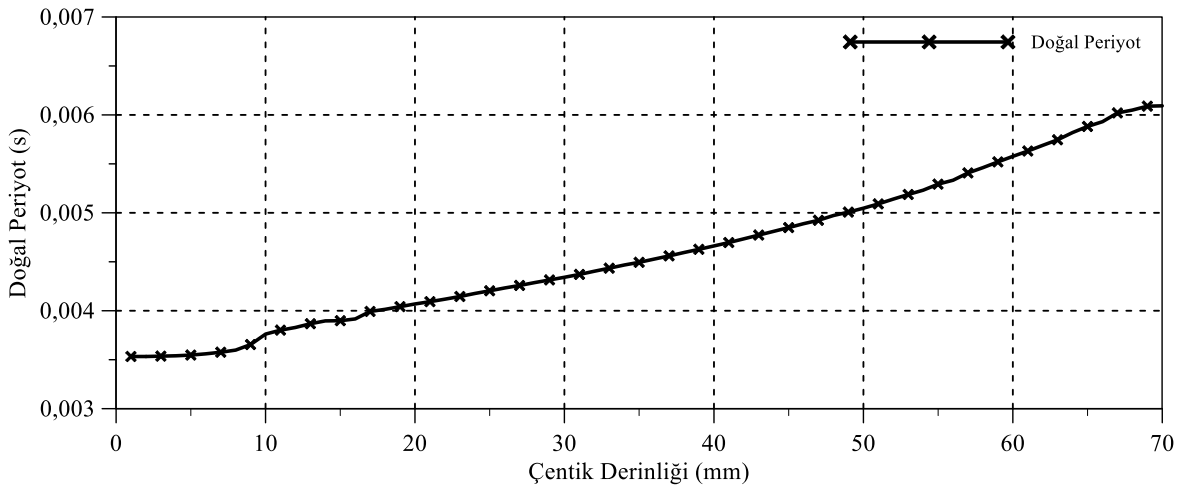
Çentik Derinliği (mm)	Mod	Açısal frekans (rad/s)	Doğal Frekans (Hz)	Doğal Periyot (s)
0	1	1787,145	284,433	0,003516
1	1	1778,782	283,102	0,003532
10	1	1669,939	265,779	0,003763
20	1	1543,992	245,734	0,004069
30	1	1447,143	230,320	0,004342
40	1	1347,680	214,490	0,004662
50	1	1244,699	198,100	0,005048
60	1	1126,575	179,300	0,005577
70	1	1031,259	164,130	0,006093



Şekil 3.10. Açısal frekansın çentik derinliğine bağlı olarak değişimi



Şekil 3.11. Doğal frekansın çentik derinliğine bağlı olarak değişimi



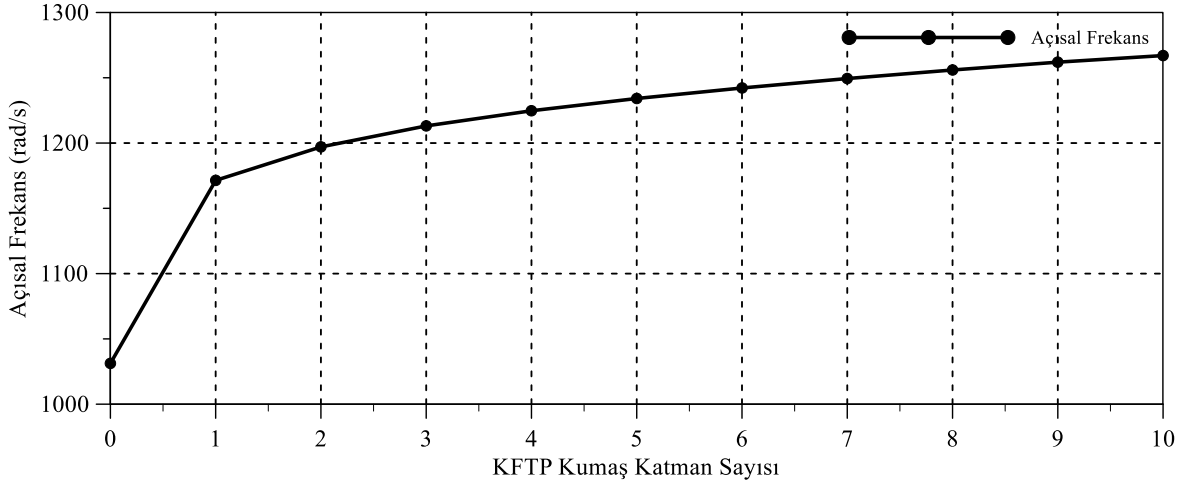
Şekil 3.12. Doğal periyodun çentik derinliğine bağlı olarak değişimi

Şekil 3.10-12’de verilen grafikler incelendiğinde, çentik derinliğinin artışı kirişte hem kütle hem de rijitlik kaybına neden olduğu için çentik derinliğinin artışına bağlı olarak kirişin dinamik karakteristiklerinde olumsuz gelişmeler yaşanmıştır. Küçük ölçekli numuneler üzerinde laboratuvar şartlarında yapılan bu tür çalışmalarda, hasarsız-hasarlı ve hasarlı-güçlendirilmiş kirişlerin dinamik davranışlarını karakterize eden dinamik karakteristikler arasındaki farkların net bir şekilde gözlemlenebilmesi amacıyla optimum çentik derinliğinin belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar oldukça önem arz etmektedir. Örneğin bu çalışmada, doğal frekans açısından bakıldığında yaklaşık olarak %50’ye yakın bir farka neden olan derinlik, optimum çentik derinliği olarak dikkate alınmıştır.

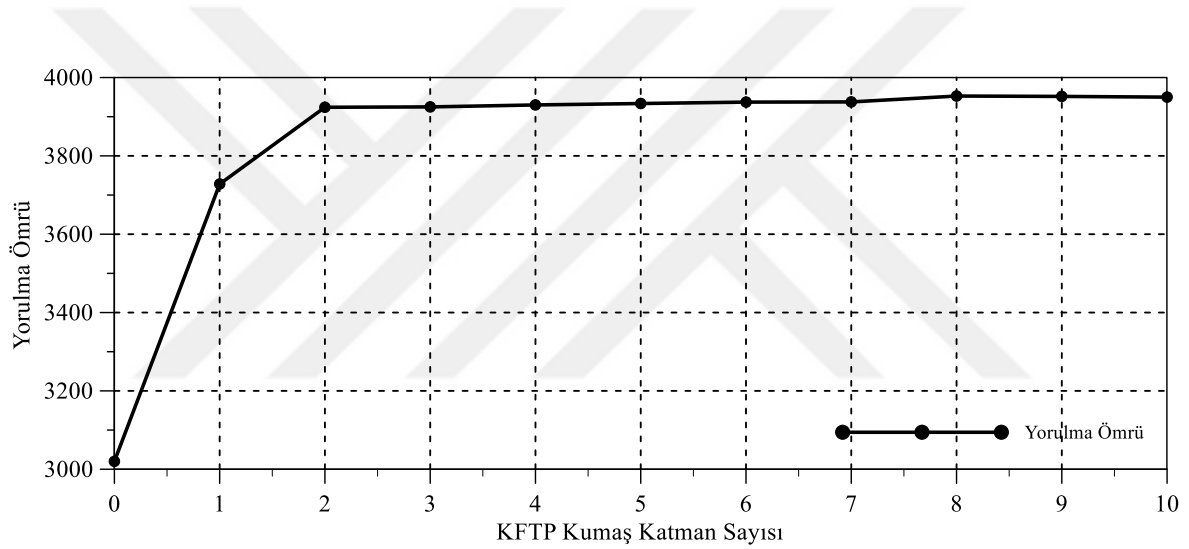
### **3.6. KFTP Kumaş Katman Sayısının Yorulma Davranışı ve Dinamik Karakteristikler Üzerindeki Etkisi**

KFTP kumaş ile yapılan güçlendirme işlemlerinde dikkate alınması gereken en önemli parametrelerden birisi de uygulanacak katman sayısına karar verilmesidir. Çünkü katman sayısının artmasının güçlendirme sisteminin etkinliğini artırdığı konusunda bir kanı vardır. Fakat bunun yanında, katman sayısı arttıkça katmanlar arası yapışma yüzeyinde ayrılma hasarı riskinin artması, uygulamadaki güçlükler, zaman ve ekonomi açısında kayıplar gibi nedenler de bu uygulamanın olumsuz yanlarını oluşturmaktadır. Bu nedenle, optimum katman sayısının belirlenmesine yönelik bir ön çalışmanın yapılması gerekmektedir. Bu bölümde, farklı KFTP kumaş katman sayısı ile güçlendirilmiş çentikli kirişlerin yorulma davranışı ve dinamik karakteristiklerini belirlemeye yönelik sayısal parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar, yorulma ömrü ve doğal frekans parametreleri üzerinden değerlendirilmiştir.

KFTP kumaş katman sayısının dinamik ve yorulma davranışı üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yürütülen bu çalışmanın sonuçları, Şekil 3.13 ve Şekil 3.14’de verilmiştir.



Şekil 3.13. Açısal frekansın KFTP kumaş katman sayısına bağlı olarak değişimi



Şekil 3.14. Yorulma ömrünün KFTP kumaş katman sayısına bağlı olarak değişimi

Şekil 3.13 ve 14’de yer alan sonuçlar incelendiğinde, KFTP kumaş katman sayısının artması ile birlikte çentikli kirişin hem dinamik hem de yorulma davranışında az da olsa bir iyileşmenin olduğu görülmektedir. Örneğin tek bir katmanın uygulanması ile sağlanan doğal frekans değeri 186,440 Hz iken katman sayısı 10’a çıkartılınca, bu değer 201,650 Hz’e ulaşmıştır. Benzer şekilde, tek bir katmanın uygulanması ile sağlanan yorulma ömrü değeri 3728,200 çevrim iken katman sayısı 10’a çıkartılınca, bu değer 3949,853 çevrime ulaşmıştır. Yapılan çalışmanın amacı ve hedefleri, çalışmadan beklenen sonuçlar, deney koşulları gibi parametreler dikkate alınarak, yapılan bu tür bir ön çalışma ile optimum katman sayısına karar verilebilir.

