

T.C.
YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

ÜST VE ALT BAŞLIK KORNİYERLİ KİRİŞ-KOLON
BİRLEŞİMLERİNİN DAVRANIŞI VE ÇELİK ÇERÇEVE
DAVRANIŞI ÜZERİNDEKİ ETKİSİ

Yusuf BALABAN

YÜKSEK LİSANS TEZİ
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı
Yapı Programı

Danışman
Doç. Dr. Zeynep FIRAT ALEMDAR

Ekim, 2024

T.C.
YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

ÜST VE ALT BAŞLIK KORNİYERLİ KİRİŞ-KOLON
BİRLEŞİMLERİNİN DAVRANIŞI VE ÇELİK ÇERÇEVE
DAVRANIŞI ÜZERİNDEKİ ETKİSİ

Yusuf BALABAN tarafından hazırlanan tez çalışması 14.10.2024 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, Yapı Programı **YÜKSEK LİSANS TEZİ** olarak kabul edilmiştir.

Doç. Dr. Zeynep FIRAT ALEMDAR
Yıldız Teknik Üniversitesi
Danışman

Jüri Üyeleri

Doç. Dr. Zeynep FIRAT ALEMDAR, Danışman
Yıldız Teknik Üniversitesi

Dr. Öğr. Üyesi Orkun YILMAZ, Üye
Yıldız Teknik Üniversitesi

Doç. Dr. Cüneyt VATANSEVER, Üye
İstanbul Teknik Üniversitesi

Danışmanım Doç. Dr. Zeynep FIRAT ALEMDAR sorumluluğunda tarafımca hazırlanan Üst ve Alt Başlık Korniyerli Kiriş-Kolon Birleşimlerinin Davranışı ve Çelik Çerçeve Davranışı Üzerindeki Etkisi başlıklı çalışmada veri toplama ve veri kullanımında gerekli yasal izinleri aldığımı, diğer kaynaklardan aldığım bilgileri ana metin ve referanslarda eksiksiz gösterdiğimi, araştırma verilerine ve sonuçlarına ilişkin çarpıtma ve/veya sahtecilik yapmadığımı, çalışmam süresince bilimsel araştırma ve etik ilkelerine uygun davrandığımı beyan ederim. Beyanımın aksinin ispatı halinde her türlü yasal sonucu kabul ederim.

Yusuf BALABAN

İmza



Sevgili Aileme

*“O, topraktan öğrenip
Kitapsız bilendir.
Hoca Nasreddin gibi ağlayan
Bayburtlu Zihni gibi gülendir.”*

Nâzım Hikmet Ran

TEŞEKKÜR

Yüksek lisans çalışmam süresince, fedakârlığı ve nezaketiyle bana rehberlik eden değerli danışman hocam Doç. Dr. Zeynep FIRAT ALEMDAR'a teşekkürlerimi sunarım.

Bilgisi ve tecrübesiyle bana daima destek olan, göstermiş olduğu çabasıyla birlikte bu çalışmaya katkılar sunan değerli hocam Doç. Dr. Fatih ALEMDAR'a teşekkürlerimi sunarım.

Hayatım boyunca yanımda olan, koşulsuzca desteklerini esirgemeyen annem Zeynep Süheyla BALABAN'a, babam Sezgin BALABAN'a ve ablam Sümeyye Nur ÇALIŞKAN'a göstermiş oldukları anlayışları ve emekleri için teşekkür ederim.

Birlikte güzel zamanlar geçirdiğimiz, manevi desteklerini her zaman hissettiren tüm arkadaşlarıma teşekkür ederim.

Yusuf BALABAN

İÇİNDEKİLER

TEŞEKKÜR	v
SİMGE LİSTESİ	viii
KISALTMA LİSTESİ	xi
ŞEKİL LİSTESİ	xii
TABLO LİSTESİ	xv
ÖZET	xvi
ABSTRACT	xviii
1 GİRİŞ	1
1.1 Çalışmanın Amacı ve Kapsamı.....	1
1.2 Yarı-Rijit Birleşim Davranışı.....	2
1.3 Birleşim Rijitliği, Dayanımı ve Sünekliği.....	4
1.4 Literatür Araştırması.....	5
2 TEK DOĞRULTUDA ARTAN YÜKLEME ETKİSİNDEKİ KİRİŞ-KOLON BİRLEŞİMLERİ İÇİN DAVRANIŞ MODELLERİ	11
2.1 Polinom Modeli.....	11
2.2 Power Modeli.....	13
2.3 Üstel Model.....	17
2.4 Bileşen Metodu	20
3 DOĞRUSAL OLMAYAN STATİK İTME ANALİZİ	34
3.1 Hedef Yer Değiştirme	35
3.2 Elemanların Kuvvet-Deformasyon İlişkisi	37
3.3 Yapı Performans Seviyeleri	39
3.4 Analiz Prosedürü.....	40
4 YARI RİJİT KİRİŞ-KOLON BİRLEŞİMLİ TİPİK BİR ÇELİK ÇERÇEVENİN DOĞRUSAL OLMAYAN STATİK İTME ANALİZİ	42
4.1 Doğrusal Olmayan Malzeme Davranışı.....	42
4.2 Doğrusal Olmayan Geometrik Davranış.....	46
4.3 Doğrusal Olmayan Kiriş-Kolon Birleşimi Davranışı.....	49
5 TİPİK ÇELİK ÇERÇEVENİN SONLU ELEMAN MODELİ VE ANALİZİ	53
5.1 Birleşimlerin Geometrilere	53
5.2 Malzeme Özellikleri.....	54
5.3 Temas Yüzeyi Modellemesi.....	57

5.4 Sınır Şartları ve Yük Uygulamaları	58
5.5 Sonlu Eleman Üretimi.....	62
5.6 Sonlu Eleman Modellerinin Doğrulanması ve Matematiksel Modellerle Karşılaştırılması	64
5.7 Birleşim Parametrelerinin Moment-Dönme Eğrisi Üzerindeki Etkisi.....	70
5.8 Birleşim Parametrelerinin Taban Kesme Kuvveti-Tepe Yer Değiştirmesi Eğrisi Üzerindeki Etkisi	78
6 SONUÇ	86
KAYNAKÇA	88
TEZDEN ÜRETİLMİŞ YAYINLAR	93



SİMGE LİSTESİ

Δ_y	Akma yer değiştirmesi
t_a	Alt başlık korniyeri kalınlığı
l_a	Alt başlık korniyerinin genişliği
δ_s	Alt kiriş başlığının yatay yer değiştirmesi
k_2	Basınçta kolon gövdesi elastik rijitlik katsayısı
$b_{eff,c,wc}$	Basınçta kolon gövdesi etkili genişliği
k_i	Bileşen elastik rijitlik katsayısı
$S_{j,ini}$	Bileşen metodunda birleşimin ilk dönme rijitliği
F_{Rd}	Bileşen tasarım dayanımı kuvveti
$M_{pl,1,Rd}$	Birinci göçme mekanizmasında T-parça başlığı tasarım eğilme momenti dayanımı
θ_r	Birleşim dönme deformasyonu
M	Birleşim momenti
$F_{t,Rd}$	Birleşimin etkili tasarım çekme dayanım kuvveti
R_{ki}	Birleşimin ilk dönme rijitliği
M_u	Birleşimin moment kapasitesi
ϕ_r	Birleşimin rölatif dönmesi
$M_{j,Rd}$	Birleşimin tasarım eğilme momenti dayanımı
k_{12}	Bulon deliklerinde ezilme rijitlik katsayısı
D	Bulon başının genişliği
L_b	Bulon uzama boyu
f_{ub}	Bulon malzemesinin çekme dayanımı
A_s	Bulonun ekme gerilmesi alanı
$B_{t,Rd}$	Bulonun tasarım çekme dayanımı kuvveti
k_{10}	çekmede bulonların elastik rijitlik katsayı
k_3	çekmede kolon gövdesi elastik rijitlik katsayısı
$b_{eff,t,wc}$	çekmede kolon gövdesinin etkili genişliği
γ_{M2}	ekmede göçmeye karşı enkesit dayanımı kısmi faktörü
$F_{t,wc,Rd}$	ekmede kolon gövdesi tasarım çekme dayanım kuvveti
σ_y	elik malzemesinin akma dayanımı
P	Düşey yük
k_4	Eğilmede kolon başlığı elastik rijitlik katsayısı

k_6	Eğilmede üst başlık korniyeri elastik rijitlik katsayısı
$F_{t,cl,Rd}$	Eğilmede üst başlık korniyeri tasarım çekme dayanım kuvveti
E	Elastisite modülü
γ_{M0}	Enkesit dayanımı kısmi faktörü
l_{eff}	Eşdeğer T-parça etkili uzunluk
Σl_{eff}	Eşdeğer T-parça toplam etkili uzunluk
T_e	Etkili temel periyod
g_t	Kenar mesafesi
Q_y	Genelleştirilmiş eleman akma dayanımı
Q	Genelleştirilmiş eleman yükü
δ_t	Her kat düzleminde rijit diyaframlı binalarda hedef yer değiştirme
P	İki komşu bulon dişi arasındaki eksenel mesafedir.
$M_{pl,2,Rd}$	İkinci göçme mekanizmasında T-parça başlığı tasarım eğilme momenti dayanımı
k_{11}	Kesmede bulonların rijitlik katsayısı
k_1	Kaymada kolon gövdesi elastik rijitlik katsayısı
L_b	Kiriş açıklığı
d	Kiriş kesiti derinliği
δ_i	Kiriş üst başlığının yatay yer değiştirmesi
I_b	Kirişin atalet momenti
$M_{b,pl,Rd}$	Kiriş tasarım plastik moment dayanımı
L_c	Kolon boyu
I_c	Kolonun atalet momenti
A_{VC}	Kolon gövdesi kayma alanı
b	Kolon profilinin başlık genişliği
t_f	Kolon profilinin başlık kalınlığı
A	Kolon profilinin enkesit alanı
t_w	Kolon profilinin gövde kalınlığı
$M_{c,pl,Rd}$	Kolon tasarım plastik moment dayanımı
Q	Manivela kuvveti
ε_m	Mühendislik birim şekil değiştirme
σ_m	Mühendislik gerilme
z	Moment kolu
ε_g	Plastik bölgede gerçek birim şekil değiştirme
σ_g	Plastik bölgede gerçek gerilme

δ	Sehim
n	Şekil parametresi
$F_{T,Rd}$	T-parça başlığının tasarım çekme dayanım kuvveti
$l_{\bar{u}}$	Üst başlık korniyerinin genişliği
$t_{\bar{u}}$	Üst başlık korniyerinin kalınlığı
H	Yanal yük
T_i	Yapının dikkate alınan doğrultusundaki elastik temel periyot
K_i	Yapının dikkate alınan doğrultusundaki elastik yanal rijitliği
K_e	Yapının dikkate alınan doğrultusundaki etkili yanal rijitliği
V_y	Yapının etkili akma dayanımını
K_e	Yapının etkili yanal rijitliğini
Δ	Yapı yer değiştirmesi

KISALTMA LİSTESİ

EC3:1-8	Eurocode 3: Design of Steel Structures-Part 1-8: Design of Joints
S-1	Hemen Kullanım Yapısal Performans Seviyesi
S-2	Hasar Kontrol Yapısal Performans Aralığı
S-3	Can Güvenliği Yapısal Performans Seviyesi
S-4	Sınırlı Güvenlik Yapısal Performans Aralığı
S-5	Göçmenin Önlenmesi Yapısal Performans Seviyesi
ÜABK	Üst ve Alt Başlık Korniyerli Birleşim
ÇYTHYE	Çelik Yapıların Tasarım, Hesap ve Yapım Esaslarına Dair Yönetmelik

ŞEKİL LİSTESİ

Şekil 1.1	Yarı-rijit birleşimlerin moment-dönme eğrileri	2
Şekil 1.2	Üst ve alt başlık korniyerli birleşim	3
Şekil 1.3	Yarı-rijit birleşimlerin yükleme ve boşaltma davranışı.....	4
Şekil 1.4	Birleşim konumu (a) kolon ucunda; (b) kolon yüksekliği içinde.....	6
Şekil 2.1	Birleşimlerin boyut parametreleri	12
Şekil 2.2	Üç parametrelili power model	14
Şekil 2.3	Üst ve alt başlık korniyerli birleşimin dönme deformasyonu	15
Şekil 2.4	Üst başlık korniyeri için ankastre kiriş modeli.....	15
Şekil 2.5	Üst başlık korniyerinin göçme mekanizması	16
Şekil 2.6	Üst ve alt başlık korniyerli birleşimde çekme, basınç ve kayma bölgeleri	21
Şekil 2.7	Üst ve alt başlık korniyerli birleşimin Eurocode 3'e göre bileşen modeli	21
Şekil 2.8	Bileşenlerin (eksenel yay) elasto-plastik kuvvet-yer değiştirme ilişkisi	22
Şekil 2.9	Eğilmede kolon başlığını temsil eden T-parça modeli.....	23
Şekil 2.10	Eğilmede kolon başlığını temsil eden T-parça etkili uzunluğu	23
Şekil 2.11	e , e_{min} , m , r_c , e_1 tanımları ve süreklilik levhasız kolon başlığında bulon sırası konumları	24
Şekil 2.12	m_2 tanımı ve süreklilik levhalı kolon başlığında bulon sırası konumları	25
Şekil 2.13	Üst başlık korniyeri için m ve e_{min} uzunlukları	26
Şekil 2.14	T-parça göçme mekanizmaları	30
Şekil 3.1	Yanal yük dağılımı	34
Şekil 3.2	İdealleştirilmiş kuvvet-deformasyon eğrisi	35
Şekil 3.3	Elemanların kuvvet-deformasyon ilişkileri	37
Şekil 3.4	a) Deneysel kuvvet-deformasyon ilişkisinin idealleştirilmesi b) FEMA:356 (2000) genelleştirilmiş kuvvet-deformasyon eğrisi	38
Şekil 4.1	SS400 çelik malzemesi gerilme-birim şekil değiştirme eğrisi	42
Şekil 4.2	SAP2000'de gerilme-birim şekil değiştirme grafiğinin tanımlanması...	43
Şekil 4.3	SAP 2000'de kesit özelliklerinin tanımlanması	43
Şekil 4.4	Kuvvet-yer değiştirme veya moment-dönme eğrisi	44
Şekil 4.5	Kolon için otomatik plastik mafsallara atama verileri	45
Şekil 4.6	Kiriş için otomatik plastik mafsallara atama verileri	45
Şekil 4.7	P- Δ ve P- δ Etkileri.....	46

Şekil 4.8 Düşey yüklerin doğrusal olmayan statik analizi.....	47
Şekil 4.9 Yanal yüklerin doğrusal olmayan statik analizi	48
Şekil 4.10 Yarı-rijit kiriş-kolon birleşimi modellemesi.....	49
Şekil 4.11 Link Eleman türü ve deformasyon özellikleri	51
Şekil 4.12 Doğrusal olmayan moment-dönme eğrisi tanımı	51
Şekil 5.1 Ü10-A12 birleşiminin geometrik ölçüleri	54
Şekil 5.2 SS400 sınıfı çelik malzemesinin mühendislik ve gerçek gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri	54
Şekil 5.3 Malzemenin elastik davranışı ve yoğunluğu	55
Şekil 5.4 Malzemenin plastik davranışı.....	56
Şekil 5.5 Ana yüzey ile ikincil yüzey ve aralarındaki etkileşimin düzenlenmesi .	57
Şekil 5.6 Temas özelliklerinin düzenlenmesi	58
Şekil 5.7 Sonlu eleman modelinin sınır şartları ve ağ örneği	59
Şekil 5.8 Sonlu eleman modelinde kullanılan bulon detayları	59
Şekil 5.9 Bulon ön çekme yükü uygulaması	60
Şekil 5.10 İkinci yükleme adımının başında bulondan üst korniyer, kolon ve kiriş flanşlarına önçekme yükü aktarılması	60
Şekil 5.11 İkinci yükleme adımı düzenlemeleri	61
Şekil 5.12 Üst ve alt başlık korniyerli birleşimin deformasyon şekli.....	61
Şekil 5.13 Eleman türünün belirlenmesi.....	62
Şekil 5.14 Elemanlara ayrılmış korniyerde kullanılan sonlu eleman ağı tekniği ..	63
Şekil 5.15 Bileşenlerin sonlu eleman örnekleri	63
Şekil 5.16 Moment-dönme eğrilerinin karşılaştırılması: a) Ü10-A12; b) Ü10-A15	65
Şekil 5.17 Moment-dönme eğrilerinin karşılaştırılması: a) Ü13-A12; b) Ü13-A15	66
Şekil 5.18 Sonu elaman analizden elde edilen birleşim deformasyon şekli	68
Şekil 5.19 Yang ve Jeon (2009)'un deneysel çalışması ile Ü10-A15 numunesi üst korniyer deformasyon şekillerinin karşılaştırılması.....	69
Şekil 5.20 Yang ve Jeon (2009)'un deneysel çalışması ile Ü10-A15 numunesi alt korniyer deformasyon şekillerinin karşılaştırılması	69
Şekil 5.21 Üst başlık korniyeri kalınlığının etkisi	71
Şekil 5.22 Farklı üst başlık korniyer kalınlıklı birleşimlerin deformasyon şekilleri	73
Şekil 5.23 Bulon çapının etkisi.....	73
Şekil 5.24 Kenar mesafesinin etkisi	74
Şekil 5.25 Farklı kenar mesafeli birleşimlerin deformasyon şekilleri.....	75

Şekil 5.26 Farklı kiriş derinlikli birleşimlerin deformasyon şekilleri	77
Şekil 5.27 Kiriş derinliğinin etkisi.....	78
Şekil 5.28 Yarı-rijit birleşimli çelik çerçevenin geometrik özellikleri	79
Şekil 5.29 Kapasite Eğrileri (Ü10-A12).....	80
Şekil 5.30 Sonlu eleman analizinden elde edilen çerçevenin deformasyon şekli .	81
Şekil 5.31 Üst başlık korniyeri kalınlığının kapasite eğrisine etkisi	82
Şekil 5.32 Bulon çapının kapasite eğrisine etkisi	82
Şekil 5.33 Kenar mesafesinin kapasite eğrisine etkisi.....	84
Şekil 5.34 Kiriş derinliğinin kapasite eğrisine etkisi.....	84



TABLO LİSTESİ

Tablo 2.1 Frye-Morris polinom modeli için eğri uydurma ve standardizasyon sabitleri.....	13
Tablo 2.2 Süreklilik levhasız kolon başlığı etkili uzunlukları.....	24
Tablo 2.3 Süreklilik levhalı kolon başlığı etkili uzunlukları.....	25
Tablo 2.4 ISO M metrik bulonlar için komşu dişler arasındaki mesafeler	27
Tablo 2.5 Göçme mekanizmalarına göre T-parça başlığının tasarım dayanım kuvvetleri	30
Tablo 3.1 Olası deformasyon ve kuvvet kontrollü davranış örnekleri.....	37
Tablo 3.2 Çelik moment çerçeveleri yapısal performans seviyeleri ve hasar durumları.....	40
Tablo 5.1 Üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin geometrik özellikleri	53

Üst ve Alt Başlık Korniyerli Kiriş-Kolon Birleşimlerinin Davranışı ve Çelik Çerçeve Davranışı Üzerindeki Etkisi

Yusuf BALABAN

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Yapı Programı

Yüksek Lisans Tezi

Danışman: Doç. Dr. Zeynep FIRAT ALEMDAR

Çelik yapılarda, üst ve alt başlık korniyerli kiriş-kolon birleşimi, kirişin hem düşey reaksiyonunu hem de bir miktar uç momentini aktarırken aynı zamanda belirli bir dönme derecesine izin veren yarı rijit bir birleşimdir. Bu çalışmada öncelikle üst ve alt başlık korniyerli birleşim davranışını araştırmak için ABAQUS yazılımında literatürden elde edilen deneysel verilere dayanarak 3 boyutlu sonlu eleman modelleri geliştirildi. 3 boyutlu sonlu eleman analizi sonuçları, birleşimlerin deneysel moment-dönme eğrileri ve deformasyon şekilleriyle karşılaştırılarak doğrulandı. Üst korniyer kalınlığının, bulon çapının, kiriş derinliğinin ve kenar mesafesinin moment-dönme eğrisi üzerindeki etkisi araştırıldı. Ayrıca üst ve alt başlık korniyerli birleşimin moment-dönme davranışı matematiksel modellere ve Eurocode 3 bileşen metoduna göre tahmin edildi. Matematiksel modellere göre oluşturulan eğriler deneysel eğrilerle uyumlu değildi. Eurocode 3 bileşen metodu, üst korniyerin pekleşme davranışını yeterli şekilde değerlendirmedikten birleşimlerin moment kapasiteleri olduklarından daha az elde edildi. Sonrasında üst ve alt başlık korniyerli birleşimin çelik çerçeve üzerindeki etkisini gözlemlemek amacıyla ABAQUS yazılımında birleşim parametreleri farklı 5 adet çelik çerçevenin 3 boyutlu sonlu eleman modelleri oluşturuldu. Sonlu eleman modellerinin doğrusal olmayan statik analizi gerçekleştirilerek çelik çerçeveler için kapasite eğrileri elde edildi. Sonrasında daha pratik analiz imkânı sağlayan

SAP2000 v21 yapısal analiz programında doğrusal olmayan malzeme davranışı ve doğrusal olmayan geometrik davranış dikkate alınarak, doğrusal olmayan birleşim davranışını hesaba katan bir modelleme yaklaşımı önerildi. Çelik çerçevelerin ABAQUS ve SAP2000’de doğrusal olmayan statik analizleri sonucunda elde edilen taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrileri birbirleriyle uyum göstermektedir. Ayrıca birleşimlerde üst başlık korniyeri kalınlığının, bulon çapının, kiriş derinliğinin artması ve kenar mesafesinin azalması çelik çerçevenin yanal rijitliğini ve kesme kuvveti kapasitesini artırmaktadır.

Anahtar Kelimeler: Üst ve alt başlık korniyerli birleşim, sonlu eleman analizi, moment-dönme davranışı, yarı-rijit birleşimli çelik çerçeveler, doğrusal olmayan statik analiz.



Behaviour of Top and Seat Angle Beam-Column Connections and Their Effect on Steel Frame Behaviour

Yusuf BALABAN

Department of Civil Engineering

Master of Science Thesis

Supervisor: Assoc. Prof. Dr. Zeynep FIRAT ALEMDAR

In steel structures, top and seat angle beam-column connection is a semi-rigid connection that transfers both the vertical reaction and some end moment of the beam while also allowing a certain degree of rotation. In this study, firstly, 3D finite element models were developed in ABAQUS software based on experimental data obtained from literature to investigate the behavior of the top and seat angle connection. The results of the 3D finite element analysis were verified by comparing them with the experimental moment-rotation curves and deformation shapes of the connections. The effects of the top angle thickness, bolt diameter, beam depth and gage distance on the moment-rotation curve were investigated. In addition, the moment-rotation behavior of the top and seat angle connection was predicted according to mathematical models and Eurocode 3 component method. The curves obtained based on mathematical models did not agree with the experimental curves. The Eurocode 3 component method did not adequately evaluate the strain hardening behavior of the top angle, thus underestimating the moment capacities of the connections. Then, in order to observe the effect of the top and seat angle connection on the steel frame, 3D finite element models of 5 steel frames with different connection parameters were created in ABAQUS software. Nonlinear static analysis of the finite element models was performed and capacity

curves for the steel frames were obtained. Subsequently, a modeling approach that takes into account nonlinear material behavior and nonlinear geometric behavior together with nonlinear connection behavior was proposed in SAP2000 v21 structural analysis program, which provides more practical analysis possibilities. The base shear-roof displacement curves obtained as a result of nonlinear static analysis of steel frames in ABAQUS and SAP2000 were in good agreement with each other. In addition, increasing the top angle thickness, bolt diameter, beam depth and decreasing the gage distance in the connections increases the lateral rigidity and base shear capacity of the steel frame.

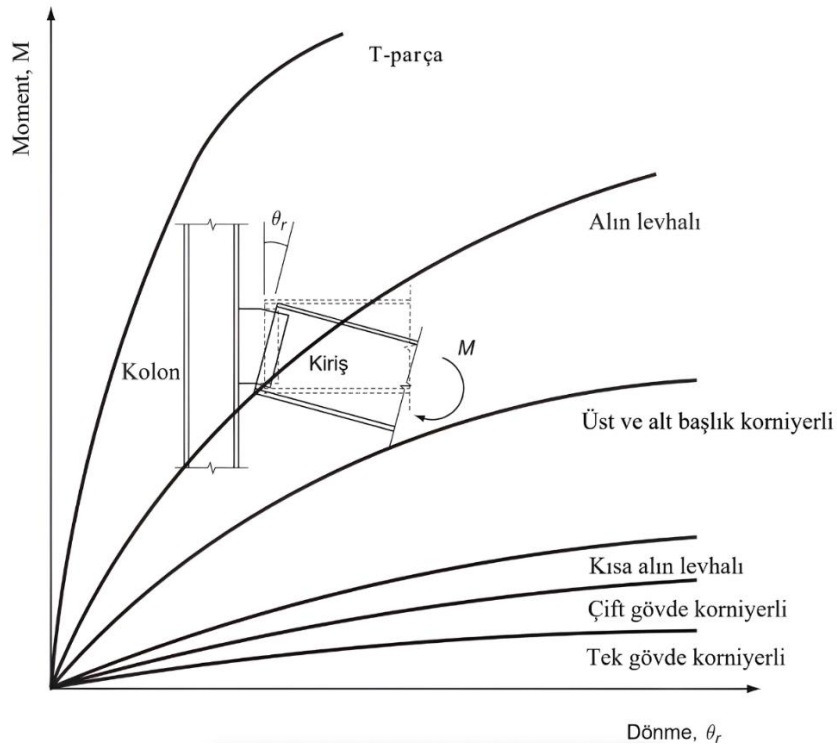
Keywords: Top and seat angle connection, finite element analysis, moment-rotation behavior, steel frames with semi-rigid connections, nonlinear static analysis.

En çok talep edilen yapı sistemlerinden biri çelik çerçeve taşıyıcı sistemlerdir. Taşıyıcı sistem elemanlarının modellenmesinde benimsenen varsayımlar ve kiriş-kolon birleşimlerinin davranışı yapısal sistemlerin analizinde asli etkenlerdir. Geleneksel analiz ve tasarımda, bir çerçevedeki birleşimlerin rijit veya mafsallı olduğu varsayılır. Rijit bir birleşimde herhangi bir rölatif dönmenin meydana gelmediği ve kirişin uç momentinin tamamının kolona aktarıldığı varsayılır. Mafsallı bir birleşimde ise kirişin uç momentinin aktarılmadığı ve sınırlama olmadan rölatif dönmeye izin verildiği varsayılır. Bu idealleştirilmiş birleşim varsayımları çelik çerçevenin analizini ve tasarımını basitleştirir. Deneysel veriler, tüm kiriş-kolon birleşimlerinin rijit ve mafsallı birleşimler arasında yer aldığını ve bir miktar rijitliğe sahip olduğunu göstermektedir. Genel olarak rijit kabul edilen birleşimlerde kiriş doğrudan kolonun başlığına kaynaklanır. Bununla birlikte, kirişin kolona, üst başlık ve alt başlık korniyeri ve gövde korniyeriyle veya herhangi bir levha ile bulon veya perçin kullanılarak bağlandığı birleşim, doğrusal olmayan bir davranış sergiler ve yarı-rijit birleşimler olarak bilinen rijit ve mafsallı koşullar arasında kalır. Birleşimler, taşıyıcı sistem elemanları arasında momentlerin ve kuvvetlerin aktarıldığı bölgelerdir. Kiriş-kolon birleşiminde eğilme momenti, kesme kuvveti, eksenel kuvvet ve burulma meydana gelir. Kiriş-kolon birleşiminin düzlem içi davranışında burulma etkisi ihmal edilebilir. Eksenel ve kesme kuvvetlerinin neden olduğu birleşim deformasyonu, eğilme momentinin neden olduğu deformasyonla karşılaştırıldığında genellikle çok daha küçüktür. Çelik kiriş-kolon birleşiminin birincil deformasyonu, düzlem içi eğilme momentinin neden olduğu dönme deformasyonudur. Kiriş-kolon birleşiminin düzlem içi davranışı Şekil 1.1’de gösterilen moment-dönme ($M-\theta_r$) eğrileri aracılığıyla ifade edilebilir.

1.1 Çalışmanın Amacı ve Kapsamı

Üst ve alt başlık korniyerli kiriş-kolon birleşiminin monoton yükleme altında doğrusal olmayan davranışı, Yang ve Jeon (2009)’un deneysel test verileriyle doğrulanan ABAQUS sonlu eleman modelleri, EC3:1-8 (2021) bileşen metodu, Kishi ve Chen (1990) power model ve Wu ve Chen (1990) üstel modeli ile

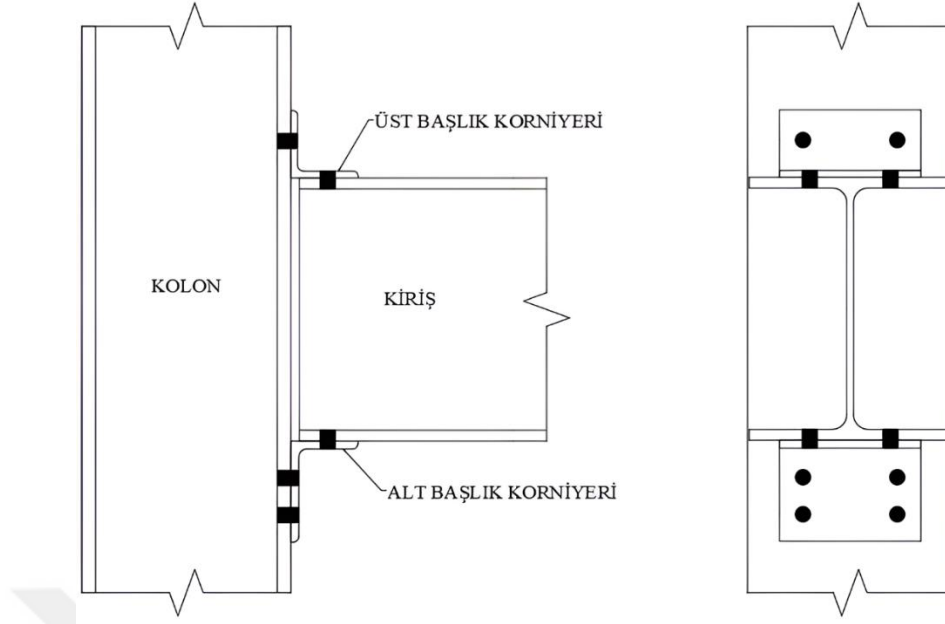
anlaşılmaya çalışılmaktadır. ABAQUS'te gerçekleştirilen doğrusal olmayan statik analizlerle, doğrusal olmayan birleşim davranışının çelik çerçeve üzerindeki etkisi gözlemlenmektedir. Pratik analiz imkânı sağlayan SAP2000 yapısal analiz programında doğrusal olmayan malzeme davranışı ve doğrusal olmayan geometrik davranışla birlikte doğrusal olmayan birleşim davranışını hesaba katan bir modelleme yaklaşımıyla elde edilen sonuçların ABAQUS'ten elde edilen sonuçlarla uyumlu olması amaçlanmaktadır.



Şekil 1.1 Yarı-rijit birleşimlerin moment-dönme eğrileri

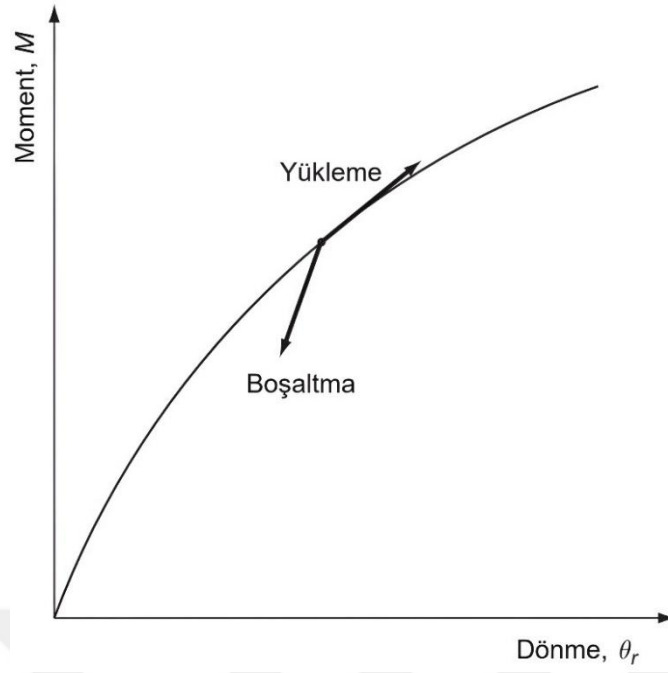
1.2 Yarı Rijit Birleşim Davranışı

AISC (1989) yönetmeliğine göre üst ve alt başlık korniyerli birleşim şu şekilde tanımlanmaktadır: üst başlık korniyeri, kirişin basınç bölgesindeki başlığına yanal destek sağlar ve alt başlık korniyeri, kirişin ucunda önemli bir sınırlama momenti oluşturmada yalnızca kirişin düşey reaksiyonunu kolona aktarmak için tasarlanmıştır. Deneysel bulgulara dayanarak, bu birleşimler sadece düşey reaksiyonu değil, aynı zamanda kirişten kolona belirli bir miktarda uç momenti de aktarabilmektedir. Şekil 1.2'de gösterilen, üst ve alt başlık korniyerli birleşim, kirişin hem düşey reaksiyonunu hem de bir miktar uç momentini aktarırken aynı zamanda belirli bir dönme derecesine izin veren yarı rijit bir birleşimdir.



Şekil 1.2 Üst ve alt başlık korniyerli birleşim

Şekil 1.1'e göre tek gövde korniyerli birleşim esnek davranış sergilerken, T-parça birleşimi oldukça katı bir davranış göstermektedir. Yarı-rijit birleşimlerin moment-dönme ($M-\theta_r$) davranışları doğrusal değildir. Momente maruz kalan bir birleşimde moment-dönme eğrisine göre dönme deformasyonu meydana gelir ancak momentin yönü tersine çevrildiğinde, birleşim Şekil 1.3'te gösterildiği gibi moment-dönme eğrisinin başlangıçtaki eğimine yakın bir eğim ile doğrusal sayılabilecek bir yol çizerek boşalır. Bu durum nedeniyle yanal yük altında bir çelik çerçevedeki aynı birleşimler farklı davranış gösterebilir. Birleşimlerin bu yükleme ve boşaltma karakteristiği, çerçevenin tepkisini güvenilir bir şekilde tahmin etmek için uygun şekilde modellenmelidir (Chen, 2011). Birleşim rijitliğinin fazla tahmin edilmesi, yanal yer değiştirmenin, kat ötelenmesinin ve göçme olasılığının olduğundan az tahmin edilmesine yol açabilir. Birleşim rijitliğinin az tahmin edilmesi ise kiriş ve kolonlarda oluşan kuvvetlerin yanlış tahmin edilmesine yol açabilir (Hadianfard ve Razani, 2003). Birleşimin deformasyonu, bağlı elemanların etkin rijitliğinin azalması nedeniyle ilave yer değiştirmeye yol açtığı için çerçevenin stabilitesi üzerinde dengesizleştirici bir etkiye sahiptir. Çerçevenin yer değiştirmesindeki bir artış, çerçevenin genel stabilitesini etkileyen $P-\Delta$ etkisini yoğunlaştırır. Bu nedenle kiriş-kolon birleşiminin doğrusal olmayan özellikleri çerçevenin stabilitesinde çok önemli bir role sahiptir.



