



**YANGIN ETKİSİ ALTINDA
KUTU – I PROFİL BİRLEŞİMLERİN
ZAYIF EKSENDE DÖNGÜSEL YÜKLER ALTINDA
DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ**

Yasin TİZİ

**Yüksek Lisans Tezi
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı
Danışman: Doç. Dr. Mahyar MAALI**

**2024
Her hakkı saklıdır.**



**FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
YÜKSEK LİSANS TEZİ**

**YANGIN ETKİSİ ALTINDA KUTU – I PROFİL BİRLEŞİMLERİN ZAYIF
EKSENDE DÖNGÜSEL YÜKLER ALTINDA DENEYSEL OLARAK
İNCELENMESİ**

Yasin TİZİ

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Mahyar MAALI

Anabilim Dalı: İnşaat Mühendisliği

Erzurum

2024

Her hakkı saklıdır

T.C.
ERZURUM TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
TEZ ONAY FORMU

**YANGIN ETKİSİ ALTINDA KUTU – I PROFİL BİRLEŞİMLERİN ZAYIF
EKSENDE DÖNGÜSEL YÜKLER ALTINDA DENEYSEL OLARAK
İNCELENMESİ**

Doç. Dr. Mahyar MAALI danışmanlığında, Yasin TİZİ tarafından hazırlanan bu çalışma 01 / 08 / 2024 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı'nda Yüksek Lisans tezi olarak **Oy birliği ile (3/3)** kabul edilmiştir.

Başkan	: Doç. Dr. Gökhan KAPLAN	İmza	:
Üye	: Doç. Dr. İrfan KOCAMAN	İmza	:
Üye	: Doç. Dr. Mahyar MAALI	İmza	:

Yukarıdaki sonucu onaylıyorum

Doç. Dr. Bünyamin ÖZGERİŞ
Enstitü Müdürü

*Bu tez çalışması tarafından nolu proje ile desteklenmiştir.

ETİK KURALLARA UYGUNLUK BEYANI

Erzurum Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü tez yazım kurallarına uygun olarak hazırladığım bu tez içindeki tüm bilgilerin doğru ve tam olduğunu, bilgilerin üretilmesi aşamasında bilimsel etiğe uygun davrandığımı, yararlandığım bütün kaynakları atıf yaparak belirttiğimi beyan ederim.

01 / 08 / 2024

İmzası

Yasin TİZİ

ÖZET

YÜKSEK LİSANS TEZİ

YANGIN ETKİSİ ALTINDA KUTU – I PROFİL BİRLEŞİMLERİN ZAYIF EKSENDE DÖNGÜSEL YÜKLER ALTINDA DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

Yasin TİZİ

Erzurum Teknik Üniversitesi

Fen Bilimleri Enstitüsü

İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı

Danışman: Doç. Dr. Mahyar MAALI

Çelik yapılar, yangın ve döngüsel yüklemelere karşı dayanıklılıkları açısından önemli bir araştırma konusu olması sebebiyle bu alanlarda yapılan çalışmalar günümüzde de devam etmektedir. Yangın, çelik yapılar üzerinde ciddi hasarlara yol açabilirken, döngüsel yüklemeler yapının dayanıklılığını ve esnekliğini sınamaktadır. Bu çalışmada, farklı birleşim türlerine sahip 7 adet kolon-kiriş birleşimi numunesi yangın ve döngüsel yükleme koşulları altında incelenmiştir. Yangın etkisi için ISO-834 yangın eğrisi, döngüsel yükleme için FEMA-350 yükleme protokolü uygulanmıştır. Deneylerde, kirişlerin birleşim noktalarının kolon-kiriş bağlantısına olan uzaklığı ve birleşim türü değişkenleri dikkate alınmıştır. Yük taşıma kapasitesi, maksimum yer değiştirme, süneklik, rijitlik, maksimum dönme açısı ve enerji yutma kapasitesi gibi parametreler ölçülmüş ve karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçlara göre, birleşim bölgesinin kolon-kiriş bağlantısına uzaklığının artması yük taşıma kapasitesini artırmış, zayıf eksende birleşim gerçekleştirilmiş numunelerde kolonlarda burkulma görülmüş, ancak kirişlerde burkulma gözlemlenmemiştir. Deneylerde gözlemlenen göçme modları literatürdeki güçlü eksende birleşime sahip deney numunelerinin bulunduğu çalışmayla karşılaştırılmıştır. Bu araştırma sonucunda birleşim tasarımlarının yangın ve döngüsel yükleme koşullarındaki davranışlarını anlamada bulgular sunulmuştur.

2024, 69 sayfa

Anahtar Kelimeler: Kutu kesitli kolon, I profil kiriş, Zayıf eksen, Yangın etkisi, Döngüsel yükleme

ABSTRACT

MS. Thesis

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF RECTANGLE – I PROFILE JOINTS ON WEAK AXIS SUBJECTED TO FIRE UNDER CYCLIC LOADS

Yasin TİZİ

Erzurum Technical University

Graduate School of Natural and Applied Sciences

Department of Civil Engineering

Supervisor: Assoc. Prof. Dr. Mahyar MAALI

Steel structures are crucial research subjects due to their performance under fire and cyclic loading conditions. Ongoing studies aim to enhance our understanding of these areas. Fire can severely damage steel structures, while cyclic loading assesses their durability and flexibility. This study investigates 7 column-beam connection specimens with varying connection types under both fire and cyclic loading conditions. The ISO-834 fire curve was used to simulate fire effects, and the FEMA-350 loading protocol was applied to replicate cyclic loading scenarios. The research considered variables such as the distance of the beam connection points from the column-beam junction and the type of connection. Key parameters including load-carrying capacity, maximum displacement, ductility, rigidity, maximum rotation angle, and energy absorption capacity were measured and analyzed. The findings indicate that increasing the distance of the connection area from the column-beam connection enhances load-carrying capacity. In samples where connections were made on the weak axis, column buckling was observed, whereas buckling was not seen in the beams. The failure modes recorded in these experiments were compared to existing literature, which primarily focused on specimens with strong axis connections. This research provides valuable insights into the behavior of different connection designs under fire and cyclic loading conditions.

2024, 69 page

Keywords: Rectangle column, I profile beam, Weak Axis, Fire effect, Loading protocol

TEŞEKKÜR

Öncelikle, tez çalışmamın her aşamasında beni yönlendiren, bilgi ve deneyimlerini paylaşan, bana ilham veren danışman hocam Sayın Doç. Dr. Mahyar MAALI'ya teşekkürlerimi sunarım.

Deneyler ve sonraki süreç içerisinde yardımını esirgemeyen Arş. Gör. Mahmut Buğra BİLEN'e minnettarlığımı sunarım. Ayrıca tüm çalışma süresince yardımını esirgemeyen Nurullah ÇINAR'a sağladığı destek için teşekkür ederim. Deneyler süresince yardımcı olan arkadaşlarım Taha ÖZ, Dilek BİTEN ve Ömer KARADAĞ'a teşekkürü borç bilirim. Desteği ve yardımlarıyla her zaman yanımda olan abim ve meslektaşım Harun TİZİ'ye de ayrıca teşekkür ederim.

Her zaman yanımda olan, bana inanan ve destek veren aileme bu süreçteki sabırları, sevgileri ve fedakarlıkları için çok teşekkür ederim.

Yasin TİZİ
Ağustos 2024

İÇİNDEKİLER

	<u>Sayfa</u>
ÖZET	i
ABSTRACT	ii
TEŞEKKÜR	iii
İÇİNDEKİLER	iv
SİMGELER VE KISALTMALAR	vi
ŞEKİLLER DİZİNİ	vii
ÇİZELGELER DİZİNİ	viii
1. GİRİŞ	1
1.1. Uluslararası Yangın Eğrileri	8
1.1.2. Hidrokarbon (HC) eğrisi	2
1.1.3. Geliştirilmiş hidrokarbon (HCM) eğrisi.....	3
1.1.4. RWS (Rijkswaterstaat) eğrisi	3
1.1.5. RABT ZTV eğrileri.....	4
1.2. Döngüsel Yükleme Protokolleri.....	4
1.2.1. JISF yükleme protokolü	5
1.2.2. FEMA-461 yükleme protokolü	6
1.2.3. AISC yükleme protokolü	7
1.2.4. ATC-24 yükleme protokolü	8
1.2.5. SAC-2000 yükleme protokolü.....	8
1.2.6. FEMA-350 yükleme protokolü	9
1.2.7. ACI yükleme protokolü.....	10
2. KAYNAK ÖZETLERİ	11
3. MATERYAL ve YÖNTEM	29
3.1. Deneysel Çalışmalar.....	29
3.2. Deney Düzenegi ve Kullanılan Malzemeler	34
3.2.1. Hidrolik aktüatör	34
3.2.2. Yangın fırını	35
3.2.3. LVDT	36
3.2.4. Veri toplama cihazı (data logger).....	36
4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA	37

4.1. Numunelerin Maksimum Yük Değerlerinin Karşılaştırılması (F_{maks})	38
4.2. Numunelerin Maksimum Moment Değerlerinin Karşılaştırılması (M_{maks})	39
4.3. Numunelerdeki Maksimum Dönme Açışı Değerlerinin Karşılaştırılması (θ_{maks})....	40
4.4. Numunelerdeki Maksimum Yer Değiştirmelerin Karşılaştırılması (Δ_{maks})	42
4.5. Numunelerin Süneklik Değerlerinin Karşılaştırılması (Δ_{maks}/Δ_y).....	43
4.6. Numunelerin Rijitlik Değerlerinin Karşılaştırılması.....	44
4.7. Numunelerin Enerji Yutma Kapasitelerinin Karşılaştırılması	45
4.8. Numunelerin Yük-Pozisyon İskelet Eğrilerinin Karşılaştırılması	46
4.9. Göçme Modları	48
4.10. Deney Numunelerinin Literatürle Karşılaştırılması.....	52
4.10.1. Göçme modlarının literatürle karşılaştırılması.....	52
4.10.2. Maksimum moment değerlerinin literatürle karşılaştırılması	53
4.10.3. Enerji yutma kapasitelerinin literatürle karşılaştırılması	55
4.10.4. Süneklik değerlerinin literatürle karşılaştırılması	57
4.10.5. Rijitlik değerlerinin literatürle karşılaştırılması	59
5. SONUÇ ve ÖNERİLER	62
KAYNAKLAR	65

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklama</u>
-----------------	-----------------

°	Derece
C	Celsius
cm	Santimetre
dk	Dakika
mm	Milimetre
MPa	Megapascal
MW	Megawatt
rad	Radyan

Kisaltmalar

AISC	Amerikan Çelik Yapı Enstitüsü
Δ	Deformasyon genliği
δ	Deformasyon
E	Elastisite modülü
FEMA	Federal Acil Durum Yönetim Kurumu
F_u	Akma dayanımı
F_y	Çekme dayanımı
M_{maks}	Maksimum moment
RHS	Dikdörtgen içi boş kesit
SHS	Kare içi boş kesit
T	Sıcaklık
t	Zaman
θ	Dönme

ŞEKİLLER DİZİNİ

Şekil 1.1. Uluslararası yangın gelişim eğrileri.....	2
Şekil 1.2. JISF yükleme protokolü.....	6
Şekil 1.3. FEMA-461 yükleme protokolü.....	6
Şekil 1.4. AISC yükleme protokolü	7
Şekil 1.5. ATC-24 yükleme protokolü.....	8
Şekil 1.6. (a) SAC temel yükleme protokolü (b) SAC near-fault yükleme protokolü.....	9
Şekil 1.7. FEMA-350 yükleme protokolü.....	10
Şekil 1.8. ACI yükleme protokolü	10
Şekil 3.1. IPE80 profil kirişin ölçüleri	30
Şekil 3.2. Deney numunelerinin geometrik detayları.....	30
Şekil 3.3. Çekme kupası testi ve Gerilme-Şekil değiştirme eğrileri	32
Şekil 3.4. Deney düzeneği.....	34
Şekil 3.5. Hidrolik aktüatör	35
Şekil 3.6. Yangın etkisi için kullanılan fırın	35
Şekil 3.7. LVDT cihazı	36
Şekil 3.8. Veri toplama cihazı	36
Şekil 4.1. Deney numunelerine ait Moment-Dönme eğrileri.....	37
Şekil 4.2. Deney numunelerinin maksimum yük değerleri.....	38
Şekil 4.3. Deney numunelerinin maksimum moment değerleri.....	39
Şekil 4.4. Deney numunelerinin maksimum dönme açısı değerleri.....	41
Şekil 4.5. Deney numunelerinin maksimum yer değiştirme değerleri.....	42
Şekil 4.6. Deney numunelerinin süneklik değerleri	43
Şekil 4.7. Deney numunelerinin rijitlik değerleri.....	44
Şekil 4.9. P ve B numunelerine ait yük-pozisyon iskelet eğrileri	46
Şekil 4.10. B-10, B-20, B-30, B-40 ve B-50 numunelerine ait yük-pozisyon iskelet eğrileri	47
Şekil 4.11. Deney öncesi deney numuneleri	48
Şekil 4.12. Deney sonrası deney numunelerinde görülen deformasyonlar	50

ÇİZELGELER DİZİNİ

Çizelge 1.1. RWS (Rijkswaterstaat) eğrisi değerleri	4
Çizelge 1.2. RABT ZTV eğrilerinin değerleri	4
Çizelge 1.3. AISC protokolü döngü sayılarına göre θ değişimi.....	7
Çizelge 1.4. Döngü sayısındaki değişime göre deformasyon değişimi	9
Çizelge 3.1. Deneylerde kullanılan kiriş numuneleri	32
Çizelge 3.2. Çelik malzemelerin için hesaplanan ortalama mekanik özellikleri	33
Çizelge 4.1. Deney numunelerinin yük, moment ve dönme değerleri.....	37
Çizelge 4.2. Mevcut çalışma ve literatürdeki çalışmada görülen göçme modları	52
Çizelge 4.3. Mevcut çalışma ve literatürdeki çalışmada ölçülen M_{maks} değerleri.....	53
Çizelge 4.4. Mevcut çalışma ve literatürde ölçülen enerji yutma kapasiteleri.....	56
Çizelge 4.5. Mevcut çalışma ve literatürde ölçülen süneklik değerleri	58
Çizelge 4.6. Mevcut çalışma ve literatürde ölçülen rijitlik değerleri.....	60

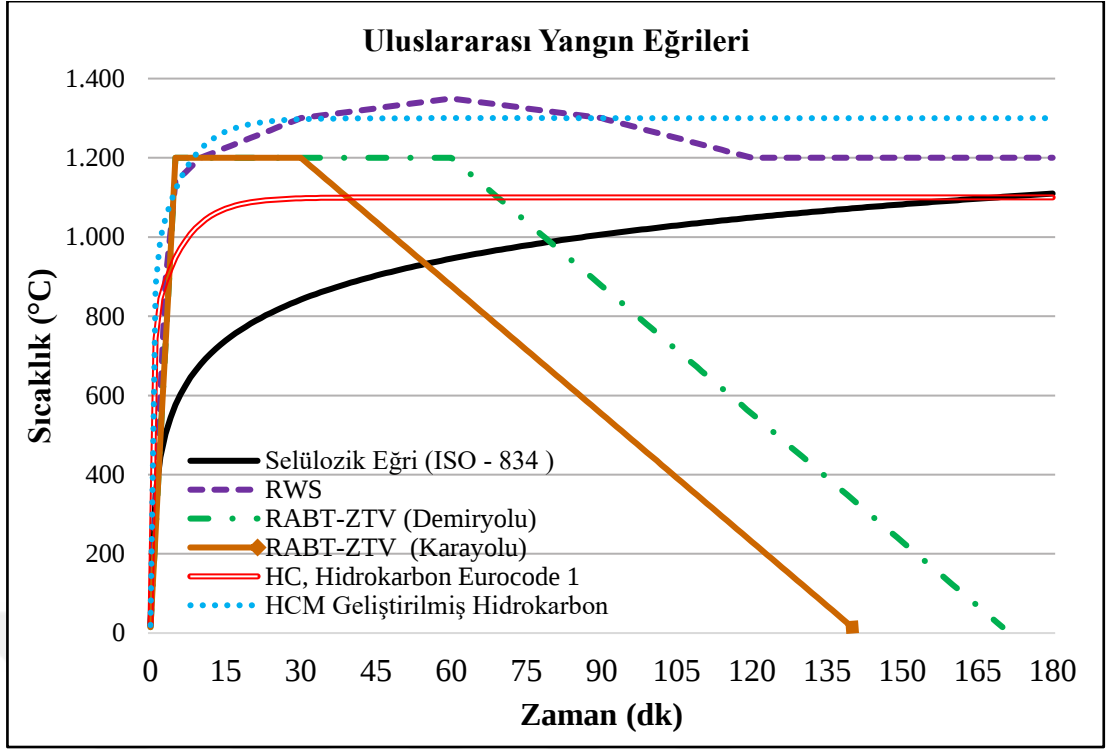
1. GİRİŞ

Çelik yapılar, endüstriyel binalar, iş merkezleri ve alışveriş merkezlerinde inşaat malzemesi olarak tercih edilmekle birlikte, çevresel etkiler (deprem, yangın, korozyon vb.) nedeniyle zarar görme potansiyeline sahip olmaları, çelik malzemenin kullanımıyla ilgili avantajların yanında dezavantajlar da barındırdığını göstermektedir (Maali et al. 2023).

Çelik yapıların dayanıklılığını artırmak ve olası zararları minimize etmek için, yapı elemanlarının tasarım ve inşasında çeşitli araştırmalar yapılmaktadır. Deprem gibi dinamik yükler altında, çelik yapıların kolon ve kiriş birleşim bölgeleri büyük gerilmelere maruz kalır ve bu bölgelerde oluşan hasarlar, yapının genel performansını doğrudan etkilemektedir. Yapı elemanları zaman zaman deprem gibi tekrarlayan yüklemelere maruz kalabilmektedir. Bu tür yüklemeler, çelik yapıların birleşim bölgelerinde yorulma ve kırılma risklerini ortaya çıkarmaktadır. Ayrıca yangın sonrası çelik yapıların göçmeden ayakta kalması hem yapı güvenliği hem de içinde bulunan insanların can güvenliği açısından son derece önemlidir. Yangın sırasında çelik, yüksek sıcaklıklara maruz kalarak mukavemetinde ve rijitliğinde önemli kayıplar yaşayabilir. Kolon kiriş birleşimlerinin döngüsel yüklemelere dayanıklılığını artırmak için, bu bölgelerde özel detaylandırmalar ve güçlendirme teknikleri kullanılabilir. Birleşim bölgelerinde kullanılan kaynaklı ve bulonlu bağlantılar, döngüsel yükler altında yeterli dayanımı sağlamak amacıyla dikkatle tasarlanması gerekmektedir.

1.1. Uluslararası Yangın Eğrileri

Günümüzde binalarda yangın güvenliğini sağlamak amacıyla, tasarlanmış olan zamana bağlı sıcaklık değişim eğrileri kullanılmaktadır. Yapı elemanları üzerinde gerçekleştirilen testler, tasarlanan bu eğriler aracılığı ile gerçekleştirilmektedir. Test esnasında, bina elemanları standart yangın eğrisi tarafından belirlenen bir ısı yüküne maruz bırakılır. Termal enerji analizinin sonucu olarak zamana bağlı sıcaklık değişimleri gözlemlenir. Bununla beraber, yapı alanındaki yangın türlerini belirlemek adına uluslararası alanda birçok araştırma yapılmıştır. Bu araştırmalar sonucu çeşitli zaman ve sıcaklık eğrileri geliştirilmiştir. Bu eğriler Şekil 1’de gösterilmiştir.



Şekil 1. Uluslararası yangın gelişim eğrileri

1.1.1. Selülozik eğri

ISO 834, AS 1530, BS 476: part 20, DIN 4102 gibi çeşitli ulusal standartlarda tanımlanan bu eğri, genel yapı malzemeleri ve içeriklerin yanma hızına bağlıdır. Bu eğriye ait yanma gelişim eğrisinin formülasyonu eşitlik 1.1’de gösterilmiştir.

$$T = 20 + 345 * \log (8 * t + 1) \quad (1.1)$$

T : Sıcaklık (°C)

t : Zaman (dk)

1.1.2. Hidrokarbon (HC) eğrisi

Hidrokarbon eğrisi, petrokimya endüstrisinde kullanılan yapı ve malzemeler üzerinde testler yapmak için alternatif bir yaklaşım olarak geliştirilmiştir. Hidrokarbon eğrisi, araba yakıt depolarında, petrol veya petrol tankerlerinde ve belirli kimyasal tankerlerde meydana gelen küçük ölçekli petrol yangınlarının çıkma olasılığının olduğu

1. GİRİŞ

durumlarda geçerlidir. Hidrokarbon yanma gelişim eğrisinin formülasyonu eşitlik 1.2’de gösterilmiştir.

$$T = 20 + 1.080 * (1 - 0,325 - e^{-0,167*t} - 0,675 * e^{-2,5*t}) \quad (1.2)$$

T : Sıcaklık (°C)

t : Zaman (dk)

1.1.3. Geliştirilmiş hidrokarbon (HCM) eğrisi

Fransız yönetmeliği için talep edilen bu eğri, standart Hidrokarbon eğrisinde kullanılan 1.100°C değerini 1.300°C değerine yükseltilmiş olarak kullanılmaktadır. Geliştirilmiş hidrokarbon yanma gelişim eğrisinin formülasyonu eşitlik 1.3’de gösterilmiştir.

$$T = 20 + 1.280 * (1 - 0,325 - e^{-0,167*t} - 0,675 * e^{-2,5*t}) \quad (1.3)$$

T : Sıcaklık (°C)

t : Zaman (dk)

1.1.4. RWS (Rijkswaterstaat) eğrisi

Hollanda Ulaştırma ve Altyapı Bakanlığı’na bağlı olarak faaliyet gösteren Rijkswaterstaat kurumu tarafından geliştirilen yangın eğrisidir. Norveç’teki Runehamar tüneline yapılan tam ölçekli testlerle yol tünelleri için tasarım yangın eğrisi olarak kullanılabilirliği doğrulanmıştır. Bu eğride, 300 MW’lık bir yangın yüküne sahip 50 m³lük bir yakıt, petrol veya petrol tankerini içeren bir yangının dikkate alındığı bir senaryoyu temsil ettiği ve bu en kötü durum senaryosu olarak 120 dakikaya kadar devam edebileceği varsayılmıştır. RWS yanma gelişim eğrisinin değerleri Çizelge 1.1’de gösterilmiştir.

1. GİRİŞ

Çizelge 1.1. RWS (Rijkswaterstaat) eğrisi değerleri

Zaman (dk)	Sıcaklık (°C)
0	20
3	890
5	1.140
10	1.200
30	1.300
60	1.350
90	1.300
120	1.200
180	1.200

1.1.5. RABT ZTV eğrileri

Almanya’da, Eureka projesi gibi çeşitli test programları sonucunda geliştirilen RABT-ZTV eğrileri, hızlı bir sıcaklık artışı sergileyerek 5 dakikada 1.200°C’ye ulaşmaktadırlar. Araç yangınlarında 30 dakikadan itibaren bir sıcaklık düşüşü görülürken, tren yangınlarında bu düşüş 60 dakika sonra yaşanmaktadır. RABT-ZTV eğrisine maruz kalan numuneler için kırılma kriteri, donatı sıcaklığının 300°C’yi geçmemesidir. RABT ZTV yanma gelişim eğrilerinin değerleri Çizelge 1.2’de gösterilmiştir.