### 3.7. KFTP Kumaş Uygulama Mesafesinin Yorulma Davranışı ve Dinamik Karakteristikler Üzerindeki Etkisi

KFTP kumaş ile yapılan güçlendirme işlemlerinde dikkate alınması gereken en önemli parametrelerden birisi de uygulama mesafesine karar verilmesidir. Uygulama mesafesinin ne olması konusunda ortak kanıya varılmış herhangi bir düşünce yoktur. Bu nedenle, optimum uygulama mesafesinin belirlenmesine yönelik bir ön çalışmanın yapılması gerekmektedir. Bu bölümde, farklı KFTP kumaş uygulama mesafeleri dikkate alınarak güçlendirilmiş çentikli kirişlerin yorulma davranışını ve dinamik karakteristiklerini belirlemeye yönelik sayısal parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Kumaş boyu, başlangıçta 100 mm olarak kabul edilmiş daha sonra bu değer, 100 mm artışlarla 1000 mm'ye kadar çıkartılmıştır. Sonuçlar, yorulma ömrü ve doğal frekans parametreleri üzerinden değerlendirilmiştir.

Tablo 3.4. KFTP kumaş uygulama mesafesine bağlı olarak yorulma ömrünün ve doğal frekansın değişimi

Uygulama Mesafesi (mm)	Yorulma Ömrü	Doğal Frekans (Hz)
100	3728,200	186,440
200	3706,300	186,440
300	3656,000	186,440
400	3657,130	186,440
500	3601,250	186,440
600	3589,352	186,440
700	3572,589	186,440
800	3555,269	186,440
900	3536,529	186,440
1000	3526,891	186,440

Tablo 3.4'de yer alan sonuçlar incelendiğinde, KFTP kumaş uygulama mesafesine bağlı olarak doğal frekans değerlerinde herhangi bir değişikliğin olmadığı, yorulma ömründe ise çok düşük oranda bir değişimin gerçekleştiği görülmektedir. Bu durumda, uygulama mesafesi kişinin isteğine ve çalışma koşullarına bağlı olarak değişebilir. Standart bir değer olarak ise, eğilme momentinin sıfır değerler aldığı noktalar arasında kalan mesafe, KFTP uygulama mesafesi olarak dikkate alınabilir.

#### 4. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Günlük hayatta kullanılan birçok metalik makine ve yapı elemanı, hizmet ömürleri boyunca sabit gerilmelerin yanı sıra değişken-tekrarlı gerilmelere ve titreşimlere de maruz kalmaktadır. Statik dayanımları çok yüksek olmasına rağmen, değişken-tekrarlı gerilmelere maruz kalan bu elemanlar, statik dayanımlarının çok altındaki bir gerilmeye dahi hasara uğrayabilir. Bunun nedeni, uzun süreli değişken-tekrarlı gerilmeler ile zorlanan metal malzemelerin, iç yapılarında meydana gelen değişimlere bağlı olarak dayanımlarında meydana gelen azalmadır. Bu durumda, çekme dayanımının ve hatta akma dayanımının altındaki gerilme değerlerinde bile bu tür malzemelerde büyük hasarlar meydana gelebilir. Malzemelerin bu şekilde, tekrarlı olarak sürekli yüklemeye uğramaları sonucunda meydana gelen aşamalı ve yerel hasara yorulma adı verilir. Dışarıdan gözlemlenebilecek miktarda önemli bir şekil değişimi yapmamasından ve elastik limitin altındaki gerilmelerde erken uyarı vermeden gerçekleşmesinden dolayı yorulma, büyük can ve mal kaybına neden olan bir hasar çeşididir.

Çelik karayolu köprüleri, üzerlerinden geçen taşıtlar ve çevresel etkenler nedeniyle sürekli olarak değişken büyüklüklerde dinamik etkilere maruz kalmaktadır. Bu etkiler köprü elemanlarında çatlak oluşumuna, mevcut çatlakların daha da ilerlemesine ve yayılmasına neden olmaktadır. Şiddetlerine ve büyüklüklerine bağlı olarak bu etkiler, köprülerin güvenilirliğini tehlikeye sokabilmekte hatta köprülerin servis ömür sürelerini dahi kısaltabilmektedir. Bu nedenle, yorulma hasarlı çelik köprülerin servis ömürlerini uzatmak amacıyla, güçlendirme yöntemleri üzerinde yapılan çalışmalar son yıllarda büyük hız kazanmıştır.

Üstün mekanik ve fiziksel özellikleri nedeniyle son yıllarda KFTP malzemeler, geleneksel yöntemlere göre yorulma hasarlı köprülerin güçlendirilmesinde en çok tercih edilen seçeneklerden biri haline gelmiştir. Köprü üzerindeki taşıt trafiğinin oluşturduğu çevrimsel yükler ve çevresel etkenler altında oluşan yorulma hasarlarına karşı, KFTP malzeme ile yapılan güçlendirme işlemlerinin çok iyi sonuçlar verdiği yapılan çalışmalarla kanıtlanmıştır. KFTP malzemenin yorulma hasarlı yapı elemanlarına vermiş olduğu tüm bu olumlu katkılarının yanında mekanik özelliklerine, uygulama biçimine, uygulama alanına, uygulandığı yüzeye ve dış etkenlere bağlı olarak bir takım dezavantajları da mevcuttur. Bu dezavantajlar, araştırmacıları ve mühendisleri yeni malzemelerin üretilmesine veya başka

alanlarda başka amaçlar doğrultusunda kullanılan malzemeleri yorulma hasarları için uygulamaya teşvik etmektedir. Çünkü malzemenin bu olumsuz yanlarının dikkate alınmaması, yorulma davranışının eksik bir biçimde belirlenmesine ve güçlendirme sonrasında hedeflenen hizmet süresine ulaşılamamasına neden olmaktadır. KFTP malzemenin kullanılmasındaki en kritik konu, çatlak civarında meydana gelen aşırı büyüklükteki gerilme ve şekil değiştirmelerden dolayı kompozit malzeme ile kiriş arasındaki yapışma ara yüzeyinde meydana gelen ayrılma hasarıdır. Doğabilecek bu olumsuz yanları giderebilmek veya azaltabilmek amacıyla, bu tez kapsamında sunulan çözüm önerisi; KFTP malzeme ile bir nevi çatlağın uçlarını birleştirmeye çalışmak yerine, ilk olarak çatlağı mekanik özellikleri oldukça yüksek bir malzeme ile doldurarak onarmak ve daha sonra KFTP malzemeyi kirişin alt başlığı boyunca belirli bir mesafe için uygulamaktır. Böylece, eleman içerisindeki süreksizlik giderilerek hem kesitin tam bir kesit olarak çalışması sağlanmış hem de hasarlı bölge civarında oluşan gerilme ve şekil değiştirme seviyesi azaltılarak kiriş ile kompozit plaka arasındaki ayrılma engellenmiştir.

Yukarıda ifade edilen dezavantajları ortadan kaldırmak ve yeni bir güçlendirme seçeneği sunmak amacıyla, bu çalışmada; epoksi esaslı enjeksiyon malzemesi ve karbon lifli polimer kompozit malzemeden oluşan yeni bir güçlendirme uygulaması ileri sürülmüştür. Ancak yorulma hasarlarının güçlendirilmesinde ilk defa kullanılacak olan bu yöntemin, hasarlı kirişin yorulma davranışını ve dinamik karakteristiklerini ne oranda iyileştirebileceği konusunda yapılmış bir çalışma mevcut değildir. Bu nedenle, bu uygulamanın dikkate alınan yapısal davranışlar üzerindeki etkinliğinin belirlenmesi konusunda bir çalışmaya ihtiyaç duyulmuş ve bu kapsamda analitik, sayısal ve deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir.

Tez kapsamında elde edilen sonuçlar üç ayrı başlık altında sunulmuştur. Bunlar; dinamik karakteristiklerin belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar neticesinde ulaşılan sonuçlar, yorulma davranışının belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar neticesinde ulaşılan sonuçlar ve tez süresince ele alınan konular üzerinden elde edilen sonuçlar şeklindedir.

#### **4.1. Dinamik Karakteristiklerin Belirlenmesine Yönelik Yapılan Çalışmalar Neticesinde Ulaşılan Sonuçlar**

Tez kapsamında, dinamik davranışların belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar doğal açısız frekans, doğal frekans ve doğal periyot gibi dinamik karakteristikler referans



alınarak yapılmıştır. Fakat bu bölümde, elde edilen bu sonuçlar sadece doğal frekans üzerinden verilmiştir.