Şekil 1.3 Yarı-rijit birleşimlerin yükleme ve boşaltma davranışı

1.3 Birleşim Rijitliği, Dayanımı ve Sünekliği

Birleşimin dönme rijitliği, moment dayanımı ve dönme kapasitesi, birleşimin moment-dönme özelliklerini yöneten temel özelliklerdir. Birleşimin moment-dönme davranışının ilk birkaç yükleme adımında elde edilen eğim birleşimin ilk dönme rijitliğini verir. EC3:1-8 (2005) birleşimlerin ilk dönme rijitliğini göz önünde bulundurur. ANSI/AISC:360-16 (2016) birleşimin doğrusal olmayan davranışından dolayı düşey yükler altında ilk dönme rijitliğinin doğru sonuç vermeyebileceğini belirtir ve sekant rijitliğini değerlendirir. Düşey yükler altındaki birleşimin moment-dönme eğrisi üzerinde, yüklenen moment-oluşan dönme deformasyonu noktası orijin ile birleştirilerek elde edilen doğrunun eğimi sekant rijitliğini verir. Bu çalışmada üst ve alt başlık korniyerli birleşimler için ilk dönme rijitliği göz önüne alınmaktadır. Birleşim dayanımı, deneysel olarak elde edilen moment-dönme eğrisindeki azami moment değeridir. Moment-dönme eğrisi tepe bir değer göstermiyorsa 0.02 radyan dönme değerindeki moment değeri birleşim dayanımı kabul edilebilir. Birleşimin dönme kapasitesi, birleşim dayanımının %80'ine düştüğü noktadaki dönme değeridir. 0.03 radyan dönmeye karşılık gelen moment değeri birleşim kapasitesinin %80'inden fazlaysa birleşimin dönme kapasitesi 0.03 radyan olarak kabul edilir.

1.4 Literatür Araştırması

Azizinamini ve ark. (1985) gerçekleştirdikleri deneysel çalışmalarla üst ve alt başlık korniyerli birleşimin monoton yükleme altında davranışını araştırdılar ve moment-dönme eğrisinin tahmini için analitik model geliştirdiler.

Stelmack ve ark. (1986) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerden oluşan yanal yük altındaki çelik çerçevelerin, analitik yöntemle doğrusal elastik analizlerinin güvenilirliğini sağlamak amacıyla deneysel çalışmalar gerçekleştirdiler.

Davison ve ark. (1987) üst ve alt başlık korniyerli birleşiminde aralarında yer aldığı bir grup birleşimi rijitlik ve moment kapasitesi açısından karşılaştırmak için deneysel çalışmalar yürüttüler. Aynı zamanda birleşimlerin sünekliğinde önemli olan etkenleri tanımladılar.

Fleischman (1988) üst ve alt başlık korniyerli birleşimi oluşturan bileşenleri deneysel çalışmalar ile ayrı ayrı ele alarak birleşim davranışını temsil eden model geliştirdi.

Harper (1990) monoton ve tekrarlı yükler altında üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin davranışını araştırmak için deneysel çalışmalar gerçekleştirdi. Bu birleşimden meydana gelen çelik çerçeveleri sarsma tablasıyla dinamik olarak yükledi ve birleşimlerin çelik çerçevenin yer değiştirmelerini azaltan enerji tüketme kabiliyetlerini gözlemledi. Yapı analizinde kullanılmak üzere moment-dönme davranışı için yarı-ampirik analitik model önerdi. Analitik model dinamik analizlere dahil edildiğinde, yapının deneysel olarak ölçülen tepkisine makul yaklaşımlar sağladı.

Pekcan ve ark. (1995) üst ve alt başlık korniyerli birleşimin moment-dönme ve kuvvet-deplasman ilişkisini deneysel çalışmalar ile karakterize ettiler. İlk birleşim rijitliğini, mekanizma moment kapasitesini ve birleşim dönme kapasitesini tahmin etmek için analitik bir araştırma sundular.

Bernuzzi ve ark. (1998) üst ve alt başlık korniyerli birleşimler üzerinde deneysel çalışmalar gerçekleştirdiler. Birleşimin ana rijitlik ve dayanım parametrelerini incelediler. Tekrarlı yükleme altında birleşim davranışını tahmin etmek için monoton moment-dönme eğrisine dayanan model geliştirdiler.

Jang ve ark. (1999) monoton yükleme altında üst ve alt başlık korniyerli birleşimde alt başlık korniyerini dikkate alarak dayanımı etkileyen değişkenleri incelemek için deneysel çalışmalar yürüttüler. Alt başlık korniyerli birleşimin mukavemetini, kiriş enkesiti ile kolon başlığı arasındaki boşluğun, korniyer kalınlığının ve kiriş başlığı ile korniyeri birleştiren bulonların önemli ölçüde etkilediğini ortaya koydular.

Calado ve ark. (2000) üst ve alt başlık korniyerli birleşimin davranışını üç farklı kolon enkesiti kullandıkları deneysel çalışmalarla araştırdılar. Elde ettikleri sonuçlar elastik olmayan deformasyonun ana kaynaklarının korniyerlerde bulunduğunu göstermektedir.

Lin ve ark (2004) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin elastik ve plastik davranışını araştırmak ve denklemler önermek amacıyla çekme ve eğilme altındaki numuneler üzerinde deneysel çalışmalar gerçekleştirdiler. Çekme ve eğilme dayanımını tahmin eden denklemler, deneysel sonuçlarla karşılaştırıldığında hata payı %10'dan daha azdır.

Yang ve Jeon (2009) üst ve alt başlık korniyerli birleşimin ilk dönme rijitliğini ve moment kapasitesini tahmin eden analitik model önermek için deneysel çalışmalar gerçekleştirdiler. Birleşimlerin moment-dönme eğrilerini, plastik mafsalları çizgilerini, göçme modlarını, üst başlık korniyerinin moment-kesme etkileşimini ve manivela etkisini dikkate alarak geliştirdikleri analitik modeli deneysel sonuçlarla karşılaştırarak doğruladılar.

Yang ve ark. (2011) monoton yükleme altında üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin davranışını araştırmak için 5 deneysel çalışma gerçekleştirdiler. Test numuneleri arasındaki değişkenler üst başlık korniyeri kalınlığı ve kenar mesafesiydi. Bu değişkenlerin seçilmesinin nedeni manivela davranışının birleşimin moment kapasitesine olan etkisini içeren analitik model önermekti. Literatürdeki deneysel çalışmalar üzerinde analitik modelin uygulanabilirliğini gösterdiler.

Skejic ve ark. (2014) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin ve eğilme etkisinde üst başlık korniyerinin davranışını deneysel olarak araştırdılar. Üst başlık korniyeri davranışını tahmin eden teorik modelleri deneysel çalışmalarla karşılaştırarak değerlendirdiler. Ayrıca deneysel çalışmalarda inceledikleri berkitmeli korniyerlerin ve birleşimlerin davranışı için teorik modeller önerdiler.

Aydın ve ark. (2015) zayıf kolon eksenlerinde üst ve alt başlık korniyerleriyle tasarlanmış birleşimlerin monoton yükleme altında deneysel araştırmalarını yaptılar. Berkitmeli ve berkitmesiz korniyerlerin birleşim davranışı üzerindeki etkisini incelediler. Eurocode 3'ü iyileştirmek için veri sağladılar.

Wang ve ark. (2018) üst ve alt başlık korniyerli birleşimler ve berkitmeli korniyerlerden oluşan birleşimler üzerinde deneysel çalışmalar gerçekleştirdiler. Oluşturdukları sonlu eleman modellerini deneysel verilerle doğruladılar ve parametrik çalışmalar gerçekleştirdiler. Birleşimin çekme bölgesindeki berkitmeli korniyerin, birleşim rijitliğini ve dayanımını büyük oranda artırdığını gözlemlediler. Birleşimlerin göçme mekanizmalarındaki farklılıkları değerlendirdiler.

Elflah ve ark. (2019) paslanmaz çelik üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin monoton yükleme altında davranışını tam ölçekli deneysel çalışmalarla araştırdılar. Birleşimlerin rijitlik ve moment dayanımlarını Eurocode 3 bileşen metoduyla karşılaştırdılar ve birleşimlerin mükemmel süneklik gösterdiklerini, karbon çelik birleşimler için tasarım standartlarında öngörülenlerden çok daha yüksek yüklere ulaştıklarını gözlemlediler.

Movaghati ve ark. (2019) ezilme türü deformasyonların, üst ve alt başlık korniyerli birleşimin doğrusal olmayan davranışı üzerindeki etkisini araştırmak için monoton yükleme altında deneysel çalışmalar gerçekleştirdiler. Ezilme türü deformasyonların ihmal edilemeyecek düzeyde birleşim sünekliğine katkı sağladığını gözlemlediler.

Yan ve ark. (2021) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin tüm davranışını araştırmak için deneysel çalışmalar gerçekleştirdiler. Birleşimleri, güçlü eksen eğilmesi, birleşik eğilmeyle eksenel kuvvet ve iki eksenli eğilme altında deneysel olarak gözlemlediler. Birleşimlerin rijitliğini, dayanımını, sünekliğini, göçme modlarını elde ettiler ve üst başlık korniyerinin davranışını araştırdılar. Eurocode 3 bileşen metodunun üst başlık korniyerinin dayanımını düşük tahmin etmesi nedeniyle, tam aralıklı davranışı temsil eden yeni bir mekanik model önerdiler.

Hasan ve ark. (2021) östenitik paslanmaz çelikten imal edilmiş üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin davranışını araştırmak için tam ölçekli deneysel çalışmalar

gerçekleştirdiler. Çeşitli birleşim elemanlarının deformasyon özelliklerini inceleyerek pekleşme etkilerini içeren 4 parametrelili power model önerdiler.

Qin ve ark. (2022) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin mekanik davranışını incelemek için monoton yükleme altında deneysel çalışmalar gerçekleştirdiler. Temel bileşenlerin deformasyon rijitliğini ve birleşimin ilk dönme rijitliğini hesaplamak için plak ve kabuklar teorisine dayanan metot önerdiler.

Ahmed ve ark. (2001) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin monoton yükleme altında davranışlarını araştırmak için sonlu eleman analizleri gerçekleştirdiler. Deneysel verilerle güvenilirliği sağlanan sonlu eleman modelleri üzerinde, bulon çapının, korniyer kalınlığının, kenar mesafesinin, bulon ve korniyer malzeme özelliklerinin davranışa olan etkisini araştırdılar.

Komuro ve ark. (2004) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin davranışlarını sonlu eleman analizleriyle araştırdılar. Elde ettikleri sonuçları deneysel verilerle karşılaştırarak sonlu eleman metodunun birleşimlerin moment-dönme davranışını nihai duruma kadar doğru tahmin ettiğini gösterdiler.

Prabha ve ark. (2008) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin moment-dönme davranışını araştırmak için 3 boyutlu sonlu eleman analizleri gerçekleştirdiler. Analiz sonucunda elde edilen, birleşimlerin moment-dönme eğrilerini, göçme mekanizmalarını, gerilim dağılımlarını deneysel verilerle karşılaştırarak doğruladılar. Parametrik çalışmalar gerçekleştirerek Frye-Morris polinom modelini geliştirdiler.

Pirmoz ve ark. (2009) sonlu eleman analizleriyle üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin moment-dönme eğrilerini elde ettiler. Deneysel verilerle doğrulanan sonlu eleman modellerini kullanarak moment-dönme davranışını tahmin eden yarı analitik model önerdiler.

Yang ve ark. (2011) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin ilk dönme rijitliği ve moment dayanımını tahmin etmek için sonlu eleman modeli önerdiler. Sonlu eleman analizlerinden elde edilen sonuçları deneysel çalışmalarla karşılaştırarak doğruladılar. Literatürdeki analitik modellerle karşılaştırdıklarında daha iyi sonuçlar elde ettiler.

Daryan ve ark. (2014) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin moment-dönme davranışlarını sonlu eleman analizleriyle elde ettiler. Deneysel verilerle

doğruladıkları sonlu eleman modelleri üzerinde kolon başlığı kalınlığının, bulon malzeme özelliklerinin ve gövde korniyerinin birleşimin moment-dönme eğrisi üzerindeki etkisini araştırdılar. Yarı-rijit birleşimlerden oluşan çelik çerçevelerin doğrusal olmayan statik ve dinamik analizlerini gerçekleştirdiler. Yaptıkları karşılaştırmalarla birleşimlerin rijitliğindeki artışın çerçevenin yanal yer değiştirmesini azalttığını gösterdiler.

Ahmed ve Hasan (2015) üst ve alt başlık korniyerli kiriş-kolon birleşimlerinin monoton yükleme altındaki davranışlarını sonlu eleman analizleriyle elde ettiler. Deneysel verilerle doğrulanan sonlu eleman modellerinde, birleşim parametrelerinin ve özelliklerinin manivela kuvveti üzerindeki etkisini araştırdılar. Manivela kuvvetinin geliştiği noktanın tahmini için matematiksel model önerdiler.

Kong ve Kim (2017) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin doğrusal olmayan davranışlarını sonlu eleman metodu kullanarak analiz ettiler. Literatürdeki deneysel verilerle doğruladıkları sonlu eleman modelleri üzerinde parametrik çalışmalar gerçekleştirdiler. Birleşim rijitliğini ve birleşim dayanımını tahmin eden modeller önerdiler. Önerdikleri modelleri, çeşitli deneysel sonuçlarla karşılaştırdıklarında iyi sonuçlar elde ettiler.

Hasan ve ark. (2017) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin davranışını araştırmak için sonlu eleman metodu kullandılar. Deneysel verilerle doğruladıkları sonlu eleman modelleri üzerinde parametrik çalışmalar gerçekleştirdiler. Östenitik paslanmaz çelik sınıfının gösterdiği pekleşmeyi dikkate aldılar. Östenitik paslanmaz çelik malzemesinden meydana gelen üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin moment-dönme davranışını tahmin etmek için analitik model önerdiler.

Elflah ve ark. (2019) paslanmaz çelik üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin davranışlarını araştırmak amacıyla sonlu eleman modelleri oluşturdular ve tam aralıklı deneysel testlerle bu modelleri doğruladılar. Doğrulanan modeller üzerinde parametrik çalışmalar gerçekleştirdiler. EC3:1-8 (2005)'de karbon çelik birleşimin moment kapasitesinin ve ilk dönme rijitliğinin tahmini için önerilen metotları, paslanmaz çelik birleşimin davranışını tahmin etmek için kullandılar. EC3:1-8 (2005)'in paslanmaz çelik birleşimlerin dayanımını olduğundan az ve rijitliğini de yanlış tahmin ettiğini gösterdiler.

Xu ve ark. (2021) monoton yüklemeye maruz bırakılacak üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin sonlu eleman modellerini oluşturdular. Aynı zamanda berkitmeli korniyerlerden oluşan birleşimlerin sonlu eleman analizlerinden elde ettikleri verileri, literatürdeki deneysel sonuçlarla karşılaştırarak doğruladılar. Bulon yapılandırması üzerinde parametrik çalışmalar yaptılar. Berkitmeli korniyerler için ifade edilen göçme modlarında, dayanım kuvvetlerini tahmin eden formüller geliştirdiler.



TEK DOĞRULTUDA ARTAN YÜKLEME ETKİSİNDEKİ KIRIŞ-KOLON BİRLEŞİMLERİ İÇİN DAVRANIŞ MODELLERİ

Çelik çerçevelerin analizi ve tasarımı, kiriş-kolon birleşim bölgelerinin moment-dönme davranışının ayrıntılı olarak değerlendirilmesini gerektirir. Kiriş-kolon birleşimlerinin moment-dönme ilişkisini belirlemek için deneysel, sayısal, ampirik, analitik, bilgisayar ve mekanik modeller gibi çeşitli yöntemler kullanılmaktadır (Díaz ve ark., 2011). Matematiksel modellerde moment-dönme eğrileri, birleşimin geometrik ve mekanik özellikleri göz önünde bulundurularak, birleşimin dönme rijitliği, moment dayanımı ve dönme kapasitesinin belirlenmesiyle elde edilir. Bu bölümde Frye ve Morris (1975) tarafından önerilen ampirik model, Kishi ve Chen (1990) tarafından önerilen analitik model, Wu ve Chen (1990) tarafından önerilen üstel model ve en çok bilinen mekanik modellerden olan EC3:1-8 (2021) bileşen metodu değerlendirilmektedir.

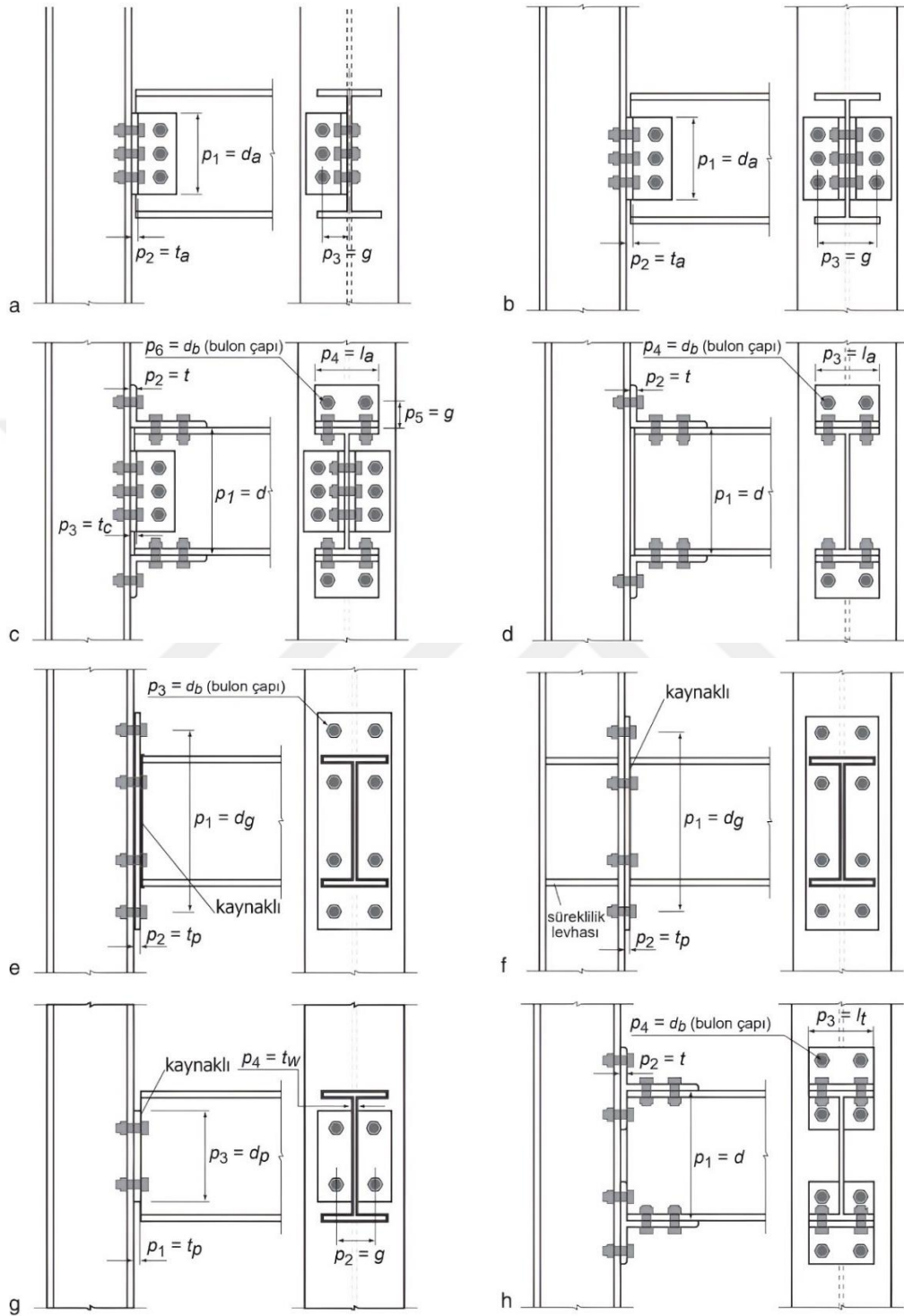
2.1 Polinom Modeli

Frye ve Morris (1975) yedi tür kiriş-kolon birleşiminin doğrusal olmayan moment-dönme davranışını tahmin etmek için ilk matematiksel modeli önerdiler. Somner (1970) öne sürdüğü prosedür ile belirli bir türdeki kiriş-kolon birleşimlerin moment-dönme ilişkilerini standartlaştırmış, boyutsuz bir biçimde ifade etmiştir. Tek katlı polinom faktörüne dayanan Frye-Morris modeli, deneysel verilerden yararlanılarak ve Sommer metodu temel alınarak geliştirilmiştir. Frye-Morris polinom modelinde kiriş-kolon birleşiminin moment-dönme ilişkisi Denklem 2.1’de verilen fonksiyon ile temsil edilir.

$$\theta_r = C_1(KM) + C_2(KM)^3 + C_3(KM)^5 \quad (2.1)$$

Denklem 2.1’de K: birleşimin türüne ve geometrik özelliklerine göre belirlenen standardizasyon parametresi; C_1 , C_2 , C_3 : birleşim türüne göre eğri uydurma sabitleri olarak Tablo 2.1’de açıklanmıştır. Bu modelin ana dezavantajı, moment-dönme eğrisinin eğimi olarak ifade edilen birleşimin dönme rijitliğinin, deneysel sonuçlara

göre mümkün olmayan negatif değerleri alabilmesidir. Birleşimler için boyut parametreleri Şekil 2.1’de gösterilmektedir.



Şekil 2.1 Birleşimlerin boyut parametreleri: (a) tek gövde korniyerli birleşim; (b) çift gövde korniyerli birleşim; (c) üst ve alt başlık ve çift gövde korniyerli birleşim; (d) üst ve alt başlık korniyerli birleşim; (e) uzatılmış alın levhali birleşim; (f) süreklilik levhali uzatılmış alın levhali birleşim; (g) kısa alın levhali birleşim; (h) T-parça birleşimi (Chen, 2011).

Tablo 2.1 Frye-Morris polinom modeli için eğri uydurma ve standardizasyon sabitleri (tüm boyut parametrelerinin birimi santimetredir)

Bağlantı türleri	Eğri uydurma sabitleri	Standardizasyon sabitleri
Tek gövde korniyerli birleşim	$C_1 = 1.67 \times 10^{-0}$ $C_2 = 8.56 \times 10^{-2}$ $C_3 = 1.35 \times 10^{-3}$	$K = d_a^{-2.4} t_a^{-1.81} g^{0.15}$
Çift gövde korniyerli birleşim	$C_1 = 1.43 \times 10^{-1}$ $C_2 = 6.79 \times 10^1$ $C_3 = 4.09 \times 10^5$	$K = d_a^{-2.4} t_a^{-1.81} g^{0.15}$
Üst ve alt başlık ve çift gövde korniyerli birleşim	$C_1 = 1.50 \times 10^{-3}$ $C_2 = 5.60 \times 10^{-3}$ $C_3 = 4.35 \times 10^{-3}$	$K = d^{-1.287} t^{-1.128} t_c^{-0.415} l_a^{-0.694} (g - d_b/2)^{1.350}$
Üst ve alt başlık korniyerli birleşim	$C_1 = 2.59 \times 10^{-1}$ $C_2 = 2.88 \times 10^3$ $C_3 = 3.31 \times 10^4$	$K = d^{-1.5} t^{-0.5} l_a^{-0.7} d_b^{-1.1}$
Uzatılmış alın levhalı birleşim	$C_1 = 8.91 \times 10^{-1}$ $C_2 = -1.20 \times 10^4$ $C_3 = 1.75 \times 10^8$	$K = d_g^{-2.4} t_p^{-0.4} d_b^{-1.5}$
Süreklilik levhalı uzatılmış alın levhalı birleşim	$C_1 = 2.60 \times 10^{-1}$ $C_2 = 5.36 \times 10^2$ $C_3 = 1.31 \times 10^7$	$K = d_g^{-2.4} t_p^{-0.6}$
Kısa alın levhalı birleşim	$C_1 = 6.14 \times 10^{-3}$ $C_2 = 1.08 \times 10^{-3}$ $C_3 = 6.05 \times 10^{-3}$	$K = t_p^{-1.6} g^{1.6} d_p^{-2.3} t_w^{-0.5}$
T-parça birleşimi	$C_1 = 6.42 \times 10^{-2}$ $C_2 = 1.77 \times 10^2$ $C_3 = -2.03 \times 10^4$	$K = d^{-1.5} t^{-0.5} l_t^{-0.7} d_b^{-1.1}$

2.2 Power Modeli

Çeşitli birleşim türleri için geliştirilen power modellerin en basiti Krishnamurthy ve ark. (1979) tarafından önerilen, Denklem 2.2’de ifade edilen iki parametrelili fonksiyondur.

$$\theta_r = \alpha M^b \quad (2.2)$$

Denklem 2.2’de $\alpha > 0$ ve $b > 1$ koşullarıyla α ve b eğri uydurma parametreleridir. İki parametrelili power model çoğunlukla birleşimin moment-dönme davranışını doğru tahmin edemez. Colson (1983) Denklem 2.3’te ifade edilen, elastik-plastik gerilme birim şekil değiştirme modeline dayanan üç parametrelili bir güç fonksiyonu geliştirdi.

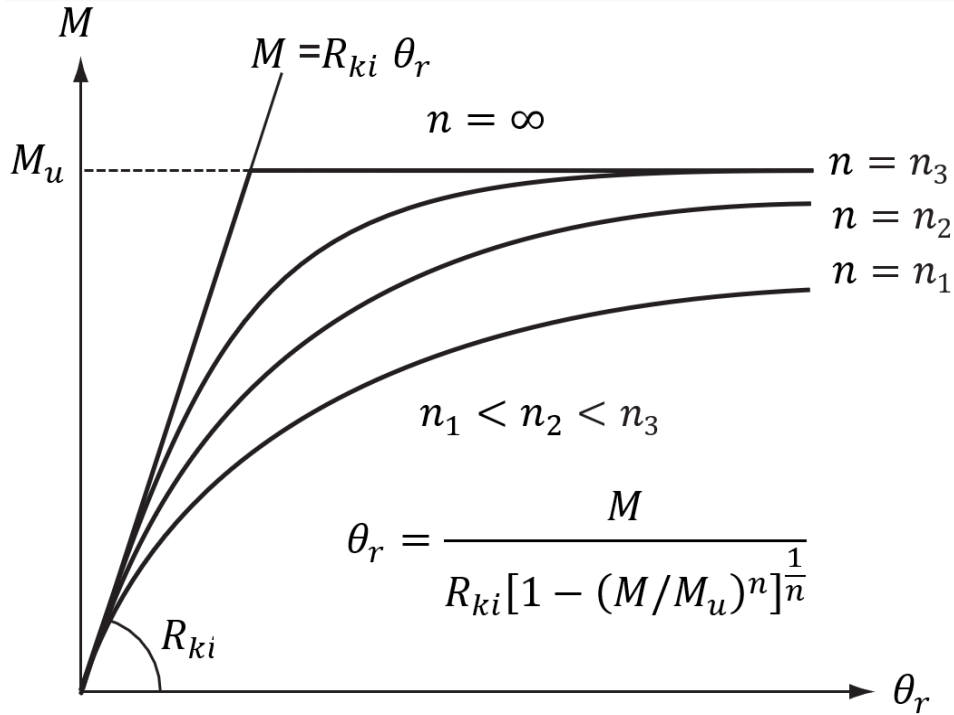
$$\theta_r = \frac{M}{R_{ki} [1 - (M/M_u)^n]} \quad (2.3)$$

Bu fonksiyonda R_{ki} : birleşimin ilk rijitlik değeri; M_u : birleşimin moment kapasitesi; n : birleşimin moment-dönme eğrisinin şekil parametresidir.

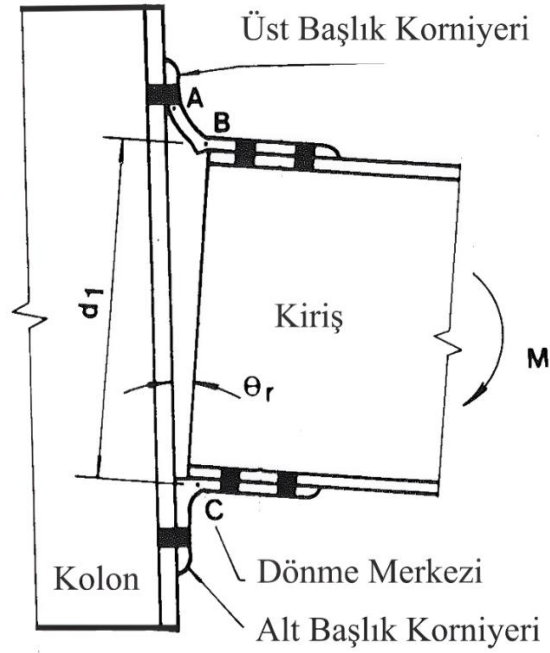
Kishi ve ark. (1987) birleşimlerin doğrusal olmayan moment-dönme davranışlarını tahmin etmek için R_{ki} , M_u ve n olmak üzere üç parametrelilik Denklem 2.4'te verilen power modeli önerdiler.

$$\theta_r = \frac{M}{R_{ki} [1 - (M/M_u)^n]^{\frac{1}{n}}} \quad (2.4)$$

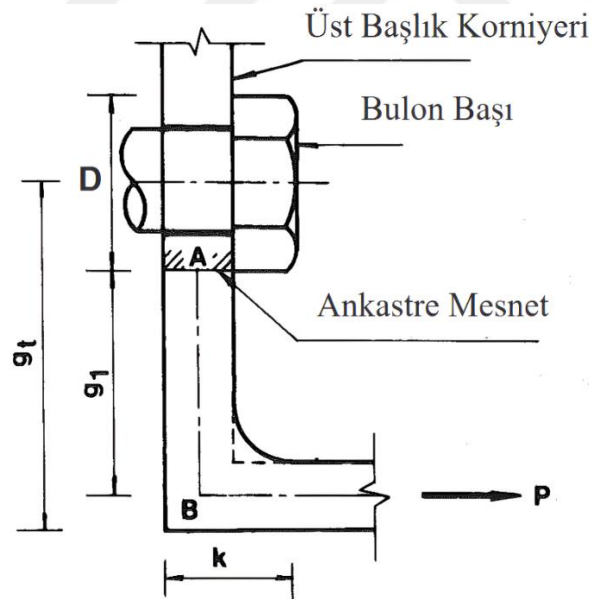
Buradaki parametrelerin tanımları Denklem 2.3'te tanımlanan Colson fonksiyonundaki tanımlamalar ile aynıdır. Denklem 2.4'ü temsil eden Şekil 2.2'de n , başlangıç rijitliğini moment-dönme grafiğinin nihai momentine bağlayan kısmın eğriliğini ayarlayan bir şekil parametresidir. Şekil parametresi n , Kishi ve ark. (1994)'na göre tahmin edilen momentler ile deneysel test verileri arasındaki farklar için en küçük kareler yöntemi kullanılarak belirlenebilir. Şekil 2.2'den anlaşılacağı gibi n değeri ne kadar büyük olursa eğri o kadar dik olacaktır.



Şekil 2.2 Üç parametrelilik power model



Şekil 2.3 Üst ve alt başlık korniyerli birleşimin dönme deformasyonu



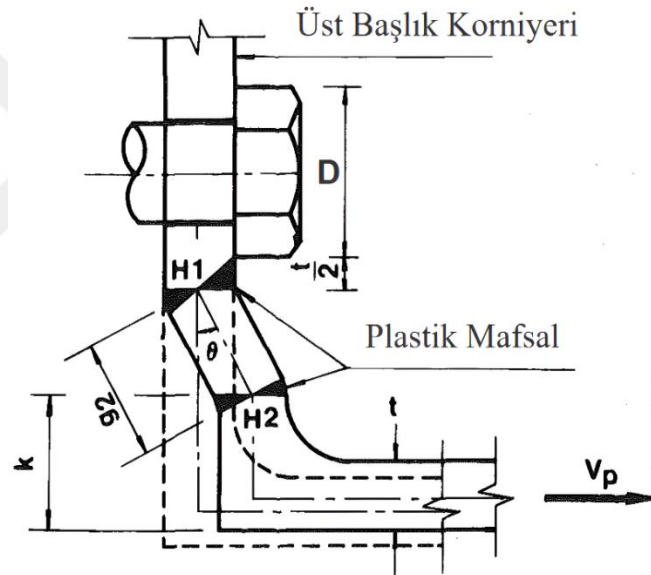
Şekil 2.4 Üst başlık korniyeri için ankastre kiriş modeli

Kishi ve Chen (1990) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin, moment-dönme eğrilerinin ilk elastik rijitliklerini R_{ki} belirlerken üç koşul çerçevesinde davrandıklarını kabul ettiler. Birleşimin dönme merkezi, Şekil 2.3'te gösterilen alt başlık korniyerinin kirişe bitişik bacağına bulunur; üst başlık korniyeri ankastre

kiriş gibi davranır ve Şekil 2.4'te gösterildiği gibi ankastre mesnet, korniyerin kolona bitişik kolunda bulon deliği merkezinden bulon başı genişliğinin yarısı kadar aşağıdadır; dönme merkezindeki direnç momenti ihmal edilebilecek kadar küçüktür. Bu varsayımlara dayanarak R_{ki} , Denklem 2.5'teki gibi belirlenmiştir.

$$R_{ki} = \frac{3El_{\ddot{u}}(d_1)^2}{g_1(g_1^2 + 0.78t_{\ddot{u}}^2)} \quad (2.5)$$

Burada $El_{\bar{u}}$: üst başlık korniyerlerinin eğilme rijitliği; $I_{\bar{u}} = l_{\bar{u}} t_{\bar{u}}^3 / 12$ ($l_{\bar{u}}$ üst başlık korniyerinin genişliğidir.); $t_{\bar{u}}$: üst başlık korniyerinin kalınlığı; $g_1 = g_t - D/2 - t_{\bar{u}}/2$ (g_t : kenar mesafesi; D: bulon başının genişliğidir.) Şekil 2.4'te gösterilmektedir; $d_1 = t_{\bar{u}}/2 + t_a/2 + d$ (d , kiriş kesitinin toplam derinliğidir.) Şekil 2.3'te gösterilmektedir.