Çizelge 1.2. RABT ZTV eğrilerinin değerleri

RABT ZTV Eğrisi (Araç)		RABT ZTV Eğrisi (Tren)	
Zaman (dk)	Sıcaklık (°C)	Zaman (dk)	Sıcaklık (°C)
0	15	0	15
5	1.200	5	1.200
30	1.200	60	1.200
140	15	170	15

1.2. Döngüsel Yükleme Protokolleri

Yapısal elemanlarda deprem tasarımı ve değerlendirilmesinde, yapısal elemanın fiziksel kapasiteleri için güvenli tahmin değerleri elde etmek gerekmektedir. Mukavemet ve deformasyon kapasiteleri genellikle analitik veya sayısal modelleme ile doğru bir şekilde tahmin edilemez ve deneysel testler gerektirir (Mergos and Beyer 2014). Gerçekleştirilen deneysel testlerden birisi de yükleme protokolleridir. Bir yapı elemanına deprem anında etki eden yük ve deformasyon geçmişlerini tekrar ettirmek amacıyla yükleme protokollerine başvurulmaktadır. Yükleme protokollerinin geliştirilmesi için

genel olarak kabul edilen yöntem, kapsamlı analitik çalışmalar içermektedir. Bu çalışmalarda, belirli bir yapısal sistem ve çeşitli örneklerin temsil edildiği bir dizi sayısal model, belirli bir sismik tehlike düzeyine göre ölçeklendirilmiş bir dizi deprem kaydına tabi tutulmaktadır. Deprem mühendisliğinde, bileşenlerin dayanım ve deformasyon kapasiteleri, kümülatif hasardan etkilenir; her bir bileşenin geçmişte meydana gelen tahrip edici olayların kalıcı bir anısına sahip olduğunu ve herhangi bir zamanda, bileşenin sağlık durumundaki bozulmaya katkıda bulunan tüm geçmiş döngüleri hatırlayacağı ima edilmekte, bu da performansı değerlendirmek ve hasar durumlarını ihtiyatlı bir şekilde tahmin etmek için yük ve deformasyon geçmişlerinin tekrarlanmasını gerektirmektedir (Krawinkler 2009).

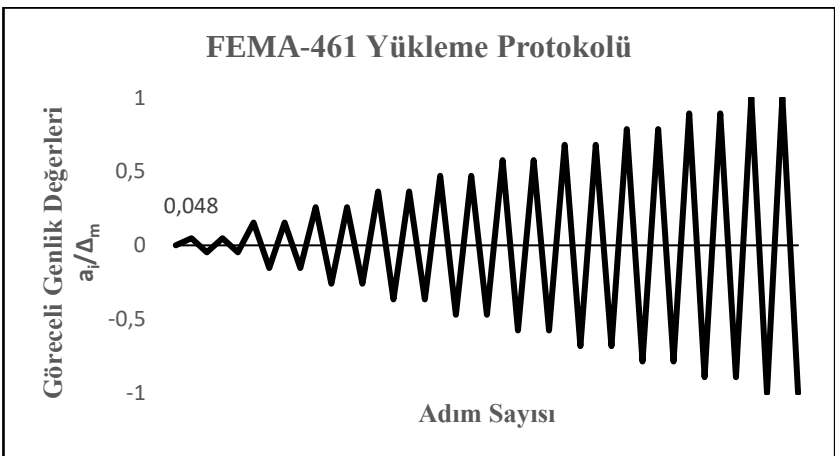
Sismik enerji emilimi teknolojisinin iyi bir şekilde yerleşik olduğu ülkelerde test protokolleri, genellikle yerel olarak belirlenmekte ve tasarım uygulamaları, performans hedefleri, tasarım için deprem tehlike seviyesi, geçmiş test deneyimler gibi koşulları kendilerine göre belirlemektedirler (Aguaguiña et al. 2019). Bu sebeple tasarlanan yükleme protokol kriterleri ve test gereksinimlerinin gelişimi her ülkede farklılık gösterebileceğinden, standarttan standarda yükleme protokollerinde farklılıklar görülebilmektedir.

1.2.1. JISF yükleme protokolü

Japonya'daki çelik endüstrisini temsil eden Japonya Demir ve Çelik Federasyonu (The Japan Iron and Steel Federation) tarafından önerilen artımlı yükleme protokolünde, $\pm 2 \theta_p$ değerinden başlayıp, $2 \theta_p$ aralıklarla artan döngüsel yüklemeleri içermektedir. Her bir yükleme aşaması için iki döngü uygulanması gerekmektedir. Burada θ ifadesi, kirişin konsol ucu momentinin tam plastik momente eşit olduğu anda kirişte meydana gelen plastik dönmeyi ifade etmektedir. Bahsedilen döngüsel yükleme grafiği Şekil 1.2'de gösterilmiştir.

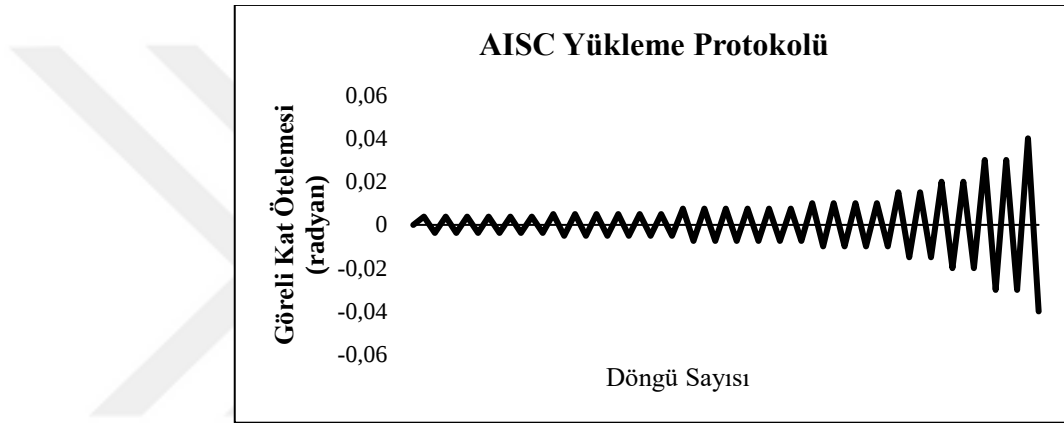


Bu protokolün geliştirilmesindeki ilk amaç, kaymaya duyarlı yapısal olmayan bileşenlerin test edilmesi olarak belirlenmiş; ancak genel olarak kirişler gibi kaymaya duyarlı yapısal bileşenlere de uygulanabilmektedir. Bu protokolde hedeflenen bir maksimum deformasyon genliği olarak Δ_m ifadesini kullanmışlardır. Yükleme, $a_1 = 0,048 * \Delta_m$ 'den başlar ve $a_{i+1} = 1,4 * a_i$ şeklinde devam eder. Her bir genlik seviyesinde iki döngü uygulanmalıdır. Δ_m , monotonik bir testten tahmin edilebilen hedeflenen maksimum deformasyon genliğini temsil etmektedir. Önerilen değeri (kat öteleme indeksi δ/h cinsinden) 0,03 olarak belirlemişlerdir. Bahsedilen yükleme protokolü Şekil 1.3'te gösterilmiştir.



1.2.3. AISC yükleme protokolü

Bu yükleme protokolü Amerikan Çelik Konstrüksiyon Enstitüsü tarafından özel ve ara moment çerçevelerinde, kiriş ve kolon moment bağlantılarının test edilmesi için önerilmiştir. Bu döngüsel yükleme protokolünde görelî kat ötelenmesi açısı θ cinsinden verilmiştir. Bu değerin değışimi grafik olarak Şekil 1.4'te gösterilmiş olup, Çizelge 1.3'te tablo olarak verilmiştir. Bunlara ek olarak $\theta = 0,4$ değerinden sonraki döngüler için her bir adımda θ değerin 0,1 artırılarak devam edilmesi ve her bir adımın iki döngü olarak sürdürülmesi gerekmektedir.



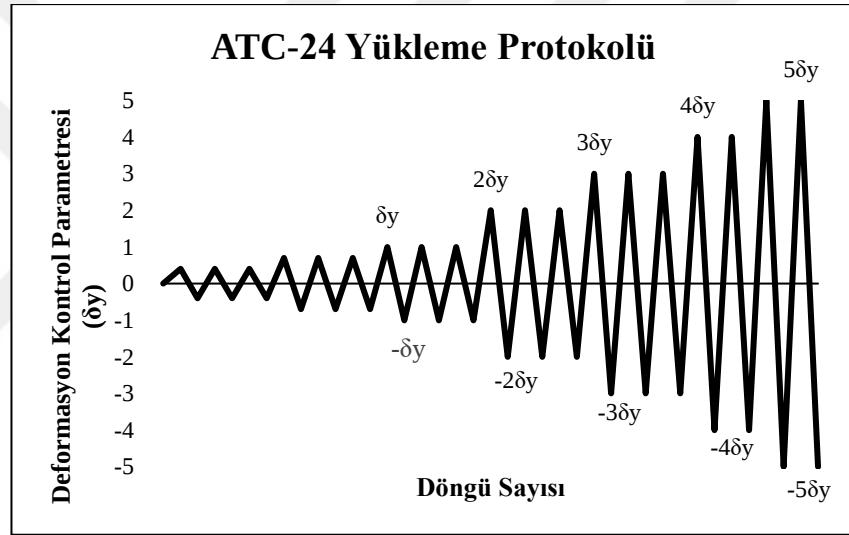
Şekil 1.4. AISC yükleme protokolü

Çizelge 1.3. AISC protokolü döngü sayılarına göre θ değışimi

Döngü Sayısı	θ (radyan)
6 döngü	0,00375
6 döngü	0,00500
6 döngü	0,00750
4 döngü	0,01000
2 döngü	0,01500
2 döngü	0,02000
2 döngü	0,03000
2 döngü	0,04000

1.2.4. ATC-24 yükleme protokolü

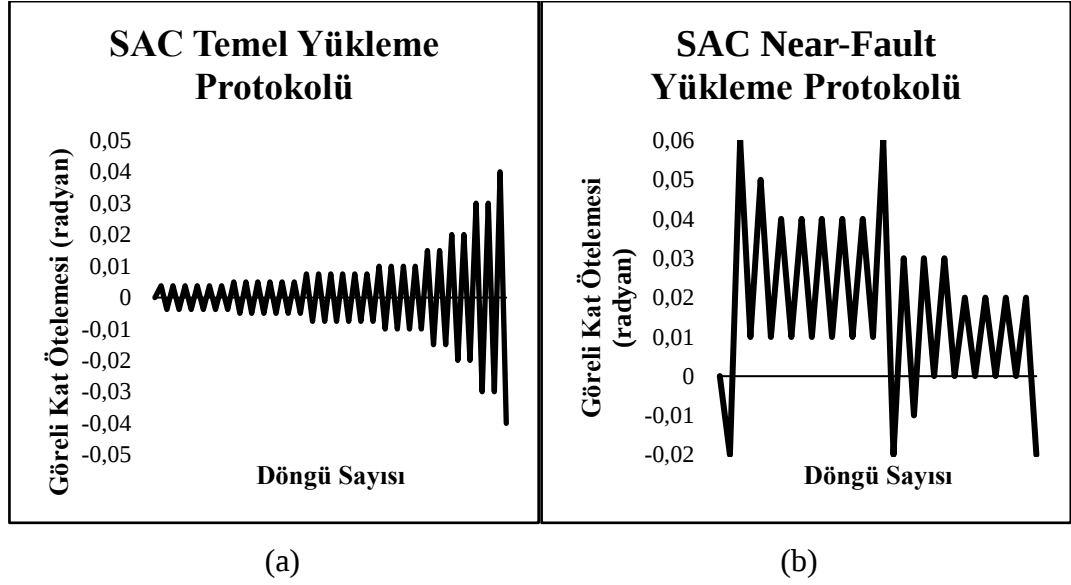
ATC-24, çelik yapı bileşenleri için özel olarak geliştirilmiş olup, döngüsel yükleme geçmişi kullanarak bileşenlerin deprem performansının değerlendirilmesi için Amerika Birleşik Devletleri'nde geliştirilen ilk resmi protokollerden biridir. Bu döngüsel yükleme protokolünde kirişin elastik deformasyonu δ_y cinsindendir. Yükleme geçmişi, en az altı elastik döngüden, daha sonra her biri δ_y , $2\delta_y$ ve $3\delta_y$ genliklerine sahip üç döngü ve ardından şiddetli döngüsel bozulma meydana gelene kadar genlikleri δ_y adımlarında artan döngü çiftlerinden oluşmaktadır. Bu protokolün grafiksel gösterimi Şekil 1.5'te gösterilmiştir.



Şekil 1.5. ATC-24 yükleme protokolü

1.2.5. SAC-2000 yükleme protokolü

SAC 2000 programında iki tür yükleme protokolü önerilmiştir. Birincisi, çelik çerçeve sistemlerde kirişten kolona bağlantılar için önerilen temel yükleme geçmişidir. Bu protokol AISC protokolünün aynısıdır. İkinci tür yükleme protokolü olan SAC yakın hasar protokolü (near-fault) ise, yükleme geçmişinde 8. döngüden itibaren bir ters darbe içermektedir. Bunun nedeni, yakın hasar darbelerin her iki yönden gelebilmesi, bu sebeple çelik kiriş ve kolon bağlantılarında üst veya alt flanşı etkileyebilmesidir. Bu iki protokol için grafiksel gösterimler Şekil 1.6 (a) ve (b)'de gösterilmiştir.



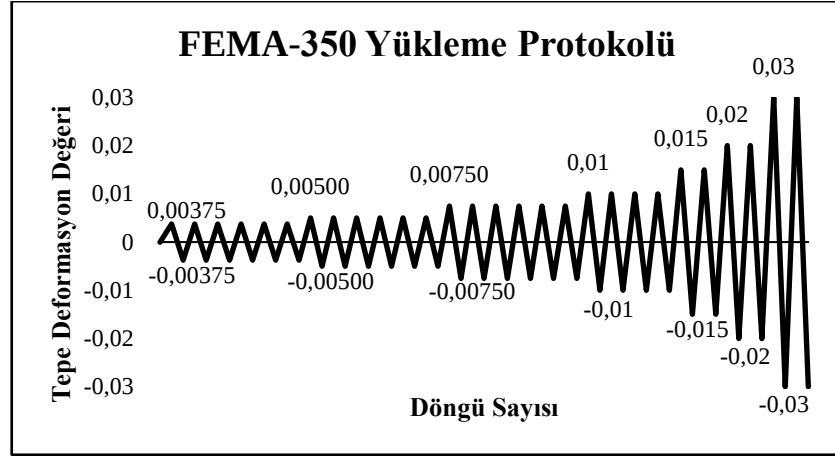
Şekil 1.6. (a) SAC temel yükleme protokolü (b) SAC near-fault yükleme protokolü

1.2.6. FEMA-350 yükleme protokolü

Federal Acil Durum Yönetim Kurumu (FEMA) tarafından önerilen bu protokoldeki değerlerin aynısı SAC 2000 protokolünde de mevcuttur. Yüklemenin sistemde hata meydana gelene kadar 0,01 radyan artırımlarla devam edilerek, her adımda iki döngü gerçekleştirilmesi gerekmektedir. Sözü edilen hata, bir döngüdeki tepe yükünün maksimum yük değerinin %20'sine düştüğü veya montajın bozulmuş duruma gelip yerçekimi yükü altında kararlılığının belirsiz hale geldiği durum olarak kabul edilmesi gerektiği belirtilmiştir. FEMA-350 protokolündeki yükleme değerlerinin tablo halinde değerleri Çizelge 1.4'te verilmiş olup, grafiği Şekil 1.7'de gösterilmiştir.

Çizelge 1.4. Döngü sayısındaki değişime göre deformasyon değişimi

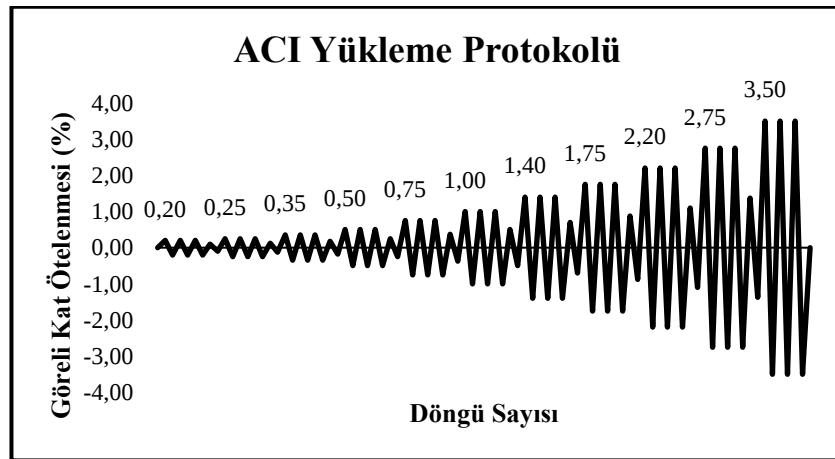
Yük Adım Numarası	Tepe Deformasyon Değeri	Döngü Sayısı
1	0,00375	6
2	0,00500	6
3	0,00750	6
4	0,01000	4
5	0,01500	2
6	0,02000	2
7	0,03000	2



Şekil 1.7. FEMA-350 yükleme protokolü

1.2.7. ACI yükleme protokolü

ACI T1.1R-01 Hükümleri üzerinden önerilen yükleme protokolüdür. Test dizisini kayma oranı cinsinden ifade etmişlerdir. Başlangıç oranının, modül için olası lineer elastik tepki aralığı ile ilgili olduğunu ve bu yaklaşımın, öngermeli beton içeren modüllerde elastik davranış aralığının ön gerilme düzeyine bağlı olarak değişmesinden dolayı olduğunu belirtmişlerdir. Bu yükleme protokolüne ait grafiksel gösterim Şekil 1.8’de gösterilmiştir.



Şekil 1.8. ACI yükleme protokolü

2. KAYNAK ÖZETLERİ

Ting et al. (1991) çalışmalarında sonlu elemanlar yöntemini kullanarak dıştan takviyeli kutu kolon ile I kiriş bağlantılarının davranışını incelemişlerdir. Üçgen levha takviyeli, köşebent takviyeli ve T-takviyeli gibi farklı türdeki takviyelerin kullanıldığı bağlantıları ele almışlardır. Çalışmalarında gerilmelerin yeniden dağılımı ve rijitlik iyileştirmesi olarak iki faktörü dikkate almışlardır. Geniş flanşlı kirişler ile kutu kolonlar arasındaki bağlantıları güçlendirmek için dışarıdan takviyelerin etkin bir şekilde kullanılabileceğini gözlemlemişlerdir. Dıştan takviyelerin performansı, geleneksel iç takviyeler kadar iyi veya daha iyi olabileceğini belirtmişlerdir. Aynı zamanda, takviyelerin bağlantıda kiriş flanşı ve takviyelerin birleşik genişliğinin kolon genişliğine eşit olacak şekilde sağlanması gerektiği tespit edilmiştir. Ayrıca, kiriş flanşı ve takviyelerin toplam genişliğinin kolon genişliğine eşit olacak şekilde sağlanması gerektiği, bunun kolondaki gerilmenin yan duvarlara aktarmasına izin vereceğinin izahını yapmışlardır.

Shanmugam et al. (1991) döngüsel yüklemeye maruz kalan dıştan takviye edilmiş kutu kolon ve I kiriş bağlantılarının davranışını incelemek amacıyla çalışma gerçekleştirmişlerdir. Laboratuvar deneylerini T takviyeleri ve köşebent takviyeleri ile sertleştirilmiş birleşimler üzerinde gerçekleştirmişlerdir. Sonuçlarda, çoğu durumda bağlantıların, kirişlerin plastik kapasitesinin üzerinde, yüksek mukavemet geliştirdiğini gözlemlemişlerdir. Döngüsel yükleme altında, T tipi takviyelerin performansının köşebent takviyelerinden çok daha iyi olduğunu saptamışlardır. Ayrıca, içten süreklilik plakaları olan bağlantılardan hafifçe daha iyi sonuçlar elde ettiklerini belirtmişlerdir.

Zhao and Hancock (1991) çeşitli soğuk şekillendirilmiş dikdörtgen ve kare kesitli boş kesitlerin eğilme ve tekil kuvvetin bir arada etkili olduğu durumlara maruz kaldığı bir test programı üzerinde çalışma gerçekleştirmişlerdir. Tekil kuvveti, test ettikleri kiriş elemanının merkezine ve ona dik bir kare boş kesitli başlık elemanını kaynaklayarak uygulamışlardır. Başlık elemanı, açıklığın merkezindeki tekil kuvvetle basitçe desteklemişlerdir. Bu süreçte, eğilme momenti ve tekil kuvvet arasındaki etkileşim ilişkisini belirlemek için farklı açıklıklar kullanılmıştır. Kontrol amaçlı olarak, saf moment ve saf tekil kuvvet altında testler yapmışlardır. Testlerde kiriş elemanı

genişliğinin başlık elemanı genişliğine oranı (β), başlık elemanı kesitlerinin narinlik oranları, desteklemiş oldukları başlık elemanlarının açıklığı ve elemanların geometrik şekilleri olarak değiştirdikleri parametreleri sunmuşlardır. Saf tekil kuvvet testlerinde, β değeri 0,5 ila 1,0 arasında değiştikçe, hata modunun kiriş yüzeyinin yerel eğilme davranışından gövde burkulmasına kadar değiştiğini izah etmişlerdir. Tüm saf eğilme testlerinde ise, bir numunenin ulaştığı maksimum eğilme momenti, nominal plastik moment değerini aştığını, bunun kısmen düşük gerinim değerlerinde gerinim sertleşmesine ve soğuk şekillendirmenin mukavemet arttırıcı etkilerine ve kısmen de 350 MPa'lık nominal değer üzerindeki akma gerilimindeki artış değerine atfedilebilir olduğunu belirtmişlerdir.

Wheeler et al. (1998) çalışmalarında RHS kesitler ile iki sıra bulon kullanarak monte ettikleri moment bağlantılarının nihai moment kapasitelerini belirleyebilmek amacıyla bir model geliştirmişlerdir. Bulonları üst ve alt flanşların üzerine simetrik olarak monte etmişlerdir. Modelin, esnek alın levhalarının sebep olduğu levye etkisini ve alın levhalarında akma çizgilerinin oluşumunun birleşik etkilerini dikkate almasına dikkat etmişlerdir. Modeli ilgili bir test programından aldıkları deneysel verileri kullanarak kalibre ettiklerini ve doğruladıklarını belirtmişlerdir.

Kurobane et al. (1998) kiriş ve kolon bağlantıları üzerinde yaptığı çalışmada, bağlantıların plastik şekil değiştirme kapasitesini değerlendirmiş ve plastik şekil değiştirmeyi etkileyen faktörleri analiz etmiştir. Çalışmasında, geleneksel ve geliştirilmiş bağlantı detaylarına odaklanmış, bu detayların bağlantının dayanım ve şekil değiştirme kapasitesi üzerindeki etkilerini incelemiştir. Ayrıca, kırılma kırılma olaylarını önlemek amacıyla, kaynaklı bağlantıların kritik bölgelerden uzakta konumlandırmanın faydalı olacağını belirtmiştir. Ayrıca kör perçinli alın levha bağlantısı, geleneksel bağlantılardan farklı ayrıntılara sahip olduğunu ve bir moment bağlantısı olarak iyi performans gösterdiğini izah etmiştir.

Zhao (2000) soğuk şekillendirilmiş RHS T bağlantılarının deformasyon sınırını ve nihai dayanımını açıklamak amacıyla çalışma yapmıştır. Hem gövde burkulma başarısızlık modunu hem de kiriş flanşı başarısızlık modunu incelemiştir. Belirli bir deformasyon (kiriş flanşı girintisi) sınırında elde edilen dayanım, T tipi bağlantıların nihai

dayanımı olarak kabul edilebileceğini izah etmiştir. Bununla birlikte deformasyon sınırının temel olarak $\beta(b_1/b_0)$ oranına bağlı olduğunu belirtmiştir. Soğuk şekillendirilmiş RHS kesitlerde T-bağlantıların test sonuçlarına dayanarak deformasyon sınırı $0,6 \leq \beta \leq 0,8$ veya $2\gamma \leq 15$ için $\geq 3b_0$, $0,3 \leq \beta < 0,6$ ve $2\gamma > 15$ için $\geq 3b_0$ olarak bulunmuştur.

Wilkinson and Hancock (2002) soğuk şekillendirilmiş RHS kirişlerin sonlu eleman analizini gerçekleştirdikleri çalışmalarında, plastik ve kompakt kirişlerin dönme kapasitesini tahmin etmeye çalışmışlardır. RHS kirişler üzerindeki eğilme testlerinin deneysel sonuçlarında elde etmiş oldukları dönme kapasitelerine yakın değer elde etmek amacıyla, modellemede geometrik kusurların dahil edilmesinin önemli olduğunu vurgulamışlardır. Kirişlere yük plakalarının kaynakladıklarında oluşan kusurların etkisini simüle etmek için, modelde tanıtmış oldukları bükülme düzensizliği genliğini kiriş boyunca sinüzoidal olarak değiştirmiş ve her bir kirişte belirli bir bölgeyle sınırlandırmışlardır. Geometrik kusurların büyüklüğünün numunelerin dönme kapasitesi üzerinde kayda değer bir etkiye sahip olduğunu belirtmişlerdir.