- ❖ Çelik kirişin çekme başlığının orta açıklığında yapay olarak oluşturulan bir çentigin, kirişin dinamik karakteristiklerini olumsuz yönde etkilediği belirlenmiştir. 1,5 mm genişliğinde ve 70 mm derinliğinde oluşturulan bu çentik, kirişin doğal frekansını deneysel çalışmalar sonucunda yaklaşık olarak %40,249, sayısal çalışmalar neticesinde ise %42,296 değerlerinde azaltmıştır.
- ❖ Çentikli kirişin hasarlı yüzeyine uygulanan tek kat KFTP (kumaş) ile yapılan güçlendirme işlemi, kirişin doğal frekansını deneysel çalışmalar sonucunda yaklaşık olarak %6,717, sayısal çalışmalar neticesinde ise %11,966 değerlerinde artırmıştır.
- ❖ Çentikli kirişin hasarlı yüzeyine uygulanan çift kat KFTP (kumaş) ile yapılan güçlendirme işlemi, kirişin doğal frekansını deneysel çalışmalar sonucunda yaklaşık olarak %10,048, sayısal çalışmalar neticesinde ise %13,847 değerlerinde artırmıştır.
- ❖ Çentikli kirişin hasarlı yüzeyine uygulanan tek kat KFTP (plaka) ile yapılan güçlendirme işlemi, kirişin doğal frekansını deneysel çalışmalar sonucunda yaklaşık olarak %16,093, sayısal çalışmalar neticesinde ise %17,572 değerlerinde artırmıştır.
- ❖ Çentikli kirişin hasarlı yüzeyine uygulanan tek kat KFTP (kumaş) ve çentik içerisine uygulanan epoksi esaslı dolgu malzemesi birleşiminden oluşan güçlendirme işlemi, kirişin doğal frekansını deneysel çalışmalar sonucunda yaklaşık olarak %22,604, sayısal çalışmalar neticesinde ise %22,064 değerlerinde artırmıştır.

Çentikli kiriş üzerinde yapılan güçlendirme uygulamalarının tümü, dinamik karakteristikleri önemli oranda iyileştirmiştir. Doğal frekans açısından bakıldığında, en büyük artış ve iyileşme, epoksi esaslı dolgu malzemesi ile onarılmış, tek kat KFTP (kumaş) ile güçlendirilmiş numune üzerinde meydana gelmiştir. En düşük artış ise tek kat KFTP (kumaş) ile güçlendirilmiş numune üzerinde oluşmuştur. Hem deneysel hem de sayısal çalışmalar sonucunda elde edilen sonuçlar değerlendirildiğinde, çentik hasarlı veya yorulma hasarlı çelik kirişlerin dinamik karakteristiklerinin iyileştirilmesine yönelik yapılan bu tür güçlendirme uygulamaları, kirişin eğilme rijitliğinde önemli bir artış sağlayarak dinamik

karakteristiklerini iyileştirmiştir. Bunun yanında, dolgu malzemesinin kullanımı da hem kütle hem de rijitlik kaybını gidererek ilave bir artış sağlamıştır.

#### **4.2. Yorulma Davranışının Belirlenmesine Yönelik Yapılan Çalışmalar Neticesinde Ulaşılan Sonuçlar**

Tez kapsamında, yorulma davranışlarının belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar yorulma ömrü, yorulma hasar oranı ve yorulma güvenlik katsayısı gibi yorulma parametreleri referans alınarak yapılmıştır. Fakat bu bölümde, elde edilen bu sonuçlar sadece yorulma ömrü üzerinden verilmiştir.

- ❖ Çelik kirişin çekme başlığının orta açıklığında yapay olarak oluşturulan bir çentiğin (1,5x15), kirişin yorulma davranışını oldukça olumsuz yönde etkilediği belirlenmiştir. Deneysel çalışma neticesinde, ilk çatlak çekirdeklenmesinin 2854 çevrim sayısında meydana geldiği, taşıma gücüne ise 3414 çevrim sayısı sonucunda ulaşıldığı görülmüştür.
- ❖ Çentikli kirişin hasarlı yüzeyine uygulanan tek kat KFTP (kumaş) ile yapılan güçlendirme işlemi, kirişin yorulma ömrünü deneysel çalışmalar sonucunda yaklaşık olarak %19,492, sayısal çalışmalar neticesinde ise %18,996 değerlerinde artırmıştır. Deneysel çalışma neticesinde, ilk çatlak çekirdeklenmesinin 3545 çevrim sayısında meydana geldiği, taşıma gücüne ise 4480 çevrim sayısı sonucunda ulaşıldığı görülmüştür. Yapılan bu güçlendirme uygulaması, hasar oluştuğu andan taşıma gücüne ulaşılan kadar geçen çevrim sayısını yaklaşık olarak %40,107 oranında artırmıştır.
- ❖ Çentikli kirişin hasarlı yüzeyine uygulanan çift kat KFTP (kumaş) ile yapılan güçlendirme işlemi, kirişin yorulma ömrünü deneysel çalışmalar sonucunda yaklaşık olarak %24,136, sayısal çalışmalar neticesinde ise %23,038 değerlerinde artırmıştır. Deneysel çalışma neticesinde, ilk çatlak çekirdeklenmesinin 3762 çevrim sayısında meydana geldiği, taşıma gücüne ise 4957 çevrim sayısı sonucunda ulaşıldığı görülmüştür. Yapılan bu güçlendirme uygulaması, hasar oluştuğu andan taşıma gücüne ulaşılan kadar geçen çevrim sayısını yaklaşık olarak %53,138 oranında artırmıştır.
- ❖ Çentikli kirişin hasarlı yüzeyine uygulanan tek kat KFTP (plaka) ile yapılan güçlendirme işlemi, kirişin yorulma ömrünü deneysel çalışmalar sonucunda

yaklaşık olarak %48,577, sayısal çalışmalar neticesinde ise %47,423 değerlerinde artırmıştır. Deneysel çalışma neticesinde, ilk çatlak çekirdeklenmesinin 5550 çevrim sayısında meydana geldiği, taşıma gücüne ise 7400 çevrim sayısı sonucunda ulaşıldığı görülmüştür. Yapılan bu güçlendirme uygulaması, hasar oluştuğu andan taşıma gücüne ulaşılan kadar geçen çevrim sayısını yaklaşık olarak %69,730 oranında artırmıştır.

- ❖ Çentikli kirişin hasarlı yüzeyine uygulanan tek kat KFTP (kumaş) ve çentik içerisine uygulanan epoksi esaslı dolgu malzemesi birleşiminden oluşan güçlendirme işlemi, kirişin yorulma ömrünü deneysel çalışmalar sonucunda yaklaşık olarak %37,930, sayısal çalışmalar neticesinde ise %34,391 değerlerinde artırmıştır. Deneysel çalışma neticesinde, ilk çatlak çekirdeklenmesinin 4603 çevrim sayısında meydana geldiği, taşıma gücüne ise 5554 çevrim sayısı sonucunda ulaşıldığı görülmüştür. Yapılan bu güçlendirme uygulaması, hasar oluştuğu andan taşıma gücüne ulaşılan kadar geçen çevrim sayısını yaklaşık olarak %41,115 oranında artırmıştır.

Çentikli kiriş üzerinde yapılan güçlendirme uygulamalarının tümü, yorulma davranışını önemli oranda iyileştirmiştir. Yorulma ömrü açısından bakıldığında, en düşük artış tek kat KFTP (kumaş) ile güçlendirilmiş numune üzerinde oluşmuştur. Bunun nedeni, değişken-tekrarlı yük etkisi altında çentik civarında oluşan şiddetli gerilme ve şekil değişimlerinin neden olduğu ayrılmaya bağlı olarak güçlendirme performansında meydana gelen azalmadır. En büyük artış ve yorulma davranışta iyileşme, tek kat KFTP (plaka) ile güçlendirilmiş numune üzerinde meydana gelmiştir. Bunun nedeni, eğilme rijitliği oldukça fazla olan bu malzeme de ayrılma hasarının çok düşük seviyelerde kalması ve kirişin eğilme rijitliğini önemli derecede artırmasıdır. Tek kat KFTP (kumaş) ve çentik içerisine uygulanan epoksi esaslı dolgu malzemesi birleşiminden oluşan güçlendirme işlemi de hasarlı kirişin yorulma davranışını önemli derecede artırmıştır. Dolgu malzemesi, çentik civarında oluşan gerilme ve şekil değiştirme seviyesini önemli derecede düşürmüştür. Bu durum, güçlendirme sisteminin performansını artırmıştır. Fakat kirişin eğilme rijitliğini KFTP plaka kadar artıramadığı için bu malzeme ile yapılan güçlendirme uygulamasından daha düşük performansta kalmıştır. Hem deneysel hem de sayısal çalışmalar sonucunda elde edilen sonuçlar değerlendirildiğinde, çentik hasarlı veya yorulma hasarlı çelik kirişlerin yorulma davranışlarının artırılmasına yönelik yapılan ve bu tez çalışması ile sunulan tek kat KFTP (kumaş) ve çentik içerisine uygulanan epoksi esaslı dolgu malzemesi birleşiminden oluşan

güçlendirme sistemi, yorulma davranışını önemli oranda iyileştirmiştir. Bu nedenle, yorulma hasarlı kirişlerin güçlendirilmesinde bu tür bir uygulama rahatlıkla tercih edilebilir.

### 4.3. Tez Süresince Ele Alınan Konular Üzerinden Elde Edilen Sonuçlar

Bu bölümde, tez süresince bahsi geçen ve üzerinde çalışılmış çeşitli konulardan elde edilen sonuçlar verilmiştir.