Şekil 2.5 Üst başlık korniyerinin göçme mekanizması

Kishi ve Chen (1990) üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin moment kapasitesini hesaplamak için Altman ve ark. (1983) tarafından yürütülen deneylerin sonuçlarını göz önünde bulundurularak, kesme kuvvetinin malzemenin akması üzerindeki etkisini dikkate aldılar ve Drucker (1956) akma kriterini kullanarak eğilme-kayma etkileşimi için V_{pu}/V_0 ile ilgili dördüncü dereceden Denklem 2.6'yı türettiler.

$$\left(\frac{V_{p\ddot{u}}}{V_0}\right)^4 + \frac{g_2}{t_{\ddot{u}}}\left(\frac{V_{p\ddot{u}}}{V_0}\right) - 1 = 0 \quad (2.6)$$

Burada $V_0 = \sigma_y l_{\bar{u}} t_{\bar{u}} / 2$ ($l_{\bar{u}}$: üst başlık korniyezinin genişliği; σ_y : üst başlık korniyezinin akma dayanımıdır.); g_2 plastik mafsallar arasındaki mesafedir ve Şekil 2.5'te gösterilmektedir. $g_2 = g_t - D/2 - t_{\bar{u}}/2 - k$ olmak üzere k , üst başlık korniyezin kalınlığı ile çeyrek dairenin yarıçapının toplamıdır. $V_{p\bar{u}}$ değeri iterasyon ile kolaylıkla elde edilebilir. $V_{p\bar{u}}$ değeri bilindiğinde birleşimin moment kapasitesi M_u , Denklem 2.7 ile hesaplanabilir.

$$M_u = M_{0a} + M_{p\bar{u}} + V_{p\bar{u}} d_2 \quad (2.7)$$

M_{0a} : alt başlık korniyezinin Şekil 2.3'te gösterilen C noktasında plastik moment değeri; $M_{p\bar{u}}$: Şekil 2.5'te üst başlık korniyezinin H2 noktasında plastik moment değeri; $V_{p\bar{u}}$: üst başlık korniyezinde plastik kesme kuvveti; d_2 : dönme merkezinden $V_{p\bar{u}}$ kuvvetinin etki ettiği plastik mafsala olan mesafedir ($d_2 = d + t_a/2 + k$). Alt başlık korniyezinde plastik mafsala oluştuğu noktadaki plastik moment değeri Denklem 2.8'den elde edilebilir.

$$M_{0a} = \sigma_y l_a t_a^2 / 4 \quad (2.8)$$

l_a alt başlık korniyezinin genişliğidir. Üst başlık korniyezinde plastik mafsala oluştuğu çeyrek dairenin yarıçapının bittiği noktada plastik moment kapasitesi $M_{p\bar{u}}$, Denklem 2.9 ile ifade edilir.

$$M_{p\bar{u}} = V_{p\bar{u}} g_2 / 2 \quad (2.9)$$

Bu power model, tasarımcıların ikinci dereceden doğrusal olmayan yapısal analizi daha doğru ve hızlı yürütmeleri için yardımcı olabilir ancak birleşimlerin son yüklemelerde düzleşmeyen moment-dönme eğrileri için uygun değildir.

2.3 Üstel Model

Lui ve Chen (1986) deneysel olarak elde edilmiş, monoton yükleme altında kiriş-kolon birleşimlerinin moment-dönme verilerinden yararlanarak Denklem 2.10'da verilen çok parametrelili üstel bir model önerdiler.

$$M = \sum_{j=1}^m C_j (1 - e^{-|\theta_r|/2 j \alpha}) + M_0 + R_{kf} |\theta_r| \quad (2.10)$$

Denklemde M_0 : ilk birleşim moment değeri; R_{kf} : birleşimin pekleşme rijitlik değeri, α : sayısal kararlılık amacı ile ölçeklendirme faktörü; C_j : doğrusal regresyon analizinden elde edilen eğri uydurma sabitidir. Deneysel olarak elde edilen moment-dönme eğrilerinin eğimlerinde keskin değişiklikler oluşmuş ise bu model iyi sonuçlar vermeyebilir. Kishi ve Chen (1986) deneysel eğrilerin eğimlerindeki keskin değişiklikleri temsil etmesi amacıyla Lui-Chen üstel modelini geliştirerek Denklem 2.11 ile ifade edilen değiştirilmiş üstel modeli önerdiler.

$$M = \sum_{j=1}^m C_j (1 - e^{-|\theta_r|/2j\alpha}) + M_0 + \sum_{k=1}^n D_k (\theta_r - \theta_k) H[\theta_r - \theta_k] \quad (2.11)$$

Denklemde M_0 ve α Denklem 2.10'daki gibi tanımlanır. D_k : eğrinin doğrusal kısmı için eğri uydurma parametresi; θ_k : deneysel moment-dönme eğrisinden elde edilen k'ninci doğrusal kısmın ilk dönme değeri; $H[\theta]$: Heaviside'ın basamak fonksiyonudur ($1, \theta \geq 0; 0, \theta < 0$).

Wu ve Chen (1990) monoton yükleme altında üst ve alt başlık korniyerli, gövde korniyerli ve gövde korniyersiz birleşimlerin moment-dönme davranışlarını temsil etmek için Denklem 2.12'deki üç parametrelili üstel modeli önerdiler.

$$\frac{M}{M_u} = n \ln \left(1 + \frac{\theta_r}{n\theta_0} \right) \quad (2.12)$$

Burada M_u : idealleştirilmiş elastik-plastik mekanizma momenti; θ_0 : referans dönme ($\theta_0 = M_u/K_i$); K_i : birleşimin ilk rijitliği; n : test verilerinden ampirik olarak belirlenen şekil parametresidir. Bu modelin kullanımı, birleşimin moment-dönme eğrisi elastik-plastik pekleşme davranışı gösterirken son yükleme adımlarında düzleşmiyorsa daha uygundur. Üst ve alt başlık korniyerli, gövde korniyerli veya gövde korniyersiz birleşimlerin moment-dönme eğrilerinin ilk rijitliği K_i , başlık korniyerlerini ve gövde korniyerlerini kiriş bölümlerinin montajları olarak modelleyerek ve birleşimin ilk rijitliğine bireysel katkılarını hesaplayarak elde edilebilir. Basit elastik kiriş teorisi ile formüle edilen üst ve alt başlık korniyerli birleşimin ilk rijitliği K_i , Denklem 2.13'te gösterilmiştir.

$$K_i = K_{ia} + K_{iü} = \frac{4EI_a}{l_{a0}} + \frac{3EI_{ü}(d_1)^2}{g_1(g_1^2 + 0.78t_{ü}^2)} \quad (2.13)$$

Denklem 2.13'te K_{ia} ile $K_{iü}$: alt ve üst başlık korniyerlerin birleşimin ilk rijitliğine bireysel katkıları; EI_a ile $EI_{iü}$: alt ve üst başlık korniyerlerinin eğilme rijitliği; $t_{iü}$ ile t_a : alt ve üst başlık korniyerlerinin kalınlığı; $g_1 = g_t - D/2 - t_{iü}/2$ (g_t : kenar mesafesi, D : bulon başının genişliğidir.); $d_1 = t_{iü}/2 + t_a/2 + d$ (d : kiriş kesitinin toplam derinliğidir.); l_{a0} : alt başlık korniyerinde plastik mafsaldan korniyerin öne çıkan bacağına ucuna kadar olan mesafedir. Wu-Chen üstel modeli bir birleşimin mekanizma moment kapasitesine M_u , montaj korniyerlerinde idealize edilmiş elastik-plastik göçme mekanizması geliştirerek ulaşır. Üst ve alt başlık korniyerli, gövde korniyerli veya gövde korniyersiz birleşimlerin göçme mekanizmasında geçmiş deneysel çalışmalarda görüldüğü üzere korniyerler bireysel olarak modellenebilir. Birleşimin mekanizma momenti montaj korniyerlerinin plastik momentlerinin toplamı olarak elde edilebilir. Üst ve alt başlık korniyerli birleşimin mekanizma momentleri Denklem 2.14 ile ifade edilir.

$$M_u = M_{0a} + M_{pü} + V_{pü}d_2 \quad (2.14)$$

M_{0a} : alt başlık korniyerinde plastik moment değeri; $M_{pü}$: üst başlık korniyerinde plastik moment değeri; $V_{pü}$: üst başlık korniyerinde plastik kesme kuvveti; d_2 : dönme merkezinden $V_{pü}$ kuvvetinin etki ettiği plastik mafsala olan mesafedir ($d_2 = d + t_a/2 + k$). Kesme kuvvetinin malzemenin akması üzerindeki etkisi dikkate alınır ve Drucker (1956) akma kriteri de kullanılarak eğilme-kayma etkileşimi için $V_{pü}/V_0$ ile ilgili dördüncü dereceden Denklem 2.15 yazılabilir.

$$\left(\frac{V_{pü}}{V_0}\right)^4 + \frac{g_2}{t_{iü}} \left(\frac{V_{pü}}{V_0}\right) - 1 = 0 \quad (2.15)$$

Burada $V_0 = \sigma_y l_{iü} t_{iü}/2$ ($l_{iü}$: üst başlık korniyerinin genişliği; σ_y : üst başlık korniyerinin akma dayanımıdır.), g_2 : plastik mafsallar arasındaki mesafe; $g_2 = g_t - D/2 - t_{iü}/2 - k$ olmak üzere, k üst başlık korniyerin kalınlığı ile çeyrek dairenin yarıçapının toplamıdır. Alt başlık korniyerinde plastik mafsala oluştugu noktadaki plastik moment değeri Denklem 2.16 ile ifade edilir.

$$M_{0a} = \sigma_y l_a t_a^2/4 \quad (2.16)$$

l_a alt başlık korniyerinin genişliğidir. Üst başlık korniyerinde plastik mafsala oluştugu çeyrek dairenin yarıçapının bittiği noktada plastik moment kapasitesi $M_{pü}$, Denklem 2.17 ile ifade edilir.

$$M_{pü} = V_{pü}g_2/2 \quad (2.17)$$

Wu ve Chen (1990) önerdikleri üç parametrelili üstel modelde, birleşimin mekanizma momentini M_u ve birleşimin ilk rijitliğini K_i teorik olarak tanımladılar. Şekil parametresini n , ile ilişkili bir bağıntı elde etmek için Purdue Üniversitesindeki veri bankasında toplanan birleşim test eğrilerinin istatistiksel regresyon analizini gerçekleştirdiler. Üst ve alt başlık korniyerli birleşim için n formülü Denklem 2.18’de ifade edilmiştir [$M_u/K_i = \theta_0 (10^{-3}rad)$].

$$n = 0.043 + 0.074\theta_0 \quad (2.18)$$

2.4 Bileşen Metodu

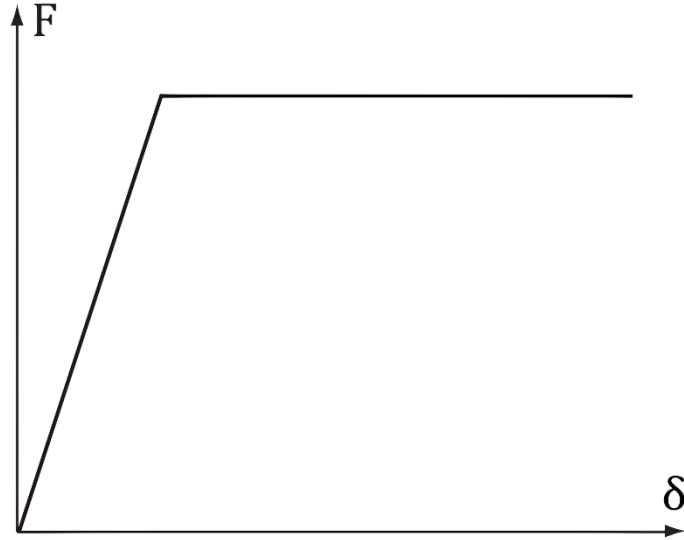
Mekanik modeller, ampirik ilişkilerden elde edilen rijitlik ve moment değerleri aracılığıyla modellenen mükemmel plastik ve elasto-plastik bileşenlerin, birleşim türüne göre gruplandırılmasıyla birleşimin moment-dönme davranışını ifade eder. Mekanik modeller, mükemmel plastik ve elasto-plastik bileşenlerin her birini bileşenin kendi mekanik özelliklerine göre modellediğinden deneysel verilerden yararlanılarak geliştirilen matematiksel modellerden daha fazla türde birleşime uygulanabilir. Bulonlu ve kaynaklı birleşimler için uygulanabilir olan bu metotta, modellenen bileşenlerde bulon önçekme kuvveti, pekleşme gibi belirli etkiler de göz önüne alınabilir.

EC3:1-8 (2005)’de birleşimin moment-dönme davranışını tahmin etmek için önerilen bileşen metodunda, birleşim Şekil 2.6’da gösterildiği gibi kayma, çekme ve basınç olmak üzere üç bölgeye ayrılır. Kayma, çekme ve basınç bölgelerinin, birleşimin davranışına ayrı ayrı katkılarda bulunan çeşitli bileşenlerden oluştuğu kabul edilir. Birleşimlerin türüne göre, deforme olarak birleşimin dönmesine etki eden aktif bileşenler belirlenmelidir. Şekil 2.7’de üst ve alt başlık korniyerli birleşim için aktif bileşenler gösterilmektedir. Aktif bileşenler kuvvet-yer değiştirme ilişkisi ile ifade edilen eksenel yaylar olarak modellenirler. Bileşenleri temsil eden eksenel yayların kuvvet-yer değiştirme tepkileri her zaman doğrusal olmamakla birlikte oldukça karmaşık olabilir. Mükemmel plastik bileşenler yalnızca birleşim tasarım eğilme momenti dayanımının hesaplanmasında ele alınır. Elasto-plastik bileşenler ise birleşimin tasarım eğilme momenti dayanımını ve dönme rijitliğini yönetir (Faella ve ark. 2000). EC3:1-8 (2005), Şekil 2.7’de

Technical drawing of a door assembly showing internal components:

- ÇEKME (Pull)
- KAYMA (Slide)
- BASINÇ (Pressure)

21



Şekil 2.8 Bileşenlerin (eksenel yay) elasto-plastik kuvvet-yer değiştirme ilişkisi

Birleşimin ilk dönme rijitliği $S_{j,ini}$ Denklem 2.19’da tanımlanmaktadır.

$$S_{j,ini} = \frac{Ez^2}{\sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (2.19)$$

Verilen denklemde E: elastisite modülü; z: moment kolu, üst ve alt başlık korniyerli birleşim için $z = t_a/2 + d + g_t$ (g_t : üst korniyerin topuğundan kolon başlığına bitişik koldaki bulon deliklerinin merkezine kadar olan mesafe; d: kiriş enkesit derinliğidir.); k_i : bileşen elastik rijitlik katsayısıdır.

Kaymada kolon gövdesi elastik rijitlik katsayısı k_1 Denklem 2.20’ye göre hesaplanır.

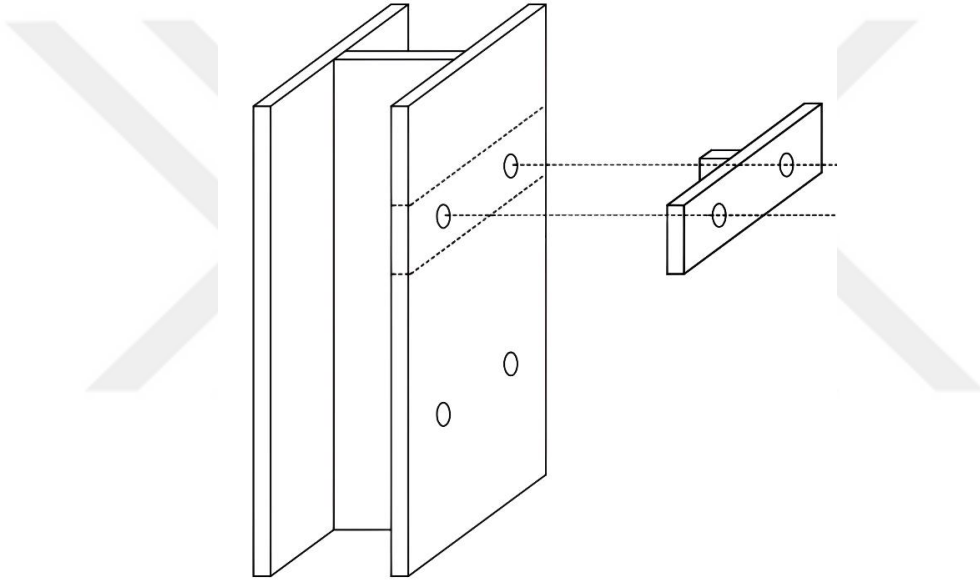
$$k_1 = \frac{0.38A_{VC}}{\beta z} \quad (2.20)$$

β : dönüşüm parametresi (tek taraflı birleşim konfigürasyonu için yaklaşık değeri 1 olarak kabul edilir); A_{VC} : kolon gövdesi kayma alanı, EC3:1-1 (2005)’de $A_{VC} = A - 2bt_f + (t_w + 2r)t_f$ olarak verilmiştir. Burada, A: kolon profilinin enkesit alanı; b: kolon profilinin başlık genişliği; t_f : kolon profilinin başlık kalınlığı; t_w : kolon profilinin gövde kalınlığı; r: kolon profilinde gövdenin başlık ile birleştiği kısımdaki çeyrek dairenin yarıçapıdır.

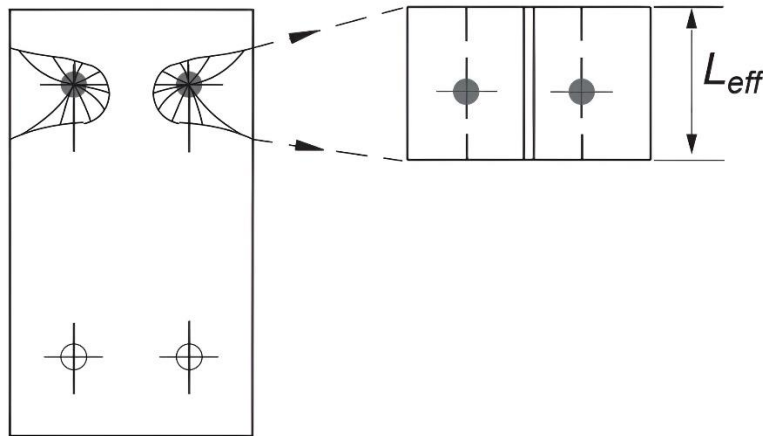
Basınçta kolon gövdesi elastik rijitlik katsayısı k_2 Denklem 2.21'e göre hesaplanır.

$$k_2 = \frac{0.7b_{eff,c,wc}t_{wc}}{d_c} \quad (2.21)$$

Başlık korniyerli birleşimler için, basınçta kolon gövdesi etkili genişliği, $b_{eff,c,wc} = 2t_a + 0.6r_a + 5(t_{fc} + s)$ olarak verilmektedir. Burada t_a : alt başlık korniyeri kalınlığı; r_a : alt başlık korniyerinde çeyrek dairenin yarıçapı; t_{fc} : kolon başlığının kalınlığı; s : hadde I ya da H kolon profilinde gövdenin başlık ile birleştiği kısımdaki çeyrek dairenin yarıçapıdır. t_{wc} : kolon gövde kalınlığı; d_c : kolon gövdesinin temiz derinliğidir.



Şekil 2.9 Eğilmede kolon başlığını temsil eden T-parça modeli (Faralli, 2019)



Şekil 2.10 Eğilmede kolon başlığını temsil eden T-parça etkili uzunluğu

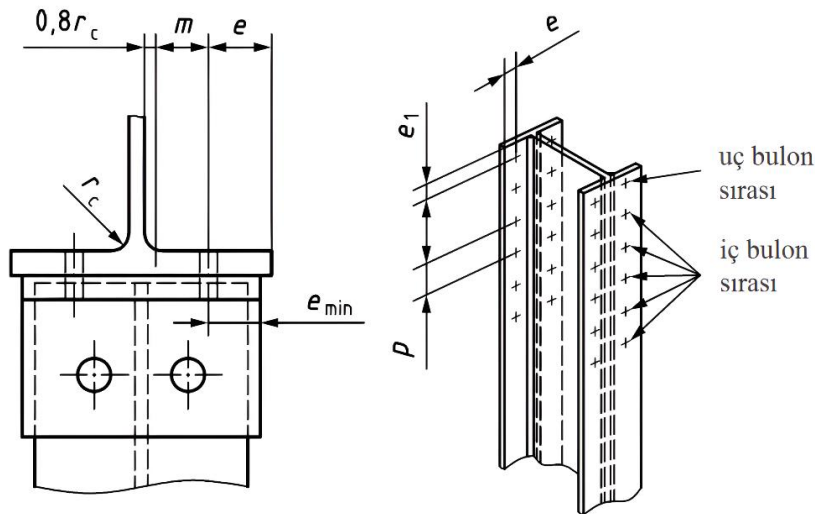
Çekmede kolon gövdesi elastik rijitlik katsayısı k_3 Denklem 2.22'ye göre hesaplanır.

$$k_3 = \frac{0.7b_{eff,t,wc}t_{wc}}{d_c} \quad (2.22)$$

Bulonlu bir birleşim için çekmede kolon gövdesinin etkili genişliği $b_{eff,t,wc}$, kolon başlığını temsil eden eşdeğer T-parçanın etkili uzunluğuna eşit olarak alınmalıdır. Şekil 2.9'da eğilmede kolon başlığını temsil eden eşdeğer T-parça modelinin kullanımı gösterilmektedir. Şekil 2.10'da eğilmede kolon başlığını temsil eden T-parça etkili uzunluğu gösterilmektedir. Çekmede tek bulon sırası olan bir birleşim için $b_{eff,t,wc}$, Tablo 2.2'de bu bulon sırası için verilen etkili uzunluk l_{eff} değerlerinin en küçüğüne eşit olarak alınmalıdır.

Tablo 2.2 Süreklilik levhasız kolon başlığı etkili uzunlukları

Bulon sırası konumu	Bulon sırasının bireysel olarak değerlendirilmesi	
	Dairesel örnekler $l_{eff,cp}$	Dairesel olmayan örnekler $l_{eff,nc}$
İç bulon sırası	$2\pi m$	$4m + 1.25e$
Uç bulon sırası	Daha küçük olan: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	Daha küçük olan: $4m + 1.25e$ $2m + 0.625e + e_1$



Şekil 2.11 e , e_{min} , m , r_c , e_1 tanımları ve süreklilik levhasız kolon başlığında bulon sırası konumları

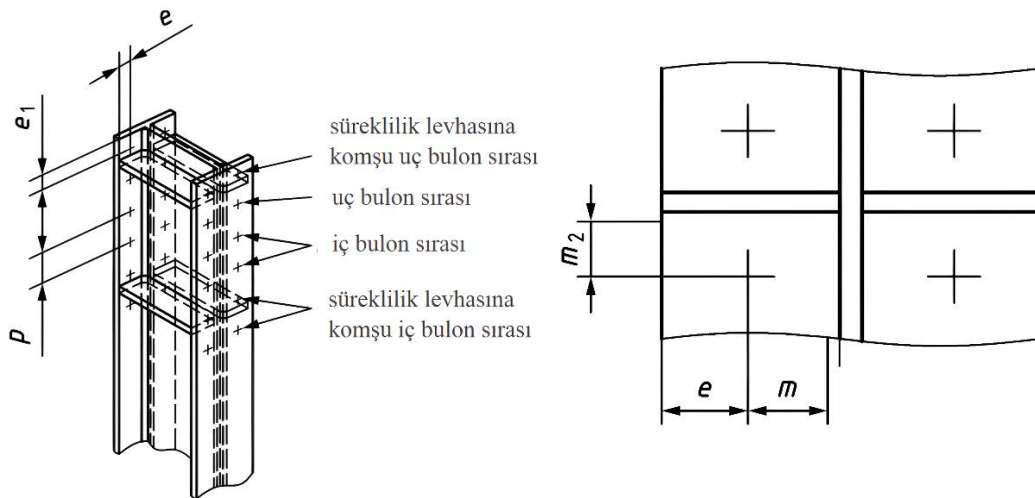
Eğilmede kolon başlığı elastik rijitlik katsayısı k_4 Denklem 2.23'e göre hesaplanır.

$$k_4 = \frac{0.9 l_{eff} t_{fc}^3}{m^3} \quad (2.23)$$

l_{eff} süreklilik levhasız kolon başlığı için Tablo 2.2'den, süreklilik levhalı kolon başlığı için Tablo 2.3'ten hesaplanan, bulon sırası için etkili uzunlukların en küçüğü olarak alınır.

Tablo 2.3 Süreklilik levhalı kolon başlığı etkili uzunlukları

Bulon sırası konumu	Bulon sırasının bireysel olarak değerlendirilmesi	
	Dairesel örnekler $l_{eff,cp}$	Dairesel olmayan örnekler $l_{eff,nc}$
Süreklilik levhasına komşu iç bulon sırası	$2\pi m$	αm
İç bulon sırası	$2\pi m$	$4m + 1.25e$
Uç bulon sırası	Daha küçük olan: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	Daha küçük olan: $4m + 1.25e$ $2m + 0.625e + e_1$
Süreklilik levhasına komşu uç bulon sırası	Daha küçük olan: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	Daha küçük olan: αm $\alpha m - (2m + 0.625e) + e_1$



Şekil 2.12 m_2 tanımı ve süreklilik levhalı kolon başlığında bulon sırası konumları

Tablo 2.3'te kullanılacak α değeri Denklem 2.24'ten elde edilebilir.

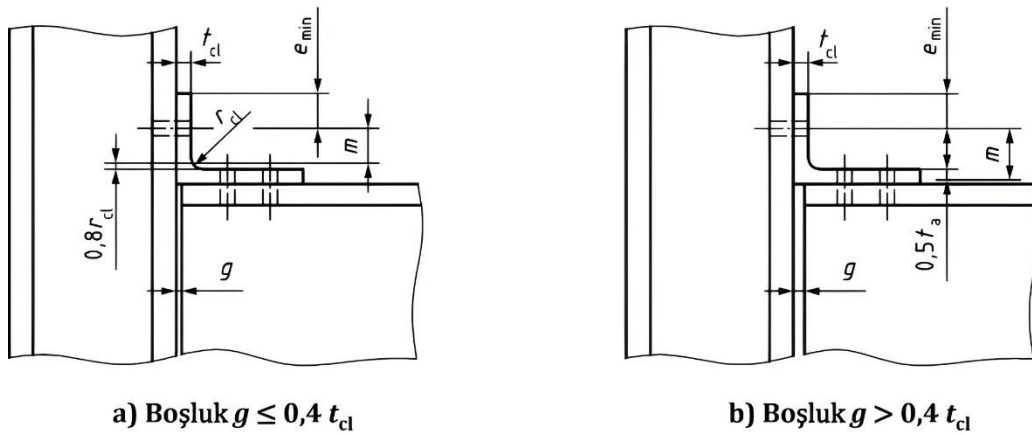
$$\alpha = 4 + 1.67 \frac{e}{m} \left(\frac{m}{m_2} \right)^{0.67}, \quad \alpha \geq 4 + 1.25 \frac{e}{m} \text{ ve } \alpha \leq 8 \text{ olmalı} \quad (2.24)$$

Denklem 2.24'te kullanılacak e , m ve m_2 değerleri Şekil 2.12'ye göre belirlenebilir.

Eğilmede üst başlık korniyeri elastik rijitlik katsayısı k_6 Denklem 2.25'e göre hesaplanır.

$$k_6 = \frac{0.9 l_{eff} t_a^3}{m^3} \quad (2.25)$$

Üst başlık korniyerinin etkili uzunluğunu temsil eden eşdeğer T-parça başlığının etkili uzunluğu l_{eff} , $0.5b_a$ olarak alınmalıdır. Burada b_a , üst başlık korniyerinin genişliğidir. Denklemdeki m değeri Şekil 2.13'e göre belirlenmelidir.



Şekil 2.13 Üst başlık korniyeri için m ve e_{min} uzunlukları

Çekmede bulonların elastik rijitlik katsayısı k_{10} Denklem 2.26'ya göre hesaplanır.

$$k_{10} = 1.6 A_s / L_b \quad (2.26)$$

Bulonun çekme gerilmesi alanı A_s , Denklem 2.27 ile hesaplanabilir.

$$A_s = 0.7854 [d - (0.9382/n)]^2 \quad (2.27)$$

Burada d : bulon gövdesi çapı; $n = 1/P$ olmak üzere milimetre başına bulon dişi sayısı; P iki komşu bulon dişi arasındaki eksenel mesafedir. Tablo 2.4'te ISO-724 (1993)'e göre büyük dişli bulonlar için d ve P değerleri verilmiştir.

Tablo 2.4 ISO M metrik bulonlar için komşu dişler arasındaki mesafeler

d (mm)	P (mm)
M 1.60	0.35
M 2.00	0.40
M 2.20	0.45
M 3.00	0.50
M 4.00	0.70
M 4.50	0.75
M 5.00	0.80
M 6.00	1.00
M 8.00	1.25
M 10.00	1.50
M 12.00	1.75
M 16.00	2.00
M 20.00	2.50
M 24.00	3.00
M 30.00	3.50
M 36.00	4.00
M 42.00	4.50
M 48.00	5.00
M 56.00	5.50
M 64.00	6.00

Denklem 2.26’da bulon uzama boyu L_b , bulon başı ile somun arasında kalan (pul kalınlığı dahil) uzunluk artı bulon başı genişliğinin yarısı artı somun genişliğinin yarısıdır.

EC3:1-8 (2021)'e göre çekmede bulonların rijitlik katsayısı önçekme kuvveti uygulanmış bulonlar için sonsuza eşittir ($k_{10} = \infty$). Birleşimin ilk dönme rijitliğinin tanımlandığı Denklem 2.19'da rijitlik katsayılarının katkıları $1/k_i$ olarak ifade edildiğinden ve önçekme kuvveti uygulanmış bulonlar için $1/k_i = 1/\infty \cong 0$ olacağından birleşimin ilk dönme rijitliğine çekmede bulonların katkısı ihmal edilecektir. Kesmede bulonların rijitlik katsayısı k_{11} ve bulon deliklerinde ezilme rijitlik katsayısı k_{12} önçekme kuvveti uygulanarak kaymaya dayanıklı hale gelmiş birleşimlerdeki bulonlar için sonsuz kabul edilir ve birleşimin ilk dönme rijitliğine olan katkıları ihmal edilir.

Üst ve alt başlık korniyerli kiriş-kolon birleşiminin tasarım eğilme momenti dayanımı Denklem 2.28'de tanımlanmaktadır.

$$M_{j,Rd} = z F_{t,Rd} \quad (2.28)$$

Burada, z : moment kolu, üst ve alt başlık korniyerli birleşim için $z = t_a/2 + d + g_t$ (g_t : üst korniyerin topuğundan kolon başlığına bitişik bacadaki bulon deliklerinin merkezine kadar olan mesafe; d : kiriş enkesit derinliğidir). Etkili tasarım çekme dayanım kuvveti $F_{t,Rd}$, üst ve alt başlık korniyerli birleşimin çekme bölgesini oluşturan temel bileşenlerin, sadece bir bulon sırası için tasarım çekme dayanım kuvvetlerinin en küçük değeri olarak alınmalıdır. EC3:1-8 (2005)'e göre alın levhalı kiriş-kolon birleşiminin, çekme bölgesindeki çekmede kolon gövdesi, eğilmede kolon başlığı, eğilmede alın levhası ve çekmede kiriş gövdesi temel bileşenleri değerlendirilerek etkili tasarım çekme dayanım kuvveti $F_{t,Rd}$, belirlenebilir. Üst ve alt başlık korniyerli birleşim için çekmede kolon gövdesi, eğilmede kolon başlığı ve eğilmede üst başlık korniyeri temel bileşenlerini göz önüne almak yeterli olacaktır. Üst ve alt başlık korniyerli birleşimin tasarım eğilme momenti $M_{j,Rd}$, için eğilmede üst başlık korniyeri tasarım çekme dayanım kuvvetinin belirleyici olması beklenmektedir.

Bu metotlar eğilmenin hâkim olduğu yükleme koşulları çerçevesinde geliştirilmiştir ve birleşimde bağlı elemanda mevcut herhangi bir eksenel kuvveti hesaba katmaz. Birleşimde bağlı elemandaki eksenel kuvvet N_{Ed} , elemanın enkesit alanının tasarım plastik dayanımı kuvvetinin ($N_{pl,Rd}$) %5'ini aşmaması koşuluyla kiriş-kolon birleşiminin tasarım eğilme momenti dayanımı bu metotlar ile hesaplanabilir.

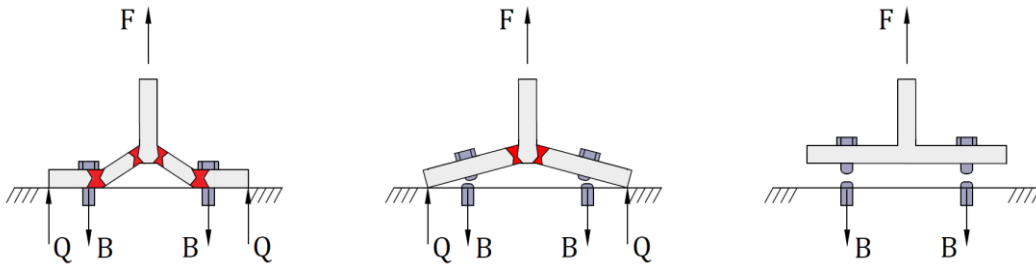
Üst ve alt başlık korniyerli birleşimin eğilme momenti dayanımı ve eğilme momenti nedeniyle meydana gelen dönme deformasyonu çok büyük oranla Şekil 2.6'da gösterilen çekme bölgesi tarafından kontrol edilir. Üst ve alt başlık korniyerli birleşimin ilk dönme rijitliğine son derece belirleyici katkıyı sağlayan çekme bölgesindeki üst başlık korniyerinin eğilmesidir. EC3:1-8 (2005)'de üst ve alt başlık korniyerli birleşimin moment-dönme davranışını tahmin etmek için önerilen bileşen metoduna göre tasarım eğilme momenti dayanımı $M_{j,Rd}$, çekme bölgesini oluşturan temel bileşenlerin, tasarım çekme dayanım kuvvetlerinin en küçük değeri ile belirlenir. Üst ve alt başlık korniyerli birleşimin çekme bölgesi Şekil 2.7'de gösterilen çekmede kolon gövdesi, eğilmede kolon başlığı, eğilmede üst başlık korniyeri, çekmede bulonlar temel bileşenlerinden oluşurken tasarım eğilme momenti dayanımı $M_{j,Rd}$, için eğilmede üst başlık korniyeri temel bileşeni belirleyici olacaktır. EC3:1-8 (2005)'e göre eğilmede kolon başlığı ve eğilmede üst başlık korniyeri tasarım çekme dayanım kuvvetleri, çekmede ilgili bulonlarla birlikte, çekmede eşdeğer T-parça başlığına benzer olarak belirlenebilir.