Kosteski et al. (2003) yaptıkları çalışmada, belirli bir kaynaklı HSS T bağlantısında, sonlu elemanlar yöntemi kullanarak bir araştırma aracı önermişlerdir. İlk olarak bir deney numunesiyle karşılaştırarak doğrulamış oldukları bir sonlu elemanlar modeli oluşturmuşlardır. Doğrulamış oldukları sonlu elemanlar modelin, tipik bir birinci dereceden analitik modeli simüle etmek için idealize edilmesi amacıyla, sonlu elemanlar modelini geometrik olarak lineer bir analizle bağlantılı olarak etkin bir şekilde rijit plastik malzeme modeli kullanılarak yeniden çalıştırılıp, böylece belirgin bir bağlantı akma yükü ile bir yüke karşı deformasyon tepkisi üreteceğini belirtmektedirler.

Gardner and Nethercot (2004) yaptıkları çalışmada, EN 1.4301 çeliğinden imal edilmiş kare, dikdörtgen ve dairesel boş kesitli numuneler üzerinde test gerçekleştirmişlerdir. Yapmış oldukları malzeme testleri, düzlemsel malzeme için çekme ve sıkıştırma durumları ile köşe malzemesi için gerilme durumlarını kapsamıştır. Ramberg-Osgood gösteriminde yapmış oldukları değişiklikleri, ilgilenilen tüm gerinim aralığı boyunca hem çekme hem de basınç davranışına yakın bir uyum sağlamak için önermişlerdir. Sonuçlarda, paslanmaz çelik yapılar için önermiş oldukları bir tasarım

yaklaşımının temelini oluşturan kesit narinliği ile kesit deformasyon kapasitesi arasında bir ilişki geliştirmişlerdir.

Chen et al. (2004) kaynaklanmış bir çelik kiriş ile bir kutu kolon bağlantılar üzerinde sismik performansını ele aldıkları bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Kutu kolon bağlantılarında, yerel gerilmeler ve plastik şekil değiştirme değerleri tam penetrasyonlu küt kaynak kenarlarında ve kaynak ulaşım deliklerinde en üst seviyelerine ulaştığını gözlemlemişlerdir. Ek olarak takviyesiz bağlantıda, tam penetrasyonlu küt kaynakta ve kaynak ulaşım deliği bölgesinin yakınında kırılma gözlemlemişlerdir. İlaveten uzatılmış flanşlı nervür ile güçlendirdikleri üç bağlantının test sonuçlarında, takviyenin bağlantının histeretik davranışını iyileştirebildiğini ve en az %3 radyan değerinde bir plastik dönüş elde edebildiğini tespit etmişlerdir. Uzatılmış flanşlı nervürlü levhaların, kiriş ve kolon bağlantılarındaki gevrek kırılmayı önleyebileceğini, kiriş kesitinde kaynak birleşim bölgelerinden uzakta stabil bir akmaya ve plastik deformasyonla sonuçlanabileceğini belirtmişlerdir.

Satish Kumar and Prasada Rao (2006) tarafından yapılan çalışmada RHS kiriş ve kolon birleşimi için bir bağlantı tipi önermişlerdir. Bağlantıda, kiriş flanş kuvvetlerini kolon gövdelerine aktarmak için kolon flanşına kaynaklanmış ve kirişe bulonlanmış kanal bağlantıları kullanmışlardır. Yaptıkları çalışmaların sonucunda bağlantı modelinin uygun olduğundan, yapısal ve işlevsel performans açısından çeşitli avantajlara sahip olduğunu belirtmişlerdir.

Jandera et al. (2008) yaptıkları çalışmada soğuk haddelenmiş paslanmaz çelikten imal edilen kutu profillerde artık gerilmelerin etkisini deneysel ve sayısal teknikler kullanarak ele almışlardır. Bu kutu profillerdeki kalınlık boyunca oluşan artık gerilmeleri, x-ray ışınları ile ölçmüş olup, yapısal davranış üzerindeki etkilerini doğrusal olmayan sayısal analizler incelemişlerdir. Numunelerin geometrik kusurlarını, köşe ve düzlemsel malzeme özelliklerini ve ortalama basınç tepkilerini incelemiş ve sunmuşlardır. X-ray ışınları ile elde ettikleri ölçümlerden, numunelerin kalınlık boyunca artık gerilmelerin etkisini bir dikdörtgen gerilme bloğu parametresi ile temsil edilebileceği sonucuna varmışlardır.

Theofanous and Gardner (2009) yaptıkları çalışmada EN 1.4162 çeliğinin yapısal davranışını üzerinde incelemede bulunmuşlardır. Bu çelik tipinden imal edilmiş SHS ve RHS profiller üzerinde sekiz adet kısa kolon testi ve on iki adet uzun kolon testi gerçekleştirmişlerdir. Deneysel çalışmada sonlu elemanlar analizi kullanmış olup, daha geniş aralıkta kesit ve eleman narinliği üzerinden sonuç üretmek için parametrik çalışma yapmışlardır. EN 1.4162 çeliğinin yapısal performansı ile yaygın olarak kullanılmakta olan diğer paslanmaz çelik sınıflarının yapısal performansı arasında karşılaştırma yapmış olup, EN 1.4162 çeliğinin yapısal uygulamalar için tercih edilebilir bir seçim olacağını tespit etmişlerdir.

Hadianfard and Rahnema (2010) RHS kolon ve I kiriş rijit bağlantıları üzerinde çalışmada bulunmuşlardır. RHS kolon ve I kiriş rijit bağlantıları, genellikle kolon genişliği, et kalınlığı, kirişin derinliği, iç takviyelerin varlığı gibi parametrelerin etkisi altında yarı rijit bir bağlantı olarak davrandığını belirtmiştir. Bağlantı rijitliği azalmasının yüzdelerini sonlu elemanlar analizi kullanarak değerlendirmişlerdir. İç takviyeleri olan dikdörtgen kesitli çelik kolonlarda bağlantıların rijitliğindeki azalma yüzdesi ihmal edilebilirken, takviyeleri olmayan kolonlarda dikkate değer olduğunu ve genellikle %7 ila %20 arasında değişmekte olduğunu belirtmişlerdir.

Vegte et al. (2010) araştırmalarında boş kesitli birleşimlerin ve bulonlu (kiriş-kolon gibi) diğer konfigürasyonların statik dayanımı sayısal incelemeler yoluyla ele almışlardır. Çalışma sonucunda plastifikasyon sebebiyle bozulan derzler için sonlu elemanlar yöntemi, yük-deformasyon davranışını tatmin edici bir şekilde simüle edebilmesi gerektiğini; buna karşılık mevcut sonlu elemanlar modelleri kullanarak birleşimlerin kırılmasının tahmin edilemeyeceğini belirtmişlerdir. Ayrıca burkulma ile ilgili sayısal örtülü simülasyonlar için, çözüm örtük analizlerde kullanılan artış boyutuna bağlı olabileceğini, açık simülasyonlar içinse, zaman artış boyutu, sabit zaman artışı gereklilikleri nedeniyle genellikle yeterince küçük olduğundan bahsetmektedir. Boş kesitli elemanlar arasındaki birleşimlerin statik tepkisini, plastifikasyonu dikkate alarak kabuk elemanlardan yapmış oldukları sonlu elemanlar modellerinin kullanılmasıyla doğru bir şekilde tahmin edilebildiğini ifade etmişlerdir. Kaynak geometrisinin ihmal edilmesi, özellikle boş kesitli elemanlar arasında küçük düzlem içi veya düzlem dışı boşluklara sahip bağlantılar için, nihai kapasitenin önemli ölçüde eksik tahmin edilmesine

yol açabileceğini vurgulamışlardır. Kaynak geometrisinin kabuk elemanları kullanılarak modellenmiş oldukları basitleştirilmiş bir yaklaşımın doğru sonuçlar verdiğini bulmuşlar, ancak bu basitleştirilmiş model gerilim konsantrasyon faktörlerinin tahmini için uygulanamaz olduğunu açıklamışlardır.

Park and Wang (2012) RHS kolonlara bulonlu başlık eleman bağlantılarında başlangıç rijitliğinin tahmini üzerine çalışma yapmışlardır. Sonlu eleman simülasyon sonuçlarıyla karşılaştırdıkları çalışmada, enine çekme bileşenindeki RHS denklemlerinin, %10'dan az hatayla bağlantı geometrileri için kullanılabileceğini belirtmişlerdir.

Del Coz Díaz et al. (2012) yaptıkları çalışmada, farklı havalandırma deliği geometrilerinin ve kaynakların, boş kesitli Warren tipi kafes kirişlerinde kullanılan galvanizli RHS K tipi bağlantılarının mukavemeti üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Çalışma sürecinde standart öneriler ve üreticilerin önerileri dikkate alarak dört farklı delik geometrisini ele alırken, diğer taraftan da boş kesitli profiller arasındaki RHS K bağlantılarında kaynak termal yüklerinden kaynaklanan gerilme yığılmalarını dikkate almışlardır. Daha sonra her delik tipi için doğrusal olmayan burkulma analizi yapmışlar ve sayısal sonuçları EN 1993-1-8 ile karşılaştırarak doğrulama yapmışlardır. Önceki sonlu elemanlar analizi modellerine dayanan bir deney tasarımı geliştirmişler ve hem kirişte hem de çaprazlarda farklı birleşim hasarlarını gösteren yüz farklı doğrusal olmayan burkulma analizi hesaplamışlardır.

Wu and Feng (2013) tarafından yapılan çalışmada RHS kolon ve I kiriş bağlantılarında depremler sonucu erken gevrek kırılma durumlarını önlemek için olası çözümler bulmak amacıyla, geleneksel bağlantı modellerine göre iyileştirilmiş bir bağlantı modeli için bir dizi test gerçekleştirmişlerdir. Üzerinde çalıştıkları bu bağlantı tipinin analizinde sonlu elemanlar modelleme yöntemi kullanmışlardır. Araştırma sonuçlarına göre analiz edilen yeni bağlantı tipinin, geleneksel bağlantılarda gözlemlendiği gibi kırılma ile kopmadığını ve geleneksel tiplere göre daha büyük bir enerji yutma kapasitesine sahip olduğunu gözlemlemişlerdir.

Qin et al. (2014) beton dolgulu RHS kolonlar üzerinde yaptıkları çalışmada, dört tam ölçekli numuneyi, döngüsel yanal yükleme altında test etmişlerdir. Farklı yük

döngülerinde mukavemet, rijitlik, süneklik ve enerji dağıtma kapasitesini değerlendirmişlerdir. Sonuçlarda, çok sayıda moment-dönme histerezis eğrisinin yer aldığını ve tümünün kararlı olduğunu, mukavemet ve rijitlik bakımından ise kayda değer bir olumsuzluk sergilenmediğini gözlemlemişlerdir. Önerilmiş olan geçişli diyafram bağlantılarının enerji dağıtma kapasitesini mevcut diyafram ile karşılaştırıldığında önemli ölçüde iyileştirilmiş olduğunu izah etmişlerdir. Ayrıca olumsuz koşullarda (düşük sıcaklıkta) imal etmiş oldukları halde, önerilmiş bağlantıların 0,1 rad'dan daha fazla plastik dönme kapasitesi elde etmiş olduklarını vurgulamışlardır.

De Matos et al. (2015) çapraz eksenel yükleme altındaki kaynaklı RHS T bağlantılarının davranışı üzerinde çalışma gerçekleştirmişlerdir. Geometrik değişkenlerin bağlantının tepkisi üzerindeki etkisini araştırmak için bir sonlu eleman modeli geliştirmişlerdir. Çapraz yüklemeyi, kiriş yüksüz tutulurken bağlantı kopması gözlemleyene kadar arttırmışlardır. Farklı geometrileri temsil eden kuvvet-deplasman eğrilerini analiz edip karşılaştırmış olup, başarısızlık yükleri ve elastik sertlik üzerinde odaklanmışlardır. Farklı başarısızlık kriterleri üzerinde tartışmış olup, bu eğriler üzerine uygulamışlardır, ayrıca sayısal sonuçların Eurocode 3 hükümleriyle karşılaştırılmasını ve tartışmalarını sunmuşlardır.

Arrayago and Real (2015) ferritik paslanmaz soğuk şekillendirilmiş RHS ve SHS profiller üzerine deneysel bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Çalışmada, ferritik paslanmaz çelik sınıfı EN1.4003 çeliğinden imal edilmiş beş farklı kesit, eksenel basınç ve eğilme momenti yüklemelerine maruz bırakmışlardır. Sonuçlarda, EN 1993-1-4 ve literatürde önerilmiş olan sınıflandırma sınırlarının gözden geçirilmesi gerektiğini izah etmişlerdir. Ayrıca, basınç kapasitesini tahmin etmede devamlı dayanım yönteminin EN 1993-1-4 hükümlerine göre daha doğru bir tahmin sağladığını belirtmişlerdir.

Hoang et al. (2015) I kirişleri beton dolgulu RHS kolonlar ile birleştirmek için kullanılan uzatılmış rijitlik levhasız alın levhası bağlantı tipi üzerine çalışma yapmışlardır. Kiriş alt plakalarını bağlamak için kolon boyunca uzun bulon kullanmak, böylece ara bağlantı elemanları ve özel bulon tiplerinden kaçınarak maliyet tasarrufunu sağlamayı amaç edinmişlerdir. Gerçekleştirdikleri test programında, kesme kuvvetine veya hem eğilme momenti hem de kesme kuvvetine maruz bıraktıkları numuneleri

tanımlamışlardır. Bileşen yöntemlerine dayanarak, incelemiş oldukları derzler için eğilme, kesme ve birleşimdeki bindirme yükleri altındaki mevcut tasarım kurallarını tamamlamak için ek kurallar önermişlerdir.

Zhao et al. (2016) paslanmaz çelik boru kesitli kiriş ve kolon elemanlarının tasarımında mevcut olan yönetmeliklere yönelik eksiklikleri ele almışlardır. Sundukları tasarım önerilerinde, eğilme momenti kapasitelerinin belirlenmesinde pekleşmeye izin veren deformasyona dayalı sürekli dayanım yöntemi (CSM) kullanmış olup, kolon burkulma dayanımları ise yakın zamanda önerilmiş olan burkulma eğrilerine göre hesaplamışlardır. Yaklaşık 3.000 deneysel ve sayısal sonuçla karşılaştırmalar yaparak yeni önerilerin doğruluğunu değerlendirmişlerdir. Mevcut tasarım standartlarına kıyasla, yeni önerilerin, paslanmaz çelik kare ve dikdörtgen kesitli kiriş ve kolon mukavemetlerinin tahmininde daha yüksek bir tutarlılık seviyesi sunmuş olduklarını belirtmişlerdir. Ayrıca, Eurocode burulma momenti kapasiteleri ve revize edilmiş kolon burulma mukavemetleri ile birlikte önerdikleri etkileşim faktörlerinin kullanılması da değerlendirmişlerdir ve mevcut Eurocode hükümlerine göre daha doğru ve dağınık olmayan mukavemet tahminleriyle sonuçlandığını göstermişlerdir. Önerilerinin güvenilirliğini, EN 1990'a göre istatistiksel analizlerle doğrulamışlar ve paslanmaz çelik yapılar için uluslararası tasarım yönetmeliklerinin gelecekteki revizyonlarına dahil edilmesi için uygun olduğunu belirtmişlerdir.

Barros dos Santos et al. (2016) çalışmasında imalat ve montajda basitliği, görünür yapılarda uygun estetiği ve yapısal etkinliği birleştiren, RHS profil kolon-kiriş birleşimlerinde bulonlu bağlantıların davranışını ele almışlardır. Araştırmalarında, dört adet artı kesitli prototipi sürtünmeli ve sürtünmesiz bağlantı olarak farklı bulonlu koşullar altında statik olarak tersinir olmayan bir eğilme momenti altında test etmişlerdir. Test ettikleri sürtünmesiz bağlantının, kiriş-kolon eğilme momenti iletimi amacıyla kullanışsız olduğunu; sürtünme harekete geçirilmezse, profil gövdesindeki bulon dizilimine bağlı olmaksızın esnek bir bulonlu bağlantı elde edildiğini belirtmişlerdir. Çalışmada flanş açıklıkları olan kirişlerin kullanılmasının, pratik amaçlar için daha iyi bir sonuç vereceğini; iç somunları kama plakaları üzerine kapsamlı kaynaklamaktan kaçınılması ve ayrıca montaj işleminin basitleştirilmesi gerektiğini önermişlerdir. Ayrıca kirişte bir alt flanş açıklığının olması, kirişin dikme plakaları etrafında dikey olarak kaydırılabilmesine,

böylece bulonlama ve sıkma ile montaja izin vererek ek avantajlar getireceği önerisinde bulunmuşlardır.

Thai and Uy (2016) I kiriş ve içi boş veya beton dolgulu çelik boru kolon arasındaki bulonlu alın levhalı birleşimler üzerinde yaptıkları çalışmada, başlangıç dönme rijitliğini ve moment dayanımını tahmin etme konusunu ele almışlardır. Yanal kuvvetlere maruz bıraktıkları içi boş ve beton dolgulu çelik boru kolonların konfigürasyonları üzerinde bir sayısal analiz gerçekleştirmişlerdir. Simülasyon sonuçlarına dayanarak, çekme ve basınç durumunda kolon yan yüzeyleri ve burkulma durumunda kolon yüzeyi için rijitlik modelleri önermişlerdir. Önermiş oldukları modelleri bulonlu alın levhalı bağlantıların ilk dönme rijitliğini ve moment dayanımını tahmin etmek için Eurocode 3 ve Eurocode 4'te benimsenmiş olan bileşen yöntemine dahil etmişlerdir. Elde ettikleri tahminleri 44 deney sonucuyla karşılaştırmışlar ve önermiş oldukları modellerin geçerliliğini doğrulamışlardır.

Ma et al. (2016) soğuk şekillendirilmiş yüksek mukavemetli çelik boş kesitli kolonların basınç davranışı üzerine çalışma yapmışlardır. Dairesel, dikdörtgen ve kare içi boş numuneler üzerinde toplam 25 adet kolon testi gerçekleştirmişlerdir. Deneysel sonuçları, Avustralya, Avrupa ve Kuzey Amerika hükümlerince hesaplanmış olan tasarım değerleriyle karşılaştırmışlardır. Değişken malzeme özelliklerini içeren sonlu elemanlar modeli tanımlamışlar, geometrik ve malzeme kusurlarının etkisini de değerlendirmişlerdir. Sonlu elemanlar analiz sonuçlarının olumlu sonuç verdiğini belirtmişlerdir.

Serrano-López et al. (2016) RHS kesitler ile enine plakalar ya da açık profil kirişler arasındaki kaynaklı birleşimleri simüle etmek için kabuk ve katı elemanlardan oluşan bazı sonlu eleman modellerini incelemişlerdir. Gövde kalibrasyonu ile en etkili eleman boyutunu seçerek sayısal modellerin doğrulanması için deneysel testler gerçekleştirmişlerdir. Çalışma sonucunda eliptik bir geçiş eğrisine sahip önerdikleri elastik-plastik malzeme modeli, sadece akma sınırını dikkate almalarına rağmen sıcak bitmiş boru profillerde iyi sonuçlar sağladığını ve bu varsayımın, gerçekleştirdikleri simülasyonun değerlerini bir miktar güvenli tarafa koyduğunu belirtmişlerdir. Ayrıca kaynakların malzeme özellikleri için kesin karakterizasyon gerekli olmadığından dolayı,

her iki birleştirilmiş elemanın en yüksek akma mukavemeti, kaynak dikişi için akma mukavemeti olarak kullanılabileceği çıkarımına varmışlardır.

Nizer et al. (2016) T tipi bağlantıların davranışı üzerinde yaptıkları çalışmada, kiriş normal gerilmelerinin etkisini deneysel ve sayısal olarak incelemişlerdir. Altı testten oluşan deneysel programdan ikisi kiriş eksenel kuvvet olmadan, ikisi kirişe basınç kuvveti uygulanarak ve ikisi kirişe gerilme kuvveti uygulayarak yapmışlardır. Deneysel ve sayısal sonuçlara göre, normal kiriş gerilmelerinin, inceledikleri SHS ve RHS kesit birleşimli T birleşimlerin genel tepkisini doğrudan etkileyebildiğini belirtmişlerdir. Kirişe gerilme yükleri uyguladıkları testlerde birleşim dayanımında artış gözlemlemişlerdir. Öte yandan, kirişe sıkıştırıcı bir eksenel yük uyguladıklarında birleşim taşıma kapasitesinde bir azalma gözlemlemişlerdir. Test sonuçlarını, kirişe gerilme kuvvetleri uygulanan durumları da içerecek şekilde ANSYS programında yaptıkları sonlu elemanlar modeli simülasyonundan elde ettikleri sayısal sonuçlarla karşılaştırmışlardır. Elde ettikleri sonuçları, Eurocode 3, Brezilya standardı NBR 16239:2013 ve ISO 14.346 tasarım hükümleriyle karşılaştırmışlardır. Bunun sonucunda $n \leq -0.5$ olduğunda kirişe basınç yükleri uygulanan durumlar için yeni bir denklem önermişlerdir.

Fan and Packer (2017) RHS kesitli elemanlar arasında T, Y ve X tipi bağlantıların eksenel yük altındaki davranışlarını incelemişlerdir. Bu bağlantılar için geçerli olan minimum uç mesafelerini belirlemek ve bağlantı dayanımını doğru bir şekilde tahmin edebilecek analitik bir model önermek amacıyla çalışma yapmışlardır. Çalışmalarında, 12 adet RHS-RHS bağlantısından oluşan deneysel bir program gerçekleştirmişlerdir. Bir bağlantının, başlık eleman ucuna olan mesafesi küçük olduğunda, değiştirilmiş bir akma çizgisi mekanizmasına neden olduğunu ve bu durumun diğer bağlantılardan (başlık eleman uçlarına uzak olan bağlantılar) daha düşük bir bağlantı dayanımı ürettiğini gözlemlemişlerdir. Ayrıca EN 1993-1-8'de önerilmiş olan, tam bağlantı gücünü elde etmek için maksimum $(2\gamma/10)b_0$ veya $2,5b'$ lik bir uç mesafesi gerektiren değişikliğin aşırı muhafazakâr olduğunu ve gerçek yapılarda açık uçlu RHS başlık elemanlar için uygun olmadığını belirtmişlerdir. Bununla birlikte, deneysel veya sayısal testlerde izole edilmiş, simetrik bağlantılar için kullanılan RHS başlık elemanlarının minimum başlık uzunluklarını belirlemek için uygun olduğunu izah etmişlerdir.

Yamada et al. (2018) RHS kolonların davranışını analiz etmek ve yerel burkulma davranışının neden olduğu bozulma aralığını içeren bir histeretik model üzerinde çalışma yapmışlardır. Önermiş oldukları modelde monoton yükleme altında yük-deformasyon ilişkisine eş olarak kabul etmiş oldukları yerel burkulmanın neden olduğu bozulma aralığını içeren iskelet eğrisini, analitik yöntemle elde etmişlerdir. Önerdikleri modeli, monoton ve döngüsel yükleme altındaki RHS kolonlarının deneysel sonuçları ile karşılaştırılarak doğrulama yapmışlardır.