- ❖ Malzeme kalitesinin çentikli kirişlerin yorulma davranışı üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yürütülen çalışmalar neticesinde, yorulma davranışının, malzemenin mekanik özelliklerine dolayısıyla da malzeme kalitesine oldukça bağlı olduğu görülmektedir. Malzeme kalitesi arttıkça yorulma davranışında önemli derece de bir iyileşme meydana gelmiştir. S275JR türü malzeme ile üretilen kirişin yorulma ömrü, S235JR türü malzeme ile üretilmiş çeliğin yorulma ömrüne kıyasla %52,220 oranında artmıştır. Aynı karşılaştırma S235JR ve S355JR arasında yapıldığında ise bu artışın yaklaşık olarak %68,477 seviyelerine çıktığı görülmüştür.
- ❖ Yükleme şeklinin çentikli kirişlerin yorulma davranışı üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yürütülen çalışmalar neticesinde, üç noktalı yükleme durumu etkisi altında çentik civarında oluşan gerilme yığılmasının dört noktalı yükleme durumuna göre daha şiddetli olduğu görülmektedir. Bu durum, yorulma davranış parametrelerinin daha düşük seviyelerde kalmasına neden olmuştur. Yorulma açısından daha emniyetli tarafta kalmaya yönelik yapılan tasarımlarda üç noktalı yükleme durumu daha konservatif sonuçlar verdiği için dolayı tercih edilebilir.
- ❖ Yük etki noktaları arasındaki mesafenin çentikli kirişlerin yorulma davranışı üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yürütülen çalışmalar neticesinde, dört noktalı yükleme düzeneğinde yük etki noktaları arasındaki mesafe azaldıkça çentikli kirişin yorulma davranış parametrelerinin kötüye gittiği ve dolayısıyla da yorulma davranışının olumsuz yönde etkilendiği görülmektedir. Yük çifti arasındaki mesafe 200 mm iken yorulma ömrü 6342,759 çevrim olarak ölçülmüşken, bu mesafe 1000 mm'ye çıkartıldığında yorulma ömrü  $10^6$  çevrim sayısına ulaşmıştır. Çentiksiz kirişin analitik çözümünde, iki yük etki noktası arasında eğilme momentinin dolayısıyla da çekme gerilmesinin sabit değerde kaldığı görülmektedir. Fakat orta açıklığında yapay çentiğe sahip kirişlerde, çentik

civarında oluşan gerilme şiddeti yük etki noktasının bu bölgeye yaklaşmasıyla artmaktadır. Bu değişken durum nedeniyle dört noktalı yükleme testlerinde yük etki noktaları arasındaki mesafe konusunda net bir uzlaşma sağlanamamıştır. Bu konu ile alakalı yapılan en yaygın uygulama, mesnetler arası mesafenin 1/3'ü kadarlık bir açıklıkta yük çiftinin uygulanması şeklindedir.

- ❖ Değişken-tekrarlı yük oranının çentikli kirişlerin yorulma davranışı üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yürütülen çalışmalar neticesinde, yük oranında pozitif yönde meydana gelen artışın, yani çekme modundaki bir ortalama yükün varlığının yorulma ömrünü azalttığı dolayısıyla da yorulma davranışını olumsuz yönde etkilediği görülmektedir. Özellikle belirli bir çevrim kapasitesine sahip yorulma test cihazlarının optimum şekilde kullanılmasının ve zamandan tasarruf sağlanmasının gerekli olduğu laboratuvar ölçekli çalışmalarda, pozitif yük oranına sahip yorulma yükleme şekli tercih edilebilir.
- ❖ Dinamik karakteristikler açısından uygun çentik derinliğinin belirlenmesine yönelik yürütülen çalışmalar neticesinde, çentik derinliğinin artışı kirişte hem kütle hem de rijitlik kaybına neden olduğu için çentik derinliğinin artışına bağlı olarak kirişin dinamik karakteristiklerinde olumsuz gelişmeler yaşandığı görülmüştür. Çentik derinliği 1 mm iken doğal frekans değeri 283,102 Hz olarak ölçülmüş, bu derinlik 70 mm'ye çıkartıldığında doğal frekans 164,130 Hz değerine düşmüştür. Aradaki mesafeye bağlı olarak doğal frekans değerinde yaklaşık olarak %42,024 oranında bir azalma meydana gelmiştir. Küçük ölçekli numuneler üzerinde laboratuvar şartlarında yapılan bu tür çalışmalarda, hasarsız-hasarlı ve hasarlı-güçlendirilmiş kirişlerin dinamik davranışlarını karakterize eden dinamik karakteristikler arasındaki farkların net bir şekilde gözlemlenebilmesi amacıyla optimum çentik derinliğinin belirlenmesine yönelik yapılan çalışmalar oldukça önem arz etmektedir.
- ❖ KFTP kumaş katman sayısının çentikli kirişlerin yorulma davranışı ve dinamik karakteristikleri üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yürütülen çalışmalar neticesinde, KFTP kumaş katman sayısının artması ile birlikte çentikli kirişin hem dinamik hem de yorulma davranışında az da olsa bir iyileşmenin olduğu görülmektedir. Örneğin tek bir katmanın uygulanması ile sağlanan doğal frekans değeri 186,440 Hz iken katman sayısı 10'a çıkartılınca, bu değer 201,650 Hz'e ulaşmıştır. Doğal frekans değerinde yaklaşık olarak %8,158 oranında bir artış

meydana gelmiştir. Benzer şekilde, tek bir katmanın uygulanması ile sağlanan yorulma ömrü değeri 3728,200 çevrim iken katman sayısı 10'a çıkartılınca, bu değer 3949,853 çevrime ulaşmıştır. Yorulma ömrü değerinde yaklaşık olarak %5,612 oranında bir artış meydana gelmiştir. Yapılan çalışmanın amacı ve hedefleri, çalışmadan beklenen sonuçlar, deney koşulları gibi parametreler dikkate alınarak, yapılan bu tür bir ön çalışma ile optimum katman sayısına karar verilebilir.

- ❖ KFTP kumaş uygulama mesafesinin çentikli kirişlerin yorulma davranışı ve dinamik karakteristikleri üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik yürütülen çalışmalar neticesinde, KFTP kumaş uygulama mesafesine bağlı olarak doğal frekans değerlerinde herhangi bir değişikliğin olmadığı, yorulma ömründe ise çok düşük oranda bir değişimin gerçekleştiği görülmektedir. Bu durumda, uygulama mesafesi kişinin isteğine ve çalışma koşullarına bağlı olarak değişebilir. Standart bir değer olarak eğilme momentinin sıfır değerler aldığı noktalar arasında kalan mesafe, KFTP uygulama mesafesi olarak dikkate alınabilir.

Bu tez çalışmasından elde edilen sonuçların değerlendirilmesiyle açığa çıkan ve aşağıda verilen bir takım önerilerin dikkate alınarak, bu konu ile ilgili bundan sonra yapılacak çalışmaların gerçekleştirilmesi tavsiye edilmektedir.

- Ülkemizdeki köprüler, gelişmiş ülkelere göre çok daha gençtir. İlerleyen yıllarda yorulmadan dolayı köprülerimizde büyük hasarlar ve yıkılmalar gerçekleşebilir. Fakat ülkemizdeki köprülerin yorulma performans durumu hakkında genel bir çalışma ne yazık ki henüz yapılamamıştır. Bu nedenle, ülkemizdeki mevcut çelik karayolu köprülerinin yorulma davranışı ve dinamik karakteristikleri açısından güvenilirlik değerlendirilmelerinin yapılması oldukça faydalı olacaktır.
- Tez kapsamında dikkate alınmış güçlendirme uygulamalarının etkisinin daha net ve gerçekçi bir şekilde görülebilmesi için bu tür güçlendirme seçeneklerinin gerçek koşullar altında çelik köprüler üzerinde uygulanması literatürde daha büyük etkiler uyandırabilir.
- KFTP malzemeler, dış etkilere karşı oldukça hassas malzemelerdir. Bu nedenle, bu tür malzemelerle yapılan güçlendirme sisteminin sıcaklık, korozyon gibi çevresel etkenlere karşı gösterecekleri performansın sayısal ve deneysel yöntemlerle incelenmesi oldukça önem arz etmektedir.

## 5. KAYNAKLAR

- Akesson, B., 2008. Understanding Bridge Collapses, Taylor & Francis Group, UK.
- Altunışık, A., C., 2010. Karayolu Köprülerinin Yapısal Davranışlarının Analitik ve Deneysel Yöntemlerle Belirlenmesi, Doktora Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon, Türkiye.
- Alyousef, R., Topper, T. ve Al-Mayah, A., 2016. Effect of FRP Wrapping on Fatigue Bond Behavior of Spliced Concrete Beams, Journal of Composites for Construction, 20, 1, 04015030-1.
- American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO), 1998. LRFD Bridge Design Specifications, 2nd Ed., Washington, D., C.
- American Society of Civil Engineers, ASCE Library, 1982. Fatigue Reliability: Variable Amplitude Loading, by Committee on Fatigue and Fracture Reliability of the Committee on Structural Safety and Reliability of the Structural Division, ASCE, Journal of the Structural Division, 108, 47-69.
- Anderson, T., L., 1995. Fracture Mechanics-Fundamentals and Applications, Second Edition, CRC Press, Boca Raton, Florida.
- Anderson, T., L., 2005. Fracture Mechanics-Fundamentals and Applications, Third Edition, CRC Press, Boca Raton, Florida.
- ANSYS, 2018. Swanson Analysis System, Pennsylvania, USA.
- ASM Handbook, 1987. Fractography, Ninth Edition, vol. 12, ASM International, Metals Park, Ohio.
- ASM Handbook, 2002. Failure Analysis and Prevention, vol. 11, ASM International, Metals Park, Ohio.
- ASTM E 647, 2000. The Middle Tension Specimens, ASTM, Philadelphia.
- Bakis, C., E., Bank, L., C., Brown, V., L., Cosenza, E., Davalos, J., F., Lesko, J., J., Machida, A. Rizkalla, S., H. ve Triantafillou, T., C., 2002. Fiber-Reinforced Polymer Composites for Construction-State-of-the-Art Review, Journal of Composites for Construction, 6, 2, 73-87.
- Bakhtiari-Nejad, F., Khorram, A. ve Rezaeian, M., 2014. Analytical Estimation of Natural Frequencies and Mode Shapes of a Beam Having Two Cracks, International Journal of Mechanical Sciences, 78, 193-202.