Bir T-parça, başlık ve gövdenin birbirine kaynakla birleştirilmesi ya da sıcak haddeleme ile çeliğe aynı enkesitin verilmesinden oluşmaktadır. Basit bir T-parça, iki bulondan oluşan bir bulon sırası ile Şekil 2.14'te gösterildiği gibi sabit bir mesnete ya da diğer bir başlığa bağlıdır. Çekme bölgesinde birden fazla bulon sırasına sahip uzatılmış alın levhalı birleşimlerde, çekmedeki bulon sırası sayısı kadar eşdeğer T-parça, eğilmede kolon başlığını ve eğilmede alın levhasını temsil eder. EC3:1-8 (2005)'e göre T-parça için olası üç göçme mekanizması Şekil 2.14'te verilmiştir. T-parça için verilen olası göçme mekanizmalarından hangisinin gerçekleşeceği başlığın eğilme momenti dayanımı ile bulonların aksenal dayanımı arasındaki oranla ilişkilidir. Bir T-parça başlığının tasarım çekme dayanım kuvveti $F_{t,Rd}$, olası göçme mekanizmalarının en küçük değeri olarak kabul edilir.

Şekil 2.14'te gösterilen ilk göçme mekanizmasında başlığın tam olarak akmasıyla dört plastik mafsall oluşmuştur. Kırmızı bölgeler ile yerleri gösterilen plastik mafsallardan, bulon deliklerinin kenarlarındaki iki plastik mafsall, Q manivela kuvvetlerinin neden olduğu eğilme momentlerinin etkisiyle meydana gelir. Diğer iki plastik mafsall, başlık ve gövdenin birleştiği yerlerde meydana gelmektedir. Bu göçme mekanizması, başlıkta büyük plastik deformasyonlar oluşması nedeniyle sünek davranış ortaya koyar.

Şekil 2.14'te gösterilen ikinci göçme mekanizması başlık ile gövdenin birleştiği yerlerde meydana gelen iki plastik mafsallık ve bulonların göçmesi ile ifade edilebilir. Q manivela kuvvetleri, ilk mekanizmanın aksine başlığın eğilme momenti dayanımı kapasitesine ulaşmadan, bulonlarda iç gerilmeleri artırarak, bulon deliklerinin kenarlarında plastik mafsallar oluşmadan önce bulonların göçmesini sağlar. Bu göçme mekanizmasında oluşan Q manivela kuvvetleri ilk göçme mekanizmasındaki Q manivela kuvvetlerinden daha büyük olacaktır.

Şekil 2.14'te verilen üçüncü göçme mekanizmasında başlıkta herhangi bir plastik mafsallık oluşmadan bulonlar göçer. T-parça başlığı sabit mesnetten ayrılırken Q manivela kuvvetleri oluşmaz. Bu göçme mekanizması başlıkta plastik deformasyonlar oluşmaması ve çekmede bulonların göçmesi nedeniyle sınırlı sünekliğe sahiptir.



Şekil 2.14 T-parça göçme mekanizmaları

T-parça başlığının tasarım çekme dayanım kuvveti $F_{T,Rd}$, Tablo 2.5'te verilen olası göçme mekanizmalarının en küçük değeri olarak kabul edilecektir.

Tablo 2.5 T-parça başlığı göçme mekanizmaları için tasarım dayanım kuvvetleri

Göçme Mekanizması 1	$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd}}{m}$
Göçme Mekanizması 2	$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n\sum B_{t,Rd}}{m + n}$
Göçme Mekanizması 3	$F_{T,3,Rd} = \sum B_{t,Rd}$

EC3:1-8 (2005)'e göre birleşimlerdeki çeşitli temel bileşenlerin tasarım çekme dayanım kuvvetleri, çekmede ilgili bulonlarla birlikte, çekmede eşdeğer T-parça başlığına benzer olarak belirlenirken, Q manivela kuvvetleri dolaylı olarak değerlendirilir. Çeşitli temel bileşenlerin geometrik parametreleriyle ilişkili $L_b \leq L_b^*$ bağıntısı ile Q manivela kuvvetlerinin gelişebileceği belirlenebilir. Bulon uzama boyu L_b , bulon başı ile somun arasında kalan (pul kalınlığı dahil) uzunluk artı bulon başı genişliğinin yarısı artı somun genişliğinin yarısıdır. $L_b^* = 8.8m^3 A_s n_b / \sum l_{eff,1} t_f^3$ bağıntısında n_b : her biri iki bulondan oluşan bulon sırası sayısıdır. Verilen $L_b \leq L_b^*$ bağıntısı sağlanmadığı ve manivela kuvvetlerinin olmadığı birinci ve ikinci göçme mekanizmaları için EC3:1-8 (2005)'e göre tasarım dayanım kuvveti Denklem 2.29 ile belirlenecektir.

$$F_{T,1-2,Rd} = \frac{2M_{pl,1,Rd}}{m} \quad (2.29)$$

Birinci ve ikinci göçme mekanizması için plastik mafsalların oluşmasındaki sınırlar, başlıkların tasarım eğilme momenti dayanımları $M_{pl,1,Rd}$, $M_{pl,2,Rd}$ ve üçüncü göçme mekanizması için bulonun plastik şartlarda tasarım çekme dayanımı kuvveti $B_{t,Rd}$, sırası ile aşağıdaki denklemlerle belirlenecektir.

$$M_{pl,1,Rd} = 0.25 \sum l_{eff,1} t_f^2 f_y / \gamma_{M0} \quad (2.30)$$

$$M_{pl,2,Rd} = 0.25 \sum l_{eff,2} t_f^2 f_y / \gamma_{M0} \quad (2.31)$$

$$B_{t,Rd} = 0.9 f_{ub} A_s / \gamma_{M2} \quad (2.32)$$

Yukarıda verilen denklemlerde, f_y : modellenen temel bileşenin akma dayanımı; t_f : modellenen temel bileşenin kalınlığı; f_{ub} : bulonun çekme dayanımı; A_s : Denklem 2.27'de verilen bulonun çekme gerilmesi alanı; γ_{M0} : enkesit dayanımı kısmi faktörü; γ_{M2} : çekmede göçmeye karşı enkesit dayanımı kısmi faktörü olmak üzere EC3:1-1 (2005)'de $\gamma_{M0} = 1,00$ ve $\gamma_{M2} = 1.25$ olarak verilmiştir.

Eğilmede süreklilik levhasız kolon başlığı, tasarım çekme dayanım kuvveti $F_{t,fc,Rd}$, ve göçme modu, çekmede ilgili bulonlarla birlikte, çekmede eşdeğer T-parça başlığına benzer olarak belirlenirken, birinci göçme mekanizmasına göre toplam

etkili uzunluk değeri $\sum l_{eff,1}$, Şekil 2.11'den yararlanarak Tablo 2.2'ye göre hesaplanan bulon sırası için etkili uzunluk değerlerinin en küçüğü olarak kabul edilecektir. İkinci göçme mekanizmasına göre toplam etkili uzunluk değeri $\sum l_{eff,2}$, Tablo 2.2'den dairesel olmayan örnekler için hesaplanan etkili uzunluk değeri $l_{eff,nc}$, olarak kabul edilecektir.

Eğilmede üst başlık korniyeri, tasarım çekme dayanım kuvveti $F_{t,cl,Rd}$, ve göçme modu, çekmede ilgili bulonlarla birlikte, çekmede eşdeğer T-parça başlığına benzer olarak belirlenirken, birinci ve ikinci göçme mekanizmasına göre toplam etkili uzunluk değerleri $\sum l_{eff,1}$ ve $\sum l_{eff,2}$, üst başlık korniyerinin genişliği b_a , olarak alınmalıdır. Eğilmede üst başlık korniyeri için Tablo 2.5'te verilen denklemlerde kullanılacak m ve e_{min} değerleri Şekil 2.13'e göre belirlenmelidir. Tablo 2.5'te verilen denklemlerde n değeri modellenen temel bileşen için belirlenmiş $1.25m$ ve e_{min} değerlerinin küçüğü olarak kabul edilecektir.

Çekmede kolon gövdesi tasarım çekme dayanım kuvveti $F_{t,wc,Rd}$, Denklem 2.33 ile belirlenebilir.

$$F_{t,wc,Rd} = \frac{\omega b_{eff,t,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} \quad (2.33)$$

Tek taraflı birleşim konfigürasyonu için dönüşüm parametresi β , değeri 1 olarak kabul edildiğinde kolon gövdesindeki kayma ile etkileşimin olası etkilerine izin veren azaltma faktörü ω Denklem 2.34 ile belirlenebilir.

$$\omega = \omega_1 = \frac{1}{\sqrt{1 + 1.3 \left(\frac{b_{eff,t,wc} t_{wc}}{A_{vc}} \right)^2}} \quad (2.34)$$

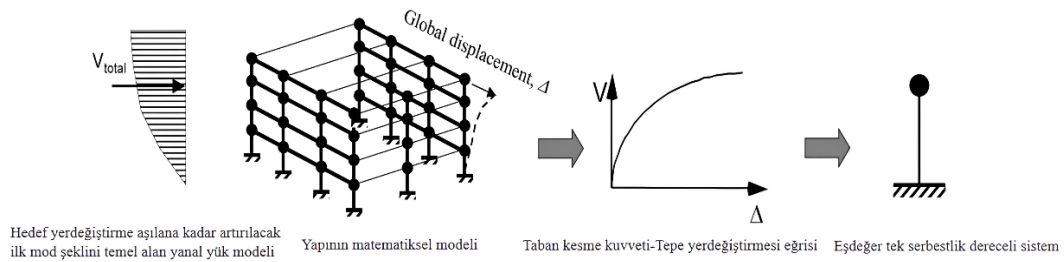
A_{vc} : kolon gövdesi kayma alanı, EC3:1-1 (2005)'te $A_{vc} = A - 2bt_f + (t_w + 2r)t_f$ olarak verilmiştir. Burada A : kolon profilinin enkesit alanı; b : kolon profilinin başlık genişliği; t_f : kolon profilinin başlık kalınlığı; t_w : kolon profilinin gövde kalınlığı; r : kolon profilinde gövdenin başlık ile birleştiği kısımdaki çeyrek dairenin yarıçapıdır. Bulonlu bir birleşim için çekmede kolon gövdesinin etkili genişliği $b_{eff,t,wc}$, kolon başlığını temsil eden eşdeğer T-parçanın etkili uzunluğuna eşit olarak alınmalıdır. Çekmede tek bulon sırası olan bir birleşim için $b_{eff,t,wc}$, Tablo

2.2’de bu bulon sırası için verilen etkili uzunluk l_{eff} değerlerinin en küçüğüne eşit olarak alınmalıdır. $f_{y,wc}$: kolon gövdesi akma dayanımı; γ_{M0} : enkesit dayanımı kısmi faktörü olmak üzere EC3:1-1 (2005)’de $\gamma_{M0} = 1,00$ olarak verilmiştir.



DOĞRUSAL OLMAYAN STATİK İTME ANALİZİ

Doğrusal olmayan statik analizde yapının matematiksel modeli yapıdaki bileşenlerin ayrı ayrı doğrusal olmayan yük-deformasyon tepkilerini içerir. Statik itme analizinde yapı, göçene kadar ya da hedeflenen yer değiştirme aşılana kadar depremde atalet kuvvetlerini temsil eden ve monoton olarak artan yanal yüklere maruz bırakılır. Hedef yer değiştirme, tasarım depremi sırasında yapıda meydana gelebilecek en büyük yer değiştirmeyi temsil eder. Matematiksel model malzemenin doğrusal olmayan davranışını değerlendirdiği için hesaplanan iç kuvvetler tasarım depreminde oluşacak iç kuvvetlere yakın olacaktır. ASCE:41-06 (2007) taban kesme kuvveti ve tepe yer değiştirmesi arasındaki ilişki belirlenirken yapının hedef yer değiştirmesinin %150'sine kadar itilmesini önerir. Tasarım değerlerini aşan aşırı yük koşulları altında yapının performansını gözlemleyebilmek amacıyla, yapı hedef yer değiştirmesinin %150'sine kadar itilir. Yapının hedef yer değiştirmesinin kontrol edileceği düğüm noktası binanın tepesinin veya varsa çatı katı zemininin kütle merkezinde yer alacaktır. Yanal yükler, her kat diyaframının düzleminde, atalet kuvvetlerinin dağılımıyla orantılı olarak matematiksel modele uygulanır. Yanal atalet kuvvetlerinin dağılımı yapıda meydana gelen iç kuvvetlerin ve deformasyonların büyüklüğünü etkiler. Yer hareketi tepkisi esnasında yapının belirli bölümlerinin dayanım ve rijitlik karakteristiklerinin sürekli değişmesi nedeniyle yanal atalet kuvvetlerinin dağılımı da sürekli olarak değişecektir. FEMA:440 (2005) bu durumu göz önünde bulundurarak birden fazla yanal yük dağılımı modelinin kullanılmasının statik itme analizinin doğruluğunu iyileştirmede güvenilir sonuçlar vermemesi nedeniyle birinci mod şeklini temel alan yanal yük dağılımını önermektedir.

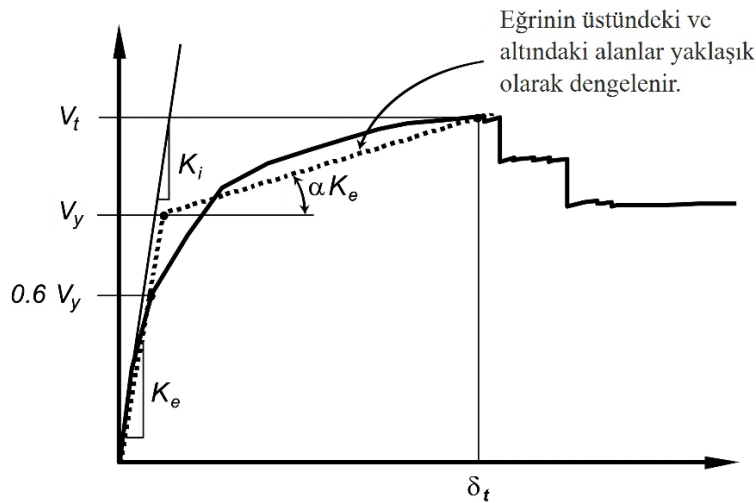


Şekil 3.1 Yanal yük dağılımı FEMA:440 (2005)'tan uyarlanmıştır.

Statik itme analizinin yapılarda kullanılabilmesi için ASCE:41-06 (2007) Bölüm 3'e göre belirlenen dayanım oranı R , maksimum dayanım oranından (R_{max}) daha küçük olmalıdır. Dayanım oranı R , maksimum dayanım oranını (R_{max}) aşarsa doğrusal olmayan dinamik analiz gerçekleştirilmelidir. Statik itme analizinin uygulanabilmesi için diğer bir gereklilik yapıda birinci mod tepkisinin hâkim olduğu ve daha yüksek mod etkilerinin önemli olmamasıdır. Statik itme analizi tek bir yanal yük dağılımı ile gerçekleştirildiğinden daha yüksek modlar farklı yük dağılımları gerektirir.

3.1 Hedef Yer Değiştirme

Hedef yer değiştirme (hedef deplasman) FEMA:356 (2000)'da katsayı metodu ile hesaplanmaktadır. Katsayı metodu çok serbestlik dereceli bir yapının elastik ve plastik maksimum yer değiştirmesini, eşdeğer tek serbestlik dereceli bir sistemin elastik yer değiştirmesini çeşitli katsayılar ile çarparak tahmin eder. Öncelikle taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi ilişkisi (kuvvet-deformasyon eğrisi) yapının etkili yanal rijitliğini K_e ve etkili akma dayanımını V_y hesaplamak için Şekil 3.2'deki gibi idealleştirilir. İdealleştirilen kuvvet-deformasyon ilişkisi ilk eğimi K_e , akma sonrası eğimi αK_e , olmak üzere (başlangıç noktası orijin, son noktası V_t, δ_t) çift doğrusal çizilmelidir. İdealleştirilmiş çift doğrusal kuvvet-deformasyon ilişkisi, kapasite eğrisinin üstünde ve altında kalan alanları yaklaşık olarak dengeleyen bir grafik iterasyon prosedürü kullanılarak yerleştirilmeli ve kapasite eğrisi ile çift doğrusal ilişki altında kalan alanlar birbirine yaklaşık olarak eşit olmalıdır.



Şekil 3.2 İdealleştirilmiş kuvvet-deformasyon eğrisi (FEMA:356, 2000)

Etkili yanal rijitlik K_e , kapasite eğrisi ile yapının etkili akma dayanımının (V_y) %60'ında kesişen doğrunun eğiminden hesaplanacaktır. Etkili akma dayanımı V_y , kuvvet-yer değiştirme eğrisi boyunca maksimum taban kesme kuvvetinden daha büyük alınmayacaktır. Etkili temel periyod T_e , elastik davranıştan, plastik davranışa geçerken bir miktar rijitlik kaybını hesaba katan ve Şekil 3.2'deki idealleştirilmiş kuvvet-deformasyon eğrisine dayanan Denklem 3.1 ile hesaplanabilir.

$$T_e = T_i \sqrt{\frac{K_i}{K_e}} \quad (3.1)$$

Burada;

T_i : elastik dinamik analiz ile hesaplanan, yapının dikkate alınan doğrultusundaki elastik temel periyot.

K_i : yapının dikkate alınan doğrultusundaki elastik yanal rijitliği.

K_e : yapının dikkate alınan doğrultusundaki etkili yanal rijitliği.

Her kat düzleminde rijit diyaframlı binalarda hedef yer değiştirme δ_t , Denklem 3.2'ye göre hesaplanacaktır.

$$\delta_t = C_0 C_1 C_2 C_3 S_a \frac{T_e^2}{4\pi^2} g \quad (3.2)$$

Denklemden;

C_0 : Çok serbestlik dereceli bir yapının tepe yer değiştirmesini, eşdeğer tek serbestlik dereceli bir sistemin spektral yer değiştirmesiyle ilişkilendiren modifikasyon katsayısı (elastik).

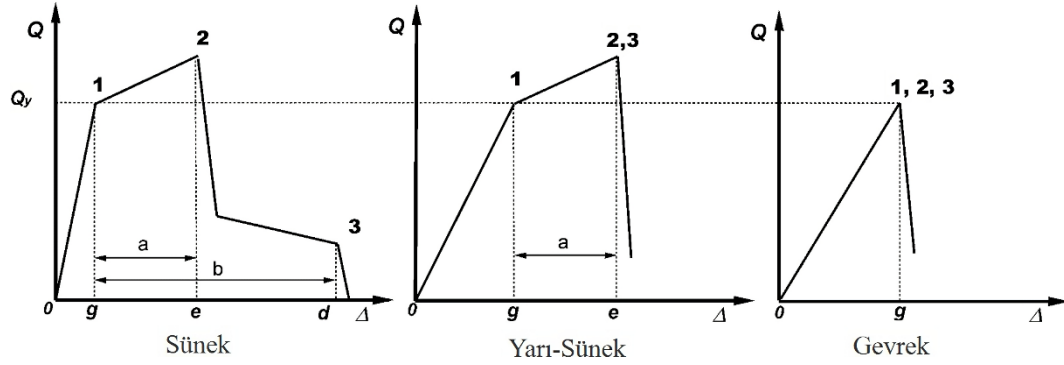
C_1 : Doğrusal elastik tepki için hesaplanan yer değiştirmelerle, maksimum elastik ve plastik yer değiştirmeleri ilişkilendiren modifikasyon katsayısı.

C_2 : Maksimum yer değiştirme tepkisi üzerinde, histerezis şeklin, rijitlik ve mukavemet değişimlerinin etkisini temsil eden modifikasyon katsayısı.

C_3 : İkinci dereceden geometrik doğrusal olmama, dinamik P- Δ etkilerinden dolayı artan yer değiştirmeleri temsil eden modifikasyon katsayısı.

S_a : Yapının etkili temel periyoduna karşılık gelen spektral ivme.

3.2 Elemanların Kuvvet-Deformasyon İlişkisi



Şekil 3.3 Elemanların kuvvet-deformasyon ilişkileri (FEMA:356, 2000)

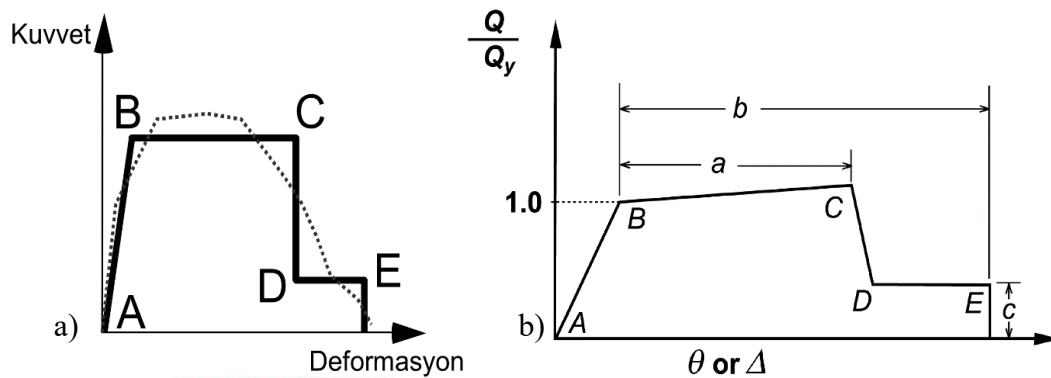
Şekil 3.3'te ilk kuvvet-deformasyon eğrisi, 0 noktasından 1 noktasına kadar elastik bölge, ardından 1 noktasından 3 noktasına kadar ihmal edilemeyecek pekleşmenin ve 3. noktada düşey yüklere mesnet olabilecek plastik bölgeden oluşan, sünek davranışı temsil eder. Plastik bölgede 1'den 2'ye kadar pekleşme, 2'den 3'e kadar dayanım azalması meydana gelmektedir. Bu davranışı gösteren, deprem kuvvetleri altında yapının göçmeye karşı kapasitesini sağlayan elemanlar, $e \geq 2g$ koşuluyla deformasyon kontrollü olarak sınıflandırılır. İkinci kuvvet-deformasyon eğrisi, 0 noktasından 1 noktasına kadar elastik bölge, 1 noktasından 2 noktasına kadar plastik bölge, ardından dayanım kaybıyla birlikte düşey yüklere mesnet olabilmek yeteneğini kaybeden bölgeden oluşan, yarı-sünek davranışı temsil eder. Bu davranışı gösteren elemanlar, $e \geq 2g$ koşuluyla deformasyon kontrollü aksi halde kuvvet kontrollü olarak sınıflandırılır.

Tablo 3.1 Olası deformasyon ve kuvvet kontrollü davranış örnekleri

Eleman	Deformasyon Kontrollü Davranış	Kuvvet Kontrollü Davranış
Moment Çerçeveleri		
Kirişler	Moment (M)	Kesme (V)
Kolonlar	Moment (M)	Eksenel Kuvvet (P) Kesme (V)
Düğüm Noktaları		Kesme (V) ¹

Üçüncü kuvvet-deformasyon eğrisi, 0 noktasından 1 noktasında kadar elastik bölge, ardından dayanım kaybıyla birlikte düşey yüklere mesnet olabilme yeteneğini kaybeden bölgeden oluşan gevrek davranışı temsil eder. Bu davranışı gösteren elemanlar kuvvet kontrollü olarak sınıflandırılır. Tablo 3.1’de olası deformasyon kontrollü ve kuvvet kontrollü davranışların bazı örnekleri verilmiştir. ¹Çelik moment çerçeve yapılarında düğüm noktaları için Kesme (V), deformasyon kontrollü bir davranış olabilir.

Plastikleşme kiriş ve kolonlar için deney veya analizden elde edilen doğrusal olmayan moment-eğrilik ve etkileşim ilişkileriyle (N-M) temsil edilir. Şekil 3.4a’da elemanın deneysel olarak elde edilen kuvvet-deformasyon ilişkisini ve bu ilişkinin idealleştirilmiş grafiği verilmiştir. Şekil 3.4b farklı türde malzemelerden oluşan elemanların deformasyon kontrollü davranışı için FEMA:356 (2000)’da genelleştirilmiş kuvvet deformasyon eğrisini gösterir. Genelleştirilmiş kuvvet-deformasyon ilişkisinde A noktasından etkili akma noktası B’ye kadar doğrusal tepki, B noktasından C noktasına kadar olan eğim pekleşmeyi temsil etmektedir. Çelik moment çerçevelerinin bileşenleri için deneysel çalışmalarda daha büyük bir pekleşme eğimi elde edilmediği sürece kirişler ve kolonlar için elastik eğimin %3’ü kadar pekleşme eğimine izin verilecektir. C noktası elemanın dayanımını temsil etmekle beraber C ve D noktaları arasında önemli bir dayanım azalması meydana gelmektedir. Eleman D noktasından E noktasına kadar önemli ölçüde azalmış dayanım ile tepki verir. E noktasından daha büyük deformasyonlarda elemanın dayanımı sıfır olacaktır. C ve D noktaları arasındaki ani düşüş hesaplama zorluğuna ve yakınsama yetersizliğine neden olabilir. Bu durumun üstesinden gelmek için C ve D noktaları arasındaki doğruya küçük bir eğim verilebilir.



Şekil 3.4 a) Deneysel kuvvet-deformasyon ilişkisinin idealleştirilmesi b)

FEMA:356 (2000) genelleştirilmiş kuvvet-deformasyon eğrisi

Şekil 3.4'te Q : genelleştirilmiş eleman yükü; Q_y : genelleştirilmiş eleman akma dayanımı; Q_{CE} : genelleştirilmiş eleman beklenen dayanımı; θ : kirişin veya kolonun toplam elastik ve plastik dönmesi; θ_y : akma noktasındaki dönme; Δ : toplam elastik ve plastik yer değiştirme; Δ_y : akma yer değiştirmesidir.

3.3 Yapı Performans Seviyeleri

Yapı performansı taşıyıcı ve taşıyıcı olmayan elemanların performanslarının birleşimi ile temsile edilir. Yapı performans seviyeleri, yapıların deprem sırasında karşılaşılabileceği olası hasar durumlarının sınırsız çeşitliliği arasından seçilen hasar durumlarıdır.

Hemen Kullanım Yapısal Performans Seviyesi (S-1), deprem sonrası yapıda çok sınırlı hasarın meydana geldiği, yapının onarıma gerek olmadan yeniden kullanıma uygun durumda olduğu ve yapının taşıyıcı sisteminin deprem öncesi dayanımını ve rijitliğini koruduğu hasar durumudur.

Hasar Kontrol Yapısal Performans Aralığı (S-2), Can Güvenliği Yapısal Performans Seviyesi (S-3) ile Hemen Kullanım Yapısal Performans Seviyesi (S-1) arasındaki hasar durumları aralığıdır.

Can Güvenliği Yapısal Performans Seviyesi (S-3), yapıda önemli bir hasarın meydana geldiği ancak bölgesel veya toptan göçmeye karşı bir miktar payın kaldığı hasar durumudur. Bazı yapısal elemanlar ve bileşenler ciddi şekilde hasar görebilir ancak bu durum yapının içinde ve dışında büyük moloz düşme tehlikelerine yol açmamalıdır. Deprem sırasında yaralanmalar meydana gelebilir ancak yapısal hasar sonucu ölüm riski çok düşük olacaktır. Ekonomik nedenlerden dolayı pratik olmasada yapı onarılabilir durumda olmalıdır.

Sınırlı Güvenlik Yapısal Performans Aralığı (S-4), Can Güvenliği Yapısal Performans Seviyesi (S-3) ile Göçmenin Önlenmesi Yapısal Performans Seviyesi (S-5) arasındaki hasar durumları aralığıdır.

Göçmenin Önlenmesi Yapısal Performans Seviyesi (S-5), yapının bölgesel veya toptan göçmenin eşliğinde olduğu hasar durumlarıdır. Yapıda yanal kuvvetler altında, dayanım ve rijitlikte önemli azalmalar, kalıcı büyük yanal deformasyonlar ve düşey yük taşıma kapasitesinde bir miktar azalma dahil olmak üzere önemli hasarlar meydana gelir. Bununla beraber düşey yük taşıma kapasitesinin hala yeterli

olması beklenir. Moloz düşme tehlikeleri nedeniyle ciddi yaralanma riski vardır. Artçı depremler göçmeye neden olabileceğinden, yapı yeniden kullanım için güvenli olmayacaktır.

Tablo 3.2 yapısal performans seviyelerini, yanal taşıyıcı sistem olan çelik moment çerçevelerinin düşey elemanları için sınırlayıcı hasar durumları ile ilişkilendirmektedir. Tabloda verilen hasar durumları yapısal performans seviyelerinin tanımlarını karşılayan yapılarda mevcut olduğunda çeşitli yapısal elemanlarının maruz kalabileceği hasarın ciddiyetinin anlaşılmasına olanak sağlar. Bu hasar durumları deprem sonrasında hasarın değerlendirilmesinde, yapının güvenliğinin veya onarım seviyesinin değerlendirilmesinde kullanılmak üzere oluşturulmamıştır.

Tablo 3.2 Çelik moment çerçeveleri yapısal performans seviyeleri ve hasar durumları (FEMA:356, 2000)

Yapısal Performans Seviyeleri		
Göçmenin Önlenmesi S-5	Can Güvenliği S-3	Hemen Kullanım S-1
Kirişlerde ve kolon panellerinde yaygın distorsiyon ve kesme birleşimleri sağlam kalırken, moment birleşimlerinde göçme meydana gelebilir. %5 geçici ya da kalıcı kat ötelemesi.	Plastik mafsall oluşumu, bazı giriş elemanların yerel burkulması, düğüm noktasında aşırı distorsiyon, bazı moment birleşimlerinde göçme meydana gelebilir. %2,5 geçici %1 kalıcı kat ötelemesi.	Birkaç yerde küçük yerel akma meydana gelebilir, göçme oluşmayacaktır. Elemanlarda küçük burkulma veya gözlemlenebilir kalıcı deformasyonlar meydana gelebilir. %0.7 geçici ve ihmal edilebilir kalıcı kat ötelemesi.

3.4 Analiz Prosedürü

Statik itme analizi ASCE:41-17 (2017) ve FEMA:356 (2000) yönetmeliklerinde ayrıntılı olarak tanımlanmış ve FEMA:440 (2005) ile desteklenmiştir. Statik itme analizi prosedürü genel olarak birkaç maddede özetlenebilir.

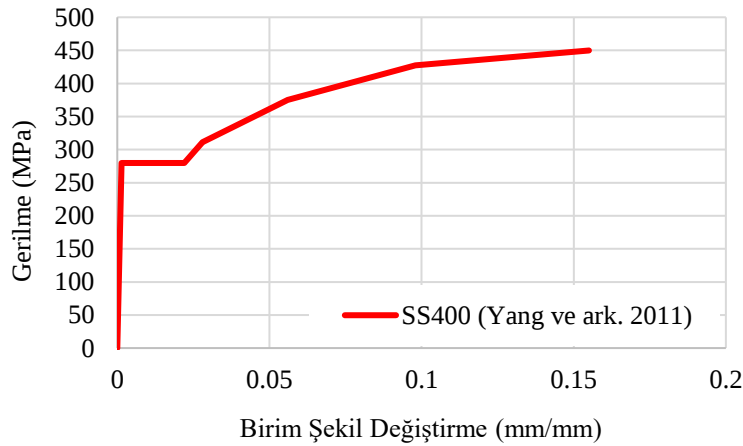
1. Doğrusal olmayan statik analiz için yapının matematiksel modeli yapıdaki bileşenlerin ayrı ayrı doğrusal olmayan yük-deformasyon tepkileriyle oluşturulur. Plastikleşme kiriş ve kolonlar için deney veya analizden elde edilen doğrusal olmayan moment-eğrilik ve etkileşim ilişkileriyle (N-M) temsil edilir.
2. Düşey yükler olarak tanımlanan sabit ve hareketli yükler yapının matematiksel modeline etkililir.
3. Birinci mod şeklini temel alan yanal yükler, her kat diyaframının düzleminde, atalet kuvvetlerinin dağılımıyla orantılı olarak matematiksel modele uygulanır.
4. Çok serbestlik dereceli bir yapının elastik ve plastik maksimum yer değiştirmesi (hedef yer değiştirmesi), eşdeğer tek serbestlik dereceli bir sistemin elastik yer değiştirmesi çeşitli katsayılar ile çarpılarak belirlenir.
5. Yapı göçene kadar ya da yapı için hedeflenen yer değiştirme aşıldıkça kadar, depremde atalet kuvvetlerini temsil eden ve monoton olarak artan yanal yüklere maruz bırakılır.
6. Elemanın veya elemanların akmasıyla meydana gelecek rijitlik azalmaları dolayısıyla yapının matematiksel modeli güncellenir.
7. Güncel analiz adımıyla elemanda oluşan yükler ve dönmeler aynı şekilde yapıda oluşan taban kesme kuvveti ve tepe yer değiştirmesi önceki analiz adımlarının toplamına eklenir.
8. Plastik mafsallı dönmeleri, eleman iç kuvvetleri ve kat ötelemeleri, belirlenen kabul kriterlerine göre değerlendirilir.

YARI RİJİT KİRİŞ-KOLON BİRLEŞİMLİ TİPİK BİR ÇELİK ÇERÇEVENİN DOĞRUSAL OLMAYAN STATİK İTME ANALİZİ

Üst ve alt başlık korniyerli kiriş-kolon birleşimli çelik çerçevenin doğrusal olmayan statik analizi için SAP2000 v21 yapısal analiz programı kullanıldı. Modellenen yarı-rijit birleşimli çelik çerçevenin statik yüklemeler altında doğrusal olmayan davranışı, sonraki bölümde ABAQUS yazılımında gerçekleştirilen üç boyutlu sonlu eleman analizinden elde edilen sonuçlarla karşılaştırıldı. Bu çalışmada yarı-rijit birleşimli bir çelik çerçevenin statik itme analizi için kullanılan modelleme yaklaşımı aşağıdaki bölümlerde açıklanmıştır.

4.1 Doğrusal Olmayan Malzeme Davranışı

Yarı-rijit birleşimli çelik çerçevenin kiriş ve kolonları SS400 sınıfı çelik malzemesinden oluşmaktadır. SAP2000 yazılımında Yang ve ark. (2011)'nin korniyerler için gerçekleştirdiği çekme deneyinden elde edilen gerilme-birim şekil değiştirme eğrisi tanımlandı. Çekme testlerinden elde edilen ortalama değerler 280 MPa akma dayanımı ve 449.8 MPa çekme dayanımıdır. Çekme deneyinden elde edilen SS400 çelik malzemesi için mühendislik gerilme-birim şekil değiştirme grafiği Şekil 4.1'de verilmiştir. SAP2000 yazılımında kolon ve kiriş elemanlarına atanacak malzeme özellikleri için SS400 çeliği mühendislik gerilme-birim şekil değiştirme grafiği Şekil 4.2'de gösterildiği gibi tanımlanmıştır.