Garifullin et al. (2018) kaynaklı RHS T birleşimlerini analiz etmek amacıyla bir sonlu eleman modeli geliştirmek için çalışma yapmışlardır. Bağlı elemanlar için uygun uzunlukları, kaynakların modellenmesi ve malzeme özellikleri ile ilgili önerilerde bulunmuşlardır. Özellikle uygun sonlu eleman seçimi ve kalınlık yönündeki eleman sayısına dikkat çekmişlerdir. Başlangıç rijitliği için, kalınlık yönünden azaltılmış entegrasyona sahip ikinci dereceden iki katı sonlu elemanın yeterli olduğunu belirtmişlerdir. Ayrıca, normal bir mesh kullanılması koşuluyla uyumsuz modlara sahip doğrusal katı elemanların da aynı amaca hizmet edebileceğini bildirmişlerdir. Bunlara ek olarak, birleşim yerinin davranışı, yüklemenin başından başlayıp kırılmaya kadar olan tüm safhasında ele alındığında, lineer katı elemanlar ihmal edilemeyecek hatalar sergileyebileceğini vurgulamışlardır. Bu amaç doğrultusunda, azaltılmış entegrasyona sahip ikinci dereceden elemanların, kalınlık yönünde en az iki elemanla en tercih edilir olduğunu belirtmişlerdir. Üç katmanlı mesh uygulamasının, sonuçlarda makul bir iyileşme sağlamadığını, ancak hesaplama süresini ciddi şekilde uzattığını izah etmişlerdir.

Silvia et al. (2018) yaptıkları çalışmada, kutu kolonlarda (RHS, SHS) kullanılan moment bağlantılarda uzun bulonların kullanımının faydalarını ve etkilerini araştırmışlardır. Çalışmada uzun bulonların kullanıldığı kutu kolon ve kiriş moment bağlantıları için sonlu elemanlar modellemesini ABAQUS yazılım programı kullanarak gerçekleştirmişlerdir. Parametrik çalışmalar yaparak, alın levha ve kolon duvar kalınlığı, bulon çapı, bulon sınıfları gibi farklı bağlantı parametrelerinin davranışa etkisi incelemişlerdir. Çalışma sonuçlarında uzun bulonların kullanıldığı kutu kolon ve kiriş moment bağlantılarının, geleneksel bağlantılardan daha iyi performans gösterdiği ve birleşim rijitliğini ve dayanıklılığını artırdığı tespit etmişlerdir.

Tahir et al. (2018) SHS kolonlarda kullanılan kör perçinli başlık eleman bağlantılarının performansını konu almışlardır. SHS kolonda kullanılmış olan kör perçinli moment bağlantıları üzerinde yapılan test sonuçlarını karşılaştırarak, bağlantıların moment kapasitesinin ve dönme rijitliğinin, kiriş boyutunun yanı sıra başlık elemanın tiplerinden ve kalınlığından da kayda değer bir ölçüde etkilendiğini gözlemlemişlerdir. Çalışma sonucunda, kiriş boyutunun ve başlık elemanı kalınlığının artırılmasıyla bağlantının nihai moment kapasitesini ve rijitliğini de iyileştirebileceğini tespit etmişlerdir. Buna ek olarak bağlantıda bir SHS kolon boyutu için, kiriş boyutunu ve başlık eleman kalınlığını belirli bir değeri aşması, bağlantının Eurocode 3 sınıflandırmalarına göre kısmi dayanım bağlantısı durumunu elde etme potansiyelini azalttığını not etmişlerdir. Ayrıca, SHS kolonunun kalınlığının, önermiş oldukları kör perçinli bağlantının rijitliği ve mukavemeti üzerinde bir etkiye sahip olduğu sonucuna ulaşmışlardır.

Wu and Tong (2018) yaptıkları çalışmada RHS kolon-I kiriş bağlantılarında erken kırılan kırılma oluşumlarını önlemek amacıyla, geliştirilmiş bir bağlantı tipi üzerinde bir takım test gerçekleştirmişler, bulonlu bağlantıların davranışını bir sonlu elemanlar analizi ile incelenmesini açıklamışlardır. Kaynak bağlantı yerine, kiriş flanş plakaları kolondan belirli bir mesafe uzaklıkta bulonlarla birleştirmişlerdir. Üç test numunesi simüle etmişlerdir. Modelde, bireysel kirişler, kolonlar, diyaframlar, bulonlar, kesme plakası ve karmaşık temas yüzeyleri bulundurmışlar, tüm bileşenler için malzemenin doğrusal olmaması durumunu dikkate almışlardır. Kontak elemanları bulon deliği ve kiriş gövdesi ile kesme plakası, flanş plakası ve kiriş flanş arasındaki yüzeyde kullanmışlar, bulonlu bağlantılardaki ön gerilme ve yüzeyler arasındaki sürtünmeyi dikkate almışlardır. Bağlantı yüzeyleri arasındaki arayüzleri modellemek için kolayca uyarlanabilir olduğundan üç boyutlu tuğla elemanlar kullanmışlardır. Karşılaştırma sonuçlarında, sonlu elemanlar ile bağlantı davranışının deneysel sonuçları arasında iyi bir korelasyon olduğunu, dolayısıyla sonlu elemanlar analizinin RHS kolondan I kirişe bağlantı davranışını doğru bir şekilde tahmin edebildiğini kanıtladığını belirtmişlerdir.

Serrano-López et al. (2019), açık kesitli kirişler ile RHS kesitli kolonlar arasındaki kaynaklı birleşimlerin davranışını karşılaştırmak amacıyla kapsamlı bir deneysel programın sonuçlarını, sonuçların testlere karşı doğrulama çalışmalarıyla yapılan sonlu

elemanlar modellemesini ve doğrulanmış model kullanarak yaptıkları parametrik bir çalışma sunmuşlardır. Yaptıkları deneysel çalışma, 27 tam kiriş-kolon birleşimi ve 40 çekme testini içermiştir. Farklı kaynak düzenlemelerinin, farklı boyutların ve farklı kiriş ile RHS kesitlerdeki genişlik oranlarının etkilerini incelemişlerdir. Test sonuçlarında sadece flanş kaynaklı birleştirmelerde, flanş kaynaklarının uygulanan kesme kuvvetinden çok daha fazla kesme direncine sahip olması nedeniyle kesme kırılması gözlemlenmemişlerdir. Kiriş gövdesinin kaynaklı birleşimlerdeki dönme rijitliğine ve moment direncine katkısı hem deneysel hem de sayısal sonuçlara göre ihmal edilebilir düzeyde olduğunu açıklamışlardır. Tam flanş ve gövde kaynaklı bağlantıdaki moment-dönme eğrisi, sadece flanş kaynaklı birleşimdeki moment-dönme eğrisiyle neredeyse aynı olduğunu belirtmişlerdir.

Bu and Packer (2020) yaptıkları çalışmada açık bir başlık eleman ucunun bitişik bir RHS-RHS X tipi bağlantısı üzerindeki etkisini sayısal olarak incelemişlerdir. ANSYS programını kullanarak sonlu elemanlar modelleri oluşturmuş, deneysel sonuçlarla doğrulanmış ve ardından önemli geometrik parametreleri (kolun açık uca olan mesafesi, başlık eleman narinliği ve kol-başlık elemanı genişlik oranı) değiştirerek parametrik bir çalışma yapmışlardır. Çalışma sonucunda, prEN 1993-1-8 tarafından önerilen tam bağlantı kapasitesi için gereken minimum uç mesafesinin RHS bağlantıları için fazla korumacı olduğunu belirtmişlerdir. Diğer yandan, AISC 360-16 tarafından önerilen e_{min} değeri sadece belirli bir β aralığında doğru sonuç verdiğini belirtmişlerdir. Sonlu elemanlar analizi sonuçlarına dayanarak, açık başlık elemanına yakın RHS X-bağlantıları için, β değeri 0,25 ile 1,0 aralığında ve 2γ değeri 10 ile 35 aralığında, tam bağlantı dayanımını sağlamak için $e_{min} = 0,75 \cdot b_0$ olmasının gerekli olduğunu bildirmişlerdir. Eğer bu minimum uç mesafe gereksinimi sağlanamazsa, tasarım için AISC 360-16 tarafından önerilen %50 yerine %60 bağlantı dayanımının kullanılabileceğini, %60 tam kapasite değerinin sonlu elemanlar analizi sonuçlarına dayanarak belirlediklerini ve basitleştirilmiş tasarım için önerdiklerini açıklamışlardır.

Couchaux et al. (2020) yaptıkları araştırmalarda dış bir çelik yapıyı (balkonlar, geçitler vb) çelik bir cepheye bağlamak için kullanılan ara ısı yalıtım katmanına sahip, bulonlu bağlantıların mekanik performanslarını ele almışlardır. Önermiş oldukları çözümde, bir alın levhası bağlantısı ile bir çelik kolon arasına PVC veya kontrplak plaka

yerleştirerek ısı köprüsü davranışını önemli ölçüde sınırlandırmışlardır. Isı yalıtım tabakasının dönme sertliği, eğilme momenti dirençleri ve göçme modları üzerindeki etkisini araştırmak için bir çelik kolona bağlı konsol kiriş üzerinde statik ve döngüsel testler yapmışlardır. Yaptıkları bu testler sonucunda hem ısı yalıtım tabakasının hem de bulon yerleşiminin, bağlantı tepkisi üzerinde kayda değer bir etkiye sahip olduğu vurgulamışlardır. Termal yalıtım katmanının eklenmesi, nihai eğilme momentinin azalmasıyla beraber sıkışma alanının boyutunun arttırdığını gözlemlemişlerdir.

López-Colina et al. (2021) çalışmalarında mekanik yöntemlerin, özellikle dönel rijitlik için bileşen yönteminin, kutu kesitli bağlantıların tasarım kodlarında kullanılmamasının nedenlerini ele almışlardır ve bu eksikliği gidermeye yönelik çözümler önermişlerdir. Çalışmada I kesitli kirişler ve RHS kesitli kolonlar arasında yüksek dönel rijitliğe sahip yarı rijit veya tam rijit bağlantılar elde etmenin kolay bir yolu olarak, her iki elemanın da aynı genişlikte tasarlanmasının önemini vurgulamışlardır. Bu sayede I kiriş ve RHS kolon aynı genişlikte olduğunda bu bileşenin dönel rijitliğine önemli bir katkısı olduğunu gözlemlemişlerdir.

Ma et al. (2021) RHS K tipi eklemlerinin eksenel rijitliğinin ve RHS kafes kirişlerin eğilme rijitliğinin tahmini için bir yaklaşım geliştirmişlerdir. RHS bağlantılarının eksenel rijitliğini hesaplama yaklaşımında bileşen yöntemi kullanmışlardır. Pim-bağlantı analizine dayanarak, RHS kafes kirişlerinin eğilme rijitliğini hesaplama yaklaşımını yapmışlardır. Kafes sistemin testini sonlu elemanlar yöntemi sonuçları ile doğrulamışlardır. Sonuçlarda, tahminin göreceli hatası $\pm 25\%$ 'ten az olduğunu ve önerilen yöntemin yüksek doğruluk ve daha geniş bir uygulama aralığı olduğunu tespit etmişlerdir.

Pongiglione et al. (2021) çalışmalarında yapısal elemanların sökülmesinde ve yeniden kullanılmasında kolaylık sağlayan, sürtünmeye karşı dayanıklı olduğunu belirttikleri yeni bir çelik bağlantı sunmuşlardır. Bağlantının sismik kapasitesi, Euro kodlara göre tasarlanmış referans bir 3 katlı binadan alınan kiriş-kolon düzeneğini inceleyerek ve maksimum yer ivmesi $0,25 \text{ g}$ 'ye eşit olduğunu dikkate alarak analiz etmişlerdir. Bağlantının dayanıklılığı, EN 1993-1-8'de uygulanan bileşen yöntemine göre değerlendirmişlerdir. İncelenen birleşimin hesaplanan direncinin ($76,09 \text{ kN.m}$), gereken

momente (73,02 kN.m) uyduğunu göstermişlerdir. Bağlantının demontajı ve yapısal elemanlarının tekrar kullanılabilirliği hem tasarım ilkelerine uygunluğunu hem de yapısal elemanların statik ve sismik yükler altında bütünlüğünü dikkate alınarak değerlendirmişlerdir. Önermiş oldukları bağlantı tipinin sadece çelikten yapılmış olduğunu, bileşenlere kolayca erişilebileceğini, kimyasal bağlantı olmayıp yalnızca bulonlu bağlantıların olması sebebiyle tasarım ilkelerin çoğunu gerçekleştirdiğini belirtmişlerdir.

Chan and Koetaka (2021) çalışmalarında, H profil kiriş ve SHS profil kolonlardan oluşan 3 boyutlu moment çerçeveler için basitleştirmiş oldukları bir sayısal model geliştirmişlerdir. Modelde ayrıca diyaframların etkisini de dikkate almışlardır. Önermiş oldukları sayısal model, tek ve çift yönlü yükleme testleri altında elde ettikleri verilerle karşılaştırdıklarında numune bağlantılarındaki alt montajların elastoplastik davranışlarını doğru bir şekilde ifade edebildiğini belirtmişlerdir. Ayrıca, sadece kiriş ve kolonlardan oluşturdukları analiz modeli ile kıyas yaptıklarında, kiriş ve kolonlarla birlikte panelleri de ele aldıkları zaman, kiriş ve kolonlardaki enerji sönümlenmesi azalmış, dolayısıyla panellerin elastoplastik davranışı, kiriş ve kolon uçlarının davranışlarının doğru bir şekilde değerlendirilmesi için önemli olduğunu vurgulamışlardır.

Guerra et al. (2021) çalışmalarında narinlik değerleri mevcut tasarım standart limitlerinin dışında olan, ince cidarlı, soğuk şekillendirilmiş RHS başlık elemanlarına kaynaklanmış CHS desteklerinden oluşan boş kesitli T tipi bağlantılara ilişkin deneysel bir araştırma yürütmüşlerdir. Deneysel programda, destekleri eksenel basınç yüklemesine tabi tuttıkları 12 adet soğuk şekillendirilmiş çelik ince kesitli prototip üzerinde test gerçekleştirmişlerdir. 0,85'in altındaki β değerleri için bekledikleri gibi tüm testlerde başlık eleman yüzeyinde kırılması gözlemlenmişler ve basınç yüklemesi altında destek elemanında kırılma gözlemlenmemişlerdir. Bunlara ek olarak başlık elemanlarının mukavemetini, hizmete yönelik deformasyon sınırına göre belirlemişlerdir, çünkü $N_{3\%b_0}/N_{1\%b_0}$ oranı tüm deneylerde 1,5'ten büyük olduğunu ifade etmişlerdir. Test ve sayısal sonuçları, ince cidarlı soğuk şekillendirilmiş kiriş kesitleri dikkate aldıklarında ISO 14.346 tasarım prosedürünün uygulanabilirliğini değerlendirmek için kullanmışlardır. Bu değerlendirmede bu prosedürün elastik enine kesit modülü ve etkin enine kesit alanı ile ilgili kiriş gerilimi fonksiyonunun değiştirilmesinden dolayı oldukça

tutucu ve dağınık tahminler verdiğini gözlemlemişlerdir. Sundukları deneysel ve sayısal sonuçlarla karşılaştırdıklarında daha doğru tahminler yapan alternatif bir tasarım yaklaşımı geliştirmişlerdir.

Serrano-López et al. (2021) çalışmalarında açık çelik kiriş ile çelik RHS kolon arasındaki yeni tip bir bağlantının monotonik ve döngüsel moment-dönme davranışını incelemişlerdir. Yeni bağlantı sisteminde köşebentleri, kaynaklanmış dişli çelik saplamalar aracılığıyla kiriş flanşlarına ve boru yüzeyine bulonlamışlardır. Gerçekleştirdikleri toplam 21 testte monotonik yükleme altında 9 adet tek yüzeyli ve 8 adet çift yüzeyli birleşimleri, döngüsel yükleme altında ise 8 adet tek yüzeyli birleşimleri incelemişlerdir. Yaptıkları testlerde kiriş ve kolon boyutundaki değişimlerle beraber bunların genişlik oranlarını gözlemlemişlerdir. Çalışmalar sonucuna yeni bağlantıların, yarı-sert ve kısmi dayanımlı bağlantılar olarak davranış gösterdiğini belirtmişlerdir. Bağlantı rijitliğinin, artan tüp duvar kalınlığı ve daha yüksek kiriş genişliğinin tüp genişliğine oranı ile arttığını tespit etmişlerdir.

Jaamala et al. (2022) çalışmalarında soğuk şekillendirilmiş RHS profiller için bir malzeme modeli tasarlamış olup, tasarımda doğrusal olmayan sonlu elemanlar analizini kullanmışlardır. Genellikle kiriş elemanlarına dayalı bir hesaplama modeli olduğunu, ancak soğuk şekillendirilmiş kesitlerin, genel amaçlı kiriş elemanlarında açıkça modellenemeyen, malzeme kalınlığı üzerinde doğrusal olmayan artık gerilme dağılımına sahip olduğunu ifade etmişlerdir. Buna ek olarak, soğuk şekillendirilmiş kesitlerin köşe bölgelerinin düz bölgelere göre daha yüksek malzeme dayanımına sahip olduğunu ve bu özelliğin, genellikle tüm kesit için düz bölge özellikleri varsayılarak göz ardı edildiğini belirtmişlerdir. Çalışmada, tüm kesit için ayrı bir çekme testi yerine yapılmış gibi elde edilebilecek olan gerilme-deformasyon eğrisini taklit eden bir malzeme modeli geliştirmişlerdir.

Barros et al. (2022) düzlem içi eğilme momentleri tarafından yüklenen, kaynaklı I kiriş ve RHS kolon bağlantılarında, kiriş flanş genişliği, kiriş yüksekliği ve kolon kalınlığı değerlerinin başlangıç rijitliği üzerindeki etkilerini incelemişlerdir. Yaptıkları çalışmada sayısal sonlu eleman modelleri ve bileşen yöntemi ile başlangıç rijitliğini elde etmek için sayısal ve teorik bir çalışma yapmışlardır. Değerlendirdikleri modelleri

dikkate alarak bu 3 farklı bileşenin birlikteliği için bir yay modeli önermişlerdir. Normatif ifadelerdeki formül eksiliğinden dolayı literatürde bulunan 3 formülasyon değerlendirilmiş, değişim katsayısı 0,0053 olan bir düzeltme önermişlerdir.

Jian and Guang (2022) yaptıkları çalışmada kiriş uçlarında ilave plakalarla güçlendirmiş ve geliştirmiş oldukları bir RHS kolon ve I kiriş bağlantısını, yarı statik döngüsel yükleme altında test etmişlerdir. Yaptıkları testlerde 2 hata modu gözlemlemişlerdir. Kiriş ucundaki kiriş flanşında gerçekleşen çekme başarısızlığında, oluşmaya başlayan küçük çatlakların ya kaynak ayaklarının ucunda ya da kaynak erişim deliğinin ucunda olduğunu ve yük döngüleriyle birlikte giderek büyüyüp, sonunda çekme başarısızlığına yol açtığını ifade etmişlerdir. Bir diğer hata modu olarak da üst ve alt kiriş flanşlarında ve kiriş gövdesinde yerel burkulma gözlemlemişlerdir. Kullandıkları ek plakaların genişliği ve uzunluğu, bağlantının nihai moment kapasitesini ve dönme kapasitesi eksikliğini daha iyi tamamlayabileceğini belirtmişlerdir. Test sonuçlarında, bağlantıların mukavemetini artırmak için ek plakalar kullanmanın yalnızca kırılmalardan kaynaklanan kusurları önlemenin yanında, geleneksel tiplere göre daha büyük bir enerji dağıtma kapasitesine sahip olduğunu gözlemlemişlerdir. Test sonuçlarındaki analizlerinden elde ettikleri tasarım denklemleri ile Çin'deki yüksek binalar için çelik yapı teknik şartnamesi arasındaki farklarla karşılaştırdıklarında, Çin hükmünün ihtiyatlı olabileceğini ve sistematik hataların bulunabileceğini belirtmişlerdir.

Timmers and Lang (2023) çalışmalarında gerilme etkisi altındaki boş kesitli elemanların bulonlu alın levhalı birleşimleri için tasarım önerisinde bulunmuşlardır. Tasarım önerisini, bir parametre çalışması üzerinden elde ettikleri akma çizgisi mekanizmalarına dayanarak yapmışlardır. Akma çizgisi mekanizmalarından elde ettikleri dayanım değerlerini, süreksizlik yerleşim optimizasyonu metodundan elde ettikleri dayanım değerleri ile karşılaştırmışlar ve genellikle %10'dan az olan sapmaların olduğu bir uyum elde etmişlerdir. Kullanmış oldukları akma çizgisi mekanizmalarının, incelenen parametre aralığındaki bağlantıların davranışını kabul edilebilir derecede yansıttığını, bu sebeple bu tür akma çizgisi mekanizmalarının etkisinin muhtemelen ikincil öneme sahip olduğunu ifade etmişlerdir. Önerdikleri tasarımda, ikincil akma çizgisi mekanizmalarını ihmal ederek veya sunulan etkin uzunlukları basitleştirerek kullanım kolaylığını artırmak amacıyla daha da basitleştirilebileceğini, ancak tasarım önerisi basitçe

otomatikleştirilebileceği için bu tür basitleştirmelerin yapılmaması gerektiğini vurgulamışlardır.



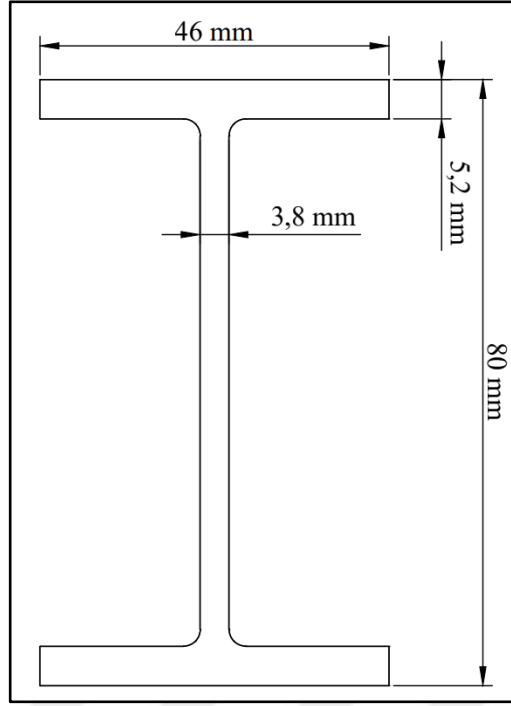
3. MATERYAL ve YÖNTEM

3.1. Deneyisel Çalışmalar

Bu yüksek lisans tezi kapsamında yapılan çalışma Erzurum Teknik Üniversitesi Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, Yapı Laboratuvarında gerçekleştirilmiştir.

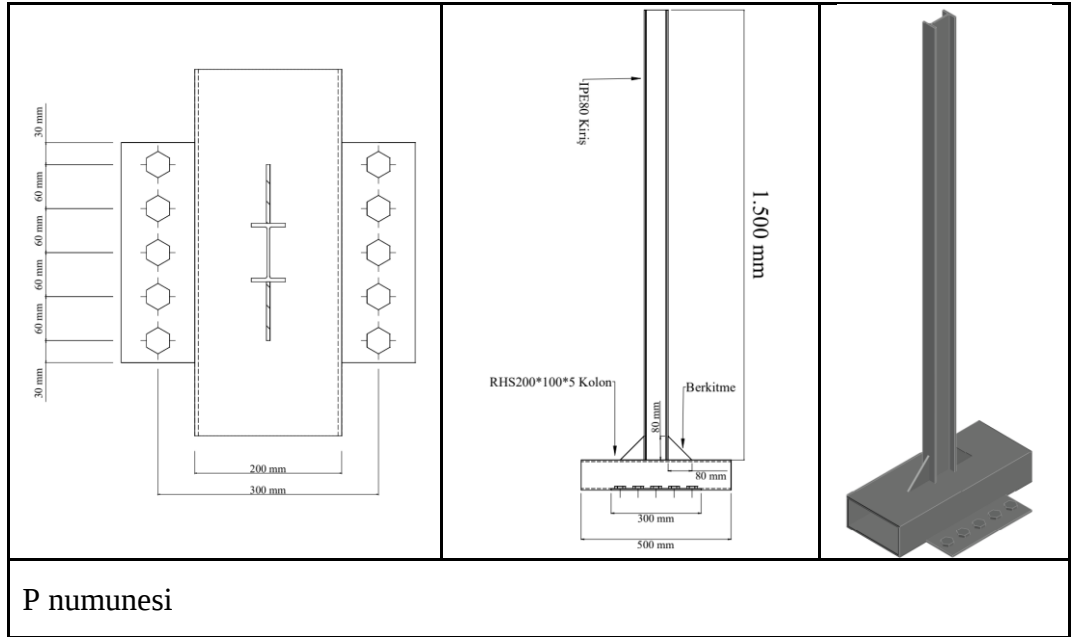
Deneyisel çalışmada yangın etkisine maruz kalan kutu kolon – I kiriş birleşimleri döngüsel yüklemeye maruz bırakılmıştır. Toplamda 7 adet deney numunesi hazırlanmış ve bu numunelerin hepsi ISO 834 yangın eğrisine göre yanmaya maruz bırakılmıştır. Deneyler sırasında Türkiye'deki deprem protokolüne benzerlik gösteren FEMA-350 yükleme protokolü uygulanmıştır. Deneylerde IPE80 kesitli kirişler kullanılmıştır. Yükleme sırasında kirişler üzerinde ve kiriş-kolon bağlantı noktalarında meydana gelen deformasyonlar detaylı bir şekilde ölçülmüştür. Deneylerde kolon ve kiriş bağlantılarında kullanılan bulonlar M16-8.8 cinsindendir. Kutu kolon olarak RHS200*100*5 mm kesitinde profiller kullanılmıştır. Deney esnasında RHS kesitli kolonlar ankastre olarak M20-8.8 bulonlarla sabitlenmiştir.