- Barsom, J., M. ve Rolfe, S., T., 1987. *Fatigue and Fracture Control in Structures*, Second Edition, Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ.
- Barsom, J., M. ve Rolfe, S., T., 1999. *Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics*, Third Edition, ASTM, West Conshohocken, PA.
- Bassetti, A., Nussbaumer, A. ve Hirt, M., A., 2000. Crack Repair and Fatigue Extension of Riveted Bridge Members Using Composite Materials In: *Bridge Engineering Conference, ESE-IABSE-FIB*, 227-238.
- Beckett, D., 1984. *Stephenson's Britain*, First Edition, David & Charles, UK.
- Bendat, J., S. ve Piersol, A., G., 2004. *Random Data: Analysis and Measurement Procedures*, 3th Edition, John Wiley and Sons, USA.
- Bhat, S. ve Patibandla, R., 2011. Metal Fatigue and Basic Theoretical Models: A Review. In: Morales EV (Ed) *Alloy Steel-Properties and Use*, Intech, Rijeka.
- Bocciarelli, M., Colombi, P., D'Antino, T. ve Fava, G., 2018. Intermediate Crack Induced Debonding in Steel Beams Reinforced with CFRP Plates under Fatigue Loading, *Engineering Structures*, 171, 883-893.
- Bocciarelli, M., Colombi, P., Fava, G. ve Poggi, C., 2009. Fatigue Performance of Tensile Steel Members Strengthened with CFRP Plates, *Composite Structures*, 87, 4, 334-343.
- Bullard, S., Gromek, B., J., Fout, M. ve Fout, R., 2012. *The Point Pleasant River Museum, Images of America: The Silver Bridge Disaster of 1967*, Arcadia Publishing.
- Callister Jr., W., D., 2006. *Material Science and Engineering: An Introduction*, John Wiley & Sons, USA.
- Celep, Z., 2011. *Yapı Dinamiği*, Beta Dağıtım, Dördüncü Baskı, İstanbul.
- Chen, C. ve Cheng, L., J., 2016. Fatigue Behavior and Prediction of NSM CFRP-Strengthened Reinforced Concrete Beams, *Journal of Composites for Construction*, 20, 5, 04016033-1.
- Chen, T., Gu, X., L., Qi, M. ve Yu, Q., Q., 2018. Experimental Study on Fatigue Behavior of Cracked Rectangular Hollow-Section Steel Beams Repaired with Prestressed CFRP Plates, *Journal of Composites for Construction*, 22, 5, 04018034.
- Chen, T., Wang, X. ve Qi, M., 2018. Fatigue Improvements of Cracked Rectangular Hollow Section Steel Beams Strengthened with CFRP Plates, *Thin-Walled Structures*, 122, 371-377.
- Chopra, A., K., 2011. *Dynamics of Structures, Theory and Applications to Earthquake Engineering*, Fourth Edition, Prentice Hall, USA.



- CNR, D. 202/2005, 2007. Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Existing Structures, National Research Council, Rome, Italy.
- Coffin, L., E., 1954. The Problem of Thermal Stress Fatigue in Austenitic Steels at Elevated Temperatures, Symposium on Effects of Cyclic Heating and Stressing on Metals at Elevated Temperatures, ASTM STP 165, 31-50.
- Colombi, P. ve Fava, G., 2015. Experimental Study on the Fatigue Behaviour of Cracked Steel Beams Repaired with CFRP Plates, Engineering Fracture Mechanics, 145, 128-142.
- Colombi, P. ve Fava, G., 2016. Fatigue Crack Growth in Steel Beams Strengthened by CFRP Strips, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 85, 173-182.
- Colombi, P., Bassetti, A. ve Nussbaumer, A., 2003. Crack Growth Induced Delamination on Steel Members Reinforced by Prestressed Composite Patch, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 26, 429-437.
- Colombi, P., Bassetti, A. ve Nussbaumer, A., 2003. Analysis of Cracked Steel Members Reinforced by Pre-Stress Composite Patch, Fatigue & Fracture of Engineering Materials, 26, 1, 59-66.
- Colombi, P., Fava, G., Poggi, C. ve Sonzogni, L., 2014. Fatigue Reinforcement of Steel Elements by CFRP Materials: Experimental Evidence, Analytical Model and Numerical Simulation, Procedia Engineering, 74, 384-387.
- Connor, R., J. ve Lloyd, J., B., 2017. Maintenance Actions to Address Fatigue Cracking in Steel Bridge Structures, Proposed Guidelines and Commentary, Technical Report Prepared for NCHRP Transportation Research Board of the National Academies.
- Cotterell, B., 2010. Fracture and Life, Hackensack, NJ: World Scientific; Imperial College Press, London, England.
- Delatte, N., 2009. Beyond Failure: Forensic Case Studies for Civil Engineers, Point Pleasant Bridge, ASCE Press, 70-82.
- Deng, J. ve Lee, M., M., K., 2010. Adhesive Bonding in Steel Beams Strengthened with CFRP, Structures and Buildings, 162, 241-249.
- Deng, J., Jia, Y. ve Zheng, H., 2016. Theoretical and Experimental Study on Notched Steel Beams Strengthened with CFRP Plate, Composite Structures, 136, 450-459.
- Deng, J., Jia, Y., H. ve Zheng, H., Z., 2016. Theoretical and Experimental Study on Notched Steel Beams Strengthened with CFRP Plate, Composite Structures, 136, 450-459.

- Dexter, R., J. ve Fisher, J., W., 1999. Fatigue and Fracture, Handbook of Bridge Engineering, CRC Press, Boca Raton, FL.
- Dong, J., F., Wang, Q., Y. ve Guan, Z., W., 2012. Structural Behaviour of RC Beams Externally Strengthened with FRP Sheets under Fatigue and Monotonic Loading, Engineering Structures, 41, 24-33.
- Elber, W., 1968. Fatigue Crack Propagation: Some Effects of Crack Closure on The Mechanisms of Fatigue Crack Propagation and Cyclic Tensile Loading, PhD Thesis, University of New South Wales, Sydney, Australia.
- Elber, W., 1971. The Significance of Fatigue Crack Closure, Damage Tolerance in Aircraft Structures, ASTM STP 486, America Society for Testing and Materials, 230-242.
- Evan, W., M. ve Manion, M., 2002. Minding the Machines: Preventing Technological Disasters, First Edition, Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, USA.
- Feng, P., Zhang, Y., H., Bai, Y. ve Ye, L., P., 2013a. Combination of Bamboo Filling and FRP Wrapping to Strengthen Steel Members in Compression, Journal of Composites for Construction, 17, 3, 347-356.
- Feng, P., Zhang, Y., H., Bai, Y. ve Ye, L., P., 2013b. Strengthening of Steel Members in Compression by Mortar-Filled FRP Tubes, Thin-Walled Structures, 64, 1-12.
- Fisher, J., W. ve Roy, S., 2015. Fatigue Damage in Steel Bridges and Extending Their Life, Advanced Steel Construction, 11, 3, 250-268.
- Fisher, J., W., 1984. Fatigue and Fracture in Steel Bridges: Case Studies, John Wiley, New York, USA.
- Fisher, J., W., Barthelemy, B., M., Mertz, D., R. ve Edinger, J., A., 1980. Fatigue Behaviour of Full-Scale Welded Bridge Attachments, NCHRP Report 227, Transportation Research Board, Washington, D.C.
- Fisher, J., W., Jian, J., Wagner, D., C. ve Yen, B., T., 1990. Distortion-Induced Fatigue Cracking in Steel Bridges, National Cooperative Highway Research Program (NCHRP) Report 336, Transportation Research Board, Washington, D. C.
- Fleck, N., A., 1986. Fatigue Crack Growth-The Complications, Fatigue Crack Growth, 30 Years of Progress, Proceedings of Conference on Fatigue Crack Growth, Cambridge, UK, Pergamon Press, 76-78.
- Forsyth, P., J., E., 1969. The Physical Basis of Metal Fatigue, American Elsevier Pub. Co., from Cracked Steel Elements under Fatigue Loading, Journal of Composites for Construction, 20, 6, 04016038.
- Gagg, C., R. ve Lewis, P., R., 2004. Aesthetics Versus Function: The Fall of the Dee Bridge, 1847, Interdisciplinary Science Reviews, 29, 2, 177-191.

- Gasparini, D., A. ve Fields, M., 1993. Collapse of Ashtabula Bridge on December 29, 1876, Journal of Performance of Constructed Facilities, 7, 2, 109-125.
- Ghafoori, E. ve Motavalli, M., 2011. Analytical Calculation of Stress Intensity Factor of Cracked Steel I-Beams with Experimental Analysis and 3D Digital Image Correlation Measurements, Engineering Fracture Mechanics, 78, 3226–3242.
- Ghafoori, E. ve Motavalli, M., 2015. Innovative CFRP-Prestressing System for Strengthening Metallic Structures, Journal of Composites for Construction, 19, 6, 04015006.
- Ghafoori, E. ve Motavalli, M., 2015. Normal, High and Ultra-High Modulus Carbon Fiber-Reinforced Polymer Laminates for Bonded and Un-Bonded Strengthening of Steel Beams, Materials & Design, 67, 232-243.
- Ghafoori, E. ve Motavalli, M., 2016. A Retrofit Theory to Prevent Fatigue Crack Initiation in Aging Riveted Bridges Using Carbon Fiber-Reinforced Polymer Materials, Polymers, 8, 8, 308.
- Ghafoori, E., Motavalli, M., Botsis, J., Herwig, A. ve Galli, M., 2012. Fatigue Strengthening of Damaged Metallic Beams using Prestressed Unbonded and Bonded CFRP Plates, International Journal of Fatigue, 44, 303-315.
- Ghafoori, E., Motavalli, M., Zhao, X., L., Nussbaumer, A. ve Fontana, M., 2015. Fatigue Design Criteria for Strengthening Metallic Beams with Bonded CFRP Plates, Engineering Structures, 101, 542-557.
- Ghafoori, E., Schumacher, A. ve Motavalli, M., 2012. Fatigue Behavior of Notched Steel Beams Reinforced with Bonded CFRP Plates: Determination of Prestressing Level for Crack Arrest, Engineering Structures, 45, 270-283.
- Hempel, M., R., 1959. Fracture, Wiley, New York, USA.
- Hmidan, A., Kim, Y., J. ve Yazdani, S., 2011. CFRP Repair of Steel Beams with Various Initial Crack Configurations, Journal of Composites for Construction, 15, 6, 952-962.
- Hmidan, A., Kim, Y., J. ve Yazdani, S., 2013. Effect of Sustained Load Combined with Cold Temperature on Flexure of Damaged Steel Beams Repaired with CFRP Sheets, Engineering Structures, 56, 1957-1966.
- Hmidan, A., Kim, Y., J. ve Yazdani, S., 2014. Correction Factors for Stress Intensity of CFRP-Strengthened Wide-Flange Steel Beams with Various Crack Configurations, Construction And Building Materials, 70, 522-530.
- Hollaway, L., C. ve Cadei, J., 2002. Progress in the Technique of Upgrading Metallic Structures with Advanced Polymer Composites, Progress in Structural Engineering and Materials, 4, 2, 131-148.