Şekil 4.1 SS400 çelik malzemesi gerilme-birim şekil değiştirme eğrisi

Nonlinear Material Data

Edit

Material Name: SS400 Material Type: Steel

Hysteresis Type: Kinematic

Drucker-Prager Parameters: Friction Angle: , Dilatational Angle:

Units: N, mm, C

Stress-Strain Curve Definition Options: ☐ Parametric ☒ User Defined Convert To User Defined

User Stress-Strain Curve Data

Number of Points in Stress-Strain Curve: 17

	Strain	Stress	Point ID
3	-0.155	-450.	
4	-0.098	-428.	
5	-0.056	-375.	
6	-0.028	-311.	
7	-0.022	-280.	
8	-1.427E-03	-280.	-B
9	0.	0.	A
10	1.427E-03	280.	B
11	0.022	280.	
12	0.028	311.	
13	0.056	375.	
14	0.098	428.	
15	0.155	450.	

Order Rows Show Plot...

OK Cancel

Şekil 4.2 SAP2000’de gerilme-birim şekil değiştirme grafiğinin tanımlanması

Kiriş elemanına atanmak üzere H 390x300x10x16 profili enkesit özellikleri ve kolon elemanlara atanmak üzere H 310x305x15x20 profili enkesit özellikleri, malzeme için daha önceden tanımlanan SS400 çeliği seçilerek oluşturuldu.

I/Wide Flange Section

Section Name: H 390x300x10x16 Display Color: ■

Section Notes: Modify/Show Notes...

Dimensions

Outside height (t3) : 390.

Top flange width (t2) : 300.

Top flange thickness (tf) : 16.

Web thickness (tw) : 10.

Bottom flange width (t2b) : 300.

Bottom flange thickness (tfb) : 16.

Section

Properties

Section Properties... Time Dependent Properties...

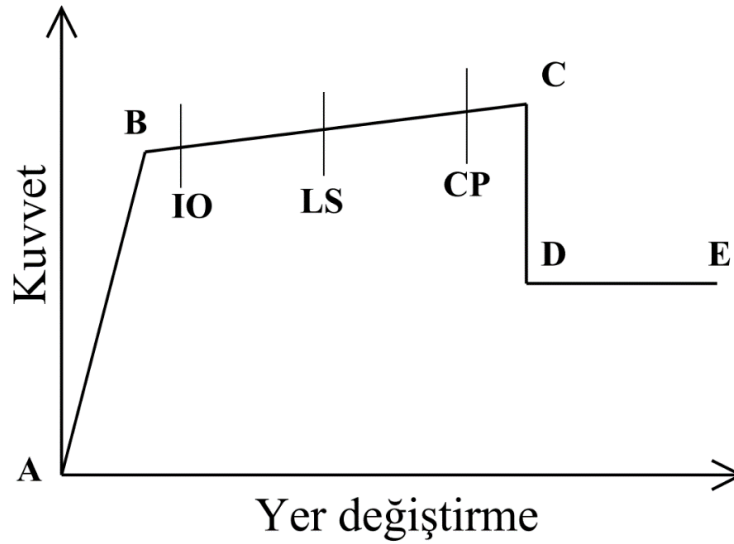
Material: + SS400 ▼

Property Modifiers: Set Modifiers...

OK Cancel

Şekil 4.3 SAP 2000’de kesit özelliklerinin tanımlanması

Doğrusal olmayan statik analiz için üçüncü bölümde bahsedilen elemanların kuvvet-deformasyon ilişkisi SAP2000’de plastik mafsallar kullanılarak sağlanır. Kolon ve kiriş çubuk elemanların uzunlukları boyunca istenilen sayıda atanabilen plastik mafsallar, bir veya birden fazla serbestlik derecesinde akma sonrası davranışı temsil eder. Ayrı ayrı moment, burulma, kesme ve eksenel kuvvet mafsallarıyla birlikte çift eksenli eğilme momentlerinin ve eksenel kuvvetin etkileşimine dayanarak akma sağlayan birleştirilmiş P-M2-M3 mafsalları bulunmaktadır. Mafsal atamasında belirlenmeyen serbestlik dereceleri elastik kalacaktır. Akma sonrası davranış kullanıcı tanımlı mafsallar ile modellenebilir ya da elemanların atanan malzeme ve kesit özelliklerine göre, ASCE:41-13 (2014) ve FEMA:356 (2000) kriterlerine uygun olarak otomatik olarak hesaplanabilir. Statik itme analizi için SAP2000’de plastik mafsalların kuvvet-yer değiştirme veya moment-dönme ilişkisi Şekil 4.4’te gösterilmektedir.



Şekil 4.4 Kuvvet-yer değiştirme veya moment-dönme eğrisi (CSI-ARM, 2017)

Eğrinin başlangıcı A noktasıdır ve akma B noktası ile temsil edilir. B noktasına ulaşmadan önce tüm deformasyonlar doğrusaldır ve çubuk elemanda meydana gelir. B noktasının ötesindeki deformasyon plastik mafsal tarafından değerlendirilir ve elastik kısımda meydana gelen dönme veya yer değiştirme C, D, E noktalarında elde edilen değerlerden çıkartılır. C noktası eğrinin kapasitesini ifade eder ve B noktası ile C noktası pekleşme eğimine sahip bir doğru ile birleştirilir. Kuvvet-yer değiştirme eğrisinde, analiz sonuçlarında performansa dayalı tasarım için bilgilendirici olması açısından Hemen Kullanım (IO), Can Güvenliği (LS) ve

Göçmenin Önlenmesi (CP) noktaları oluşturulmuştur. Bu noktaların yapının davranışı üzerinde herhangi bir etkisi yoktur.

Kiriş ve kolonlara atanan plastik mafsallar elemanların uzunlukları boyunca belirlenen noktalarda modellenir. Yer değiştirme ve dönme plastik deformasyonları bu noktalarda meydana gelir. Bu çalışma kapsamında statik itme analizinde malzemenin doğrusal olmama durumunu değerlendirmek için kiriş ve kolon uçlarına otomatik olarak plastik mafsalsal ataması Şekil 4.5 ve Şekil 4.6'da gösterilmiştir.

Auto Hinge Assignment Data

Auto Hinge Type
From Tables In ASCE 41-13

Select a Hinge Table
Table 9-6 (Steel Columns - Flexure)

Degree of Freedom
☐ M2 ☐ P-M2 ☐ Parametric P-M2-M3
☐ M3 ☐ P-M3
☐ M2-M3 ☒ P-M2-M3

Deformation Controlled Hinge Load Carrying Capacity
☐ Drops Load After Point E
☒ Is Extrapolated After Point E

Force Controlled Hinge Load Carrying Capacity
☐ Hinge Drops Load When Max Force Is Reached

OK Cancel

Şekil 4.5 Kolon için otomatik plastik mafsalsal atama verileri

Auto Hinge Assignment Data

Auto Hinge Type
From Tables In ASCE 41-13

Select a Hinge Table
Table 9-6 (Steel Beams - Flexure)

Degree of Freedom
☐ M2
☒ M3

Deformation Controlled Hinge Load Carrying Capacity
☒ Drops Load After Point E
☐ Is Extrapolated After Point E

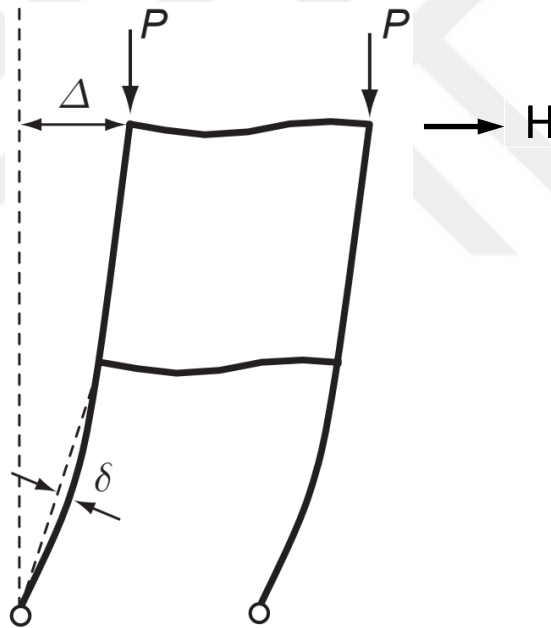
OK Cancel

Şekil 4.6 Kiriş için otomatik plastik mafsalsal atama verileri

Akma sonrası davranış, elemanların atanan malzeme ve kesit özelliklerine göre, ASCE:41-13 (2014)'e uygun olarak otomatik hesaplanacaktır. Kolon elemanlar için birleştirilmiş P-M2-M3 mafsalları, kiriş elemanlar için M3 mafsalları tercih edilmiştir. Seçilen serbestlik derecelerinin yer değiştirmeleri dışında belirlenmeyen serbestlik dereceleri için deformasyonlar elastik kalacaktır. Çelik malzemesi atanmış elemanlar, otomatik olarak deformasyon kontrollü olarak sınıflandırılır.

4.2 Doğrusal Olmayan Geometrik Davranış

Yapının yer değiştirmeleri nedeniyle deforme konumundaki denge, deforme olmayan konumundaki dengeden büyük ölçüde farklıysa (P-Delta etkisi) ya da eleman deformasyonları ile eleman uç yer değiştirmeleri arasındaki ilişkiler büyük ölçüde doğrusal olmayan türdensen geometrik doğrusal olmama ortaya çıkar.



Şekil 4.7 P- Δ ve P- δ Etkileri (Chen, 2011)

Denge, deforme olmamış konumunda kabul edilir ve eleman deformasyonları ile eleman uç yer değiştirmeleri arasındaki ilişkilerin doğrusal olduğu varsayılırsa küçük yer değiştirmeler analizi ile geometrik doğrusal olmama ihmal edilir. Denge, deforme olmuş konumunda dikkate alınır ve eleman deformasyonları ile eleman uç yer değiştirmeleri arasındaki ilişkilerin doğrusal olmadığı kabul edilirse büyük yer değiştirmeler analizi ile geometrik doğrusal olmama değerlendirilir. Denge, bazı küçük yaklaşımlarla deforme olmuş konumunda dikkate alınır ve eleman

deformasyonları ile eleman uç yer değiştirmeleri arasındaki ilişkilerin doğrusal olduğu varsayılırsa P-Delta analizi ile geometrik doğrusal olmama yaklaşık olarak değerlendirilir (Powell G. H. 2010).

Şekil 4.7’de meydana gelecek eğilme momentinin çoğu yanal yük H etkisiyle oluşur. Yanal deplasman sonrasında P düşey yükleri $P\Delta$ kadar ilave momente sebep olur. Aynı zamanda kolon elemanı boyunca sehim ve eleman içindeki eksenel kuvvet dış merkezliliği nedeniyle $P-\delta$ etkisi oluşur. $P-\delta$ etkisi nedeniyle $P-\delta$ momenti olarak adlandırılan ilave bir moment oluşur. Düşey ve yanal kuvvetler altındaki bir yapıda $P-\Delta$ ve $P-\delta$ etkileri meydana gelecektir. Büyük yanal yer değiştirmeler (Δ) iç kuvvet ve momentleri büyülterek, etkili yanal rijitliğin azalmasına ve yapı kapasitesinin daha az miktarı ile yanal yükleri karşılayabileceğinden etkili yanal dayanım azalmasına neden olacaktır (Deierlein ve ark. 2010). P-Delta analizinde yapıya H kuvveti uygulandığında kolonların uçlarının bir yay çizerek değil yatayda bir doğru çizerek yer değiştirdikleri varsayılır. Yapının doğrusal olmayan geometrik davranışını değerlendirmek için P-Delta etkilerini göz önünde bulundurmamak (P-Delta analizi) yaklaşık %10’a kadar olan deplasman oranları için yeterince doğrudur ve neredeyse her zaman yeterli olacaktır. Ayrıca basit bir yaklaşımla kolonları sonlu elemanlara ayırarak kolonlardaki $P-\delta$ etkileri yapıdaki $P-\Delta$ etkilerine dönüştürülebilir.

Load Case Data - Nonlinear Static

Load Case Name: PushZ Set Def Name

Notes: Modify/Show...

Load Case Type: Static Design...

Initial Conditions:
☒ Zero Initial Conditions - Start from Unstressed State
☐ Continue from State at End of Nonlinear Case
Important Note: Loads from this previous case are included in the current case

Modal Load Case: All Modal Loads Applied Use Modes from Case MODAL

Loads Applied:

Load Type	Load Name	Scale
Load Pattern	G	1
Load Pattern	G	1

Add Modify Delete

Analysis Type:
☐ Linear
☒ Nonlinear

Geometric Nonlinearity Parameters:
☐ None
☒ P-Delta
☐ P-Delta plus Large Displacements

Mass Source: MSSSRC1

Other Parameters:
Load Application: Full Load Modify/Show...
Results Saved: Final State Only Modify/Show...
Nonlinear Parameters: Default Modify/Show...

OK Cancel

Şekil 4.8 Düşey yüklerin doğrusal olmayan statik analizi

P-Delta analizi basittir ve hesaplama süresini çok az etkiler. Yapının büyük deplasman oranlarında önemli olan, eleman deformasyonları ile eleman uç yer değiştirmeleri arasındaki ilişkilerin doğrusal olmadığı kabul edilen büyük yer değiştirme etkilerini göz önünde bulundurmak (büyük yer değiştirmeler analizi) çok nadir durumlarda lüzumlu olabilir. Ancak hesaplama süresini fazlasıyla artırabilir (Powell G. H. 2006).

SAP2000’de statik itme analizi için, ilk olarak sadece düşey yüklerin uygulandığı yapıya doğrusal olmayan statik analiz durumu tanımlanır. Şekil 4.8’ de gösterildiği gibi P-Delta butonu seçili duruma getirilerek, geometrik doğrusal olmama değerlendirilir.

Load Case Data - Nonlinear Static

Load Case Name: PushX **Set Def Name** **Notes**: Modify/Show...

Load Case Type: Static **Design...**

Initial Conditions:
☐ Zero Initial Conditions - Start from Unstressed State
☒ Continue from State at End of Nonlinear Case **PushZ**
 Important Note: Loads from this previous case are included in the current case

Modal Load Case:
 All Modal Loads Applied Use Modes from Case **MODAL**

Loads Applied:

Load Type	Load Name	Scale
Load Pattern	EX	1.
Load Pattern	EX	1

Add **Modify** **Delete**

Analysis Type:
☐ Linear
☒ Nonlinear

Geometric Nonlinearity Parameters:
☐ None
☒ P-Delta
☐ P-Delta plus Large Displacements

Mass Source: **MSSSRC1**

Other Parameters:
 Load Application: **Displ Control** **Modify/Show...**
 Results Saved: **Multiple States** **Modify/Show...**
 Nonlinear Parameters: **Default** **Modify/Show...**

OK **Cancel**

Şekil 4.9 Yanal yüklerin doğrusal olmayan statik analizi

Şekil 4.9’da gösterilen doğrusal olmayan statik analiz durumunda, başlangıç şartı olarak Şekil 4.8’de tanımlanan PushZ analiz durumu seçilir böylece düşey yüklerin etkisi değerlendirilir. Alt bölümdeki yük uygulama kısmı düzenlenerek analizin yer değiştirme kontrollü gerçekleşmesi sağlanır. Yük türü olarak daha önceden tanımlanan yanal yükler (EX) seçilir ve yapı hedeflenen yer değiştirme aşılana kadar, depremde atalet kuvvetlerini temsil eden ve monoton olarak artan yanal yüklere maruz bırakılır. Kiriş ve kolon elemanların elastik kaldığı yer değiştirme

düğüm noktalarından kolon elemanı profili enkesitinin başlık yüzeyine kadar üst üste örtüşen uzunluklar “End Offset” komutu kullanılarak düzenlenebilir. “End Offset” tek boyutlu çizgi elemanlara atanabildiğinden, bu komut ile düzenlenecek üst üste örtüşen kısımlarda link eleman tanımlı olmamalıdır. Bu nedenle Şekil 4.10’da gösterilen çelik kiriş-kolon birleşimlerinin modellenmesinde öncelikle kiriş elemanı i ve j uçlarından kolon elemanları ile üst üste örtüşen uzunluklar kadar ayrı parçalara bölünür. Böylece ana kirişin başında ve sonunda olmak üzere 2 yeni elastik kiriş elemanı meydana gelir. Bölünme ile oluşan çizgi elemanlara uzunluğu boyunca “End Offset” atanır böylece çelik çerçeve açıklığının toplam uzunluğu kolon yüzeyleri arasında kalan temiz uzunluğa düşer. Ana çizgi elemanı ile bölünmeden oluşan çizgi elemanı arasındaki ortak düğüm noktası düzenlenerek, uzayda aynı konumda bulunan ve birbiriyle bağlantısı koparılmış elaman uç noktalarına ayrılır. Uzayda aynı konumda bulunan eleman uç noktaları sırasıyla seçilerek 2 noktalı link eleman çizilebilir. Böylece uzunluğu olmayan ve birleşim davranışını daha doğru şekilde temsil eden noktasal yay eleman oluşturulur. Şekil 4.10’da gösterilen modelleme yaklaşımında, elastik kiriş ve kolon elemanlarının uçlarına atanan noktasal plastik mafsallarla malzemenin doğrusal olmayan davranışı, çizilen noktasal yay elemanlarla birlikte birleşimin doğrusal olmayan davranışı değerlendirilir. Çeşitli türlerde link elemanlar mevcuttur ancak doğrusal olmayan kiriş-kolon birleşimi davranışı çoklu doğrusal elastik ve çoklu doğrusal plastik link elemanları ile modellenebilir. Şekil 4.11’de çoklu doğrusal plastik link elemanının birbirinden bağımsız 6 iç deformasyonu için doğrusal olmayan özellikler tanımlanabilir. Yerel koordinat sisteminde 1 eksen elemanın öteleme ve burulma deformasyonlarına karşılık gelen boyuna doğrultusunu temsil eder. Yerel 2 ve 3 eksenleri elemanın kesme kuvvetleri ve eğilme momenti deformasyonlarına karşılık gelir. Zayıf eksen eğilme momenti, normal kuvvet, kesme kuvvetleri ve burulma momenti nedeniyle meydana gelen öteleme ve dönme deformasyonlarının ihmal edilmesi ve güçlü eksen eğilme momenti nedeniyle meydana gelen dönme deformasyonun değerlendirilmesi amaçlanmaktadır. Şekil 4.11’de görüldüğü gibi tüm yönler için deformasyonlar seçilmiş ve R3 dışındakiler sabitlenmiştir. Birleşimin deneysel olarak elde edilmiş monoton yükleme altında moment-dönme davranışı, Şekil 4.12’de gösterildiği gibi R3 deformasyonu doğrusal olmayan özelliklerine tanımlanmıştır.

Link/Support Property Data

Link/Support Type: MultiLinear Plastic

Property Name: T10-S12

Property Notes:

P-Delta Parameters

☒ Shear Couple

☐ Equal End Moments

☐ Advanced

Total Mass and Weight

Mass: 0

Weight: 0

Rotational Inertia 1: 0

Rotational Inertia 2: 0

Rotational Inertia 3: 0

Factors For Line, Area and Solid Springs

Property is Defined for This Length In a Line Spring: 1000

Property is Defined for This Area In Area and Solid Springs: 1000000

Directional Properties

Direction	Fixed	NonLinear	Properties	Direction	Fixed	Nonlinear	Properties
☒ U1	☒	☐	Modify/Show for U1...	☒ R1	☒	☐	Modify/Show for R1...
☒ U2	☒	☐	Modify/Show for U2...	☒ R2	☒	☐	Modify/Show for R2...
☒ U3	☒	☐	Modify/Show for U3...	☒ R3	☐	☒	Modify/Show for R3...

Fix All

Clear All

Stiffness Options

Stiffness Used for Linear and Modal Load Cases: Nonlinear Stiffness

Stiffness Used for Stiffness-proportional Viscous Damping: Initial Stiffness (K0)

Stiffness-proportional Viscous Damping Coefficient Modification Factor: 1

OK

Cancel

Şekil 4.11 Link eleman türü ve deformasyon özellikleri

Link/Support Directional Properties

Edit

Identification

Property Name: T10-S12

Direction: R3

Type: MultiLinear Plastic

NonLinear: Yes

Hysteresis Type And Parameters

Hysteresis Type: Kinematic

No Parameters Are Required For This Hysteresis Type

Properties Used For Linear Analysis Cases

Effective Stiffness: 0

Effective Damping: 0

Multi-Linear Force-Deformation Definition

	Rotation	Moment
4	-0.0295	-66.6589
5	-0.0281	-65.6453
6	-0.0267	-64.6563
7	-0.0253	-63.3983
8	-0.0238	-62.0039

Order Rows

Delete Row

Add Row 89

Hysteresis Definition Sketch

Kinematic Hysteresis Model

Action

Deformation

OK

Cancel

Şekil 4.12 Doğrusal olmayan moment-dönme eğrisi tanımı

Çoklu doğrusal plastik eleman, plastik özelliği nedeniyle farklı yükleme ve boşaltma davranışı sergiler ve tercih edilebilen çeşitli histerezis türlerine göre enerjiyi tüketir. Çoklu doğrusal elastik eleman ise aynı eğri boyunca yükleme ve boşaltma davranışı sergiler ve enerji tüketimi gerçekleştirmez. Yapılacak analiz türüne göre yarı-rijit birleşim davranışı herhangi biriyle ya da sadece çoklu doğrusal plastik eleman ile temsil edilebilir.



TİPİK ÇELİK ÇERÇEVENİN SONLU ELEMAN MODELİ VE ANALİZİ

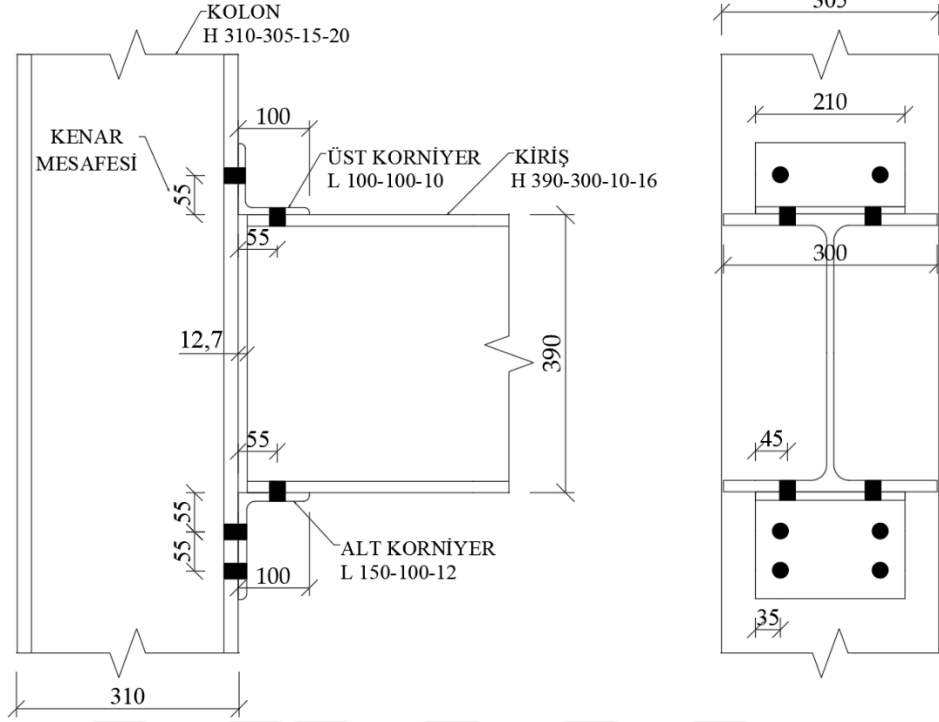
Bu bölümde üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin 3 boyutlu sonlu eleman modellemesi ABAQUS (2017) yazılımı kullanılarak gerçekleştirildi. İlk olarak modellenen monoton yükleme altındaki birleşimlerin moment-dönme eğrilerinin doğruluğu, Yang ve Jeon (2009) tarafından yürütülen deneysel çalışmalar ile karşılaştırıldı. Metodun güvenilirliği sağlandıktan sonra çeşitli parametrelerin birleşimin moment-dönme eğrisi üzerindeki etkisi araştırıldı. Parametrik çalışmada kullanılan birleşimlerden oluşan çelik çerçevelerin doğrusal olmayan statik analizleri gerçekleştirilerek birleşim parametrelerinin kapasite eğrisi üzerindeki etkisi araştırıldı. Sonlu eleman analizi ve SAP2000 yazılımından elde edilen taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrileri karşılaştırıldı.

5.1 Birleşimlerin Geometrikleri

Jang, ana değişkenin korniyer kalınlığı olduğu dört farklı üst ve alt başlık korniyerli birleşim numunesi ile deneysel çalışmalar gerçekleştirdi. Bu testlerde korniyerler, kolon ve kiriş başlıklarına F10T-M20 bulonları ile bağlanmıştır. Abaqus/CAE yazılımı kullanılarak moment-dönme eğrileri tahmin edilen dört numunenin geometrik özellikleri Tablo 5.1’de verilmektedir. Şekil 5.1’de Ü10-A12 olarak adlandırılan numunenin geometrik ölçüleri gösterilmektedir. Şekilde gösterilen kenar mesafesi ve korniyer genişliği gibi parametreler tüm numuneler için geçerlidir ve korniyer kalınlıklarının değişmesi bu parametreleri etkilememektedir.

Tablo 5.1 Üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin geometrik özellikleri

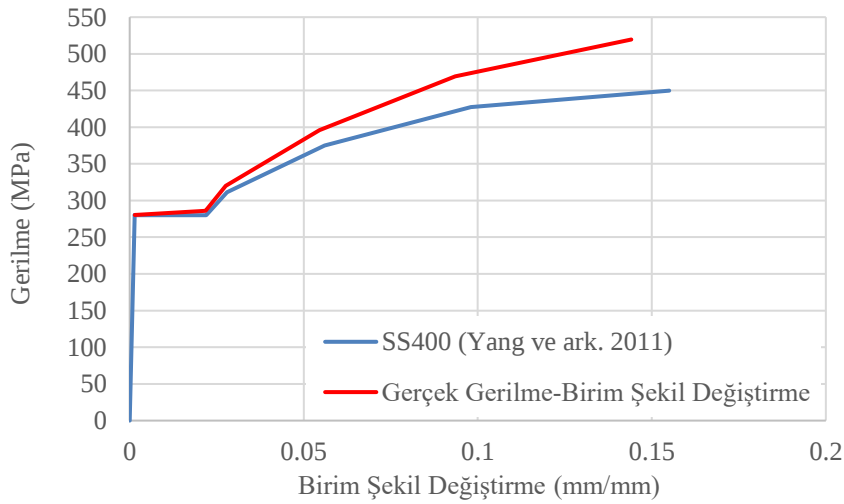
Numune	Kolon	Kiriş	Üst Korniyer	Alt Korniyer
Ü10-A12	H310-305-15-20	H390-300-10-16	L100-100-10	L150-100-12
Ü10-A15	H310-305-15-20	H390-300-10-16	L100-100-10	L150-100-15
Ü13-A12	H310-305-15-20	H390-300-10-16	L100-100-13	L150-100-12
Ü13-A15	H310-305-15-20	H390-300-10-16	L100-100-13	L150-100-15



Şekil 5.1 Ü10-A12 birleşiminin geometrik ölçüleri

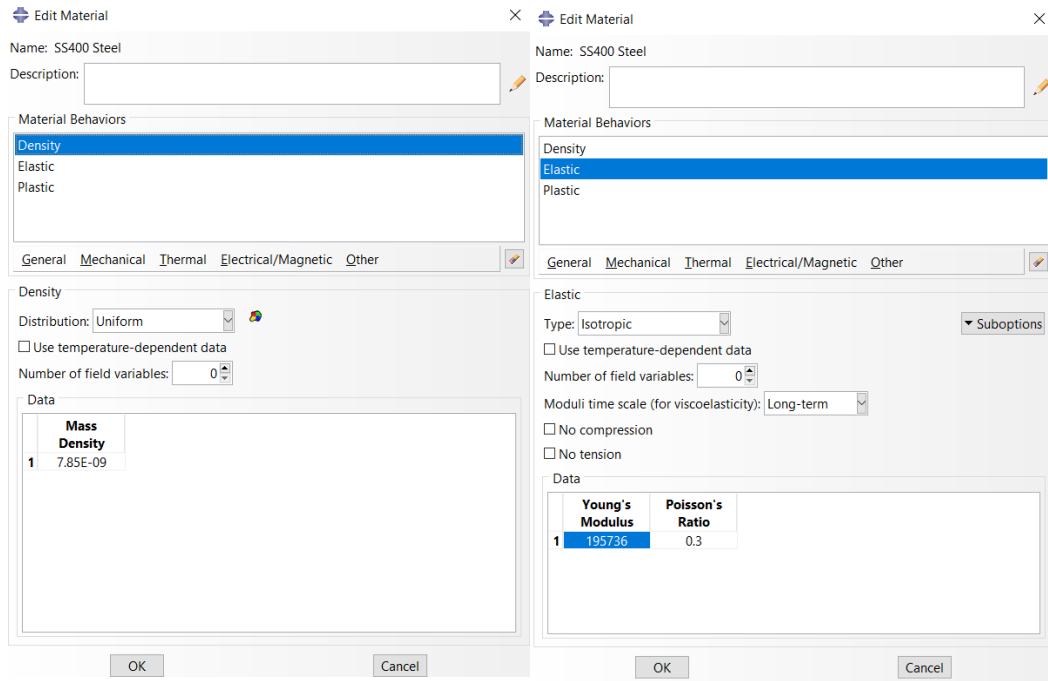
5.2 Malzeme Özellikleri

Sonlu elemanlar modellemesinde Yang ve ark. (2011)'nın korniyerler için gerçekleştirdiği çekme deneyinden elde edilen gerilme-birim şekil değiştirme eğrisi kullanıldı. Çekme testlerinden elde edilen ortalama değerler 280 MPa akma dayanımı ve 449.8 MPa çekme dayanımıdır. Bu malzeme özellikleri modellemede korniyerlerle birlikte kiriş ve kolon elemanlarda da kullanıldı.



Şekil 5.2 SS400 çelik malzemesinin mühendislik ve gerçek gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri

Sonlu elemanlar modelinde kullanılan SS400 sınıfı çeliğin gerçek gerilme-birim şekil değiştirme grafiği Şekil 5.2’de verilmektedir. Şekil 5.2’de verilen çelik malzemesi 280 MPa gerilme değerine kadar doğrusal elastik davranışa sahiptir. Elastik kısımda, gerilmenin birim şekil değiştirmeye oranı olan malzeme rijitliği, elastisite modülü olarak adlandırılır ve sabit kabul edilir. SS400 sınıfı çelik malzemesi için yoğunluk değeri $7.85 \times 10^{-9} \text{ ton/mm}^3$, elastisite modülü değeri 195736 N/mm^2 ve Poisson oranı 0.3 olarak Şekil 5.3’te gösterildiği gibi tanımlanır.



Şekil 5.3 Malzemenin elastik davranışı ve yoğunluğu

Malzemenin deformasyonunu 280 MPa akma dayanımına kadar elastik birim şekil değiştirmeler oluşturur ve uygulanan yük boşaltıldığında şekil değişimleri ortadan kalkar. Malzeme deformasyonun akma dayanımının ötesinde bir gerilme nedeniyle meydana gelmesi kalıcı plastik deformasyonlara neden olur. Çekme deneyi sırasında yük değerleri, başlangıçtaki numune çapına bölünerek mühendislik gerilme değerleri elde edilir. Bu durumda test numunesinin boyundaki uzamayla birlikte genişliğinde ve kalınlığında meydana gelen azalma göz önüne alınmamaktadır. Ancak malzemenin gerçek gerilme değerleri deney numunesinin maruz kaldığı her yük değerinin, yükün uygulandığı andaki kesit alanına bölünmesiyle elde edilir. Abaqus malzemenin plastik davranışını doğru şekilde değerlendirebilmek için gerçek gerilme ve gerçek birim şekil değiştirme değerlerine

ihtiyaç duyar. Şekil 5.2’de SS400 sınıfı çelik malzemesinin çekme deneyi sonuçlarından elde edilen plastik kısımdaki mühendislik gerilmeleri aşağıdaki denklemler kullanılarak gerçek gerilmelere dönüştürülebilir.

$$\varepsilon_g = \ln(1 + \varepsilon_m) \quad (5.1)$$

Gerçek birim şekil değiştirme ile mühendislik birim şekil değiştirmesi arasındaki ilişki Denklem 5.1 ile ifade edilebilir. Gerçek gerilme ile mühendislik gerilme, birim şekil değiştirme arasındaki ilişki Denklem 5.2 ile ifade edilebilir.

$$\sigma_g = \sigma_m(1 + \varepsilon_m) \quad (5.2)$$

Denklem 5.2 çelik numunesinin gerilme-birim şekil değiştirme eğrisinde pekleşmenin olduğu plastik kısımda geçerlidir ve numunenin boyun vermesi ile başlayan göçme bölgesi için değerlendirilmemelidir.