7 adet deney numunesinden P numunesinde kiriş ve kolon elemanları birbirlerine kaynaklanmıştır. B numunesindeyse kolon ve kiriş M16-8.8 bulonlarıyla birleştirilmiştir. Geriye kalan B-10, B-20, B-30, B-40 ve B-50 numunelerinde I profilleri sırasıyla 100, 200, 300, 400 ve 500 mm yüksekliklerden bölünmüş şekilde bulonlanmıştır. Kullanılacak IPE80 profilinin ölçüleri Şekil 3.1'de gösterilmiştir.



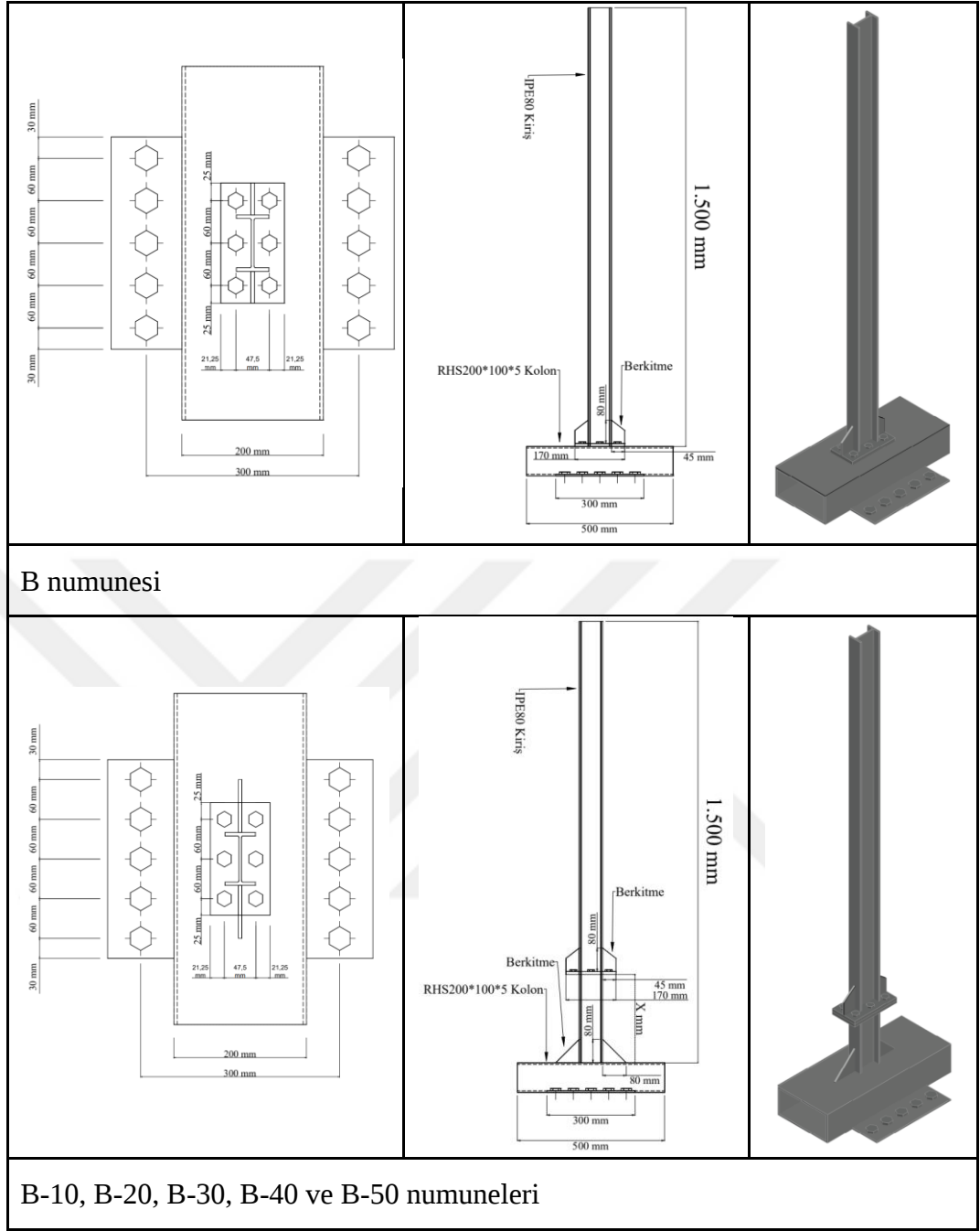
Şekil 3.1. IPE80 profil kirişin ölçüleri

Deneylerde kolon ve kiriş kesitleri her deney numunesi için aynı ölçülerde kullanılmıştır. Bağlantı bölgelerinde ani moment değişimini önlemek amacıyla berkitme levhalar kullanılmıştır. Deney numunelerinin geometrik detayları Şekil 3.2’ de gösterilmiştir.



Şekil 3.2. Deney numunelerinin geometrik detayları

3. MATERYAL ve YÖNTEM



Şekil 3.2. (Devam)

Çizelge 3.1. Deneylerde kullanılan kiriş numuneleri

Numune İsimleri	Birleşim Bölgesinin Kolona Olan Uzaklığı X (mm)	Kiriş Uzunluğu h (mm)	Kiriş Başlık Et Kalınlığı t_h (mm)	Kiriş Gövde Et Kalınlığı t_w (mm)
P	-	1.500	5,2	3,8
B	-			
B-10	100			
B-20	200			
B-30	300			
B-40	400			
B-50	500			

Deneyssel çalışma kapsamında, 6 adet çekme kupası testi gerçekleştirilmiştir. Çelik malzemenin çekme testi, UNE-EN 10.002-11.504-2 standartlarına uygun olarak yapılan çelik malzemenin çekme testleri, Instron makinesiyle gerçekleştirilmiştir. Kullanılan Instron makinesi 150 kN kapasiteye sahiptir. Teste tabi tutulan numuneler Şekil 3.3.'te gösterilmiştir. Elde edilen mekanik özellikler ve eksenel çekme testlerinin sonuçları Çizelge 3.2.'de özetlenmiştir.



Şekil 3.3. Çekme kupası testi ve Gerilme-Şekil değiştirme eğrileri



Şekil 3.3. (Devam)

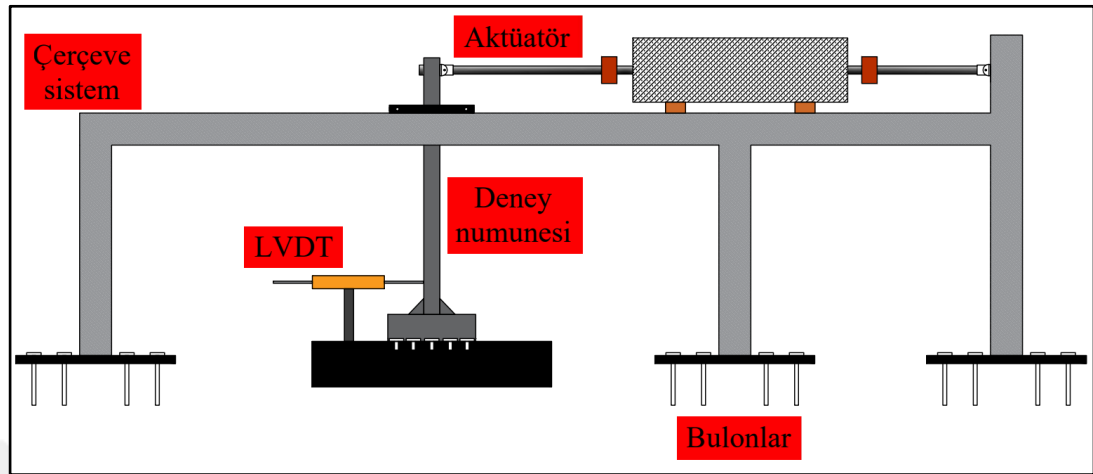
Çizelge 3.2. Çelik malzemelerin için hesaplanan ortalama mekanik özellikleri

Test Numunesi	Elastisite Modülü E (MPa)	Çekme Dayanımı F_y (MPa)	Akma Dayanımı F_u (MPa)	F_y/F_u
I Profil-1	191.214	310,66	484,79	0,64
I Profil-2	191.365	306,27	473,06	0,65
I Profil-3	191.001	288,43	457,72	0,63
Ortalama	191.193,3	301,79	471,86	0,64
RHS Profil-1	189.911	282,42	440,71	0,64
RHS Profil-2	187.199	278,43	394,21	0,71
RHS Profil-3	188.243	274,69	381,43	0,72
Ortalama	188.451	278,51	405,45	0,69

3.2. Deney Düzeneği ve Kullanılan Malzemeler

Deney numuneleri ISO-834 yangın eğrisi baz alınarak 120 dakika süreyle ısıtılmıştır. Isıtılan numunelerin bağlantı işlemleri gerçekleştirildikten sonra döngüsel

yükleme işlemi gerçekleştirilmiştir. Deney sonuçları detaylı bir şekilde tartışılmıştır. Deney düzeneği Şekil 3.4’te gösterilmiştir.



Şekil 3.4. Deney düzeneği

3.2.1. Hidrolik aktüatör

Deneyler süresince Besmark marka 150 kN dinamik yük uygulama kapasitesinde hidrolik aktüatör kullanılmıştır. Kullanılan hidrolik aktüatör Şekil 3.5'te gösterilmiştir.



Şekil 3.5. Hidrolik aktüatör

3.2.2. Yangın fırını

Gerçekleştirilen deneysel çalışmada RSH kesitli kolon ve I profil kiriş bağlantılarında yangın etkisini sağlamak amacıyla 6 m³ hacimli vagon tabanlı fırın kullanılmıştır. ISO-834 yangın eğrisi kullanılarak 120 dakika boyunca ısıtma işlemi gerçekleştirilmiştir. Kullanılan fırın Şekil 3.6’da gösterilmiştir.



Şekil 3.6. Yangın etkisi için kullanılan fırın

3.2.3. LVDT ölçüm cihazı

Deneylerde RHS kesitli kolon ve I profil kiriş bağlantı bölgesinde gerçekleşen deformasyonları ölçmek amacıyla LVDT cihazları kullanılmıştır. Kullanılan LVDT cihazı Şekil 3.7’de gösterilmiştir.



Şekil 3.7. LVDT cihazı

3.2.4. Veri toplama cihazı (data logger)

Deney sırasında ölçülen verilerin bilgisayar ortamına aktarılması amacıyla 8 kanallı veri toplama cihazı kullanılmıştır. Kullanılan veri toplama cihazı Şekil 3.8’de gösterilmiştir.



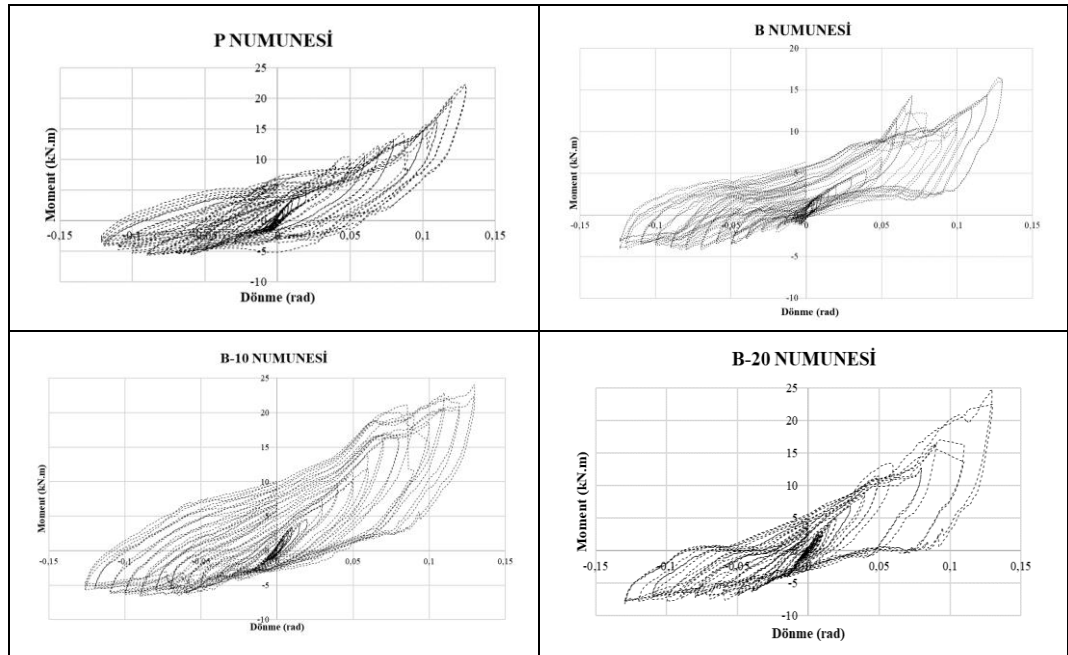
Şekil 3.8. Veri toplama cihazı

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

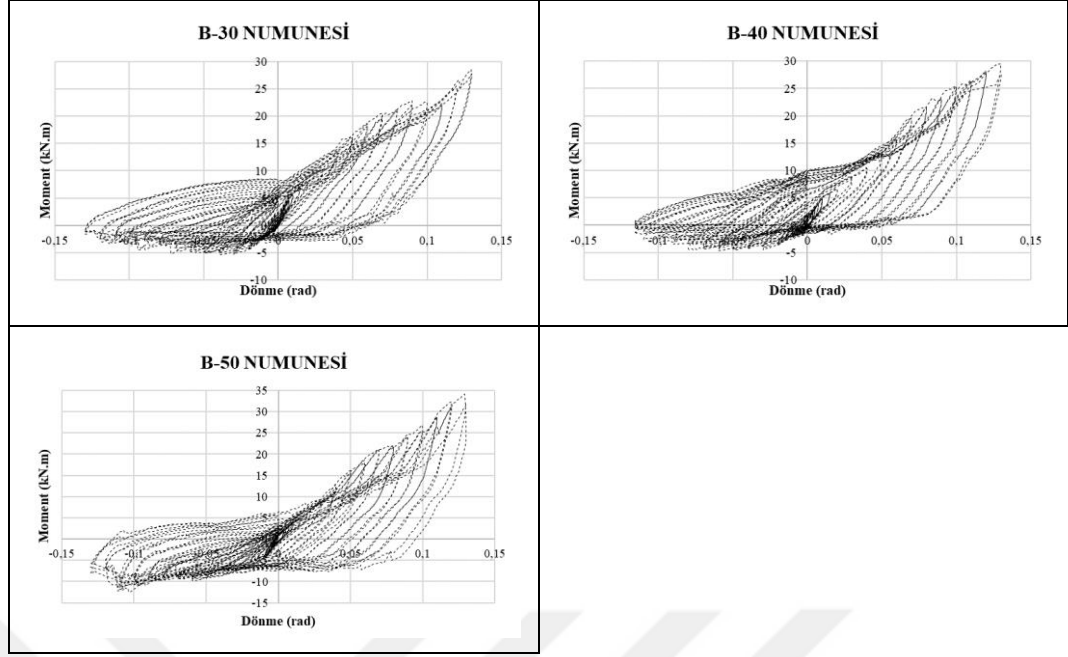
Yangın etkisine maruz bırakılmış olan 7 adet RHS200*100*5 kesitli kolon ve IPE80 kesitli kiriş birleşimi döngüsel yükleme altında test edilmiştir. Numunelerin deney sonuçlarından elde edilen maksimum yük (F_{maks}), maksimum moment (M_{maks}), maksimum dönme açısı (θ_{maks}), maksimum yükleme esnasında oluşan dönme açısı (θ_{Fmaks}), rijitlik ve süneklik (Δ_{maks}/Δ_y) değerleri birbirleriyle detaylıca karşılaştırılmıştır. Deney sonuçlarından elde edilen moment ve dönme değerleri Çizelge 4.1’de gösterilmiştir. Deney süresince ölçülen yük, moment ve dönme değerlerinden oluşturulan moment-dönme eğrileri Şekil 4.1’de gösterilmiştir.

Çizelge 4.1. Deney numunelerinin yük, moment ve dönme değerleri

Deney Numunesi	Maksimum Yük	Maksimum Moment	Maksimum Dönme	Maksimum Yükteki Dönme
P	14,899	22,349	0,1299667	0,129789
B	11,054	16,581	0,1299787	0,127675
B-10	16,010	24,015	0,1299793	0,129813
B-20	16,579	24,868	0,1299647	0,129785
B-30	19,029	28,544	0,1299513	0,129764
B-40	19,720	29,580	0,1299673	0,129789
B-50	22,706	34,059	0,13	0,129066



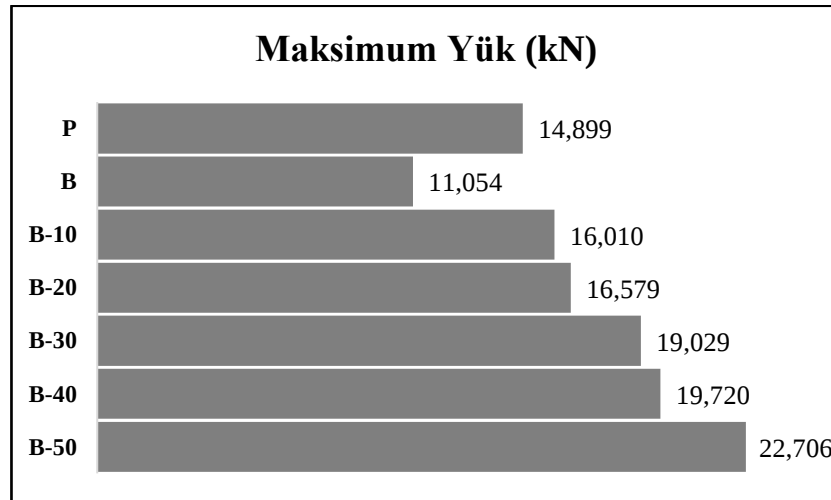
Şekil 4.1. Deney numunelerine ait Moment-Dönme eğrileri



Şekil 4.1. (Devam)

4.1. Numunelerin Maksimum Yük Değerlerinin Karşılaştırılması (F_{maks})

Deney sonucu deney numunelerinin maksimum yük değerleri incelendiğinde, P numunesi için maksimum yük değeri 14,899 kN, B numunesi için 11,054 kN, B-10 numunesi için 16,010 kN, B-20 numunesi için 16,579 kN, B-30 numunesi için 19,029 kN, B-40 numunesi için 19,720 kN, B-50 numunesi için 22,706 kN olarak ölçülmüştür. Ölçülen değerlerin grafiksel gösterimi Şekil 4.2’de gösterilmiştir.

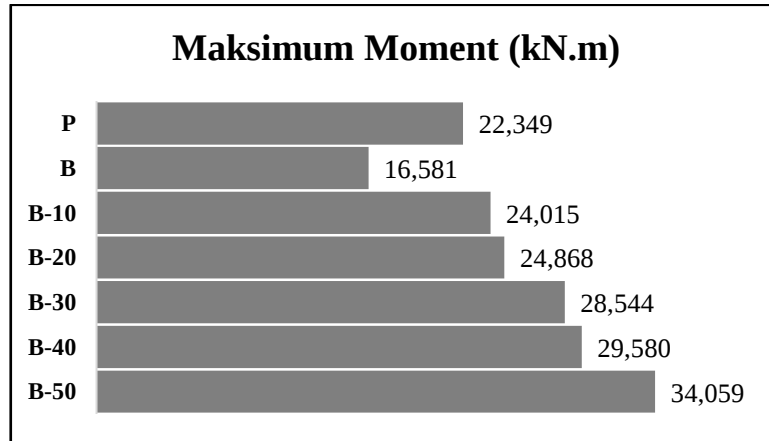


Şekil 4.2. Deney numunelerinin maksimum yük değerleri

B numunesi, 11,054 kN değeri ile P numunesine göre yaklaşık %25,8 ve B-10 numunesine göre yaklaşık %31 daha düşük bir yük kapasitesine sahiptir. B-20 numunesi, 16,579 kN değeri ile P numunesinden yaklaşık %11,3 ve B-10 numunesinden yaklaşık %3,5 daha yüksek bir yük kapasitesine sahiptir. B-30 numunesi, 19,029 kN değeri ile P numunesinden yaklaşık %27,7 ve B-10 numunesinden yaklaşık %18,9, B-20 numunesinden ise yaklaşık %14,8 daha yüksek bir yük kapasitesine sahiptir. B-40 numunesi, 19,720 kN değeri ile P numunesinden yaklaşık %32,3 ve B-10 numunesinden yaklaşık %23,2, B-20 numunesinden ise yaklaşık %18,9 daha yüksek bir yük kapasitesine sahip olduğu görülmektedir. B-50 numunesi ise 22,706 kN maksimum yük değeri ile P numunesinden yaklaşık %52,4, B-10 numunesinden yaklaşık %41,8, B-20 numunesinden yaklaşık %37, B-30 numunesinden yaklaşık %19,3 ve B-40 numunesinden yaklaşık %15,2 daha yüksek bir yük kapasitesine sahiptir. Bu karşılaştırmada, maksimum yük kapasitesinin birleşim bölgesinin kolon-kiriş bağlantısından uzaklaştıkça arttığını ve en yüksek yük kapasitesinin B-50 numunesinde, en düşük yük kapasitesinin ise B numunesinde olduğunu görülmektedir.

4.2. Numunelerin Maksimum Moment Değerlerinin Karşılaştırılması (M_{maks})

Deney sonucu deney numunelerinin maksimum moment değerleri incelendiğinde, P numunesi için 22,349 kN.m, B numunesi için 16,581 kN.m, B-10 numunesi için 24,015 kN.m, B-20 numunesi için 28,544 kN.m, B-30 numunesi için 24,868 kN.m, B-40 numunesi için 29,580 kN.m, B-50 numunesi için 34,059 kN.m olarak ölçülmüştür. Ölçülen değerlerin grafiksel gösterimi Şekil 4.3'te gösterilmiştir.