- Hollaway, L., C. ve Teng, J., C., 2008. Strengthening and Rehabilitation of Civil Infrastructures using Fiber-Reinforced Polymers (FRP) Composites, First Edition, Woodhead Publishing, Cambridge, UK.
- Inglis, C., E., 1913. Stress in a Plate due to the Presence of Cracks and Sharp Corners, Transactions Royal Institution of Naval Architects, 60, 219-241.
- Japanese Society of Steel Construction (JSSC), 1995. Fatigue Design Recommendations for Steel Structures, Tokyo.
- Jiao, H., Mashiri, F. ve Zhao, X-L., 2012. A Comparative Study on Fatigue Behaviour of Steel Beams Retrofitted with Welding, Pultruded CFRP Plates and Wet Layup CFRP Sheets, Thin-Walled Structures, 59, 144-152.
- Jones, S., C. ve Civjan, S., A., 2003. Application of Fibre Reinforced Polymer Overlays to Extend Steel Fatigue Life, Journal of Composites for Construction, 7, 4, 331-338.
- Josi, G., 2010. Reliability-Based Management of Fatigue Failures, Thesis (PhD), University of Alberta, Canada.
- Kamruzzaman, M., Jumaat, M., Z., Sulong, N., H., R. ve Islam, A., B., M., S., 2014. A Review on Strengthening Steel Beams using FRP under Fatigue, Scientific World Journal, 702537.
- Karaesmen, E., 2011. Köprü Denen Tılsımlı Olay, Köprüler ve Viyadükler Sempozyumu, Eskişehir, Bildiriler Kitabı, 23-27.
- KGM, 2017, Köprü Envanter Bilgileri, T.C. Ulaştırma Denizcilik ve Haberleşme Bakanlığı, Karayolları Genel Müdürlüğü, Köprü ve Tünel Bilgileri. <http://www.kgm.gov.tr/Sayfalar/KGM/SiteTr/Istatistikler/SanatYapilariBakimOnarimIsletmeBilgileri.aspx> 05 Şubat 2018.
- Kim, Y., J. ve Harries, K., A., 2011. Fatigue Behavior of Damaged Steel Beams Repaired with CFRP Strips, Engineering Structures, 33, 5, 1491-1502.
- Kim, Y., J. ve Heffernan, P., J., 2008. Fatigue Behaviour of Externally Strengthened Concrete Beams with Fiber-Reinforced Polymers: State of the Art, 12, 3, 246-256.
- Kim, Y., J., Fam, A. ve Green, M., F., 2010a. Application of SRP Composite Sheets for Retrofitting Reinforced Concrete Beams: Cracking and Tension Stiffening, Journal of Reinforced Plastics and Composites, 29, 17, 2647-2662.
- Kim, Y., J., Green, M., F. ve Wight, R., G., 2007. Flexural Behaviour of Reinforced or Prestressed Concrete Beams Strengthened with Prestressed CFRP Sheets: Application of a Fracture Mechanics Approach, Canadian Journal of Civil Engineering, 34, 5, 664-677.

- Kim, Y., J., Longworth, J., M., Wight, R., G. ve Green, M., F., 2010b. Punching Shear of Two-Way Slabs Retrofit with Prestressed or Non-prestressed CFRP Sheets, Journal of Reinforced Plastics and Composites, 29, 8, 1206-1223.
- Klaiber, F., W., Dunker, K., F., Wipf, T., J. ve Sanders, W., W., 1987. Methods of Strengthening Existing Highway Bridges, Rep. No. NCHRP 293, Transportation Research Board, Washington, D.C.
- Krupp, U., 2007. Fatigue Crack Propagation in Metals and Alloys: Microstructural Aspects and Modelling Concepts, Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA.
- Lalanne, C., 2009. Mechanical Vibration and Shock: Fatigue Damage, Volume IV, Hermes Penton Science, London, England.
- Lee, Y., L., Barkey, M., E. ve Kang, H., 2011. Metal Fatigue Analysis Handbook: Practical Problem-Solving Techniques for Computer-Aided Engineering, First Edition, Elsevier-Health Sciences Division, USA.
- Lee, Y., L., Pan, J., Hathaway, R. ve Barkey, M., 2005. Fatigue Testing and Analysis: Theory and Practice, Elsevier/Butterworth-Heinemann, Boston, USA.
- Lenwari, A., Thepchatri, T. ve Albrecht, P., 2006. Debonding Strength of Steel Beams Strengthened with CFRP Plates, Journal of Composites for Construction, 10, 1, 69-78.
- Li, J., Wang, Y., Deng, J. ve Jia, Y., 2018. Experimental Study on the Flexural Behaviour of Notched Steel Beams Strengthened by Prestressed CFRP Plate with an End Plate Anchorage System, Engineering Structures, 171, 29-39.
- Li, L., J., Hou, B., Lu, Z., Y. ve Liu, F., 2018. Fatigue Behaviour of Sea Sand Concrete Beams Reinforced with Basalt Fibre-Reinforced Polymer Bars, Construction and Building Materials, 179, 160-171.
- Lichtenstein, A., 1993. The Silver Bridge Collapse Recounted, Journal of Performance of Constructed Facilities, ASCE, 7, 4, 249-261.
- Liu, H., B., Xiao, Z., G., Zhao, X., L. ve Al-Mahaidi, R., 2009b. Prediction of Fatigue Life for CFRP Strengthened Steel Plates, Thin-Walled Structures, 47, 10, 1069-1077.
- Lopez, A. ve Nanni, A., 2006. Composite Technology Evaluation, Concrete International, 28, 1, 74-80.
- Lu, Y., Y., Hu, L., Li, S. ve Wang, K., H., 2016. Experimental Study and Analysis on Fatigue Stiffness of RC Beams Strengthened with CFRP and Steel Plate, Journal of Central South University, 23, 3, 701-707.
- Luke, S. ve Canning, L., 2004. Strengthening Highway and Railway Bridge Structures with FRP Composites-Case Studies, Advanced Polymer Composites for Structural Applications in Construction, 747-754.

- Lukić, M., Al-Emrani, M., Aygül, M., Bokesjö, M., Urushadze, S., Frýba, L., Škaloud, M., Collin, P., Nilsson, M., Eichler, B., Schillo, N., Wieschollek, M., Imam, B., Righiniotis, T., Kaliyaperumal, G. ve Pitsolis, A., 2013. (European Commission), Bridge Fatigue Guidance-Meeting Sustainable Design and Assessment, Final Report.
- Manson, S., S., 1954. Behaviour of Materials under Conditions of Thermal Stress, National Advisory Committee for Aeronautics, Report 1170, Lewis Flight Propulsion Laboratory Cleveland, Ohio, USA.
- Mariappan, M., Raghunath, P., N. ve Sivaraja, M., 2016. Structural Behavior of SFRC Beams strengthened with GFRP Laminates: An Experimental and Analytical Investigation, Brazilian Archives of Biology and Technology, 59, 2, e16161071.
- Marin, J., 1962. Mechanical Behavior of Engineering Materials, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, N.J.
- McEvily, A., J., 2013. Metal Failures: Mechanisms, Analysis, Prevention, Second Edition, John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey, USA.
- Milella, P., P., 2013. Fatigue and Corrosion in Metals, First Edition, Springer-Verlag Mailand, Italy.
- Miller, T., C., Chajes, M., J., Mertz, D., R. ve Hastings, J., N., 2001. Strengthening of a Steel Bridge Girder Using CFRP Plates, Journal of Bridge Engineering, 6, 6, 514-522.
- Mosallam, A., S., 2004. Composites: Construction Materials for the New Era, Advanced Polymer Composites for Structural Applications in Construction, 45-58.
- Moy, S., 2001. ICE Design and Practice Guides-FRP Composites Life Extension and Strengthening of Metallic Structures, Thomas Telford Publishing, London (UK).
- Murthya, A., R., Karihaloob, B., L., Ranic, P., V. ve Priyad, D., S., 2018. Fatigue Behaviour of Damaged RC Beams Strengthened with Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete, International Journal of Fatigue, 116, 659-668.
- Nanni, A., 2003. North American Design Guidelines for Concrete Reinforcement and Strengthening Using FRP: Principles, Applications and Unresolved Issues, Construction and Building Materials, 17, 6-7, 439-446.
- National Transportation Safety Board, 2008. Collapse of I-35W Highway Bridge Minneapolis, Minnesota August 1, 2007, Highway Accident Report.
- NBI, 2016a, Deficient Bridges by Superstructure Material, U.S. Department of Transportation Federal Highway Administration, Bridges & Structures. <https://www.fhwa.dot.gov/bridge/nbi/no10/mat16.cfm> 05 Şubat 2018.