Edit Material

Name: SS400 Steel

Description:

Material Behaviors

- Density
- Elastic
- Plastic**

General Mechanical Thermal Electrical/Magnetic Other

Plastic

☐ Use scale stress value:

Hardening:

☐ Use strain-rate-dependent data

☐ Use temperature-dependent data

Number of field variables:

Data

	Yield Stress	Plastic Strain
1	280.4	0
2	286.2	0.0203
3	320	0.02598
4	396	0.0525
5	469.4	0.0911
6	519.5	0.1415

OK Cancel

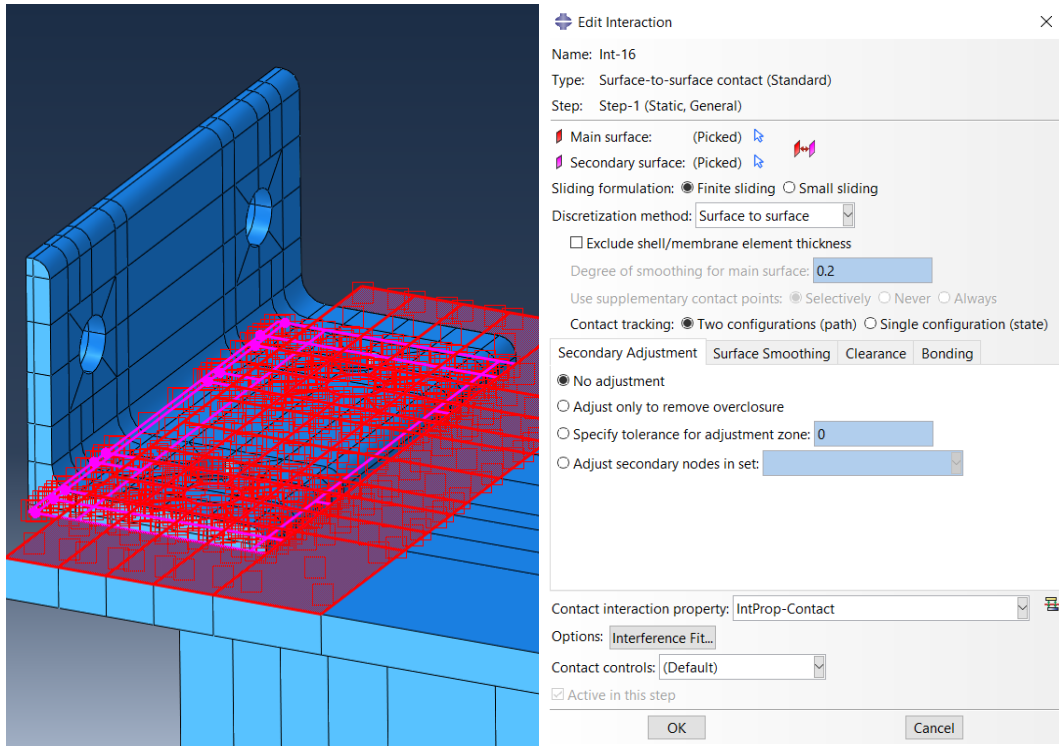
Şekil 5.4 Malzemenin plastik davranışı

SS400 sınıfı çelik numunesinin deneysel verileri kullanılarak oluşturulan plastik davranışın gerçek gerilme-birim şekil değiştirme verisi, akma gerilmesi değeri ile

başlamaktadır. Deney sonuçlarında plastik gerilme değerlerine karşılık gelen birim şekil değiştirmeler numunenin elastik ve plastik birim şekilde değiştirmelerinin toplamıdır. Bu durumda Abaqus'te plastik birim şekil değiştirme değerlerinin tanımlanabilmesi için akma gerilmesine karşılık gelen elastik birim şekil değiştirme değeri, toplam birim şekil değiştirme değerlerinden çıkarılmalıdır. Böylece akma dayanımına karşılık gelen plastik birim şekil değiştirme değeri sıfır olarak elde edilecektir. Abaqus'te plastik veri sayısı istenildiği kadar girilebilir ve gerçek malzeme davranışına yakın sonuçlar elde edilebilir. Ancak bu durumun analiz süresini artıracığı göz önünde bulundurulmalıdır.

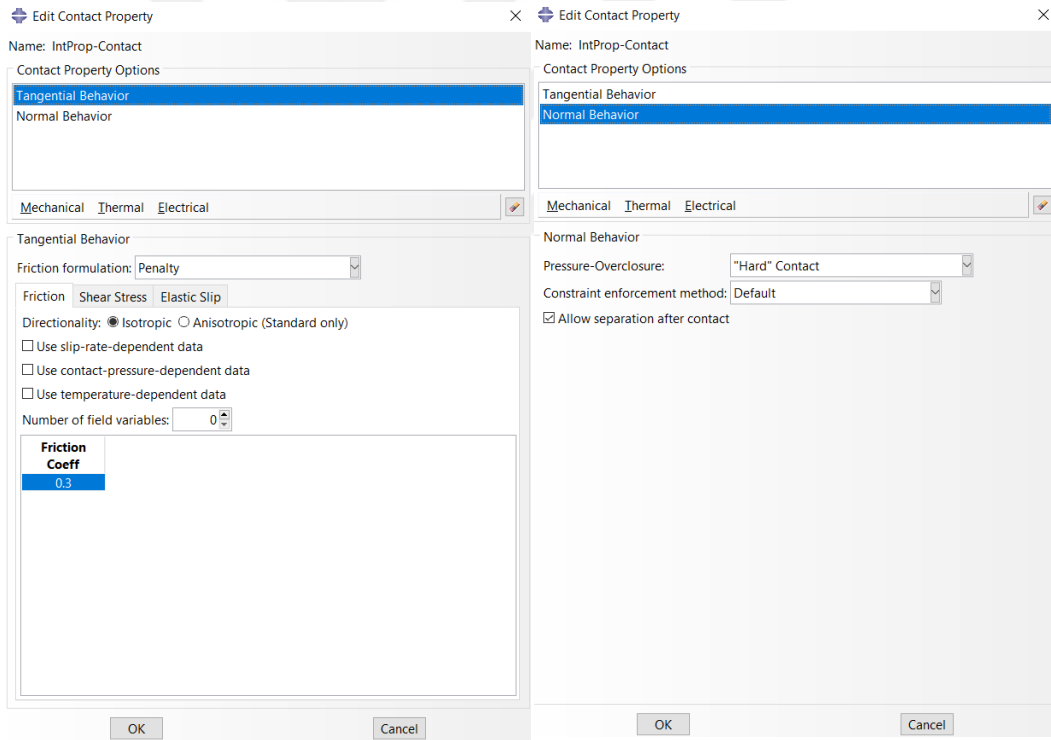
Yang'ın çekme deneyinden elde ettiği bulon malzeme özellikleri, F10T bulonlarının nominal değerlerinden daha düşük olarak bildirildiğinden sonlu elemanlar modelinde bu değerler kullanılmadı. Birleşimlerin modellenmesinde kullanılan F10T-M20 bulonların malzeme özelliklerinin diğer bir çalışmada Yang ve ark. (2011) tarafından yapılan çekme testlerinden elde edilenlerle aynı olduğu kabul edilmiştir. SS400 çelik malzemesi özelliklerinin tanımlanmasında kullanılan yöntemle aynı şekilde F10T bulon malzemesi özellikleri de tanımlandı.

5.3 Temas Yüzeyi Modellemesi



Şekil 5.5 Ana yüzey ile ikincil yüzey ve aralarındaki etkileşimin düzenlenmesi

Korniyerlerin dikey kolları ile kolon başlığı arasında, korniyerlerin yatay kolları ile giriş başlığı arasında, pullar ve bileşenler arasında, bulonlar ve bulon delikleri arasında olmak üzere birbirine temas eden tüm yüzeyler arasında Şekil 5.5'te gösterildiği gibi “surface-to-surface contact” türü algoritma kullanılmıştır. Daha rijit olan bileşenin yüzeyi veya daha kaba sonlu elemanları olan bileşenin yüzeyi ana yüzey olarak tercih edilir (Şekil 5.5). Ana yüzey ve ikincil yüzey arasında meydana gelen rölatif kaymaları ayrıntılı şekilde değerlendirmek için “finite sliding” formülasyonu seçilmiştir. Şekil 5.6'da gösterildiği gibi temasın teğetsel davranışı, sürtünme formülasyonu için “penalty” olarak tanımlandı. Kritik kayma durumunda bulonlar için A sınıfı aşınma yüzeyleri kabul edildi ve sürtünme katsayısı 0.3 olarak tanımlandı (AISC, 1989). Temasın normal davranışı, iki yüzeyin birbirine nüfuz etmeden basıncın tam olarak aktarılması için “hard-contact” olarak tanımlandı ve temas sonrasında yüzeylerin ayrılmasına izin verildi.

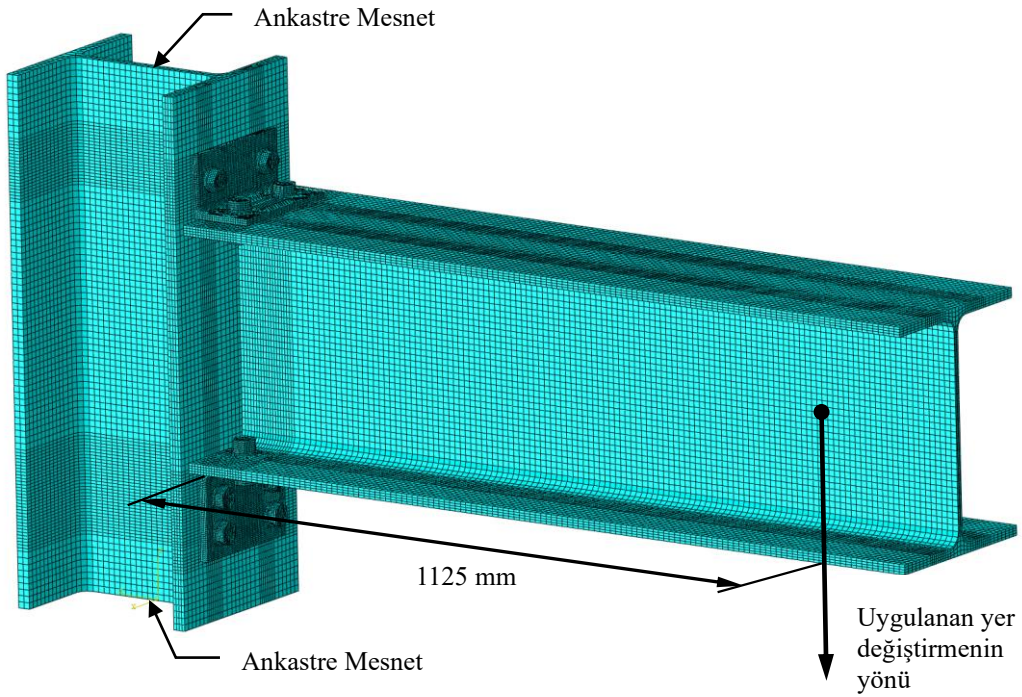


Şekil 5.6 Temas özelliklerinin düzenlenmesi

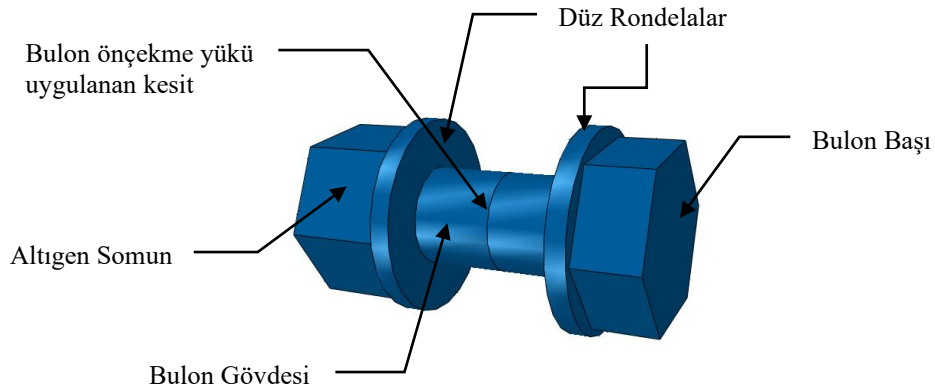
5.4 Sınır Şartları ve Yük Uygulamaları

Şekil 5.7'de gösterildiği gibi kolonun alt ve üst düğümlerindeki tüm serbestlik dereceleri ankastre mesnet koşullarını sağlayacak şekilde sınırlandırıldı. Birleşimin düzlem dışı davranışı uygulanan yer değiştirme konumunda sınırlandırılmıştır.

Analizler iki yükleme adımında gerçekleştirildi. İlk adımda, Şekil 5.8’de gösterildiği gibi bulon gövdesinin önceden tanımlanmış bir kesitine “bolt load” komutu kullanılarak 162 kN bulon önçekme kuvveti uygulandı. Şekil 5.9’da önçekme yükü uygulaması gösterilmektedir. İlk adımda oluşturulan bulon önçekme yükleri ikinci adım için “fix at current length” metodu kullanılarak modifiye edildi. Böylece ikinci yükleme adımının başında bulon önçekme kuvveti uygulaması tamamlanarak, bulonların deneysel çalışmadaki tam olarak sıkılmış durumları gerçekçi bir şekilde temsil edilir. Önçekme kuvveti, Şekil 5.10’da gösterildiği gibi bulondan üst korniyer, kolon ve kiriş başlıklarına aktarılmıştır.

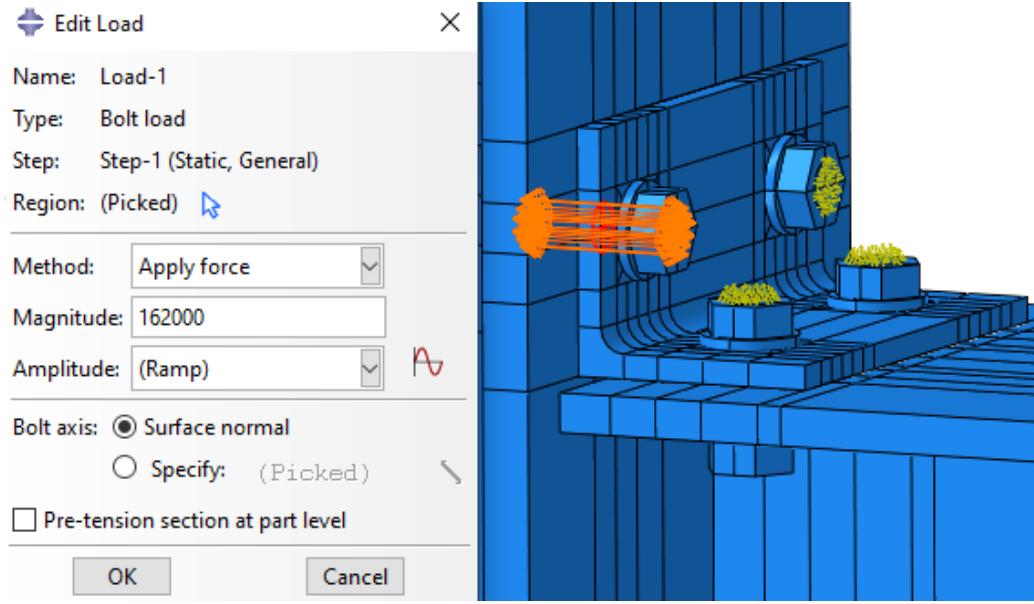


Şekil 5.7 Sonlu eleman modelinin sınır şartları ve ağ örneği

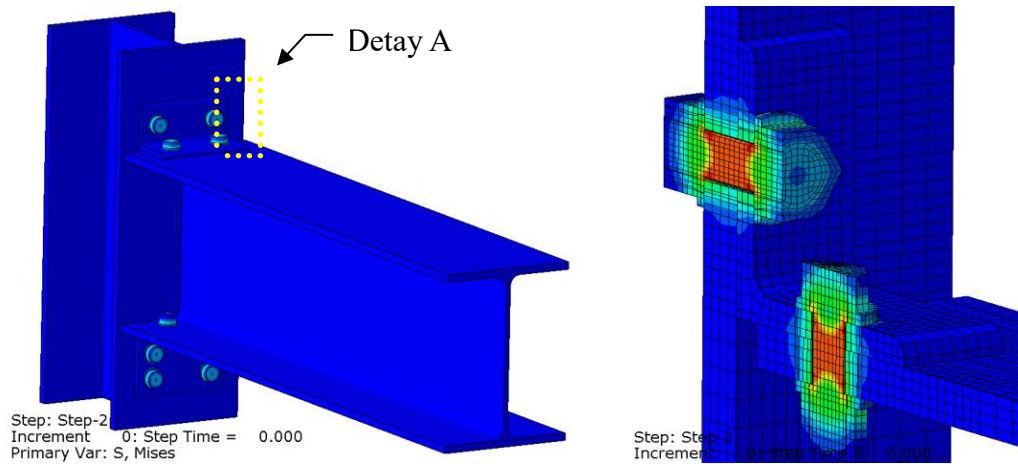


Şekil 5.8 Sonlu eleman modelinde kullanılan bulon detayları

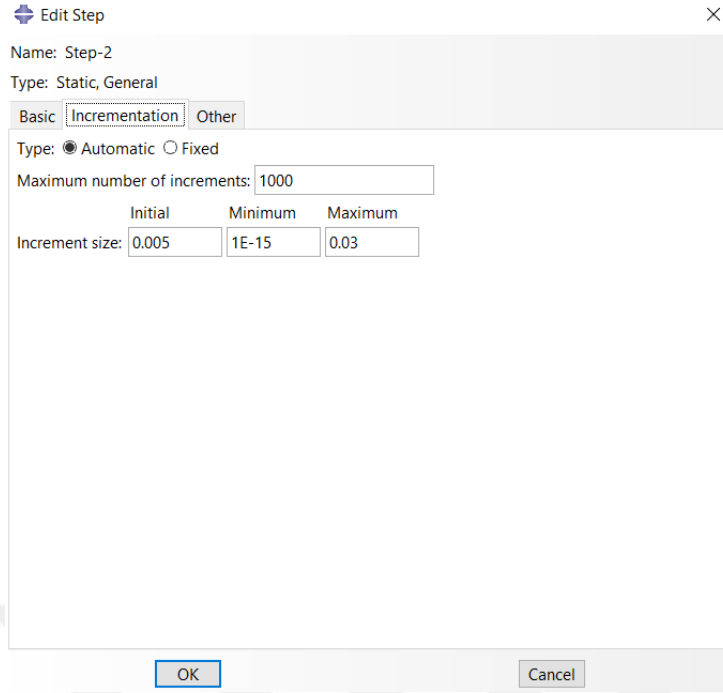
İkinci yükleme adımında, Şekil 5.7’de gösterildiği gibi birleşimin dönme merkezinden 1125 mm uzaklıkta yer alan kirişin serbest ucuna 100 mm yer değiştirme uygulanmıştır. Jang deneysel çalışmasında bir aktüatör kullanarak 1,5 mm/dk oranında statik kesme yükleri uyguladı. Sonlu eleman modeli analizinde, otomatik yük artış şeması kullanılarak yer değiştirme kademeli olarak 100 mm’ye kadar artırılmış ve herhangi bir sayısal yakınsama zorluğunun ortaya çıkmasını önlemek için yükleme artış hızı Şekil 5.11’de gösterildiği gibi kontrol edilmiştir.



Şekil 5.9 Bulon ön çekme yükü uygulaması

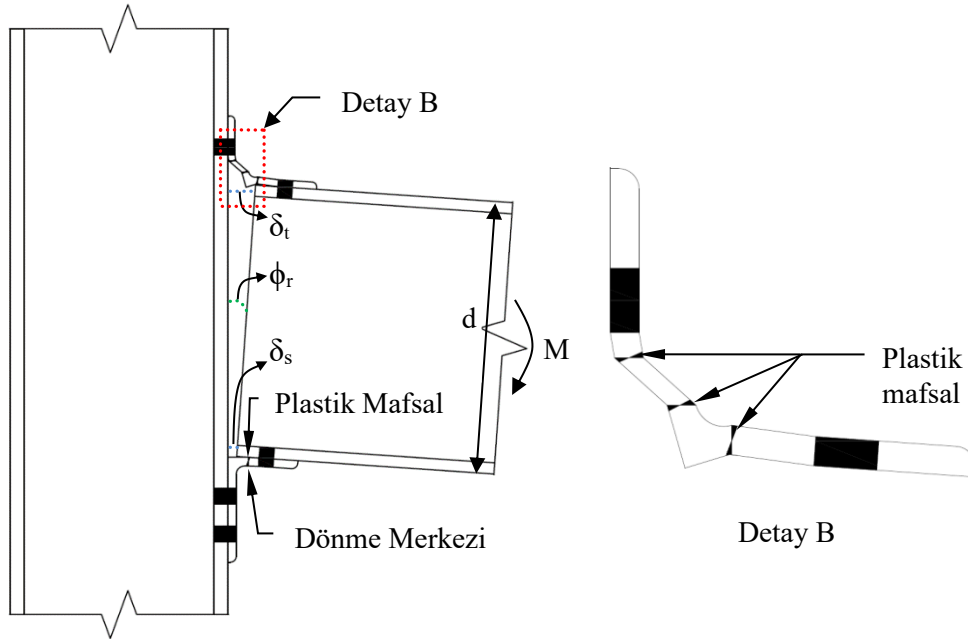


Şekil 5.10 İkinci yükleme adımının başında bulondan üst korniyer, kolon ve kiriş başlıklarına önçekme yükü aktarılması



Şekil 5.11 İkinci yükleme adımı düzenlemeleri

Şekil 5.12’de gösterilen alt başlık korniyerinin yatay kolu üzerinde yer alan dönme merkezi ile kirişin ucundaki yer değiştirme uygulama noktası arasındaki mesafe, birleşim momentini belirlemek için yer değiştirme uygulama noktasından elde edilen reaksiyon kuvveti ile çarpılır.

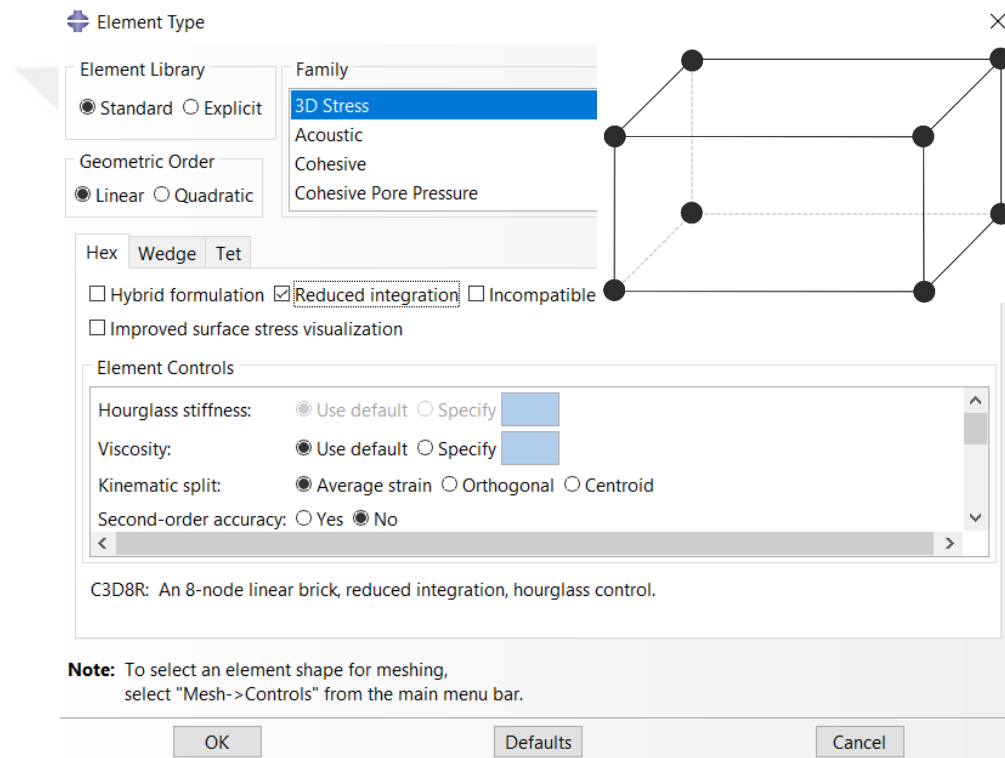


Şekil 5.12 Üst ve alt başlık korniyerli birleşimin deformasyon şekli

Şekil 5.12’de gösterilen kiriş başlıklarının üst ve alt kenarlarındaki yatay yer değiştirmeler δ_t ve δ_s sonlu elemanlar analizi ile elde edilir. δ_t ve δ_s yatay yer değiştirmeler arasındaki fark belirlenerek, birleşimin rölatif dönmesini (ϕ_r) hesaplamak için kiriş derinliğine bölünür (Kishi ve ark., 2001).

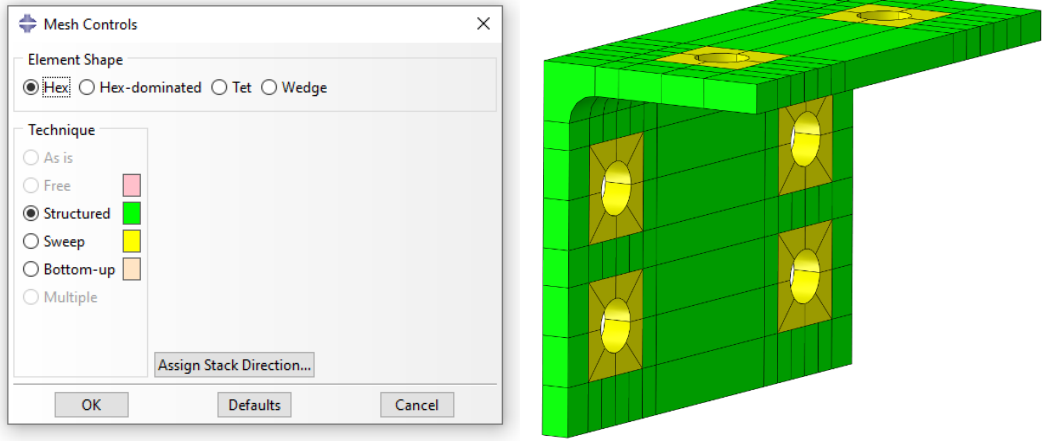
5.5 Sonlu Eleman Üretimi

Birleşimdeki kiriş, kolon, üst korniyer, alt korniyer, bulon ve pul bileşenleri için eleman tipi, Şekil 5.13’te gösterildiği gibi 8-node linear brick seçildi ve azaltılmış integrasyon seçeneği aktif duruma getirildi (C3D8R).

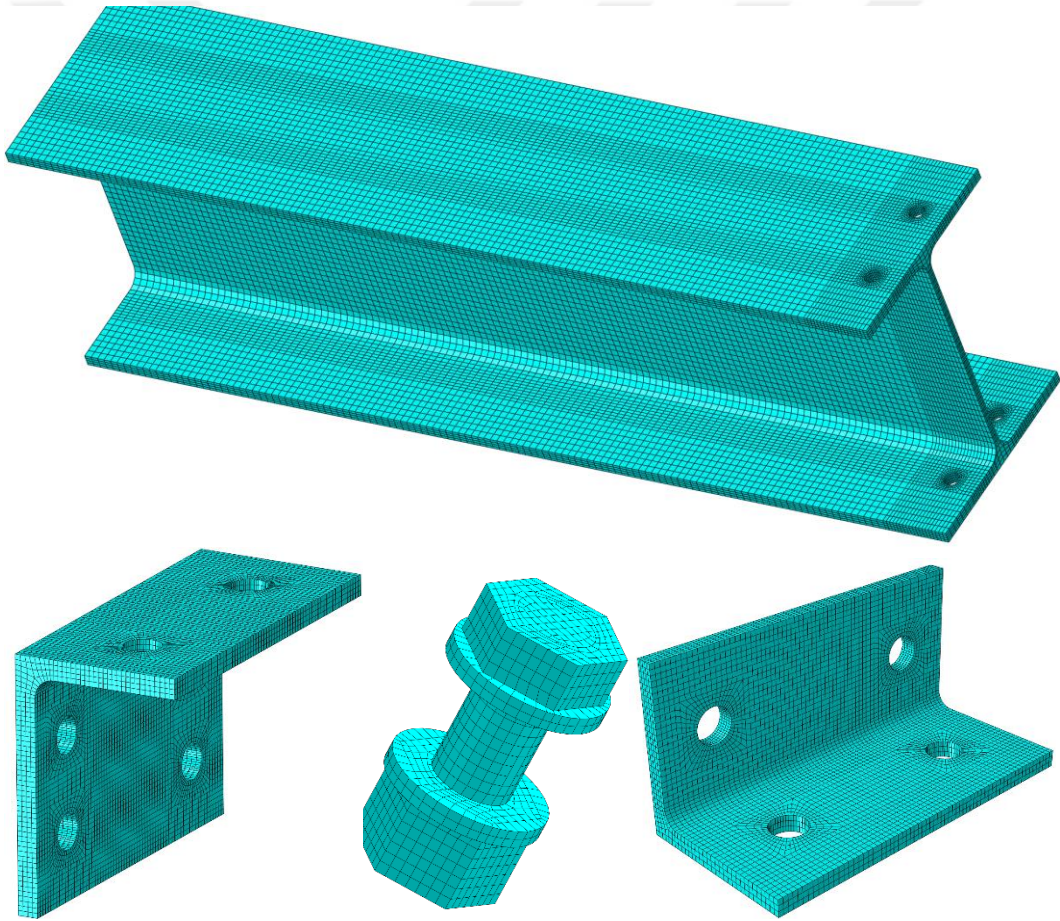


Şekil 5.13 Eleman türünün belirlenmesi

Şekil 5.14’te alt başlık korniyeri daha doğru sonlu eleman geliştirilmesi için bulon delikleri ve yatay ile dikey kolların birleştiği çeyrek daire etrafında “partition” komutu ile elemanlara bölünmüştür. C3D8R türü elemanların şekli “hex” olarak tercih edildi. Sonlu eleman ağı tekniği, birleşimin tüm bileşenlerinde bulon delikleri çevresindeki elemanlar için “medial axis” algoritmasıyla birlikte “sweep” olarak tercih edilirken bileşenlerin diğer elemanları için “structured” olarak tercih edildi.



Şekil 5.14 Elemanlara ayrılmış korniyerde kullanılan sonlu eleman tekniği



Şekil 5.15 Bileşenlerin sonlu eleman örnekleri

C3D8R elemanları için sonlu eleman duyarlılığı çalışması yapılmıştır. Şekil 5.15'te birleşimi oluşturan bileşenlerin sonlu eleman oluşumu gösterilmektedir. Sonlu eleman ağının yaklaşık boyutu kirişler ve kolonlar için 10 mm, üst ve alt korniyer için 5 mm, bulon için 3 mm olarak kabul edildi. Kiriş ve kolon başlıkları,

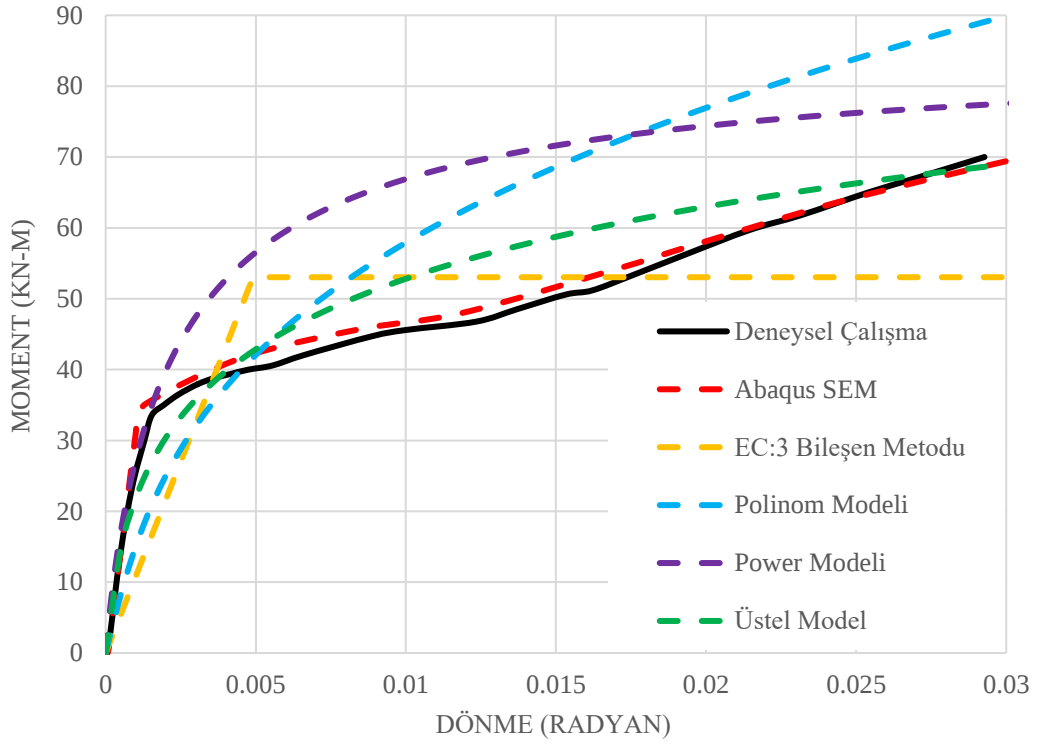
kalınlıkları boyunca 4 sonlu eleman oluşacak şekilde ayarlandı. Daha doğru sonuçlar elde edebilmek için kiriş, kolon ve korniyerlerin bulonlar ile etkileşim yerlerinde yaklaşık sonlu eleman boyutu azaltıldı. Tüm bileşenlerde geliştirilen sonlu eleman ağının doğruluğu kontrol edildi ve atanan ağ sonucunda oluşan elemanların analizde hata ve uyarı oluşturmaması sağlandı.

5.6 Sonlu Eleman Modellerinin Doğrulanması ve Matematiksel Modellerle Karşılaştırılması

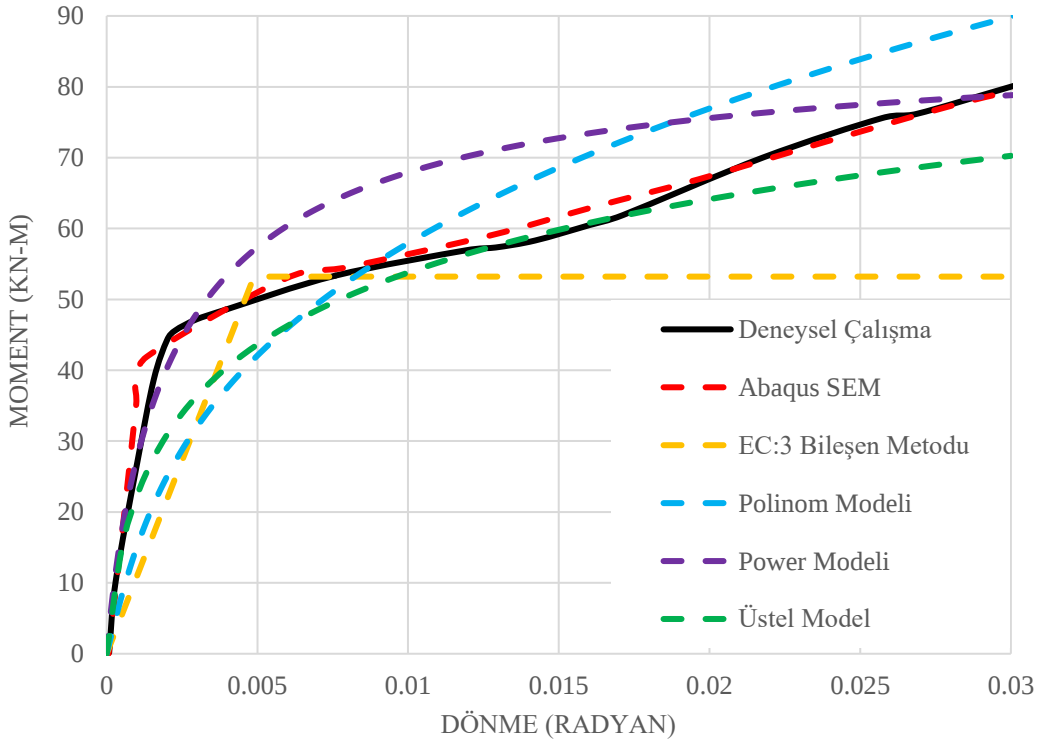
Sonlu elemanlar analizi sonuçlarından elde edilen üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin moment-dönme ($M-\phi_r$) eğrileri, Yang ve Jeon (2009)'un deneysel test sonuçlarıyla doğrulandı. Şekil 5.16a ve b'deki karşılaştırmalar, Ü10-A12 ve Ü10-A15 birleşimlerinin sonlu eleman modellerinden elde edilen moment-dönme eğrilerinin, doğrusal elastik, erken plastik ve geç plastik aralıklarında, karşılık gelen deneysel eğrilerle hemen hemen aynı olduğunu göstermektedir. Ü13-A12 ve Ü13-A15 birleşimlerinin moment-dönme eğrileri, Şekil 5.17a ve b'de gösterildiği gibi doğrusal elastik ve geç plastik aralıklarda elde edilen test sonuçlarıyla iyi bir uyum içerisindedir. Deney sonunda elde edilen 0.03 radyan dönmeye karşılık gelen birleşimlerin moment dayanımları ile bu çalışmada sonlu eleman modellerinin nihai moment değerleri aynı sonuçları vermiştir. Ayrıca ANSI/AISC:360-16 (2016)'ya göre birleşimlerin moment değerleri 0,02 radyanda karşılaştırıldığında iyi bir uyum gözlenmektedir.