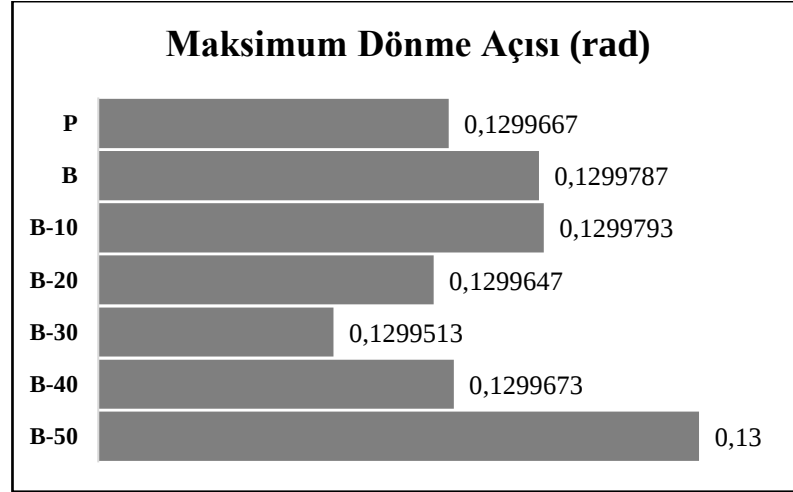


Şekil 4.3. Deney numunelerinin maksimum moment değerleri

Deney numunelerinin maksimum moment değerlerini ve birleşim bölgelerinin kolon-kiriş bağlantılarına olan uzaklıklarını göz önünde bulundurarak yapılan karşılaştırmada, B numunesi, bulonlu birleşim özelliğiyle 16,581 kN.m değeriyle P numunesine göre yaklaşık %25,9 daha düşük bir dayanım göstermektedir. B-10 numunesi, birleşim bölgesinin kolon-kiriş bağlantısına 100 mm uzaklıkta olmasıyla, P numunesiyle aynı değeri olan 22,349 kN.m maksimum moment sergilemektedir. B-20 numunesi, birleşim bölgesinin 200 mm uzaklıkta olmasıyla, 28,544 kN.m değeriyle P ve B-10 numunelerinden yaklaşık %27,6 daha yüksek bir dayanım göstermektedir. B-30 numunesi, birleşim bölgesinin 300 mm uzaklıkta olmasıyla, 24,868 kN.m değeriyle P ve B-10 numunelerinden yaklaşık %11,2 daha yüksek bir dayanım sergilemektedir. B-40 numunesi, birleşim bölgesinin 400 mm uzaklıkta olmasıyla, 29,580 kN.m değeriyle P ve B-10 numunelerinden yaklaşık %32,3 daha yüksek bir dayanım göstermektedir. B-50 numunesi ise, birleşim bölgesinin 500 mm uzaklıkta olmasıyla, 34,059 kN.m maksimum moment değeriyle P ve B-10 numunelerinden yaklaşık %52,4 daha yüksek bir dayanım sergilemektedir. Bu karşılaştırma, birleşim bölgesinin kolon-kiriş bağlantısından uzaklaştıkça maksimum moment değerinin arttığını ve en yüksek kapasitenin B-50 numunesinin, en düşük kapasitenin ise B numunesinin sergilediğini göstermektedir.

4.3. Numunelerdeki Maksimum Dönme Açısı Değerlerinin Karşılaştırılması (θ_{maks})

Deney numunelerinin maksimum dönme açısı değerleri incelendiğinde, P numunesi için 0,1299667 rad, B numunesi için 0,1299787 rad, B-10 numunesi için 0,1299793 rad, B-20 numunesi için 0,1299647 rad, B-30 numunesi için 0,1299513 rad, B-40 numunesi için 0,1299673 rad, B-50 numunesi için 0,13 rad olarak ölçülmüştür. Ölçülen değerler grafiksel olarak Şekil 4.4'te gösterilmiştir.



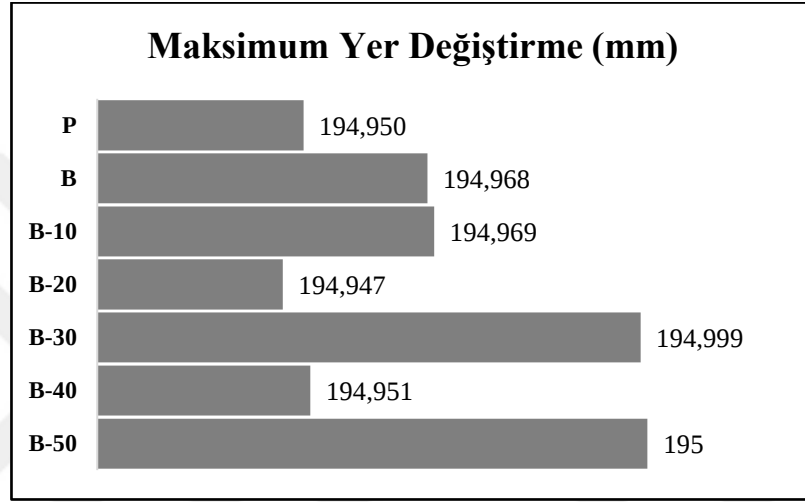
Şekil 4.4. Deney numunelerinin maksimum dönme açısı değerleri

Deney numunelerinin maksimum dönme açısı değerleri karşılaştırıldığında, P numunesi 0,1299667 rad maksimum dönme açısına sahipken, B numunesi 0,1299787 rad değeri ile P numunesinden yaklaşık %0,09 daha yüksek bir dönme açısına sahiptir. B-10 numunesi ise 0,1299793 rad değeri ile P numunesinden yaklaşık %0,1 ve B numunesinden yaklaşık %0,005 daha yüksek bir dönme açısına sahiptir. B-20 numunesi, 0,1299647 rad değeri ile P ve B-10 numunelerinden sırasıyla yaklaşık %0,02 ve %0,1 daha düşük bir dönme açısına sahiptir. B-30 numunesi, 0,1299513 rad değeri ile P ve B-10 numunelerinden sırasıyla yaklaşık %0,12 ve %0,22 daha düşük bir dönme açısına sahiptir. B-40 numunesi, 0,1299673 rad değeri ile P numunesinden yaklaşık %0,005 daha yüksek bir dönme açısına sahiptir, ancak B-10 numunesinden yaklaşık %0,09 daha düşüktür. B-50 numunesi ise 0,13 rad maksimum dönme açısı değeri ile P numunesinden yaklaşık %0,26 ve B-10 numunesinden yaklaşık %0,16 daha yüksek bir değere sahiptir. Karşılaştırma sonucunda maksimum dönme açısı değerlerinde B-50 numunesinin en yüksek dönme açısına sahip olduğu görülmektedir.

Deney numunelerinin maksimum yükleme esnasındaki dönme açısı değerleri incelendiğinde, P numunesi için 0,129789 rad, B numunesi için 0,127675 rad, B-10 numunesi için 0,129813 rad, B-20 numunesi için 0,129785 rad, B-30 numunesi için 0,129764 rad, B-40 numunesi için 0,129789, B-50 numunesi için 0,129066 rad olarak ölçülmüştür.

4.4. Numunelerdeki Maksimum Yer Değiştirmelerin Karşılaştırılması (Δ_{maks})

Deney numunelerinin maksimum yer değiştirme değerleri incelendiğinde, P numunesi için 194,950 mm, B numunesi için 194,698 mm, B-10 numunesi için 194,969 mm, B-20 numunesi için 194,947 mm, B-30 numunesi için 194,999 mm, B-40 numunesi için 194,951 mm, B-50 numunesi için 195 mm olarak ölçülmüştür. Ölçülen değerler grafiksel olarak Şekil 4.5'te gösterilmiştir.

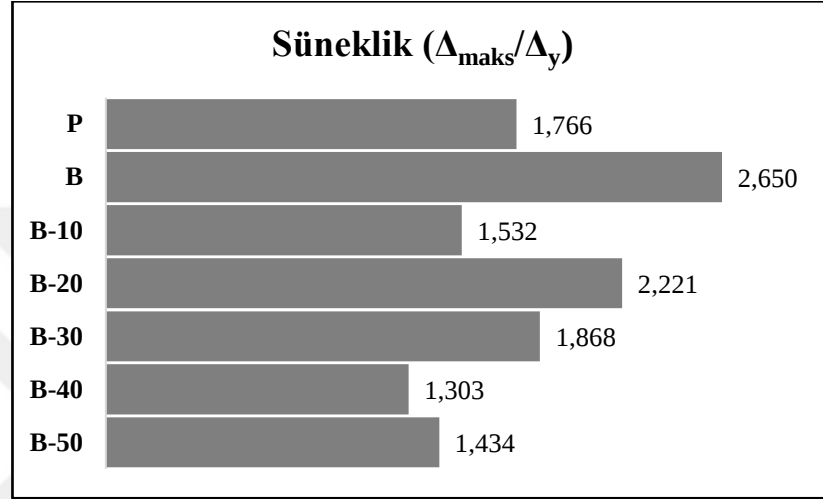


Şekil 4.5. Deney numunelerinin maksimum yer değiştirme değerleri

Deney numunelerinin maksimum yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında, B numunesi 194,968 mm değeri ile P numunesinden yaklaşık %0,09 daha yüksek bir yer değiştirme göstermektedir. B-10 numunesi 194,969 mm değeri ile P numunesinden yaklaşık %0,1 ve B numunesinden yaklaşık %0,01 daha yüksek bir yer değiştirme göstermektedir. B-20 numunesi 194,947 mm değeri ile P ve B-10 numunelerinden sırasıyla yaklaşık %0,02 ve %0,11 daha düşük bir yer değiştirme göstermektedir. B-30 numunesi 194,999 mm değeri ile P numunesinden yaklaşık %0,25 ve B-10 numunesinden yaklaşık %0,15 daha yüksek bir yer değiştirme göstermektedir. B-40 numunesi 194,951 mm değeri ile B-20 numunesinden yaklaşık %0,02 daha yüksek bir yer değiştirme göstermektedir. B-50 numunesi ise 195 mm maksimum yer değiştirme değeri ile P numunesinden yaklaşık %2,56 ve B-30 numunesinden yaklaşık %0,01 daha yüksek bir değere sahiptir. Karşılaştırma sonucunda kolon-kiriş bağlantısından en uzak olan B-50 numunesinin en yüksek yer değiştirme değerine sahip olduğu görülmektedir.

4.5. Numunelerin Süneklik Değerlerinin Karşılaştırılması (Δ_{maks}/Δ_y)

Deney numunelerinin süneklik değerleri incelendiğinde, P numunesi için 1,766, B numunesi için 2,650, B-10 numunesi için 1,532, B-20 numunesi için 2,221, B-30 numunesi için 1,868, B-40 numunesi için 1,303, B-50 numunesi için 1,434 olarak ölçülmüştür. Ölçülen değerler grafiksel olarak Şekil 4.6’da gösterilmiştir.



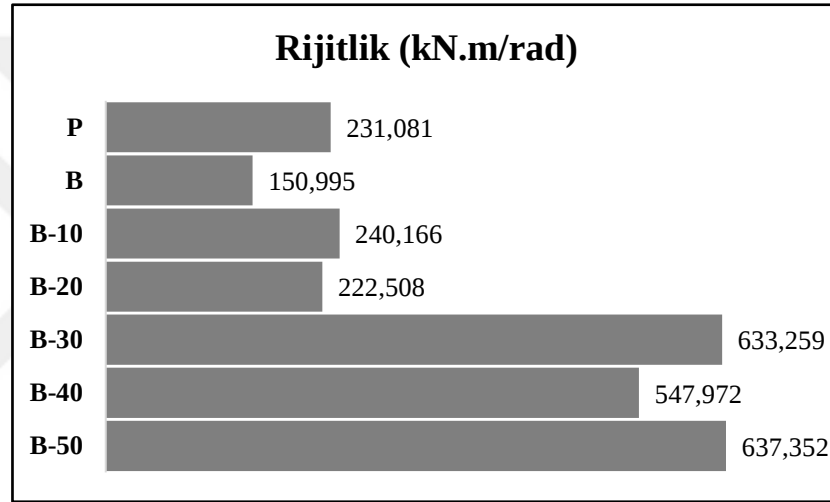
Şekil 4.6. Deney numunelerinin süneklik değerleri

Süneklik, numunelerin elastik olmayan deformasyon kapasitesini belirten bir ölçüttür ve nihai yer değiştirmenin akma esnasındaki gerçekleşen yer değiştirmenin oranıdır. Deney numunelerinin süneklik değerleri karşılaştırıldığında, B numunesi 2,650 süneklik değeri ile P numunesinden yaklaşık %50 daha yüksek bir süneklik göstermektedir. B-10 numunesi, 1,532 süneklik değeri ile P numunesinden yaklaşık %13,3 daha düşük bir süneklik göstermektedir. B-20 numunesi, 2,221 süneklik değeri ile P numunesinden yaklaşık %25,7 daha yüksek bir süneklik göstermektedir. B-30 numunesi, 1,868 süneklik değeri ile P numunesinden yaklaşık %5,8 daha yüksek bir süneklik göstermektedir. B-40 numunesi, 1,303 süneklik değeri ile P numunesinden yaklaşık %26,4 daha düşük bir süneklik göstermektedir. B-50 numunesi ise 1,434 süneklik değeri ile P numunesinden yaklaşık %18,9 daha düşük bir süneklik göstermektedir. Karşılaştırma sonucunda, süneklik değerlerinin numuneler arasında belirgin farklılıklar gösterdiği, Bulonlu numune olan B numunesinin en yüksek süneklik değerine sahip olduğu ve B-40 ile B-50 numunelerinin en düşük süneklik değerlerine

sahip olduğu, birleşim bölgesinin kolon-kiriş birleşiminden uzaklaşması sonucu genel olarak süneklik değerinde düşme gerçekleştiği gözlemlenmiştir.

4.6. Numunelerin Rijitlik Değerlerinin Karşılaştırılması

Deney numunelerinin rijitlik değerleri incelendiğinde, P numunesi için 231,081, B numunesi için 150,995, B-10 numunesi için 240,166, B-20 numunesi için 222,508, B-30 numunesi için 633,259, B-40 numunesi için 547,972, B-50 numunesi için 637,352 olarak ölçülmüştür. Ölçülen değerler grafiksel olarak Şekil 4.7’de gösterilmiştir.



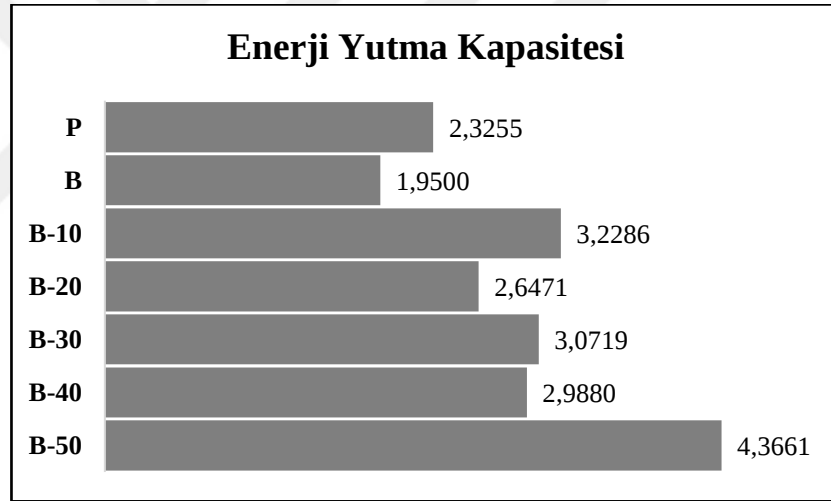
Şekil 4.7. Deney numunelerinin rijitlik değerleri

Moment-dönme eğrisindeki elastik bölgede akma momentinin dönme açısına oranıyla bulunan rijitlik cismin şeklini koruma yeteneğidir. Deney numunelerinin rijitlik değerleri karşılaştırıldığında, B numunesi 150,995 kN·m/rad değeri ile P numunesinden yaklaşık %34,6 daha düşük bir rijitlik göstermektedir. B-10 numunesi, 240,166 kN·m/rad rijitlik değeri ile P numunesinden yaklaşık %3,9 daha yüksek bir rijitlik göstermektedir. B-20 numunesi, 222,508 kN·m/rad rijitlik değeri ile P numunesinden yaklaşık %3,7 daha düşük bir rijitlik göstermektedir. B-30 numunesi, 633,259 kN·m/rad rijitlik değeri ile P numunesinden yaklaşık %173,9 ve B-10 numunesinden yaklaşık %163,1 daha yüksek bir rijitlik göstermektedir. B-40 numunesi, 547,972 kN·m/rad rijitlik değeri ile P numunesinden yaklaşık %137,7 ve B-10 numunesinden yaklaşık %128,2 daha yüksek bir rijitlik göstermektedir. B-50 numunesi ise 637,352 kN·m/rad rijitlik değeri ile P numunesinden yaklaşık %176,2 ve B-10 numunesinden yaklaşık %165,3 daha yüksek bir

rijitlik göstermektedir. Karşılaştırma sonucunda, rijitlik değerlerinin birleşim bölgesinin kolon-kiriş bağlantı noktasına uzaklaşmasıyla rijitliğin arttığını; B-30, B-40 ve B-50 numunelerinin en yüksek rijitlik değerlerine sahip olduğu ve kolon-kiriş birleşim noktasına bulonlanmış olan B numunesinin en düşük rijitlik değerine sahip olduğu görülmektedir.

4.7. Numunelerin Enerji Yutma Kapasitelerinin Karşılaştırılması

Deney numunelerinin enerji yutma kapasiteleri incelendiğinde, P numunesi için 2,3255, B numunesi için 1,95, B-10 numunesi için 3,2286, B-20 numunesi için 2,6471, B-30 numunesi için 3,0719, B-40 numunesi için 2,9880, B-50 numunesi için 4,3681 olarak ölçülmüştür. Ölçülen değerler grafiksel olarak Şekil 4.8’de gösterilmiştir.

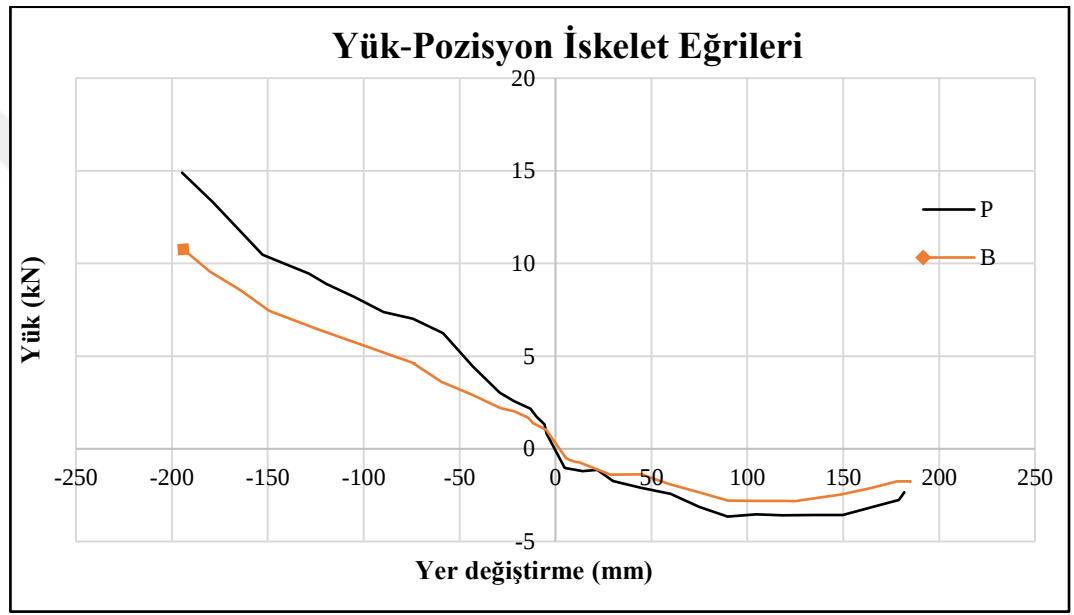


Şekil 4.8. Deney numunelerinin enerji yutma kapasiteleri

Enerji yutma kapasitesi numunelerin yük etkisi altında sönümlendiği enerji miktarıdır. Deney numunelerinin enerji yutma kapasitelerini karşılaştırdığımızda, P numunesinin enerji yutma kapasitesi 2,3255 olarak ölçülmüştür. B numunesi ise 1,95 değeri ile P numunesinden yaklaşık %16,1 daha düşük bir enerji yutma kapasitesine sahiptir. B-10 numunesi, 3,2286 değeri ile P numunesinden yaklaşık %38,9 daha yüksek bir enerji yutma kapasitesine sahiptir. B-20 numunesi, 2,6471 değeri ile P numunesinden yaklaşık %13,8 daha yüksek bir enerji yutma kapasitesine sahiptir. B-30 numunesi, 3,0719 değeri ile P numunesinden yaklaşık %32,0 daha yüksek bir enerji yutma kapasitesine sahiptir. B-40 numunesi, 2,9880 değeri ile P numunesinden yaklaşık %28,6

daha yüksek bir enerji yutma kapasitesine sahiptir. B-50 numunesi ise 4,3681 değerinde ölçülerek P numunesinden yaklaşık %88,0 daha yüksek bir enerji yutma kapasitesine sahiptir. Karşılaştırma sonucunda, kiriş birleşim noktasının kolon-kiriş bağlantı bölgesine olan uzaklığı arttıkça rijitliğinin arttığı; B-50 numunesinin en yüksek enerji yutma kapasitesine sahip olduğu ve kolon-kiriş birleşim noktasına bulonlanmış olan B numunesinin en düşük rijitlik değerine sahip olduğu görülmektedir.

4.8. Numunelerin Yük-Pozisyon İskelet Eğrilerinin Karşılaştırılması

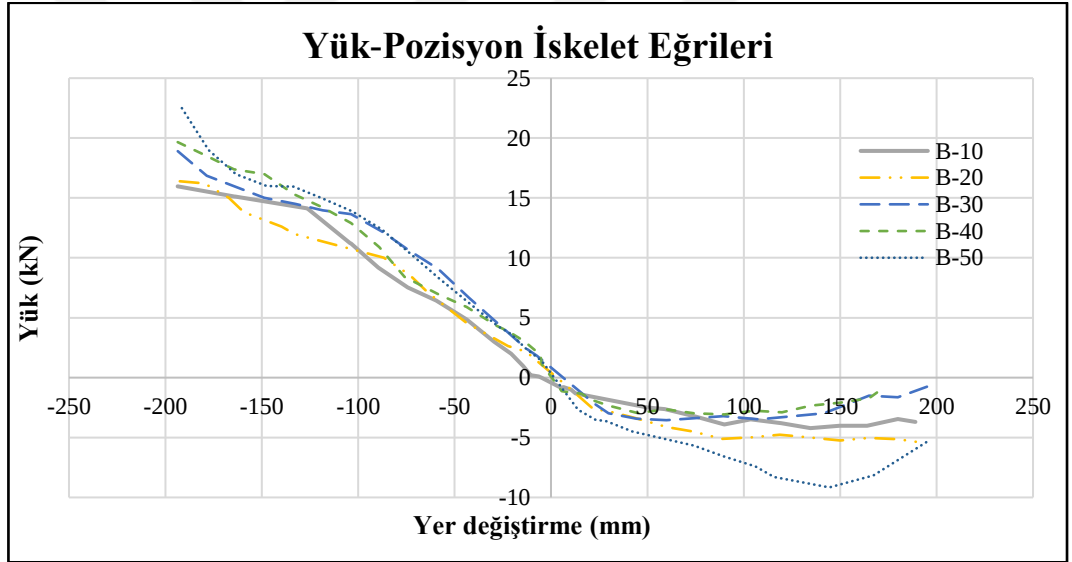


Şekil 4.9. P ve B numunelerine ait yük-pozisyon iskelet eğrileri

Şekil 4.9’da P ve B numunelerinin yük iskelet eğrileri verilmiştir. Bu değerler karşılaştırıldığında, P numunesinin maksimum yük taşıma kapasitesinin B numunesine göre daha yüksek olduğu görülmektedir. P numunesi, kaynaklı birleşim özelliği ile daha yüksek bir yük taşıma kapasitesine sahipken, B numunesi bulonlu birleşim özelliği ile belirli sınırlamalara sahiptir. Bu fark, numunelerin tasarımında kullanılan bağlantı yöntemlerinin yük taşıma kapasitesine olan etkisini yansıtmaktadır.

P numunesi, maksimum 14,899 kN yük kapasitesine ulaşmışken, B numunesi yalnızca 11,054 kN kapasiteye ulaşabilmiştir. Bu, P numunesinin B numunesine göre yaklaşık %30,8 daha yüksek bir yük kapasitesine sahip olduğunu gösterir. Kaynaklı birleşim yönteminin, yük taşıma kapasitesini artırdığı ve daha yüksek yükleri

desteklemede etkili olduğu anlaşılmaktadır. Ancak, yüksek rijitlik genellikle bir malzemenin veya yapının elastik olmayan deformasyon kapasitesini azaltabilir ve bu durum dönme kapasitesinde kısıtlamalara neden olabilmektedir. P numunesinin rijitliği, 231,081 kN·m/rad olarak ölçülmüştür. Deformasyona karşı daha dirençli olduğunu ve yapısal formunu koruma kapasitesinin yüksek olduğu yorumu yapılabilmektedir. Ancak, yüksek rijitlik aynı zamanda dönme kapasitesinin sınırlı olmasına yol açabilmektedir. P numunesinin maksimum dönme açısı 0,1299667 rad ile B numunesinin dönme kapasitesinden daha düşüktür. B numunesi, dönme açısında daha fazla hareket edebilme kapasitesine sahip olup, 0,1299787 rad ile P numunesinden yüksek bir değere sahiptir. Bu fark, B numunesinin daha düşük rijitliği nedeniyle daha fazla deformasyon kapasitesine sahip olduğunu ve dolayısıyla daha yüksek dönme açısı sağlayabildiğini göstermektedir.