- NBI, 2016b, Deficient Bridges by Year Built, U.S. Department of Transportation Federal Highway Administration, Bridges & Structures. <https://www.fhwa.dot.gov/bridge/nbi/no10/yrblt16.cfm> 05 Şubat 2018.
- Neale, K., W., 2000. FRPs for Structural Rehabilitation: A Survey of Recent Progress, Progress in Structural Engineering and Materials, 2, 2, 133-138.
- Nikouka, F., Lee, M. ve Moy, S., 2002. Strengthening of Metallic Structures using Carbon Fibre Composites, In: IABSE (International Association for Bridge and Structural Engineering) Symposium.
- Oehlers, D., J. ve Seracino, R., 2004. Design of FRP and Steel Plated RC Structures-Retrofitting Beams and Slabs for Strength, Stiffness and Ductility, First Edition, Elsevier, Oxford, UK.
- Oehme, P., 1989. Schäden an Stahltragwerken—eine Analyse (Damage Analysis of Steel Structures), IABSE Proceedings P139/89.
- Ohnami, M., 1992. Fracture and Society, Ohmsha Ltd., Tokyo, Japan.
- Paris, P., C. ve Erdogan, F., 1963. A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Journal of Basic Engineering, 85, 4, 528-533.
- Paris, P., C., 1962. The Growth of Cracks Due To Variations in Load, PhD Thesis, Lehigh University, Bethlehem, PA, USA.
- Paris, P., C., Gomez, M., P. ve Anderson, W., E., 1961. A Rational Analytic Theory of Fatigue, The Trend in Engineering, 13, 9-14.
- Pook, L., P., 2007. Solid Mechanics and Its Applications-Series Volume 145: Metal Fatigue, What It Is, Why It Matters, First Edition, Springer Netherlands.
- Ritchie, R., O., 1999. Mechanism of Fatigue-Crack Propagation in Ductile and Brittle Solids, International Journal of Fracture, 100, 55-83.
- Ritchie, R., O., Gilbert, J., M. ve McNaney, J., M., 2000. Mechanics and Mechanisms of Fatigue Damage and Crack Growth in Advanced Materials, International Journal of Solids and Structures, 37, 311-329.
- Rizkalla, S., Hassan, T. ve Hassan, N., 2003. Design Recommendations for the use of FRP for Reinforcement and Strengthening of Concrete Structures, Progress in Structural Engineering and Materials, 5, 1, 16-28.
- Rteil, A., Soudki, K. ve Topper, T., 2011. Mechanics of Bond under Repeated Loading, Construction and Building Materials, 25, 6, 2822-2827.
- Salem, H., M. ve Helmy, H., M., 2014. Numerical Investigation of Collapse of the Minnesota I-35W Bridge, Engineering Structures, 59, 635-645.

- Schijve, J., 1989. Fatigue Crack Closure: Observations and Technical Significance, Proc. Mechanics of Fatigue Crack Closure, J.C. Newman Jr., W. Elber (Eds.), ASTM STP 982.
- Schijve, J., 2009. Fatigue of Structures and Materials, Second Edition, Springer, Netherland.
- Schnerch, D., Stanford, K., Lanier, B. ve Rizkalla, S., 2003. Use of High Modulus Carbon Fibre Reinforced Polymer (CFRP) for Strengthening Steel Structures, In: 2nd International Workshop on Structural Composites for Infrastructure Applications.
- Schütz, W., 1996. A History of Fatigue, Engineering Fracture Mechanics, 54, 2, 263-300.
- Sen, R., 2003. Advances in the Application of FRP for Repairing Corrosion Damage, Progress in Structural Engineering and Materials, 5, 2, 99-113.
- Sevim, B., 2010. Kemer Barajların Dinamik Davranışlarının Sonlu Eleman ve Deneysel Modal Analiz Yöntemleriyle Belirlenmesi, Doktora Tezi, KTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon, Türkiye.
- Siwowski, T-W. ve Siwowska, P., 2018. Experimental Study on CFRP-Strengthened Steel Beams, Composites Part B, 149, 12-21.
- Sobieck, T., Atadero, R., A. ve Mahmoud, H., N., 2015. Fatigue Crack Propagation of Notched Steel Rebar in RC Beams Repaired with Externally Bonded CFRP, Journal of Composites for Construction, 19, 5, 04014076-1.
- Stephens, R., I., Fatemi, A., Stephens, R., R. ve Fuchs, H., O., 2001. Metal Fatigue in Engineering, Second Edition, John Wiley and Sons Inc.
- Suresh, S., 1998. Fatigue of Materials, Second edition, Cambridge University Press, Cambridge, England.
- Suzuki, H., 2005. First Application of Carbon Fiber Reinforced Polymer Strips to an Existing Steel Bridge in Japan, Advanced Materials for Construction of Bridges, Buildings and Other Structures.
- Taljsten, B., Carolin, A. ve Pedersen, H., 2007. Sustainable Bridges-Assessment for Future Traffic Demands and Longer Lives, Lulea University of Technology, Sweden.
- Tavakkolizadeh, M. ve Saadatmanesh, H., 2003a. Fatigue Strength of Steel Girders Strengthened with Carbon Fiber Reinforced Polymer Patch, Journal of Structural Engineering, 129, 2, 186-196.
- Tavakkolizadeh, M. ve Saadatmanesh, H., 2003b. Strengthening of Steel-Concrete Composite Girders Using Carbon Fibre Reinforced Polymer Sheets, Journal of Structural Engineering, 129, 1, 30-40.



- Tavakkolizadeh, M. ve Saadatmanesh, H., 2010. Fatigue Strength of Steel Girders Strengthened with Carbon Fiber Reinforced Polymer Patch, Journal of Structural Engineering, 129, 2, 86-196.
- Teng, J., G., Chen, J., F., Smith, S., T. ve Lam, L., 2002. FRP-Strengthened RC Structures, John Wiley and Sons, West Sussex, UK.
- Teng, J., G., Yu, T. ve Fernando, D., 2012. Strengthening of Steel Structures with Fiber-Reinforced Polymer Composites, Journal of Constructional Steel Research, 78, 131-43.
- TS EN 10025-2, 2006. Sıcak Haddelenmiş Yapı Çelikleri - Bölüm 2: Alaşimsız Yapı Çeliklerinin Genel Teknik Teslim Şartları, Türk Standartları Enstitüsü Necatibey Caddesi No.112 Bakanlıklar/Ankara.
- TS EN ISO 7438, 2016. Metalik Malzemeler - Eğme Deneyi.
- Tsouvalis, N., G., Mirisiotis, L., S. ve Dimou, D., N., 2009. Experimental and Numerical Study of the Fatigue Behavior of Composite Patch Reinforced Cracked Steel Plates, International Journal of Fatigue, 31, 10, 1613-1627.
- U.S. Department of Transportation Federal Highway Administration (FHWA), 2013. Manual for Repair and Retrofit of Fatigue Cracks in Steel Bridges, Technical Report, FHWA Publication No. FHWA-IF-13-020.
- URL-1, [http://mmf2.ogu.edu.tr/atopcu/index\\_dosyalar/sonluelemanlarmetodu.htm](http://mmf2.ogu.edu.tr/atopcu/index_dosyalar/sonluelemanlarmetodu.htm) Ahmet TOÇU, Sonlu Elemanlar Metodu Ders Notları. 29 Nisan 2018.
- URL-2, <https://www.superstock.com/stock-photos-images/4430-5491>. 29 Nisan 2018.
- URL-3, <http://www.aukevisser.nl/t2tanker/id484.htm>. 29 Nisan 2018.
- URL-4, <https://aviation-safety.net/database/record.php?id=19521026-0> Aviation Safety Network, Flight Safety Foundation. 29 Nisan 2018.
- URL-5, <https://aviation-safety.net/database/record.php?id=19530303-1> Aviation Safety Network, Flight Safety Foundation. 29 Nisan 2018.
- URL-6, <http://www.baaa-acro.com/1954/archives/crash-of-a-de-havilland-dh-106-comet-1-off-elbe-island-35-killed/> Bureau of Aircraft Accidents Achieves. 29 Nisan 2018.
- URL-7, [http://lessonslearned.faa.gov/ll\\_main.cfm?TabID=1&LLID=28&LLTypeID=2#nul](http://lessonslearned.faa.gov/ll_main.cfm?TabID=1&LLID=28&LLTypeID=2#nul) Federal Aviation Administration. 29 Nisan 2018.
- URL-8, [http://chester.shoutwiki.com/wiki/Chester\\_Station](http://chester.shoutwiki.com/wiki/Chester_Station) Chester Station. 29 Nisan 2018.
- URL-9, <http://35wbridge.bworks.com/w/page/900664/shtabula%20River%20Railroad%20Disaster> Ashtabula River Railroad Disaster. 29 Nisan 2018.