Şekil 5.16 ve Şekil 5.17'de Frye ve Morris (1975) tarafından önerilen polinom modeli, Kishi ve Chen (1990) tarafından önerilen power model, Wu ve Chen (1990) tarafından önerilen üstel model, en çok bilinen mekanik modellerden olan EC3:1-8 (2021) bileşen metodu ve Yang ve Jeon (2009)'un deneysel test sonuçlarıyla elde edilen moment-dönme eğrileri karşılaştırılmaktadır. Frye-Morris tek katlı polinomunda ÜABK birleşim için eğriyi etkileyen temel parametreler üst korniyer kalınlığı, bulon çapı, kiriş derinliği ve üst korniyer genişliğidir. Polinom modeline göre tahmin edilen moment-dönme eğrilerinde birleşimin ilk dönme rijitliği, diğer tüm eğrilere göre en küçük değeri almaktadır. Bu modelle tahmin edilen eğrilere 0.03 radyan dönme değerine karşılık gelen moment kapasitesi, Ü10-A12 birleşiminde %29, Ü10-A15 birleşiminde %13 daha fazla elde edilmiştir. Polinom

modeli Ü13-A12 birleşiminin moment kapasitesini %1 farkla tahmin edebilirken, Ü13-A15 birleşiminin moment kapasitesini %5 farkla tahmin edebilmiştir.

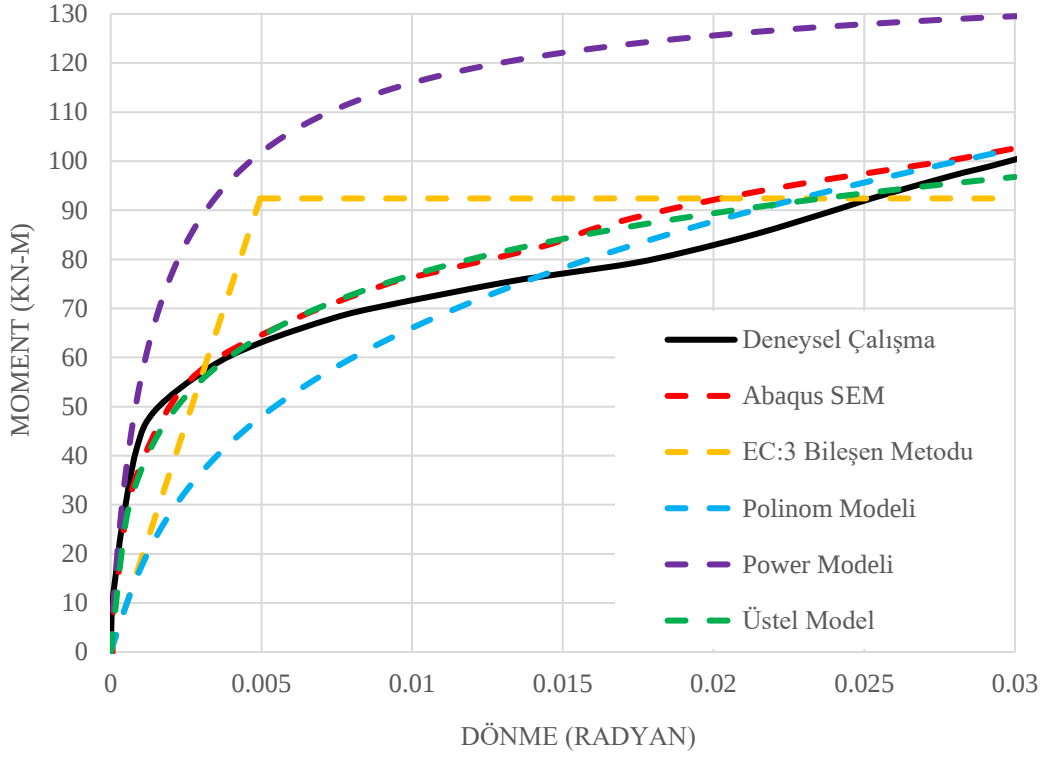


(a)

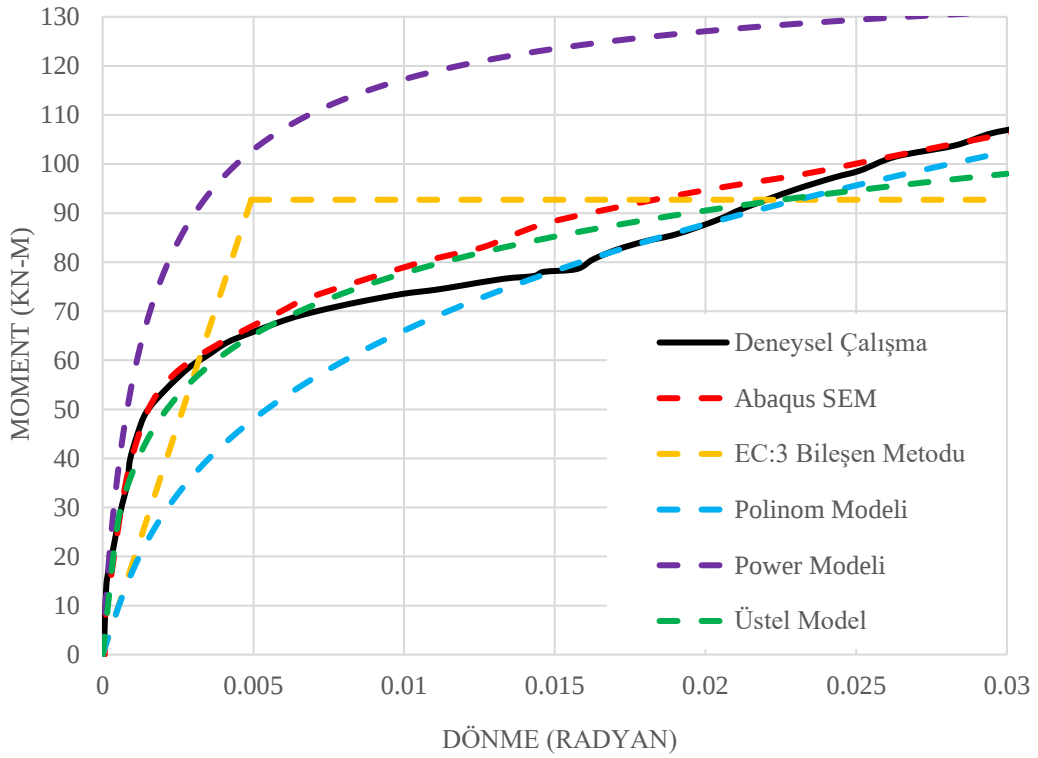


(b)

Şekil 5.16 Moment-dönme eğrilerinin karşılaştırılması: a) Ü10-A12; b) Ü10-A15



(a)



(b)

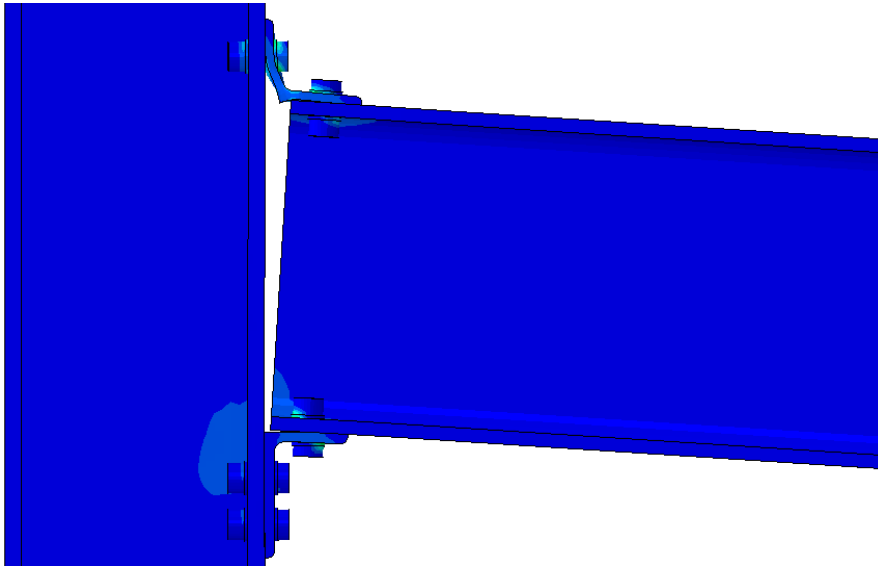
Şekil 5.17 Moment-dönme eğrilerinin karşılaştırılması: a) Ü13-A12; b) Ü13-A15

Kishi ve Chen (1990)'in önerdikleri power modelde, birleşimin üst başlık korniyerinin ankastre kiriş gibi davrandığı varsayılarak ve alt başlık korniyerinin direnci ihmal edilerek birleşimin elastik rijitliği hesaplanır. Power modelle üretilen eğrinin doğrusal bölgedeki ilk eğimi Ü10-A12 numunesi için 49014 kNm/rad, Ü10-A15 numunesi için 49382 kNm/rad, Ü13-A12 numunesi için 118159 kNm/rad ve Ü13-A15 numunesi için 119041 kNm/rad olarak hesaplanmıştır. Bu değerler deneysel verilerle karşılaştırıldığında sırasıyla %82, %83, %89 ve %61 daha fazladır. Power modelde üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin moment kapasitesini hesaplamak için kesme kuvvetinin malzemenin akması üzerindeki etkisi dikkate alınır. Bu modelle elde edilen, 0.03 radyan dönme değerine karşılık gelen birleşim kapasiteleri deneysel verilerle karşılaştırıldığında Ü10-A12 birleşiminde %11 daha fazla elde edilirken, Ü10-A15 birleşiminde ise %1 farkla tahmin edilmektedir. Power model Ü13-A12 numunesinin kapasitesini %28 ve Ü13-A15 numunesinin kapasitesini %21 fazla tahmin etmiştir.

Wu ve Chen (1990) üç parametrelili üstel modelde, monoton yükleme altında üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin moment kapasitesini, Kishi ve Chen (1990) power modelindeki gibi teorik olarak tanımlanır. Üstel modelden elde edilen eğrilerde, 0.03 radyan dönme değerine karşılık gelen moment kapasiteleri deneysel sonuçlarla karşılaştırıldığında Ü10-A12 numunesinde %1, Ü10-A15 numunesinde %12, Ü13-A12 numunesinde %4 ve Ü13-A15 numunesinde %8 daha az elde edilmektedir. Üstel modelde birleşimin ilk dönme rijitliği Kishi ve Chen (1990) power modelindeki gibi basit elastik kiriş teorisi ile formüle edilir. Ancak alt başlık korniyerinin birleşimin ilk rijitliğine olan katkısı ihmal edilmez. Üstel modelle üretilen eğrilerin doğrusal bölgedeki ilk eğimi Ü10-A12 numunesi için 49326 kNm/rad, Ü10-A15 numunesi için 50015 kNm/rad, Ü13-A12 numunesi için 118470 kNm/rad ve Ü13-A15 numunesi için 119675 kNm/rad olarak hesaplanmıştır. Bu değerler deneysel verilerle karşılaştırıldığında sırasıyla %84, %85, %89 ve %62 daha fazladır. Birleşimin moment-dönme eğrisi elastik-plastik pekleşme davranışı gösterirken son yükleme adımlarında düzleşmiyorsa üstel model daha uygunken düzleşiyorsa power model daha uygundur.

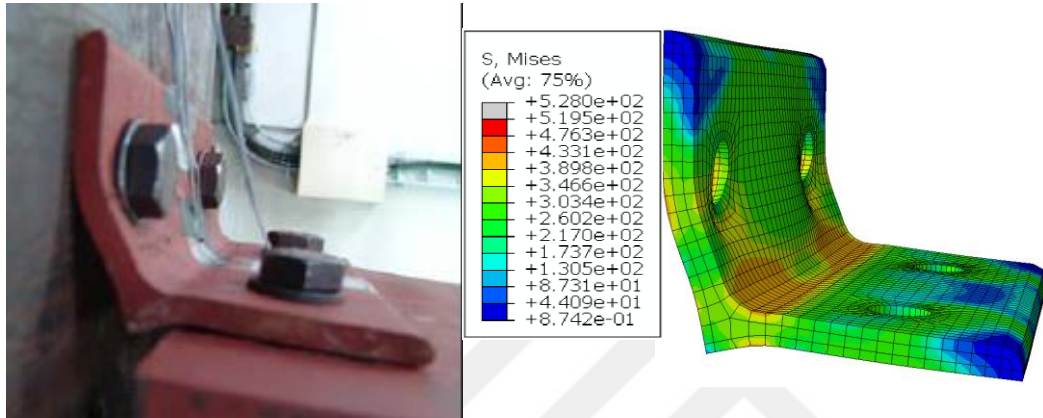
Eurocode 3 bileşen metodunda, birleşimin davranışa ayrı ayrı katkılarda bulunan çeşitli bileşenlerden oluştuğu kabul edilir. Üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin ilk dönme rijitliği 6 farklı bileşenin elastik rijitlik katsayısı hesaba katılarak

hesaplandı. Birleşim ilk dönme rijitlikleri Ü10-A12 numunesi için 21624 kNm/rad, Ü10-A15 numunesi için 21791 kNm/rad, Ü13-A12 numunesi için 37282 kNm/rad ve Ü13-A15 numunesini için 37598 kNm/rad olarak hesaplanmıştır. Bu değerler deneysel verilerle karşılaştırıldığında sırasıyla %20, %19, %40 ve %49 daha azdır. Eurocode 3 birleşimin ilk elastik rijitliğini, elastik plastik analizde kullanılacak moment-dönme eğrisi için modifikasyon katsayıları ile azaltır. Bulonlarla birleştirilmiş başlık korniyerli birleşimler için modifikasyon katsayısı 2 olarak verilmektedir. Bu nedenle Şekil 5.16 ve Şekil 5.17’de gösterilen eğrilerde birleşim ilk elastik rijitliği daha azdır. Birleşimin tasarım eğilme momenti dayanımı, moment kolu ile etkili tasarım dayanım çekme kuvvetinin çarpımından elde edilir. Sonlu eleman modellerinde ve literatürde bulunan deneysel çalışmalarda gözlemlendiği üzere, eşdeğer T-parça başlığının ilk göçme mekanizmasının benzeri geliştiği, eğilmede üst başlık korniyeri temel bileşeni tasarım eğilme momenti, birleşimlerin dayanımında belirleyici oldu. Eurocode 3 eşdeğer T-parça ilk göçme mekanizmasına göre, üst başlık korniyeri meydana gelen iki plastik mafsaldan sonra daha yüksek yükleri aktaramamaktadır. Ancak üst korniyerin gösterdiği pekleşme davranışıyla daha yüksek yükleri aktarmaya devam etmesi nedeniyle Eurocode 3 bileşen metoduyla elde edilen birleşim kapasiteleri düşük kalmaktadır. Eurocode 3 bileşen metoduyla birleşim kapasiteleri, Ü10-A12 numunesi için 53.04 kNm, Ü10-A15 numunesi için 53.21 kNm, Ü13-A12 numunesi için 92.41 kNm ve Ü13-A15 numunesi için 92.71 kNm olarak elde edilmektedir. Bu değerler deneysel verilerle karşılaştırıldığında sırasıyla %24, %33, %9 ve %13 daha azdır.

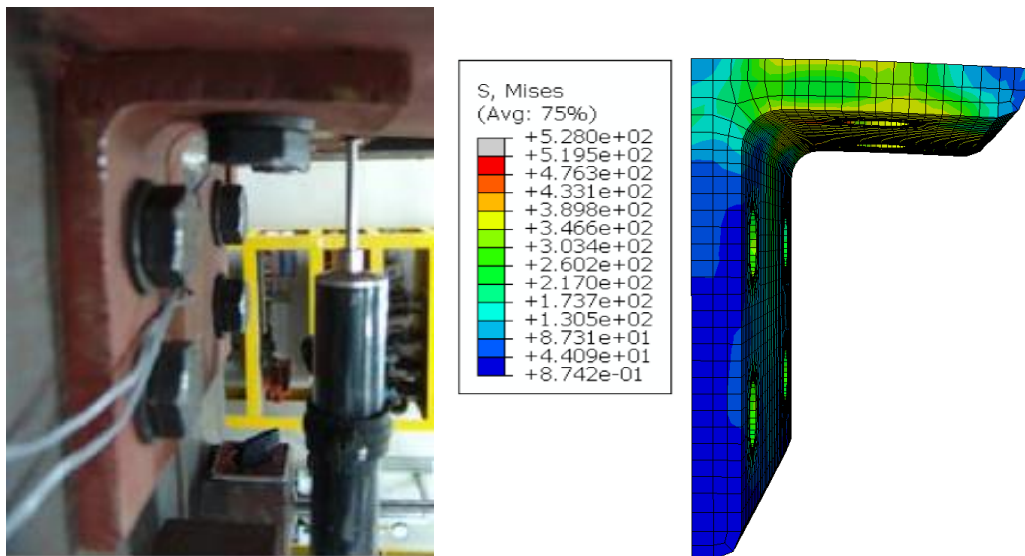


Şekil 5.18 Sonu eleman analizden elde edilen birleşim deformasyon şekli

Ü10-A15 birleşiminin nihai yükleme durumunda deforme olmuş hali Şekil 5.18’de verilmektedir. Şekildeki birleşimde akma, moment-dönme eğrisinin doğrusal olmayan aralığının başlangıcında önce bileşenlerin bulon delikleri etrafında, ardından korniyerlerde meydana gelir. Bulonların akması ise doğrusal olmayan aralığın daha sonraki aşamalarında gerçekleşir.



Şekil 5.19 Yang ve Jeon (2009)’un deneysel çalışması ile Ü10-A15 numunesi üst korniyer deformasyon şekillerinin karşılaştırılması



Şekil 5.20 Yang ve Jeon (2009)’un deneysel çalışması ile Ü10-A15 numunesi alt korniyer deformasyon şekillerinin karşılaştırılması

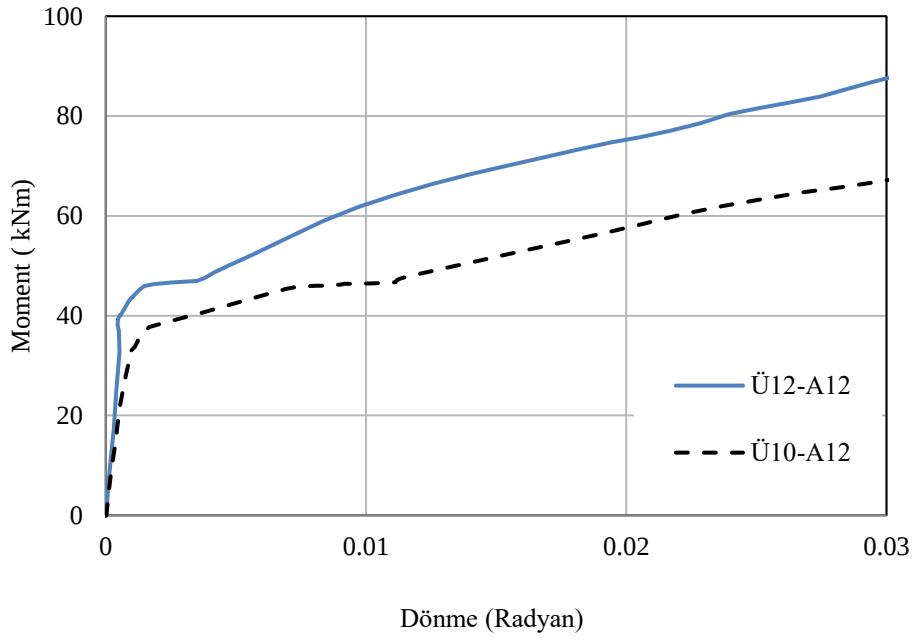
Yang’ın deneysel çalışmasındaki gözlemlere benzer şekilde, kolonun başlığına monte edilen üst korniyerin düşey kolu, Şekil 5.19’da gösterildiği gibi kirişin

serbest ucundan uygulanan yüke dik olarak yukarı doğru hareket etmeye başladı. Üst korniyerin yatay kolu ise uygulanan yükü aynı doğrultuda aşağı doğru hareket etti. Kirişin alt başlığına bağlanan, korniyerin yatay kolunun da uygulanan kuvvetle aynı doğrultuda aşağı doğru hareket ettiği Şekil 5.20’de görülmektedir. Son durumda kirişin üst başlığı ile üst korniyerin yatay kolu arasında bir boşluk ortaya çıkmıştır. Üst başlık korniyerinde daha önce Şekil 5.12’de gösterildiği gibi kiriş başlığına bağlı kolda çeyrek dairenin ucunda, kolon başlığına bağlı kolda çeyrek dairenin ucunda ve kolon başlığına bağlı kolda yaklaşık olarak bulon delikleri hizasında olmak üzere üç plastik mafsallık meydana gelmektedir. Üst başlık korniyerinde eğilme etkisiyle meydana gelen plastik mafsallar birleşimin deneysel çalışmada gözlemlenen göçme modunu sağlamaktadır. Korniyerin yatay kolunda gelişen akma çizgisindeki birim şekil değiştirme değerleri, düşey kolunda çeyrek dairenin ucunda gelişen akma çizgisindeki birim şekil değiştirme değerlerinden daha fazladır. Kolon başlığına bağlı kolda yaklaşık olarak bulon delikleri hizasındaki birim şekil değiştirme değerleri diğerleriyle karşılaştırıldıklarında daha azdır. Şekil 5.19 ve Şekil 5.20’de gösterilen korniyer deformasyonları da dahil olmak üzere tüm karşılaştırmalar, sonlu eleman modelinin üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin moment-dönme davranışını doğru bir şekilde simüle edebildiğini göstermektedir. Bu çalışmanın kapsamı üst ve alt başlık korniyerli kiriş-kolon birleşim modellemesinin daha iyi anlaşılabilmesi için genişletilmiş, Fırat Alemdar ve Balaban (2023) tarafından gerçekleştirilen parametrik çalışmalar ve elde edilen sonuçlar paylaşılmıştır.

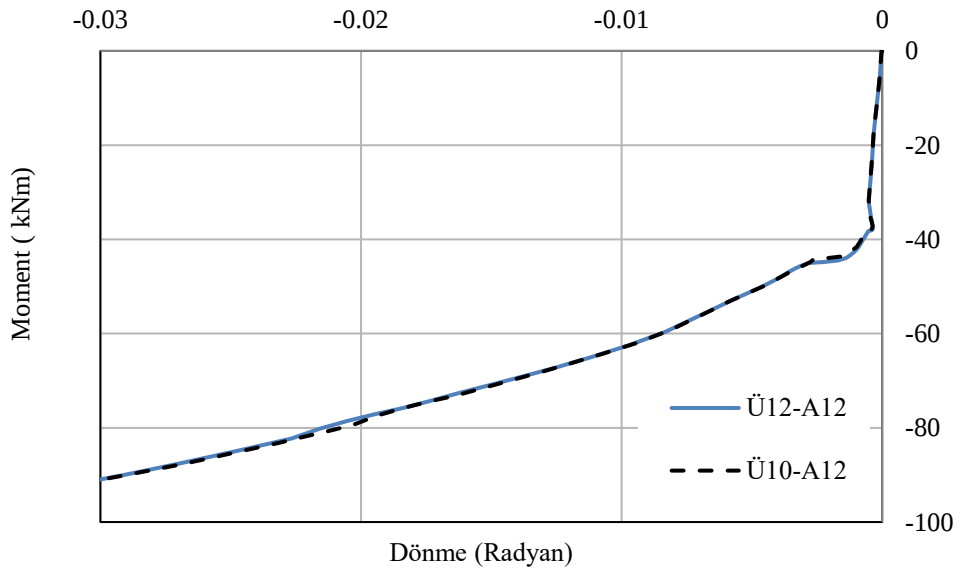
5.7 Birleşim Parametrelerinin Moment-Dönme Eğrisi Üzerindeki Etkisi

Üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin doğrulanmış sonlu eleman modellerinden Ü10-A12 numunesi üzerinde parametrik çalışmalar gerçekleştirildi. Üst korniyer kalınlığı, bulon çapı, kenar mesafesi ve kiriş derinliğinin birleşimin M- θ r eğrisi üzerindeki etkisi araştırıldı. Parametrik çalışma amacıyla oluşturulan sonlu eleman modellerinde, kirişin serbest ucuna Şekil 5.7’de gösterilen yönde ve ters yönde yer değiştirme uygulanarak birleşimlerin M- θ r eğrileri elde edildi. Üst başlık korniyeri kalınlığının birleşimin M- θ r eğrisi üzerindeki etkisini gözlemleyebilmek amacıyla 12 mm kalınlığa sahip üst başlık korniyerli birleşim modellendi. Üst korniyer

kalınlıkları 10 mm ve 12 mm olan sonlu eleman modellerinde kirişin serbest ucuna pozitif yönde yer değiştirme uygulandı. SEA ile çizilen M- θ r eğrileri Şekil 5.21a’da karşılaştırılmaktadır. Üst korniyer kalınlığının artması M- θ r eğrisinin doğrusal elastik kısmında, birleşimin ilk dönme rijitliğini artırmıştır. Birleşimler, moment kapasitesi olarak kabul edilen 0.03 radyan dönmede karşılaştırıldığında, üst korniyer kalınlığının artmasıyla moment dayanımının %29 arttığı görülmektedir.



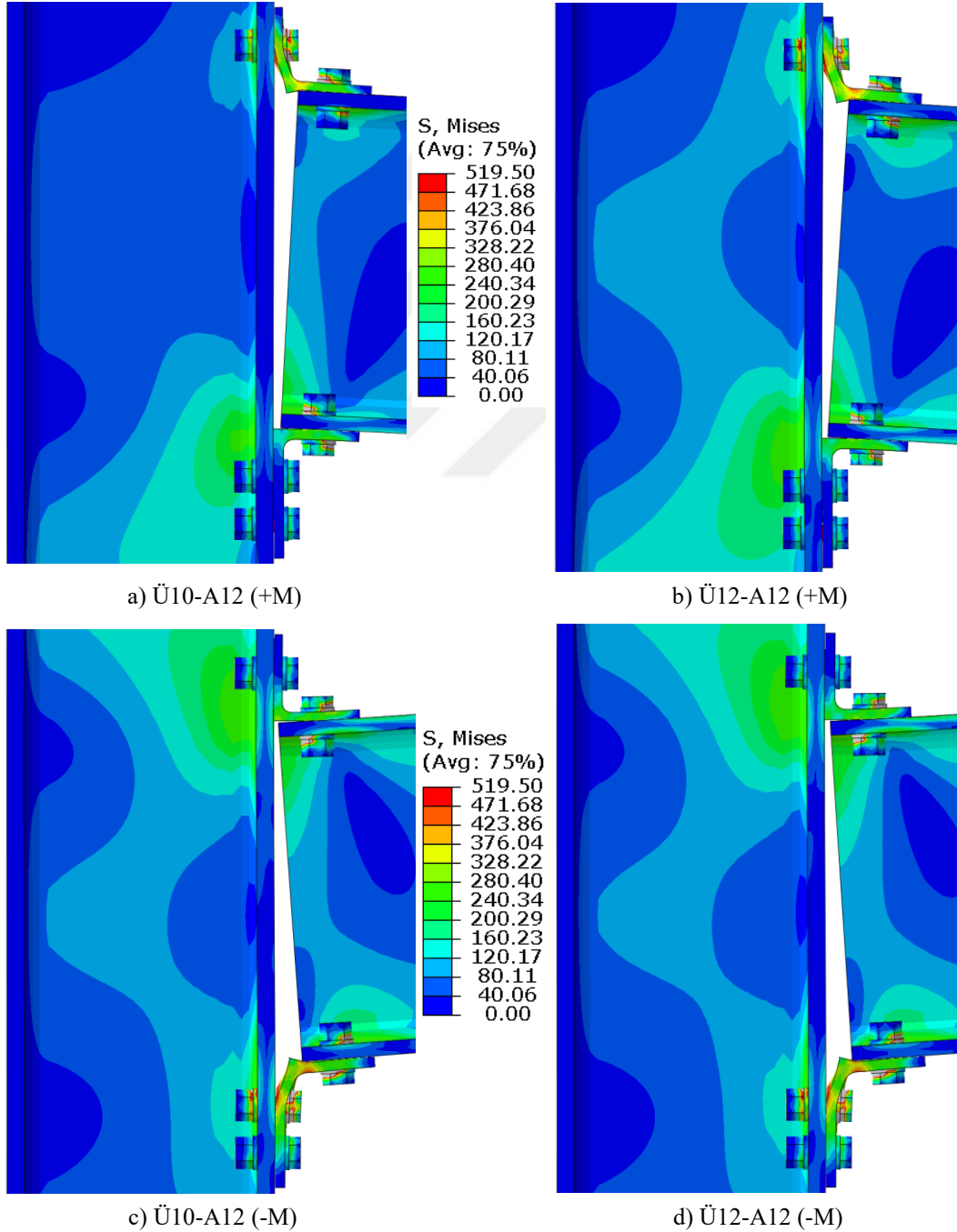
(a) Pozitif yer değiştirme



(b) Negatif yer değiştirme

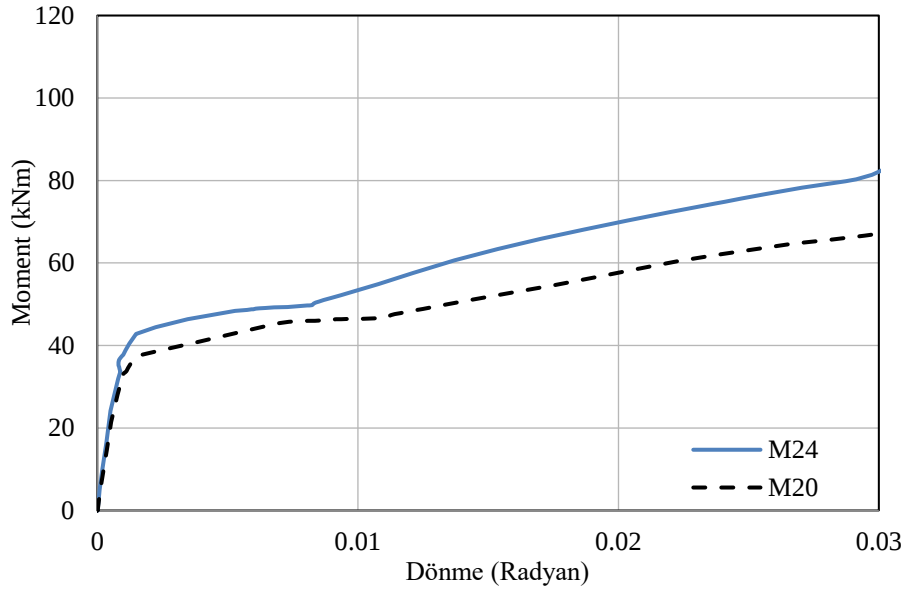
Şekil 5.21 Üst başlık korniyeri kalınlığının etkisi

Ü10-A12 numunesinin M- θ r eğrisi Şekil 5.21a’da görüldüğü gibi doğrusal elastik, erken plastik ve pekleşmeyle birlikte başlayan geç plastik aralıklardan oluşmaktadır. Başlangıçta üst korniyerin kolon başlığına bağlı olan düşey kolu ile kiriş başlığına bağlı olan yatay kolu arasındaki açı, Şekil 5.22a’da gösterildiği gibi deformasyon artıkça artar ve korniyer daha yüksek yükleri aktarırken aksel çekme, eğilmeye göre giderek daha önemli bir etken haline gelir. Ancak birleşimin moment davranışında asli bileşen olan üst başlık korniyerinin kalınlığı artırıldığında M- θ r eğrisinin genel şeklinde değişiklik meydana gelmektedir.

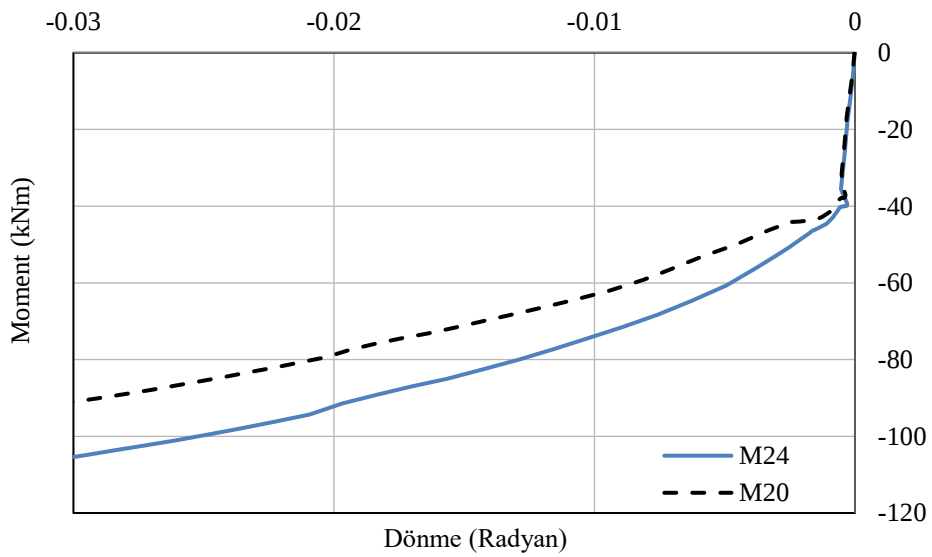


Şekil 5.22 Farklı üst başlık korniyer kalınlıklı birleşimlerin deformasyon şekilleri

Yanal yük altındaki bir çelik çerçevede aynı birleşimler farklı yönde momente maruz kalır. Bu nedenle birleşimlere kirişin serbest ucundan negatif yönde de yer değiştirme uygulandı. Şekil 5.22’de ters yönde yer değiştirme uygulanan birleşimlerin deformasyon şekilleri gösterilmektedir. Birleşimin basınç bölgesindeki korniyerin birleşimin rijitliğine ve dayanımına katkısı ihmal edilebilir orandadır. Basınç bölgesindeki korniyer kalınlığının, birleşimin moment-dönme eğrisine Şekil 5.21b’de görüldüğü gibi önemli bir etkisi bulunmamaktadır.