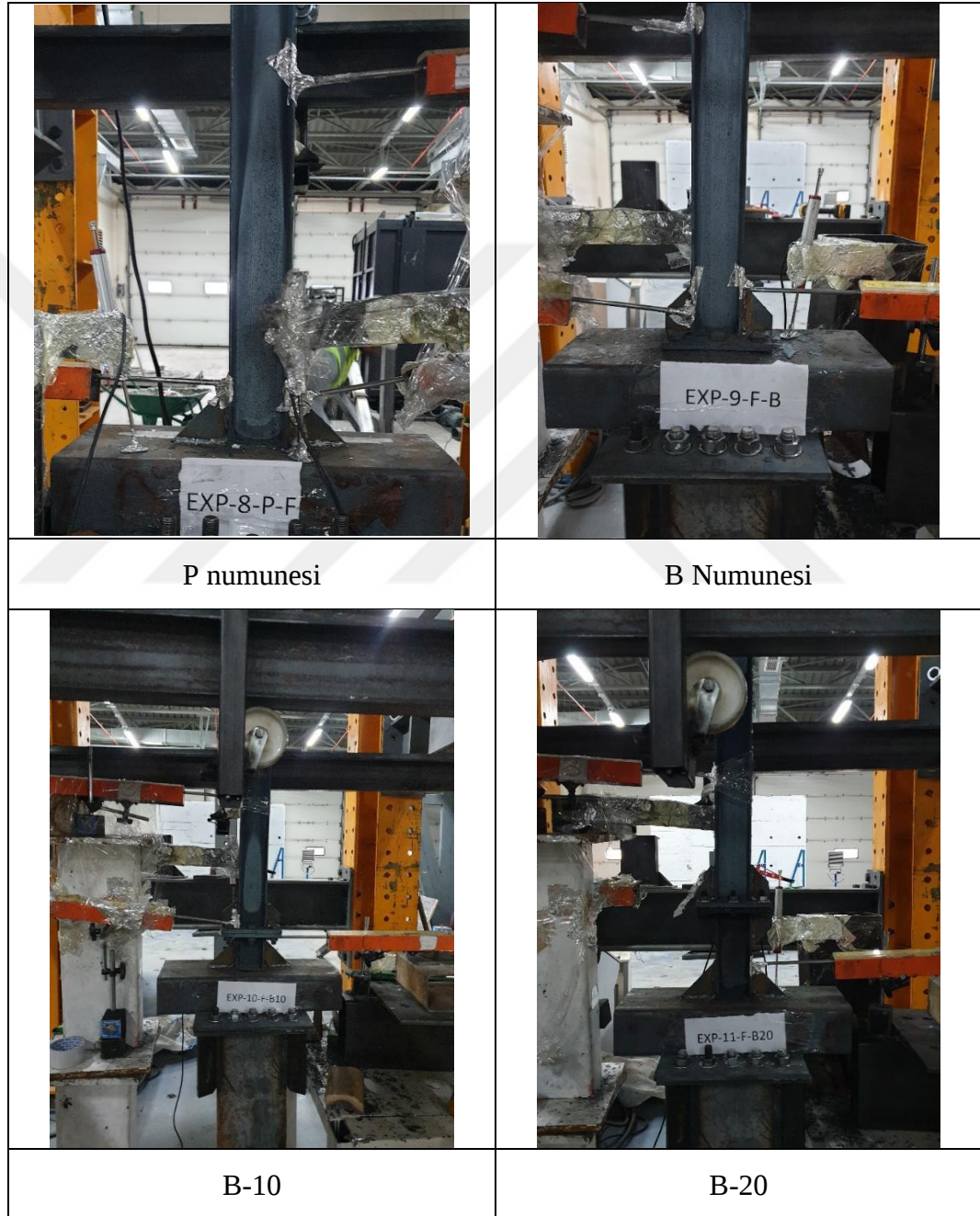


Şekil 4.10. B-10, B-20, B-30, B-40 ve B-50 numunelerine ait yük-pozisyon iskelet eğrileri.

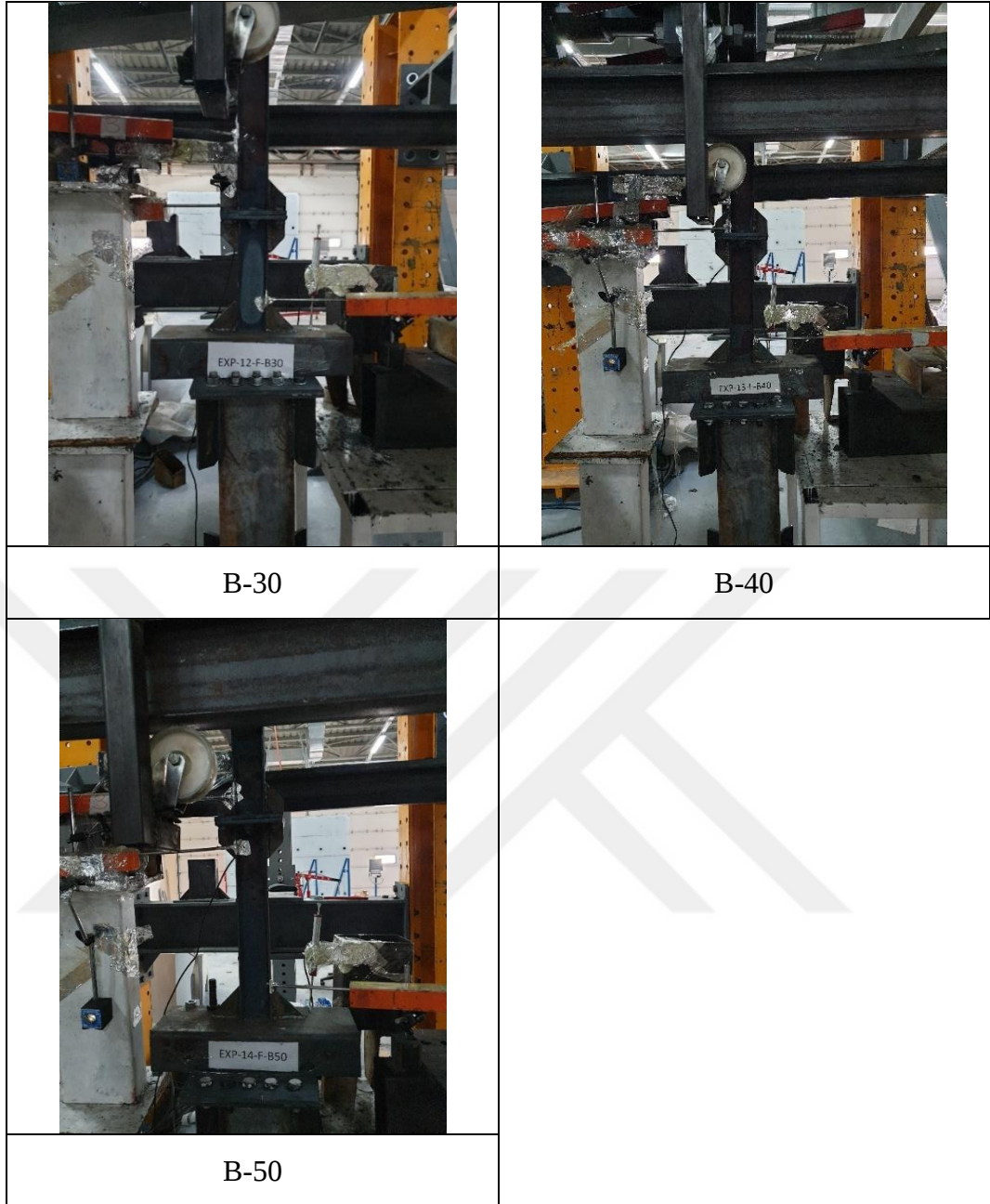
Deney numunelerinin yük taşıma kapasiteleri incelendiğinde, B-50 numunesinin en yüksek yük kapasitesine sahip olduğu, bunu sırasıyla B-40, B-30, B-20 ve B-10 numunelerinin takip ettiği görülmektedir. Bu sıralama, kiriş birleşim bölgesinin kolon-kiriş bağlantı noktasına olan uzaklığının yük taşıma kapasitesini etkilediği gözlemlenmiştir.

4.9. Göçme Modları

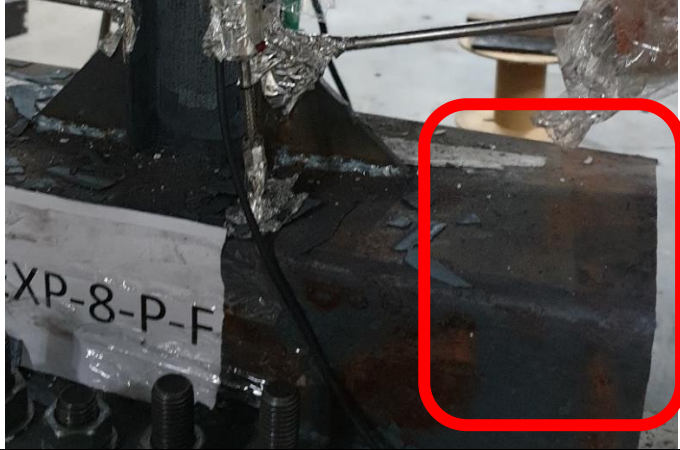
Deney sonuçlarında numunelerde gözlemlenen şekil değiştirmeler incelenmiştir. Deney numuneleri deney öncesi durumları Şekil 4.11’de, deney sonrası durumları Şekil 4.12’de gösterilmiştir.



Şekil 4.11. Deney öncesi deney numuneleri



Şekil 4.11. (Devam)

	P Numunesindeki A tipi deformasyon
	B Numunesindeki Bulon sıyrılması
	B-10 Numunesindeki A tipi deformasyon
	B-20 Numunesindeki A tipi deformasyon

Şekil 4.12. Deney sonrası deney numunelerinde görülen deformasyonlar

	B-30 Numunesindeki V tipi deformasyon
	B-40 Numunesindeki V tipi deformasyon
	B-50 Numunesindeki A tipi deformasyon

Şekil 4.12. (Devam)

Deney numunelerine uygulanan döngüsel yükleme sonucu ortaya çıkan deformasyonlar incelendiğinde P numunesinde; kolonda burkulma, birleşim noktasında kaynak yırtılması ve kolonda yırtılma gibi deformasyonlar gözlemlenmiştir. Bu deformasyonlar, kaynaklı birleşimlerin yüksek rijitliği nedeniyle, yüklerin belirli noktalarda yoğunlaşarak malzemede hasarlara neden olabileceğini göstermektedir.

Bulonlu birleşim olan B numunesinde bulonlarda sıyrılma görülmüştür. Kaynaklı birleşime göre rijitliği az ve dönme kapasitesi fazla olmasından ötürü numunede kayda değer burkulma görülmemiştir.

B-10, B-20, B-30, B-40 ve B-50 numunelerinde ise, kolonda burkulma, birleşim noktasında kaynak yırtılması ve kolonda yırtılma deformasyonları görülmüştür.

4.10. Deney Numunelerinin Literatürle Karşılaştırılması

Yangın etkisine maruz kalmış olan kolon-kiriş birleşimlerinin zayıf ekseninde birleştirildiği bu çalışma, literatürde yangın etkisine maruz kalmış kolon-kiriş birleşimlerinin güçlü ekseninde birleştirildiği bir çalışmadaki (Uçan, 2024) göçme modları, maksimum moment, enerji yutma kapasitesi, süneklik ve rijitlik değerleriyle karşılaştırılmıştır. Literatürdeki çalışmada F-W numunesinde kiriş ve kolon elemanları kaynaklanmış, F-E numunesindeyse kolon ve kiriş M16-8.8 bulonlarıyla birleştirilmiştir. Geriye kalan F-100, F-200, F-300, F-400 ve F-500 numunelerinde I profiller sırasıyla 10, 20, 30, 40 ve 50 cm yüksekliklerden bölünmüş şekilde bulonlanmıştır.

4.10.1. Göçme modlarının literatürle karşılaştırılması

Çizelge 4.2. Mevcut çalışma ve literatürdeki çalışmada görülen göçme modları

Deney Numuneleri		Göçme Modları				
		Kirişte burkulma	Kolonda burkulma	Birleşim noktalarında kaynak yırtılması	Kolon yırtılması	Bulonda Sıyrılma
Zayıf Ekseninde Birleştirilmiş	P	-	✓	✓	✓	-
	B	-	-	-	-	✓
	B-10	-	✓	✓	✓	-
	B-20	-	✓	✓	✓	-
	B-30	-	✓	✓	✓	-
	B-40	-	✓	✓	✓	-
	B-50	-	✓	✓	✓	-
Güçlü Ekseninde Birleştirilmiş	F-W	✓	-	✓	✓	-
	F-E	-	-	-	-	✓
	F-100	✓	-	✓	✓	-
	F-200	✓	-	✓	✓	-
	F-300	✓	-	✓	✓	-
	F-400	✓	-	✓	✓	-
	F-500	✓	-	✓	✓	-

Yapılan deneylerdeki görülen göçme modları Çizelge 4.2’de gösterilmiştir. Mevcut ve literatürdeki gözlemlenen göçme modları incelendiğinde zayıf ekseninde birleşim gerçekleştirilmiş numunelerde kirişlerde burkulma gözlemlenmemiş, ancak kolonlarda burkulma meydana gelmiştir. Zayıf ekseninde birleşim, kirişlerdeki yük dağılımını etkileyerek burkulmayı önlemiş olsa da kolonların burkulma durumu ortaya çıkmıştır. Buna karşılık, literatürdeki çalışmada incelenen yangın etkisi altında güçlü ekseninde birleşimi yapılmış olan kolon-kiriş birleşimli numunelerde kirişlerde burkulmalar görülmüş, ancak kolonlarda burkulma meydana gelmemiştir. Güçlü ekseninde birleşimde kolonların burkulma direncini artırarak bu tür deformasyonları önlemiş, fakat kirişlerde burkulma oluşumuna yol açmıştır. Bu karşılaştırmada eksen yönünün birleşim performansı üzerindeki kritik etkisini vurgulamakta ve birleşim tasarımında dikkat edilmesi gereken önemli faktörleri ortaya koymaktadır. Zayıf ekseninde birleşimler, kirişlerdeki burkulma riskini azaltabilirken kolonların burkulma olasılığını artırabilir; güçlü ekseninde birleşimler ise kolonların burkulma dayanımını artırarak kirişlerde burkulma etkisi gerçekleştirebilir.

4.10.2. Maksimum moment değerlerinin literatürle karşılaştırılması

Mevcut çalışmadaki maksimum moment değerleri ve literatürdeki çalışma olan güçlü ekseninde birleşimi yapılmış kolon-kiriş birleşimlerinin maksimum moment değerleri karşılaştırılmıştır. Maksimum moment değerleri Çizelge 4.3’te verilmiştir.

Çizelge 4.3. Mevcut çalışma ve literatürdeki çalışmada ölçülen M_{maks} değerleri

Deney Numuneleri		Maksimum Moment Değerleri (kN.m)
Zayıf Ekseninde Birleştirilmiş	P	22,35
	B	16,58
	B-10	24,02
	B-20	24,87
	B-30	28,54
	B-40	29,58
	B-50	34,06
Güçlü Ekseninde Birleştirilmiş	F-W	14,30
	F-E	17,76
	F-100	12,09
	F-200	10,32
	F-300	10,69
	F-400	10,76
	F-500	16,43

Literatürdeki ve mevcut çalışmadaki kaynaklı kolon-kiriş birleşimli numuneler olan F-W ve P numuneleri karşılaştırıldığında F-W numunesi 14,30 kN.m maksimum moment değeri sergilerken, mevcut çalışmadaki P numunesi 22,349 kN.m değerine sahiptir. Bu, P numunesinin F-W numunesine göre yaklaşık %56,2 daha yüksek bir moment kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Literatürdeki ve mevcut çalışmadaki bulonlu kolon-kiriş birleşimine sahip numuneler olan F-E ve B numuneleri karşılaştırıldığında F-E numunesi 17,76 kN.m maksimum moment değeri sergilerken, mevcut çalışmadaki B numunesi 16,581 kN.m değerine sahiptir. Bu, F-E numunesinin B numunesine göre yaklaşık %7,1 daha yüksek bir moment kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Literatürdeki ve mevcut çalışmadaki kolon kiriş bağlantı noktasının 10 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-100 ve B-10 numuneleri karşılaştırıldığında F-100 numunesi 12,09 kN.m maksimum moment değeri sergilerken, mevcut çalışmadaki B-10 numunesi 24,015 kN.m değerine sahiptir. Bu, B-10 numunesinin F-100 numunesine göre yaklaşık %98,7 daha yüksek bir moment kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Literatürdeki ve mevcut çalışmadaki kolon kiriş bağlantı noktasının 20 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-200 ve B-20 numuneleri karşılaştırıldığında F-200 numunesi 10,32 kN.m maksimum moment değeri sergilerken, mevcut çalışmadaki B-20 numunesi 28,544 kN.m değerine sahiptir. Bu, B-20 numunesinin F-200 numunesine göre yaklaşık %176,6 daha yüksek bir moment kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Literatürdeki ve mevcut çalışmadaki kolon kiriş bağlantı noktasının 30 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-300 ve B-30 numuneleri karşılaştırıldığında F-300 numunesi 10,69 kN.m maksimum moment değeri sergilerken, mevcut çalışmadaki B-30 numunesi 24,868 kN.m değerine sahiptir. Bu, B-30 numunesinin F-300 numunesine göre yaklaşık %132,7 daha yüksek bir moment kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Literatürdeki ve mevcut çalışmadaki kolon kiriş bağlantı noktasının 40 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-400 ve B-40 numuneleri karşılaştırıldığında F-400 numunesi 10,76 kN.m maksimum moment değeri sergilerken, mevcut çalışmadaki B-40 numunesi 29,580 kN.m değerine sahiptir. Bu, B-40 numunesinin F-400 numunesine göre yaklaşık %174,8 daha yüksek bir moment kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Literatürdeki ve mevcut çalışmadaki kolon kiriş bağlantı noktasının 50 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-500 ve B-50 numuneleri karşılaştırıldığında F-500 numunesi 16,43 kN.m maksimum moment değeri sergilerken, mevcut çalışmadaki B-50 numunesi 34,059 kN.m değerine sahiptir. Bu, B-50 numunesinin F-500 numunesine göre yaklaşık %107,3 daha yüksek bir moment kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Maksimum moment değerlerinin karşılaştırılması sonucu, zayıf eksen birleşimli numunelerde güçlü eksen birleşimli numunelere göre yükleme sonucu deformasyonların kolon bölgesinde görülmüş olması, bu numunelerdeki maksimum moment değerlerinin daha yüksek çıkmasına sebep olmuştur. Zayıf eksen de yapılan birleşimlerde, kolon bölgesinde meydana gelen burkulma ve yırtılmalar, yük taşıma kapasitesini arttırmış ve bu da maksimum moment değerlerinin yüksek olmasına yol açmıştır. Buna karşılık, güçlü eksen de yapılan birleşimlerde ise deformasyonlar daha çok kiriş bölgelerinde meydana gelmiş ve maksimum moment değerlerinin nispeten düşük kalmasına neden olmuştur.

4.10.3. Enerji yutma kapasitelerinin literatürle karşılaştırılması

Mevcut çalışmadaki zayıf eksen birleşimli ve literatürdeki güçlü eksen birleşimli kolon-kiriş birleşimlerinin enerji yutma kapasiteleri karşılaştırılmıştır. Mevcut çalışmadan ve literatürdeki deneysel çalışma sonucunda elde edilen enerji yutma kapasiteleri Çizelge 4.4'te verilmiştir.

Çizelge 4.4. Mevcut çalışma ve literatürde ölçülen enerji yutma kapasiteleri

Deney Numuneleri		Enerji yutma kapasiteleri
Zayıf Eksende Birleştirilmiş	P	2,3255
	B	1,9500
	B-10	3,2286
	B-20	2,6471
	B-30	3,0719
	B-40	2,9880
	B-50	4,3661
Güçlü Eksende Birleştirilmiş	F-W	4,977
	F-E	8,506
	F-100	6,202
	F-200	5,6203
	F-300	5,017
	F-400	5,388
	F-500	6,3025

Mevcut çalışmadaki ve literatürdeki güçlü eksende birleşimi yapılmış olan kolon-kiriş birleşimli numunelerin enerji yutma kapasitesi değerleri karşılaştırılmıştır.

Kaynaklı birleşim olan P ve F-W numuneleri karşılaştırıldığında F-W numunesi 4,977 birim enerji yutma kapasitesine sahipken, mevcut çalışmadaki P numunesi 2,3255 birim enerji yutma kapasitesine sahiptir. Bu, F-W numunesinin P numunesine göre yaklaşık %114 daha yüksek enerji yutma kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Bulonlu birleşim olan B ve F-E numuneleri karşılaştırıldığında F-E numunesi 8,506 birim enerji yutma kapasitesine sahipken, mevcut çalışmadaki B numunesi 1,95 birim enerji yutma kapasitesine sahiptir. Bu, F-E numunesinin B numunesine göre yaklaşık %336 daha yüksek enerji yutma kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 10 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-100 ve B-10 numuneleri karşılaştırıldığında F-100 numunesi 6,202 birim enerji yutma kapasitesine sahipken, mevcut çalışmadaki B-10 numunesi 3,2286 birim enerji yutma kapasitesine sahiptir. Bu, F-100 numunesinin B-10 numunesine göre yaklaşık %92 daha yüksek enerji yutma kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 20 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-200 ve B-20 numuneleri karşılaştırıldığında F-200 numunesi 5,620 birim enerji yutma kapasitesine sahipken, mevcut çalışmadaki B-20 numunesi 2,6471 birim enerji yutma

kapasitesine sahiptir. Bu, F-200 numunesinin B-20 numunesine göre yaklaşık %112 daha yüksek enerji yutma kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 30 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-300 ve B-30 numuneleri karşılaştırıldığında F-300 numunesi 5,017 birim enerji yutma kapasitesine sahipken, mevcut çalışmadaki B-30 numunesi 3,0719 birim enerji yutma kapasitesine sahiptir. Bu, F-300 numunesinin B-30 numunesine göre yaklaşık %63 daha yüksek enerji yutma kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 40 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-400 ve B-40 numuneleri karşılaştırıldığında F-400 numunesi 5,388 birim enerji yutma kapasitesine sahipken, mevcut çalışmadaki B-40 numunesi 2,9880 birim enerji yutma kapasitesine sahiptir. Bu, F-400 numunesinin B-40 numunesine göre yaklaşık %80 daha yüksek enerji yutma kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 50 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-500 ve B-50 numuneleri karşılaştırıldığında F-500 numunesi 6,303 birim enerji yutma kapasitesine sahipken, mevcut çalışmadaki B-50 numunesi 4,3681 birim enerji yutma kapasitesine sahiptir. Bu, F-500 numunesinin B-50 numunesine göre yaklaşık %44 daha yüksek enerji yutma kapasitesine sahip olduğunu göstermektedir.

Bu karşılaştırmada; literatürdeki güçlü eksen birleşimlerin enerji yutma kapasitesinin, mevcut çalışmadaki zayıf eksen birleşimlere göre genel olarak daha yüksek olduğunu görülmüştür. Güçlü eksen birleşimlerde, yapısal elemanlar daha fazla enerji yutma kapasitesine sahipken, zayıf eksen birleşimlerde bu kapasite daha düşük kalmıştır.

4.10.4. Süneklik değerlerinin literatürle karşılaştırılması

Mevcut çalışmadaki zayıf eksen birleşimli ve literatürdeki güçlü eksen birleşimli kolon-kiriş birleşimlerinin süneklik değerleri karşılaştırılmıştır. Mevcut çalışmadan ve literatürdeki deneysel çalışma sonucunda elde edilen süneklik değerleri Çizelge 4.5'te verilmiştir.