- URL-10, [https://bridgehunter.com/oh/ashtabula/bh46889/LS&MS-Ashtabula River Bridge](https://bridgehunter.com/oh/ashtabula/bh46889/LS&MS-Ashtabula%20River%20Bridge). 29 Nisan 2018.
- URL-11, <http://35wbridge.pbworks.com/w/page/900718/Mianus%20River%20Bridge%20Collapse> Mianus River Bridge Collapse. 29 Nisan 2018.
- URL-12, <http://interactives.wtnh.com/photomojo/gallery/8011/156955/1983-mianus-river-bridge-collapse/temporary-span/> 1983 Mianus River Bridge Collapse. 29 Nisan 2018.
- URL-13, <http://www.thekingshighway.ca/PHOTOS/Hwy11photos19.htm> Photographic History of King's Highway. 11. 29 Nisan 2018.
- URL-14, <https://www.mprnews.org/story/2017/08/01/looking-back-photos-of-the-bridge-collapse> Photos: Looking back at the I-35W bridge collapse. 11. 29 Nisan 2018.
- Van Den Einde, L., Zhao, L. ve Seible, F., 2003. Use of FRP Composites in Civil Structural Applications, Construction and Building Materials, 17, 6-7, 389-403.
- Velez, H., 2013. Dee Bridge Collapse, Design Complacency: The Dee Railway Bridge Collapse. <https://failures.wikispaces.com/Dee+Bridge+Collapse> 05 Şubat 2018.
- Wang, H., Wu, G. ve Wu, Z., 2014. Effect of FRP Configurations on the Fatigue Repair Effectiveness of Cracked Steel Plate, Journal of Composite for Construction.
- Wang, Y., Shen, Y., N. ve Fan, X., 2012. Finite Element Analysis on Flexural Fatigue Behavior of RC Beams Strengthened with CFRP, Trends in Civil Engineering, 446-449, 3062-+.
- Washer, G., Connor, R., J. ve Looten, D., 2014a. Performance Testing of Inspectors to Improve the Quality of Nondestructive Testing, Transportation Research Record, Journal of the Transportation Research Board, 2408, 107-116.
- Wirshing, P., H., Paez, T., L. ve Ortiz, H., 1995. Random Vibration: Theory and Practice, John Wiley & Sons, Inc, New York, USA.
- Wu, C., Zhao, X., L., Al-Mahaidi, R., Emdad, M. ve Duan, W., H., 2012. Fatigue Tests of Cracked Steel Plates Strengthened with UHM CFRP Plates, Advances in Structural Engineering, 15, 10, 1801-1816.
- Wu, G., Hai-Tao, W., Wu, Z-S., Liu, H-Y. ve Ren, Y., 2012. Experimental Study on the Fatigue Behavior of Steel Beams Strengthened with Different Fiber-Reinforced Composite Plates, Journal of Composites for Construction, 16, 2, 127-137.
- Wu, G., Wang, H-T., Wu, Z-S., Liu, H-Y. ve Ren, Y., 2012. Experimental Study on the Fatigue Behavior of Steel Beams Strengthened with Different Fiber-Reinforced Composite Plates, Journal of Composites for Construction, 16, 2, 127-137.

- Ye, H., Li, C. ve Pei, S., 2018. Fatigue Performance Analysis of Damaged Steel Beams Strengthened with Prestressed Unbonded CFRP Plates, Journal of Bridge Engineering, 23, 7, 04018040.
- Youngberg, C., J., Dexter, R., J. ve Bergson, P., M., 2003. Fatigue Evaluation of Steel Box-Girder Pier Caps: Bridge 69832. Report MN/RC 2003-18, Minnesota Department of Transportation. St. Paul, MN.
- Yu, D., J. ve Ren, W., X., 2005. EMD-Based Stochastic Subspace Identification of Structures from Operational Vibration Measurements, Engineering Structures, 27, 1741-1751.
- Yu, Q., Q. ve Wu, Y., F., 2017. Fatigue Behaviour of Cracked Steel Beams Retrofitted with Carbon Fibre-Reinforced Polymer Laminates, Advances in Structural Engineering, 21, 8, 1148-1161.
- Yu, Q., Q. ve Wu, Y., F., 2017. Fatigue Durability of Cracked Steel Beams Retrofitted with High-Strength Materials, Construction and Building Materials, 155, 1188-1197.
- Yu, Q., Q. ve Wu, Y., F., 2017. Fatigue Strengthening of Cracked Steel Beams with Different Configurations and Materials, Journal of Composites for Construction, 21, 2, 04016093.
- Yu, Q., Yu, Q. ve Wu, Yu-F., 2018. Fatigue Behaviour of Cracked Steel Beams Retrofitted with Carbon Fibre-Reinforced Polymer Laminates, Advances in Structural Engineering, 21, 8, 1148-1161.
- Yu, Q-Q. ve Wu, Y-F., 2018. Fatigue Retrofitting of Cracked Steel Beams with CFRP Laminates, Composite Structures, 192, 232-244.
- Yuan, H., Yi, W., J. ve Hu, C., 2018. Corroded Reinforced Concrete Beams under Low-Speed and Low-Cycle Fatigue Loads, Construction and Building Materials, 186, 644-651.
- Zhao, X., L. ve Zhang, L., 2007. State of the Art Review on FRP Strengthened Steel Structures, Engineering Structure, 29, 8, 1808-1823.
- Zhao, Y., 2003. Fatigue Prone Steel Bridge Details. Investigation and Recommended Repairs, Thesis (PhD), University of Kansas, ABD.
- Zheng, B. ve Dawood, M., 2016. Debonding of Carbon Fiber-Reinforced Polymer Patches.
- Zhu, P., Xu, J., J., Qu, W., J. ve Hao, H., 2017. Experimental Study of Fatigue Flexural Performance of Concrete Beams Reinforced with Hybrid GFRP and Steel Bars, Journal of Composites for Construction, 21, 5, 04017036-1.

## ÖZGEÇMİŞ

**Mustafa ERGÜN**, 1987 yılında İstanbul’da doğdu. İlköğrenimini Haşim ve Zehra Tarı İlköğretim Okulu’nda, orta öğrenimini ise Gerze Lisesi’nde tamamladı. 2005 yılında Karadeniz Teknik Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümünü kazandı ve 2009 yılında bu bölümden mezun oldu. 2010 yılında Bayburt Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Anabilim Dalı’na Araştırma Görevlisi olarak atandı. 2011 yılında Karadeniz Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Anabilim Dalı’na ÖYP kapsamında görevlendirilen ERGÜN, aynı yıl Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı’nda “Yüksek Lisans” eğitimine başladı. 2013 yılında hazırladığı “Deprem Yer Hareketlerinin Ölçeklendirilmesi ve Uygulanışı” başlıklı tezi ile Yüksek Lisans eğitimini tamamladı. Aynı yıl Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı’nda “Doktora” eğitimine başladı. Halen bu bölümde doktora eğitimine ve Bayburt Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümünde araştırma görevliliğine devam eden ERGÜN, iyi derecede İngilizce bilmektedir. ERGÜN’ün akademik hayatı boyunca yapmış olduğu bilimsel çalışma listesi aşağıda verilmiştir.

### ❖ Makaleler

- Genç, A.F., **Ergün, M.**, Günaydın, M., Altunışık, A.C., Ateş, Ş., Okur, F.Y. ve Mosallam, A.S., 2019. Dynamic Analyses of Experimentally-Updated FE Model of Historical Masonry Clock Towers using Site-Specific Seismic Characteristics and Scaling Parameters According to the 2018 Turkey Building Earthquake Code, Engineering Failure Analysis, 105, 402-426.
- Atmaca, B., **Ergun, M.** ve Ates, S., 2018. The Most Appropriate Earthquake Record Groups for Dynamic Analysis of a Building, Sigma J Eng & Nat Sci, 36, 4, 1047-1079.
- **Ergun, M.** ve Ates, S., 2015. The Stress Analysis of a Shear Wall with Matrix Displacement Method, Structural Engineering and Mechanics, 53, 2, 000-000.
- Nasery, M., M., **Ergun, M.**, Ates, S. ve Husem, M., 2015. Comparing the Dynamic Behavior of a Hospital-Type Structure with Fixed and Isolated Base, Earthquakes and Structures, 9, 3, 657-671.

- **Ergun, M.** ve Ates, S., 2014. Comparing of the Effects of Scaled and Real Earthquake Records on Structural Response, Earthquakes and Structures, 6, 4, 375-392.
- **Ergun, M.** ve Ates, S., 2013. Selecting and Scaling Ground Motion Time Histories According to Eurocode 8 and ASCE 7-05, Earthquakes and Structures, 5, 2, 129-142.

#### ❖ Bildiriler

- Dogan, U., U., Altunısık, A., C. ve **Ergun, M.**, 2019. Determination of Rebar Effect on Modal Behaviour of Reinforced Concrete Bridges, International Civil Engineering and Architecture Conference, Trabon, Turkey.
- **Ergun, M.** ve Ates, S., 2017. Determination of the Effect of Seismic Isolation on Fatigue Life of a Steel Beam Subjected to Moving Load by Numerical and Analytical Methods, International Conference on Civil and Environmental Engineering, Nevşehir, Turkey.
- **Ergun, M.** ve Ates, S., 2017. Investigation of Non-linear Behavior of Layered Rubber Bearing by Numerical and Analytical Methods, International Conference on Civil and Environmental Engineering, Nevşehir, Turkey.
- **Ergun, M.** ve Ates, S., 2017. A Numerical Study on the Effectiveness of Seismic Isolation Retrofit Technique, 2. International Conference on Advanced Engineering Technologies, Bayburt, Turkey.
- **Ergun, M.** ve Ates, S., 2016. An Alternative Strengthening Technique to Conventional Methods: Seismic Isolation Retrofit, 3. International Conference on Computational and Experimental Science and Engineering, Antalya, Turkey.
- **Ergün, M.** ve Ateş, Ş., 2015. Eurocode 8 Yönetmeliğine Göre Yer Hareket Kayıtlarının Seçilmesi ve Ölçeklendirilmesi, Mühendislikte Yeni Teknolojiler Sempozyumu, Bayburt, Türkiye.
- **Ergün, M.** ve Ates, Ş., 2015. Köprülerin Dinamik Analizlerinde Ölçeklendirilmiş Deprem Kayıtlarının Kullanımı, 3. Köprüler ve Viyadükler Sempozyumu, Bursa, Türkiye.
- **Ergün, M.**, Ateş, Ş., Hüsem, M., Nasary, M., M., 2015. Süneklik Düzeyi Yüksek Bir Binanın Dinamik Davranışına Deprem İzolatörlerinin Etkisinin Araştırılması, 8. Ulusal Deprem Mühendisliği Konferansı, İstanbul, Türkiye.

#### ❖ Projeler

- Öngermeli Beton Köprü Kirişlerinin Hesap ve Tasarım Programı, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Yüksek Öğretim Kurumları Tarafından Destekli Bilimsel Araştırma Projesi, Araştırmacı, Tamamlandı, 01.01.2014-01.01.2017.