Çizelge 4.5. Mevcut çalışma ve literatürde ölçülen süneklik değerleri

Deney Numuneleri		Süneklik (Δ_{maks}/Δ_y)
Zayıf Ekseninde Birleştirilmiş	P	1,43
	B	1,30
	B-10	1,87
	B-20	2,22
	B-30	1,53
	B-40	2,65
	B-50	1,77
Güçlü Ekseninde Birleştirilmiş	F-W	1,59
	F-E	1,85
	F-100	3,57
	F-200	1,53
	F-300	2,40
	F-400	3,53
	F-500	4,73

Mevcut çalışmadaki ve literatürdeki güçlü ekseninde birleşimi yapılmış olan kolon-kiriş birleşimli numunelerin süneklik değerleri karşılaştırılmıştır.

Kaynaklı birleşim olan P ve F-W numuneleri karşılaştırıldığında F-W numunesi 1,59 süneklik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki P numunesi 1,766 süneklik değerine sahiptir. Bu, P numunesinin F-W numunesine göre yaklaşık %11 daha yüksek süneklik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Bulonlu birleşim olan B ve F-E numuneleri karşılaştırıldığında F-E numunesi 1,85 süneklik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B numunesi 2,65 süneklik değerine sahiptir. Bu, B numunesinin F-E numunesine göre yaklaşık %43 daha yüksek süneklik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 10 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-100 ve B-10 numuneleri karşılaştırıldığında F-100 numunesi 3,57 süneklik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B-10 numunesi 1,532 süneklik değerine sahiptir. Bu, F-100 numunesinin B-10 numunesine göre yaklaşık %133 daha yüksek süneklik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 20 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-200 ve B-20 numuneleri karşılaştırıldığında F-200 numunesi 1,53 süneklik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B-20 numunesi 2,221 süneklik değerine sahiptir. Bu, B-20

numunesinin F-200 numunesine göre yaklaşık %45 daha yüksek süneklik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 30 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-300 ve B-30 numuneleri karşılaştırıldığında F-300 numunesi 2,40 süneklik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B-30 numunesi 1,868 süneklik değerine sahiptir. Bu, F-300 numunesinin B-30 numunesine göre yaklaşık %28 daha yüksek süneklik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 40 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-400 ve B-40 numuneleri karşılaştırıldığında F-400 numunesi 3,53 süneklik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B-40 numunesi 1,303 süneklik değerine sahiptir. Bu, F-400 numunesinin B-40 numunesine göre yaklaşık %171 daha yüksek süneklik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 50 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-500 ve B-50 numuneleri karşılaştırıldığında F-500 numunesi 4,73 süneklik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B-50 numunesi 1,434 süneklik değerine sahiptir. Bu, F-500 numunesinin B-50 numunesine göre yaklaşık %230 daha yüksek süneklik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Bu karşılaştırmalar, literatürdeki güçlü eksenle birleşimlerin süneklik değerlerinin, mevcut çalışmadaki zayıf eksenle birleşimlere göre genel olarak daha yüksek olduğunu göstermektedir. Güçlü eksenle birleşimlerde yapısal elemanlar daha fazla deformasyon kapasitesine sahipken, zayıf eksenle birleşimlerde bu kapasite daha düşük kalmıştır.

4.10.5. Rijitlik değerlerinin literatürle karşılaştırılması

Mevcut çalışmadaki zayıf eksen birleşimli ve literatürdeki güçlü eksen birleşimli kolon-kiriş birleşimlerinin rijitlik değerleri karşılaştırılmıştır. Mevcut çalışmadan ve literatürdeki deneysel çalışma sonucunda elde edilen rijitlik değerleri Çizelge 4.6'da verilmiştir.

Çizelge 4.6. Mevcut çalışma ve literatürde ölçülen rijitlik değerleri

Deney Numuneleri		Rijitlik (kN.m/rad)
Zayıf Eksen Birleştirilmiş	P	637,352
	B	547,972
	B-10	633,259
	B-20	222,508
	B-30	240,166
	B-40	150,995
	B-50	231,081
Güçlü Eksen Birleştirilmiş	F-W	92,295
	F-E	112,380
	F-100	115,530
	F-200	117,646
	F-300	84,112
	F-400	72,267
	F-500	130,986

Mevcut çalışmadaki ve literatürdeki güçlü eksen birleşimi yapılmış olan kolon-kiriş birleşimli numunelerin rijitlik değerleri karşılaştırılmıştır.

Kaynaklı birleşim olan P ve F-W numuneleri karşılaştırıldığında F-W numunesi 92,295 rijitlik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki P numunesi 231,081 rijitlik değerine sahiptir. Bu, P numunesinin F-W numunesine göre yaklaşık %150 daha yüksek rijitlik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Bulonlu birleşim olan B ve F-E numuneleri karşılaştırıldığında F-E numunesi 112,380 rijitlik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B numunesi 150,995 rijitlik değerine sahiptir. Bu, B numunesinin F-E numunesine göre yaklaşık %34 daha yüksek rijitlik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 10 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-100 ve B-10 numuneleri karşılaştırıldığında F-100 numunesi 115,530 rijitlik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B-10 numunesi 240,166 rijitlik değerine sahiptir. Bu, B-10 numunesinin F-100 numunesine göre yaklaşık %108 daha yüksek rijitlik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 20 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-200 ve B-20 numuneleri karşılaştırıldığında F-200 numunesi 117,646 rijitlik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B-20 numunesi 222,508 rijitlik değerine sahiptir. Bu, B-

20 numunesinin F-200 numunesine göre yaklaşık %89 daha yüksek rijitlik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 30 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-300 ve B-30 numuneleri karşılaştırıldığında F-300 numunesi 84,112 rijitlik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B-30 numunesi 633,259 rijitlik değerine sahiptir. Bu, B-30 numunesinin F-300 numunesine göre yaklaşık %653 daha yüksek rijitlik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 40 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-400 ve B-40 numuneleri karşılaştırıldığında F-400 numunesi 72,267 rijitlik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B-40 numunesi 547,972 rijitlik değerine sahiptir. Bu, B-40 numunesinin F-400 numunesine göre yaklaşık %658 daha yüksek rijitlik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Kolon kiriş bağlantı noktasının 50 cm yukarısında kiriş birleşim noktası bulunan F-500 ve B-50 numuneleri karşılaştırıldığında F-500 numunesi 130,986 rijitlik değerine sahipken, mevcut çalışmadaki B-50 numunesi 637,352 rijitlik değerine sahiptir. Bu, B-50 numunesinin F-500 numunesine göre yaklaşık %387 daha yüksek rijitlik değerine sahip olduğunu göstermektedir.

Bu karşılaştırmada mevcut çalışmadaki zayıf ekseninde birleşimlerin rijitlik değerlerinin, literatürdeki güçlü ekseninde birleşimlere göre genel olarak daha yüksek olduğunu göstermektedir. Zayıf ekseninde birleşimlerde yapısal elemanlar daha fazla rijitlik kapasitesine sahipken, güçlü ekseninde birleşimlerde bu kapasite daha düşük kalmıştır.

5. SONUÇ ve ÖNERİLER

Bu çalışmada, çelik yapılar üzerindeki yangın etkisi ve döngüsel yükleme koşulları altında farklı birleşim türlerinin performansları incelenmiştir. 7 adet kolon-kiriş birleşim numunesi, çeşitli birleşim türleri kullanılarak test edilmiştir. Kaynaklı birleşim ve bulonlu birleşim ile zayıf eksende birleşim gerçekleştirilmiştir. Numuneler üzerinde yük taşıma kapasitesi, maksimum yer değiştirme, süneklik, rijitlik, maksimum dönme açısı ve enerji yutma kapasitesi gibi parametreler ölçülmüş ve karşılaştırılmıştır.

Yük taşıma kapasiteleri en yüksekte en düşüğe doğru sıralandığında, B-50, B-40, B-30, B-20 ve B-10 numuneleri olarak bulunmuştur. Kiriş birleşim bölgesinin kolon-kiriş bağlantı noktasına uzaklığı arttıkça yük kapasitesinde artış gözlemlenmiştir. B-50 numunesi, 22,706 kN ile en yüksek yük kapasitesine sahipken, B-10 numunesi 16,010 kN ile en düşük kapasiteye sahiptir. Bu bulgu, kiriş birleşim bölgesinin kolon-kiriş bağlantısına olan uzaklığının yük taşıma kapasitesini artırdığını ve kirişlerdeki yük dağılımının daha dengeli olduğunu göstermektedir.

Maksimum yer değiştirme değerleri P numunesinde 194,950 mm, B numunesinde 194,968 mm, B-10 numunesinde 194,969 mm, B-20 numunesinde 194,947 mm, B-30 numunesinde 194,999 mm, B-40 numunesinde 194,951 mm ve B-50 numunesinde 195 mm olarak ölçülmüştür. Kiriş bağlantı noktasının kiriş-kolon birleşim noktasından en uzak olan B-50 numunesinin en yüksek yer değiştirmeye sahip olduğu görülmüştür.

Süneklik değerleri P numunesinde 1,766, B numunesinde 2,650, B-10 numunesinde 1,532, B-20 numunesinde 2,221, B-30 numunesinde 1,868, B-40 numunesinde 1,303 ve B-50 numunesinde 1,434 olarak bulunmuştur. Süneklik, kolon-kiriş birleşiminin bulonlu olduğu B numunesinde en yüksek değeri görmüştür. Bu durum, kaynaklı kolon-kiriş birleşimine sahip olan P numunesinin daha az elastik olmayan deformasyon kapasitesine sahip olarak daha az sünek olduğunu gözlemlenirken, B numunesinin daha yüksek süneklik değerleri, yapının daha fazla deformasyon kapasitesine sahip olduğunu ortaya koymaktadır.

Rijitlik değerleri P numunesinde 231,081 kN·m/rad, B numunesinde 150,995 kN·m/rad, B-10 numunesinde 240,166 kN·m/rad, B-20 numunesinde 222,508 kN·m/rad, B-30 numunesinde 633,259 kN·m/rad, B-40 numunesinde 547,972 kN·m/rad ve B-50 numunesinde 637,352 kN·m/rad olarak ölçülmüştür. B-30, B-40 ve B-50 numuneleri yüksek rijitlik değerleri gösterirken, diğer numuneler daha düşük rijitlik değerlerine sahiptir. Yüksek rijitlik, yapının daha az deformasyona neden olarak daha yüksek yük taşıma kapasitesi sağladığını gösterirken, aynı zamanda dönme kapasitesinde kısıtlamalara yol açabilmektedir.

Maksimum dönme açısı P numunesinde 0,1299667 rad, B numunesinde 0,1299787 rad, B-10 numunesinde 0,1299793 rad, B-20 numunesinde 0,1299647 rad, B-30 numunesinde 0,1299513 rad, B-40 numunesinde 0,1299673 rad ve B-50 numunesinde 0,13 rad olarak ölçülmüştür. B-50 numunesi en yüksek dönme açısına sahiptir.

Enerji yutma kapasiteleri P numunesinde 2,3255, B numunesinde 1,95, B-10 numunesinde 3,2286, B-20 numunesinde 2,6471, B-30 numunesinde 3,0719, B-40 numunesinde 2,9880 ve B-50 numunesinde 4,3681 olarak ölçülmüştür. B-50, en yüksek enerji yutma kapasitesine sahipken, B numunesi en düşük kapasiteye sahiptir.

Literatürdeki çalışmalarla yapılan karşılaştırmada, mevcut çalışmada zayıf ekseninde birleşim gerçekleştirilmiş, kirişlerde burkulma gözlemlenmemiş ve kolonlarda burkulma görülmüştür. Buna karşın, literatürdeki güçlü ekseninde birleşim yapılan çalışmalarda, kirişlerde burkulmalar görülmüş, ancak kolonlarda burkulma gözlemlenmemiştir. Bu karşılaştırma, zayıf ekseninde birleşimlerin kirişlerde burkulma riskini azalttığını ancak kolon burkulmalarını artırdığını, güçlü ekseninde birleşimlerin ise kolon burkulmalarını önleyip kiriş burkulmalarına neden olduğunu ortaya koymaktadır.

Sonuçlar, kiriş birleşim bölgesinin kolon-kiriş bağlantısına uzaklığının, yük taşıma kapasitesini önemli ölçüde artırdığını göstermektedir. Ayrıca, kaynaklı birleşimlerin yüksek rijitlik sağlarken, kolonlarda burkulma gibi deformasyonlara yol açtığını; bulonlu birleşimlerin ise daha esnek olduğunu ve bulon sıyrılması gibi deformasyonlara neden olduğunu ortaya koymaktadır. Rijitlik, süneklik ve enerji yutma

kapasitelerindeki farklılıklar, birleşim türlerinin ve tasarım parametrelerinin performansı üzerindeki etkilidirler.

Öneriler, yapı tasarımında yangın ve döngüsel yükleme koşullarını dikkate alarak uygun birleşim türlerinin seçilmesi gerektiğini ortaya koymaktadır. Daha yüksek rijitlik ve yük taşıma kapasitesi için, kaynaklı birleşimlerin kullanılması tercih edilebilir, ancak bu tür birleşimlerin deformasyon kapasitesinin sınırları ve kırılma riskleri de dikkate alınması gerekmektedir. Ayrıca, kolon-kiriş bağlantısının konumu ve kiriş birleşim bölgesinin tasarımı, yapının genel performansını etkileyen önemli faktörler olarak değerlendirilmelidir. Yapısal tasarımda, bu parametrelerin optimize edilmesi, daha güvenli ve dayanıklı çelik yapıların inşasını sağlayacaktır.

KAYNAKLAR

- Aguaguña, M., Zhou, Y. and Zhou, Y. 2019. Loading protocols for qualification testing of BRBs considering global performance requirements. *Engineering Structures*, 189, 440–457.
- Arrayago, I. and Real, E. 2015. Experimental study on ferritic stainless steel RHS and SHS cross-sectional resistance under combined loading. *Structures*, 4, 69-79.
- Barros dos Santos, G., de Miranda Batista, E. and Mascarenhas de Araújo, A. H. 2016. Behaviour of RHS beam-to-column bolted steel connections. *Steel Construction*, 9(4), 296-304.
- Barros, H. T. G., Oliveira, M. M., Sarmanho, A. M. C. and Alves V. N. 2022. Stiffness assessment of welded I-beam to RHS column connections. *Engineering Structures*, 267, 114661.
- Bu, X. D. and Packer, J. A. 2020. Chord end distance effect on RHS connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 168, 105992.
- Chan, I., and Koetaka, Y. 2021. Numerical model for 3D steel moment frames with H-shaped beams and hollow-section columns under multi-directional seismic ground motions. *Engineering Structures*, 246, 112730.
- Chen, C. C., Lin, C. C. and Tsai, C. L. 2004. Evaluation of reinforced connections between steel beams and box columns. *Engineering Structures*, 26(13), 1889-1904.
- Couchaux, M., Alhasawi, A. and Ben Larbi, A. 2020. Monotonic and cyclic tests on beam to column bolted connections with thermal insulation layer. *Engineering Structures* 204, 109621.
- De Matos, R. M. M. P., Costa-Neves, L. F., de Lima, L. R. O., Vellasco, P. C. and da Silva, J. G. S. 2015. Resistance and elastic stiffness of RHS “T” joints: part I-axial brace loading. *Latin American Journal of Solids and Structures*, 12, 2159-2179.
- Del Coz Díaz, J. J., López, M. S., Pérez, C. L. C. and Rabanal, F. Á. 2012. Effect of the vent hole geometry and welding on the static strength of galvanized RHS K-joints by FEM and DOE. *Engineering Structures*, 41, 218-233.
- Eurocode 3, 2005. Design of Steel Structures–Part 1–8: Design of Joints.
- Fan, Y. and Packer, J. A. 2017. RHS-to-RHS axially loaded X-connections near an open chord end. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 44(11), 881-892.
- Gardner, L., and Nethercot, D. A. 2004. Experiments on stainless steel hollow sections—Part 1: Material and cross-sectional behaviour. *Journal of Constructional Steel Research*, 60(9), 1291-1318.

- Garifullin, M., Pajunen, S., Mela, K. and Heinisuo, M. 2018. Finite element model for rectangular hollow section T joints. *Rakenteiden Mekaniikka*, 51(3), 15-40.
- Guerra, M., Pereira, D., Neto, J. B., Nunes, G., Sarmanho, A. and Lima, L. 2021. Structural behaviour of thin-walled CHS-RHS T-joints: Experimental and numerical assessment. *Structures*, 32, 548-561.
- Hadianfard, M. A. and Rahnema, H. 2010. Effects of RHS face deformation on the rigidity of beam-column connection. *Steel and Composite Structures*, 10(6), 489-500.
- Hoang, V. L., Demonceau, J. F. and Jaspart, J. P. 2015. Beam to concrete-filled rectangular hollow section column joints using long bolts, *Tubular Structures XV*, Proceedings of the 15th International Symposium on Tubular Structures, 27-29 May, 95, CRC Press, Rio de Janeiro, Brazil.
- Jaamala, L., Mela, K., Tulonen, J., and Hyvärinen, A. 2022. Effective material model for cold-formed rectangular hollow sections in beam element-based advanced analysis. *Journal of Constructional Steel Research*, 198, 107569.
- Jandera, M., Gardner, L., and Machacek, J. 2008. Residual stresses in cold-rolled stainless steel hollow sections. *Journal of Constructional Steel Research*, 64(11), 1255-1263.
- Jian, W. and Guang, T.W. 2022. Experimental Seismic Behavior of RHS Column-to-I Beam Connection with Additional Plates. *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering*, 46, 2053-2065.
- Kosteski, N., Packer, J. A. and Puthli, R. S. 2003. A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 59(4), 453-471.
- Krawinkler, H. 2009. Loading Histories for Cyclic Tests in Support of Performance Assessment of Structural Components. The 3rd International Conference on Advances in Experimental Structural Engineering, Pacific Earthquake Engineering Research Center Annual Conference (PEER), 15-16 October, 10, San Francisco, CA, USA.
- Kurobane, Y. 1998. Improvement of I beam-to-RHS Column Moment Connections for Avoidance of Brittle Fracture. Proceedings of the 8th International Symposium on Tubular Structures, 26-28 August, 3-17, Singapore.
- López-Colina, C., Serrano, M. A., Lozano, M., Gayarre, F. L. and Suárez, J. L. 2021. Stiffness of equal width welded I-beam to RHS column connection. *Ce/papers*, 4(2-4), 2459-2464.
- Maali, M., Kiliç, M., Sagioglu Maali, M. and Aydın, A. C. 2023. The effects of corrosion and fire damage on the steel-bolted T-section connections used in the steel construction. *ACS Omega*, 8(45), 42197-42211.

- Ma, J. L., Chan, T. M., and Young, B. 2016. Experimental investigation on stub-column behavior of cold-formed high-strength steel tubular sections. *Journal of Structural Engineering*, 142(5), 04015174.
- Ma, Y., Liu, Y., Ma, T. and Zafimandimby, M. N. 2021. Flexural stiffness of rectangular hollow section (RHS) trusses. *Engineering Structures*, 239, 112336.
- Mergos, P.E. and Beyer, K. 2014. Loading protocols for European regions of low to moderate seismicity. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 12, 2507–2530.
- Nizer, A., de Lima, L. R., da S. Vellasco, P. C., de Andrade, S. A., da S. Goulart, E., da Silva, A. T. and da C. Neves, L. F. 2016. Experimental and numerical assessment of RHS T-joints subjected to brace and chord axial forces. *Steel Construction*, 9(4), 315-322.
- Park, A. Y., and Wang, Y. C. 2012. Development of component stiffness equations for bolted connections to RHS columns. *Journal of Constructional Steel Research*, 70, 137-152.
- Pongiglione, M., Calderini, C., D’Aniello M. and Landolfo, R. 2021. Novel reversible seismic-resistant joint for sustainable and deconstructable steel structures. *Journal of Building Engineering*, 35, 101989.
- Qin, Y., Chen, Z., Yang, Q. and Shang, K. 2014. Experimental seismic behavior of through-diaphragm connections to concrete-filled rectangular steel tubular columns. *Journal of Constructional Steel Research*, 93, 32-43.
- Satish Kumar, S. R. and Prasada Rao, D. V. 2006. RHS beam-to-column connection with web opening—experimental study and finite element modelling. *Journal of Constructional Steel Research*, 62, 739–746.
- Serrano-López, M. A., López-Colina, C., González, J. and López-Gayarre, F. 2016. A simplified FE simulation of welded I beam-to-RHS column joints. *International Journal of Steel Structures*, 16(4), 1095-1105.
- Serrano-López, M. A., López-Colina, C., Wang, Y. C., Lozano, M. and Gayarre, F. L. 2019. Comparative behaviour of ‘I beam- RHS column’ joints with and without web weld. *Journal of Constructional Steel Research*, 159, 330–340.
- Serrano-López, M. A., López-Colina, C., Wang, Y. C., Lozano, M., García, I. and Gayarre, F. L. 2021. An experimental study of I beam-RHS column demountable joints with welded studs. *Journal of Constructional Steel Research*, 182, 106651.
- Shanmugan, N. E., Ting, L. C. and Lee, S. L. 1991. Behaviour of I-beam to box-column connections stiffened externally and subjected to fluctuating loads. *Journal of Constructional Steel Research*, 20(2), 129-148.
- Silvia, A., Ezzeldin, S. A. and Emam, S. 2018. Beam to rectangular hollow section column joint using long bolts. *Al-Azhar University Civil Engineering Research Magazine (CERM)*, 40(4), 346–358.

- Tahir, M. M., Mohammadhosseini, H., Ngian, S. P., and Effendi, M. K. 2018. I-beam to square hollow column blind bolted moment connection: Experimental and numerical study. *Journal of Constructional Steel Research*, 148, 383-398.
- Thai, H. T. and Uy, B. 2016. Rotational stiffness and moment resistance of bolted endplate joints with hollow or CFST columns. *Journal of Constructional Steel Research*, 126, 139-152.
- Theofanous, M. and Gardner, L. (2009). Testing and numerical modelling of lean duplex stainless steel hollow section columns. *Engineering Structures*, 31(12), 3047-3058.
- Timmers, R., and Lang, R. 2023. Yield-line mechanisms and design proposal for endplate connections in rectangular hollow section members in tension. *Engineering Structures*, 279, 115560.
- Ting, L. C., Shanmugam, N. E., Lee, S. L. 1991. Box-column to I-beam connections with external stiffeners. *Journal of Constructional Steel Research*, 18(3), 209-226.
- Uçan, K. N. 2024. Kutu kesitli kolon-I profil kiriş birleşimlerin döngüsel yük altında davranışının incelenmesi. Yüksek Lisans Tezi, Erzurum Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Ana bilim Dalı, 64, Erzurum.
- Vegte, G. V. D., Wardenier, J. and Puthli, R. S. 2010. FE analysis for welded hollow-section joints and bolted joints. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings*, 163(6), 427-437.
- Wheeler, A. T., Clarke, M. J., Hancock, G. J. and Murray, T. M. 1998. Design model for bolted moment end plate connections joining rectangular hollow sections. *Journal of Structural Engineering*, 124(2), 164-173.
- Wilkinson, T. and Hancock, G. 2002. Predicting the rotation capacity of cold-formed RHS beams using finite element analysis. *Journal of Constructional Steel Research*, 58(11), 1455-1471.
- Wu, J. and Feng, Y. T., 2013. Finite element simulation of new RHS column-to-I beam connections for avoiding tensile fracture. *Journal of Constructional Steel Research* 86, 42–53.
- Wu, J. and Tong WG. 2018. Numerical simulation of improved RHS column-to-I beam flange-plate bolted connections for avoiding tensile fracture. *Cogent Engineering*, 5(1), 1490147.
- Yamada, S., Ishida, T., and Jiao, Y. 2018. Hysteretic behavior of RHS columns under random cyclic loading considering local buckling. *International Journal of Steel Structures*, 18, 1761-1771.
- Zhao, O., Gardner, L. and Young, B. 2016. Behaviour and design of stainless steel SHS and RHS beam-columns. *Thin-Walled Structures*, 106, 330–345.

- Zhao, X. L. and Hancock, G. J. 1991. T-joints in rectangular hollow sections subject to combined actions. *Journal of Structural Engineering*, 117(8), 2258-2277.
- Zhao, X. L. 2000. Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections. *Journal of Constructional Steel Research*, 53(2), 149-165.