(a) Pozitif yer değiştirme



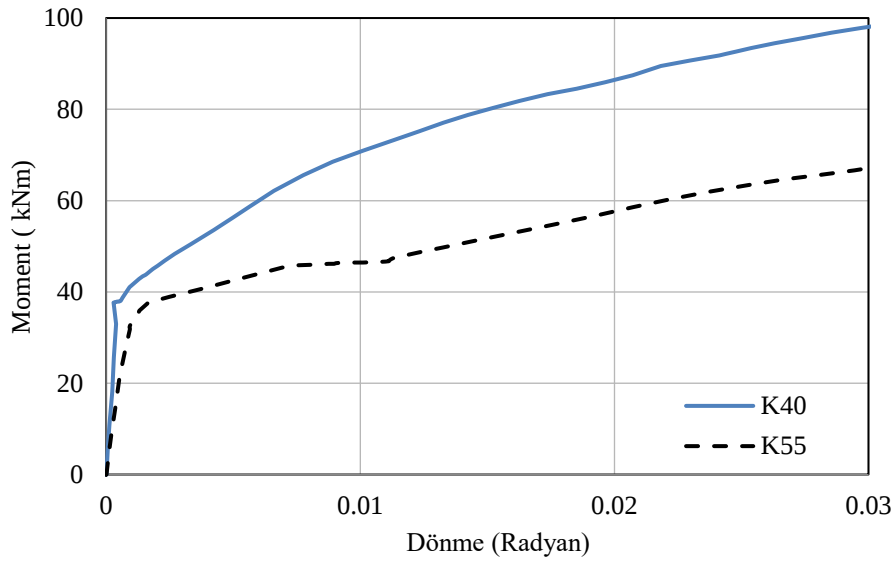
(b) Negatif yer değiştirme

Şekil 5.23 Bulon çapının etkisi

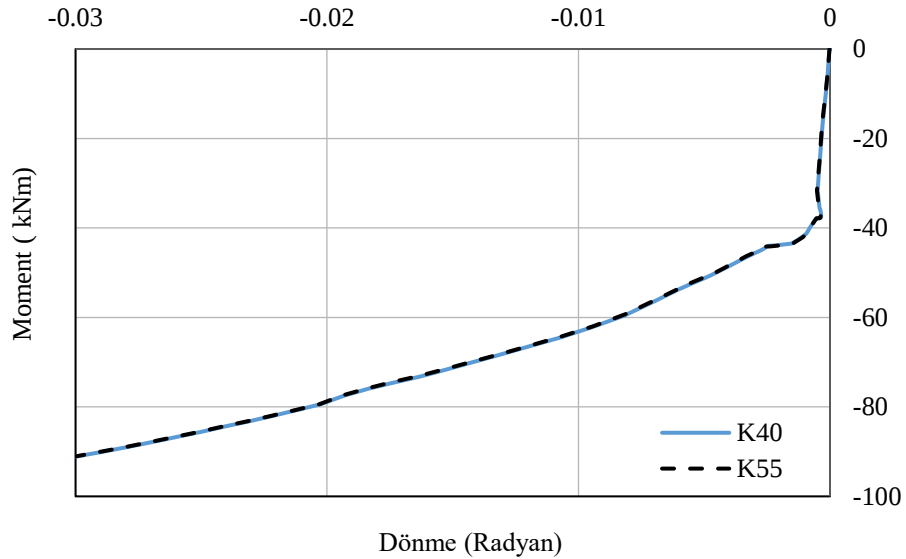
Bulon çapının birleşimin moment-dönme eğrisi üzerindeki etkisini araştırmak için M20 ve M24 bulonlardan oluşan sonlu eleman modelleri oluşturuldu. M24 bulonların geometrik özellikleri için JIS B 1186 (1995) yönetmeliği dikkate alınmıştır ve birleşimde bulon deliklerinin çapı 26 mm'dir. Oluşturulan sonlu eleman modellerinde kirişin serbest ucuna pozitif yönde yer değiştirme uygulandı. Elde edilen moment-dönme eğrileri şekil 5.23a'da karşılaştırılmaktadır. Birleşim yüklendiğinde üst başlık korniyeri ankastre kiriş gibi davranır ve ankastre mesnet korniyerin kolona bitişik kolunda bulon deliği merkezinden bulon başı genişliğinin yarısı kadar aşağıdadır. Bulon çapının artması ankastre mesneden konumunu değiştirir. Bu nedenle bulon çapındaki artış, moment-dönme eğrisinin doğrusal elastik kısmında, birleşimin ilk dönme rijitliğine küçük bir katkı sağlamaktadır. Birleşimler, moment kapasitesi olarak kabul edilen 0.03 radyan dönmeye karşılaştırıldığında, bulon çapının artmasıyla moment dayanımının %23 arttığı görölmektedir. Sonlu eleman modellerinde kirişin serbest ucuna negatif yönde de yer değiştirme uygulandı. Elde edilen moment-dönme eğrileri şekil 5.23b'de karşılaştırılmaktadır. Bulon çapının artmasıyla birleşim, moment-dönme eğrisinin doğrusal elastik kısmında beklenildiği üzere az miktarda rijitlik kazanmıştır. Bulon apı artırıldığında, 0.03 radyan dönmeye karşılık gelen birleşim dayanımı %15 artmıştır.

Üst başlık korniyerinin kolona bağlı kolundaki bulon merkezinden korniyerin topuğuna kadar olan kenar mesafesi şekil 5.1'de 55 mm olarak verilmektedir. Kenar mesafesinin birleşimin M-θr eğrisi üzerindeki etkisi araştırıldı. Bulon deliği çapının merkezinden kenara olan uzaklık ÇYTHYE (2018) yönetmeliğine uygun olarak 40 mm alındı. 55 mm kenar mesafesine sahip ana numune, kenar mesafesi 40 mm olarak modellenen birleşim ile karşılaştırıldı. Kirişin serbest ucuna pozitif yönde yer değiştirme uygulanan modellerin M-θr eğrileri şekil 5.24a'da karşılaştırılmaktadır. Kenar mesafesi 55 milimetreden 40 milimetreye düşüröldüğünde M-θr eğrisinin doğrusal elastik kısmında, birleşimin ilk dönme rijitliği yüksek oranda artmıştır. Üst başlık korniyeri elastik aralıktaki kirişten gelen kuvvetleri kolona aktarırken ankastre kiriş gibi davranır ve kenar mesafesinin azalması aynı zamanda kirişten iletilen kuvvetin ankastre mesnede olan mesafesinin azalmasıdır (şekil 5.25). Bu nedenle gerçekleştirilen diğer parametrik çalışmalara göre birleşimin ilk dönme rijitliği üzerindeki en büyük etkiyi kenar mesafesi

yapmaktadır. Kenar mesafesi 55 milimetreden 40 milimetreye düşürüldüğünde 0.03 radyan dönmeye karşılık gelen birleşim kapasitesi %44 artmaktadır. Korniyerin eğilme altındaki düşey kolunda bulunan ankastre mesnetle, yatay koldan etkiyen kesme kuvveti arasındaki mesafe azalmaktadır. Dolayısıyla korniyerin deformasyonu boyunca daha yüksek yükler oluşacaktır. Yüklerin, birleşimin dönme merkezine olan mesafesiyle çarpılması sonucunda elde edilen moment değeri artarken, birleşim momentini de artırmaktadır.



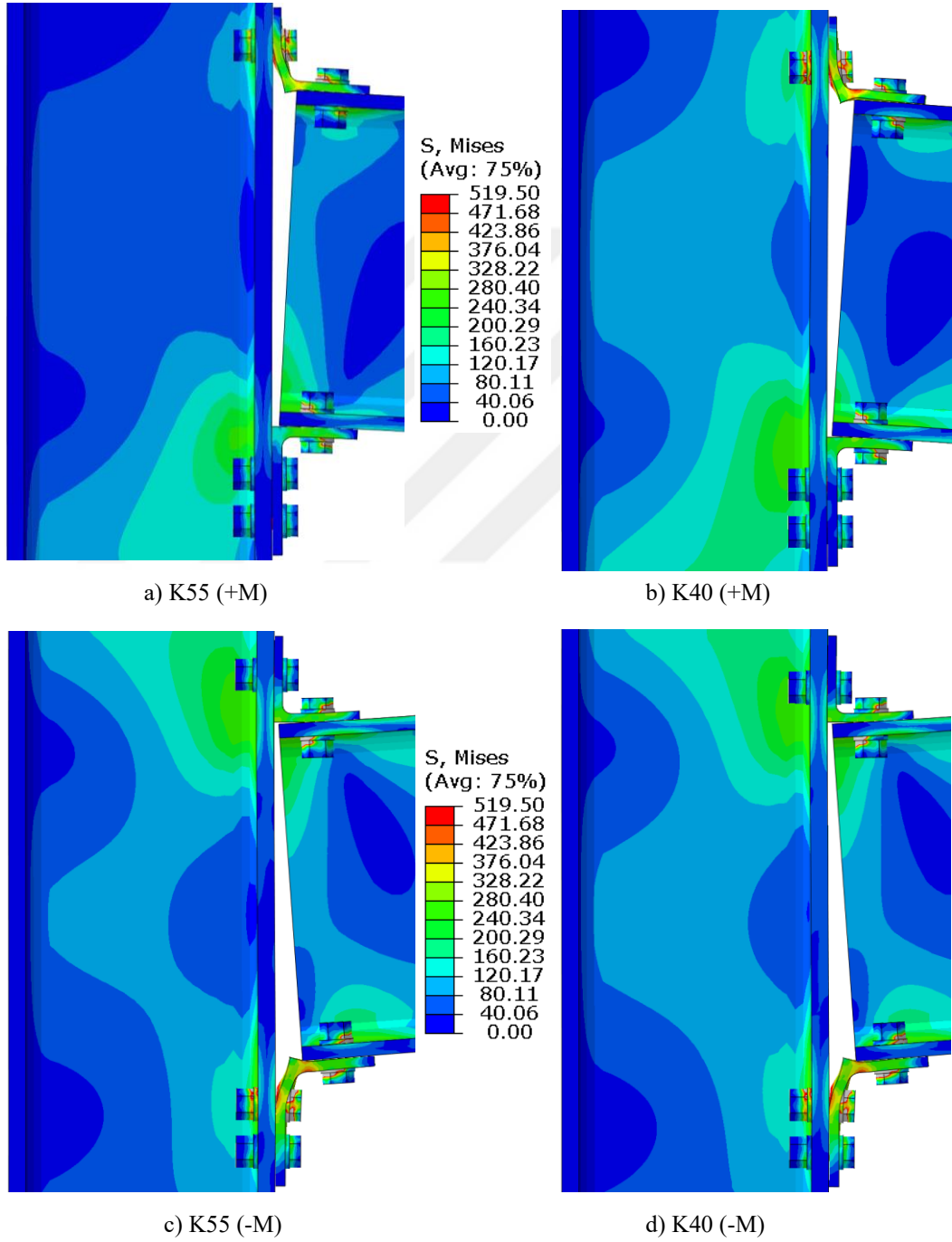
(a) Pozitif yer değiştirme



(b) Negatif yer değiştirme

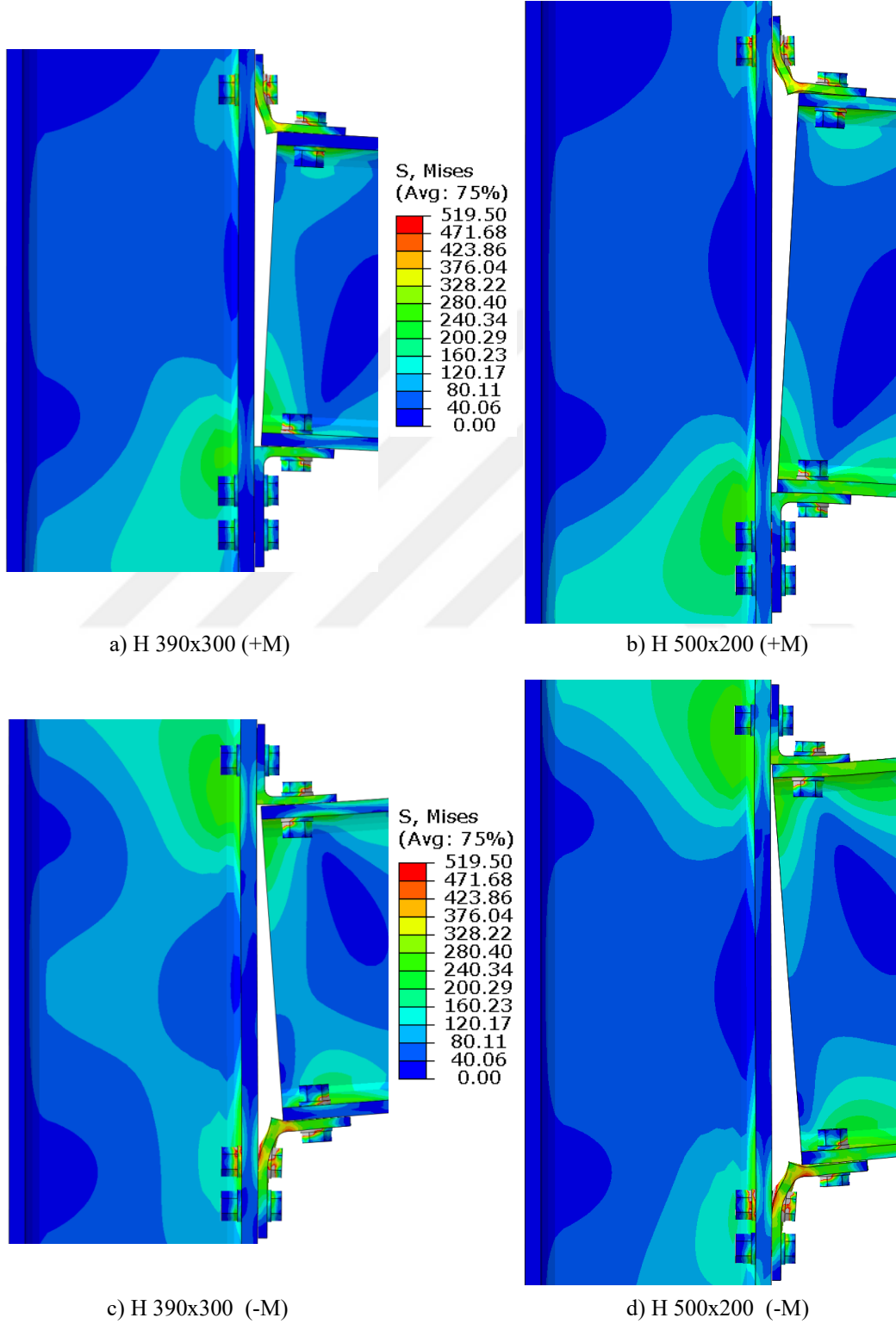
Şekil 5.24 Kenar mesafesinin etkisi

Sonlu eleman modellerinde kirişin serbest ucuna negatif yönde de yer değiştirme uygulandı. Şekil 5.25'te ters yönde yer değiştirme uygulanan birleşimlerin deformasyon şekilleri gösterilmektedir. Elde edilen M- θ r eğrileri Şekil 5.24b'de karşılaştırılmaktadır. Ters moment etkisi altındaki sonlu eleman modelleri arasındaki kenar mesafesi değişikliği basınç bölgesinde kalmaktadır. Birleşimlerin M- θ r eğrileri arasında bir farklılık bulunmamaktadır.



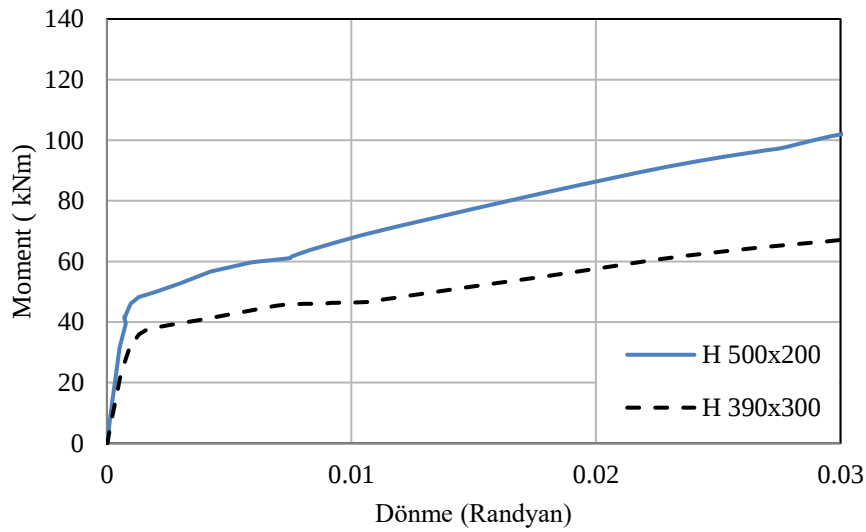
Şekil 5.25 Farklı kenar mesafeli birleşimlerin deformasyon şekilleri

Kiriş derinliğinin birleşimin moment-dönme eğrisi üzerindeki etkisini araştırmak için H 500x200x10x16 profili tanımlandı. H 500x200x10x16 profilinin gövde ve başlık kalınlıkları ana birleşimde kiriş için kullanılan H 390x300x10x16 profilininkilerle aynı değerlerdedir ve enkesit alanı %16 daha azdır.

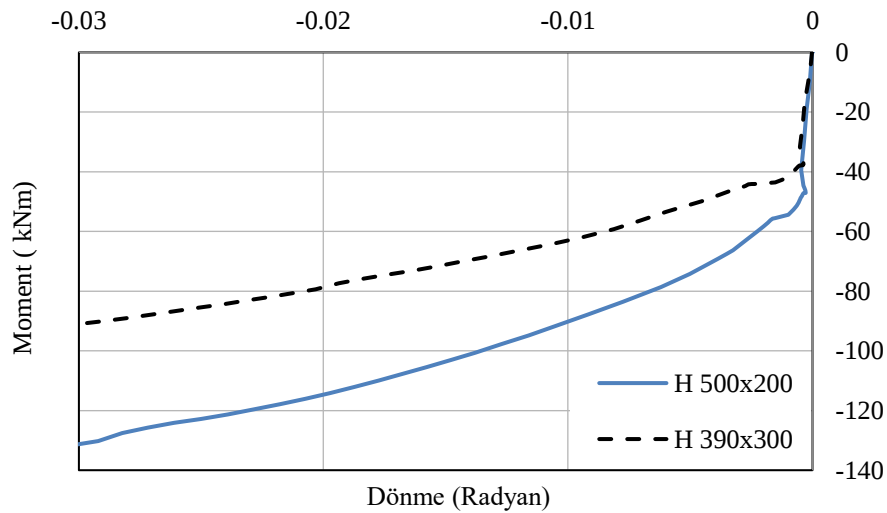


Şekil 5.26 Farklı kiriş derinlikli birleşimlerin deformasyon şekilleri

Şekil 5.26’da kirişin serbest ucuna pozitif ve negatif yönde yer değiştirme uygulanan birleşimlerin deformasyon şekilleri gösterilmektedir. Kirişin serbest ucundan pozitif yönde yer değiştirme uygulanan sonlu eleman modellerinin M- θ r eğrileri Şekil 5.27a’da gösterilmektedir. Kiriş derinliğinin artması, üst korniyerin kolon başlığına bitişik kolunda bulunan bulon delikleri merkeziyle, alt korniyerdeki birleşimin dönme merkezi arasındaki moment kolu mesafesini artırmaktadır. Bu nedenle birleşimin M- θ r eğrisinde 0.03 radyana karşılık gelen moment dayanımı %51 artmıştır. Kiriş için H 390x300 profili yerine H 500x200 profili tercih edildiğinde, M- θ r eğrisinde ilk dönme rijitliği önemli bir artış göstermektedir.



(a) Pozitif yer değiştirme



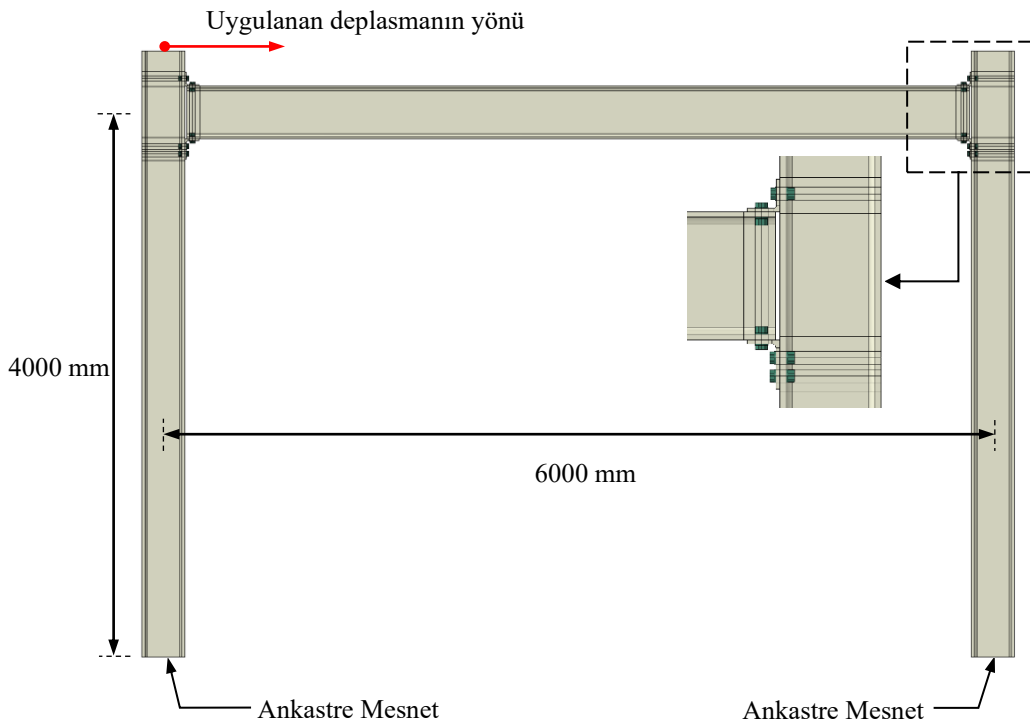
(b) Negatif yer değiştirme

Şekil 5.27 Kiriş derinliğinin etkisi

Kirişin serbest ucundan negatif yönde yer değiştirme uygulanan sonlu eleman modellerinin moment-dönme eğrileri Şekil 5.27b’de karşılaştırılmaktadır. Kiriş derinliğinin artması birleşimin ilk dönme rijitliğini artırmaktadır aynı zamanda birleşim %44 dayanım kazanmıştır.

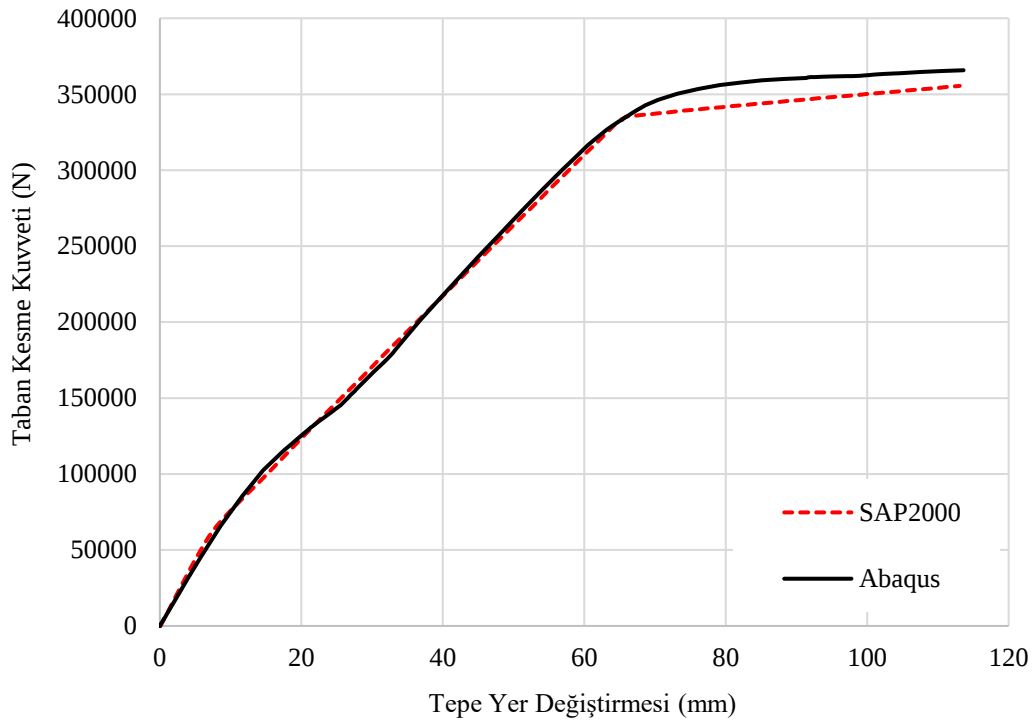
5.8 Birleşim Parametrelerinin Taban Kesme Kuvveti-Tepe Yer Değiştirmesi Eğrisi Üzerindeki Etkisi

Doğrusal olmayan statik analizini yapmak amacıyla, sonlu eleman modeli doğrulanmış Ü10-A12 birleşimlerinden meydana gelen, bir çelik çerçeve modellendi. Modellenen çelik çerçevenin geometrik özellikleri Şekil 5.28’de gösterilmektedir. Üst başlık korniyeri kalınlığının, kenar mesafesinin, bulon çapının ve kiriş yüksekliğinin birleşimlerin moment-dönme eğrisi üzerindeki etkisini araştırmak için modellenen birleşimler çelik çerçevelerde kullanılarak aynı parametrelerin doğrusal olmayan statik analize etkisi araştırıldı. Şekil 5.28’de gösterildiği gibi kolonun alt yüzeyindeki düğüm noktalarının tüm serbestlik dereceleri ankastre mesnet koşullarını sağlayacak şekilde sınırlandırıldı. Doğrusal olmayan statik analiz esnasında çerçevenin düzlem dışı davranışı önleildi.



Şekil 5.28 Yarı-rijit birleşimli çelik çerçevenin geometrik özellikleri

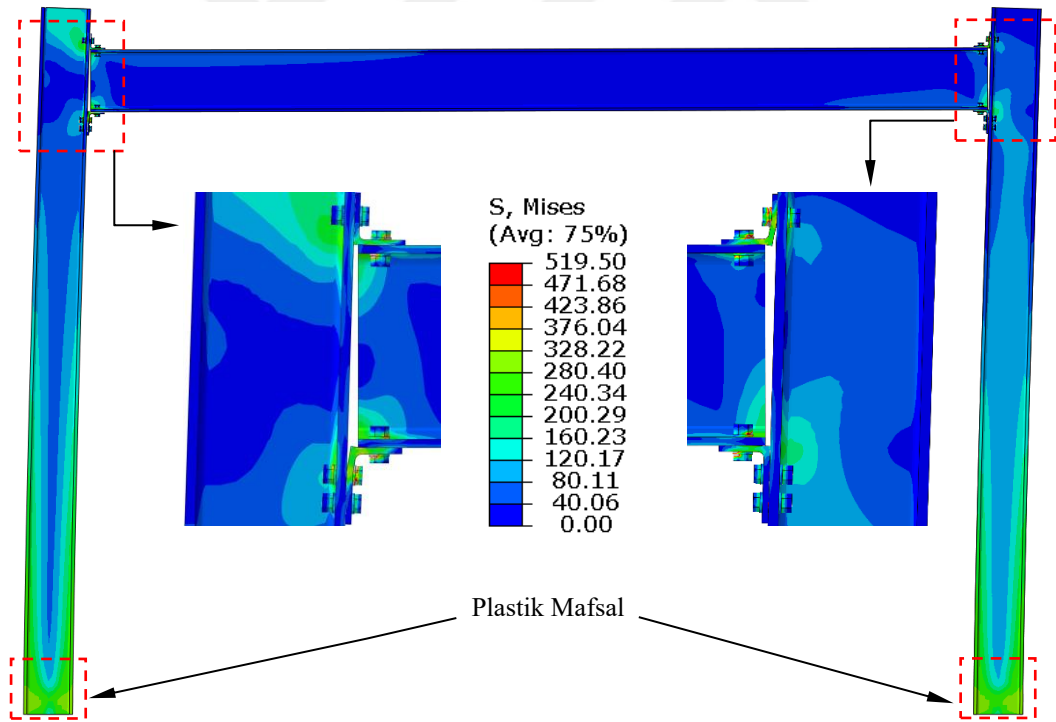
Analiz üç yükleme adımında gerçekleştirildi. İlk adımda, bulon gövdesinin önceden tanımlanmış bir kesitine “bolt load” komutu kullanılarak 162 kN bulon önçekme kuvveti uygulandı. İkinci yükleme adımında, zeminden yüksekliği 4000 mm olan kirişin üst başlığına “pressure” komutu kullanılarak 0.017337 N/mm^2 düşey yük uygulandı. Üçüncü yükleme adımında Şekil 5.28’de gösterilen yönde 120 mm yer değiştirme uygulandı. Kolonun üst ucundaki enkesitinde yer alan düğümler, “constraint” oluşturularak enkesit merkezine atanan referans noktası ile bağlandı ve referans noktasından yer değiştirme uygulandı. Böylece kolon gövdesinde deformasyon oluşturmadan çelik çerçeveye deplasman verildi. Analiz sonunda, deplasman uygulama noktasında oluşan reaksiyon kuvvetleri alınarak çerçevenin kuvvet-yer değiştirme eğrisi oluşturuldu. Ü10-A12 birleşimli çelik çerçevenin SAP2000 ve Abaqus’te doğrusal olmayan statik analizle elde edilen taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrileri Şekil 5.29’da karşılaştırılmaktadır.



Şekil 5.29 Kapasite Eğrileri (Ü10-A12)

Düşey yük altında çelik çerçevede, kiriş uçlarındaki birleşimler eşit ve aynı yönde momente maruz kalır. Sonrasında çelik çerçeveye deplasman uygulanmaya başlanırsa birleşimlerden biri aynı yönde momentle yüklenmeye devam ederken diğer birleşime ters yönde moment etki eder. Diğer birleşimde öncelikle moment-dönme davranışına göre moment boşaltılır sonrasında ters yönde moment yüklenir.

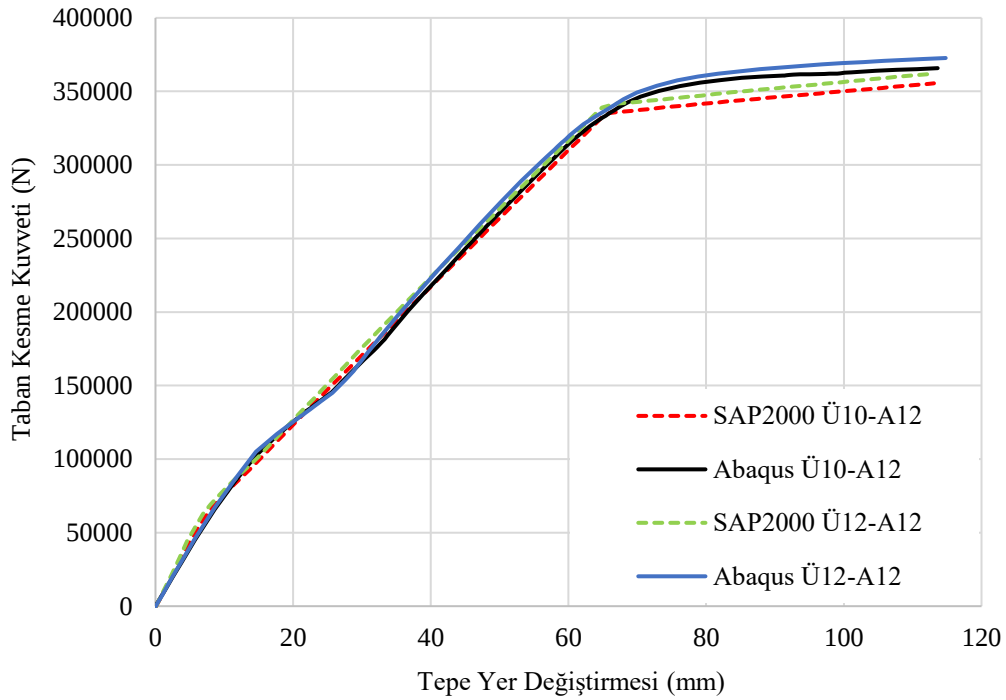
Dolayısıyla yanal yük etkisi altındaki birleşimlerin anlık rijitliği, düşey yükün büyüklüğü ve birleşimlerin moment-dönme eğrisinin karakteristiğine göre farklı olacaktır. Elemanlar arasında momenti aktarırken yarı-rijit birleşimlerde önemli ölçüde dönme deformasyonu meydana gelir. Şekil 5.29’da karşılaştırılan kapasite eğrilerinin başlangıç rijitliğini birleşimlerin başlangıç rijitliği belirler. Çelik çerçeveye yaklaşık 6 mm deplasman verildiğinde, pozitif yönde yüklenmeye devam eden birleşimde, bulon delikleri etrafında ve korniyer yüzeylerinde plastikleşmeler başlar. Birleşim plastikleştikçe, rijitliği moment-dönme eğrisinin doğrusal elastik bölgesindeki değerlerden, plastik bölgedeki değerlere düşer. Bu nedenle 6 mm deplasman sonrasında, kapasite eğrisinde rijitliği düşmeye başlar. Çelik çerçeveye verilen deplasman 9 mm değerine ulaştığında negatif yönde yüklenmeye devam eden birleşimde bulon delikleri etrafında ve korniyer yüzeylerinde plastikleşmeler başlar. Birleşim plastiklaştıkça rijitliğindeki düşüş devam eder. Böylece kapasite eğrisinin rijitliği biraz daha azalır.



Şekil 5.30 Sonlu eleman analizinden elde edilen çerçevenin deformasyon şekli

Yanal yük etkisiyle moment-dönme davranışlarının plastik kısmına ulaşan birleşimler, deplasmanı adım adım artırılmaya devam edilen çelik çerçevenin rijitliğinde çok küçük değişikliklere neden olurlar. Tepe yer değiştirmesi 66 mm civarlarına yaklaştığında, alt yüzeyindeki düğüm noktalarından ankastre olarak

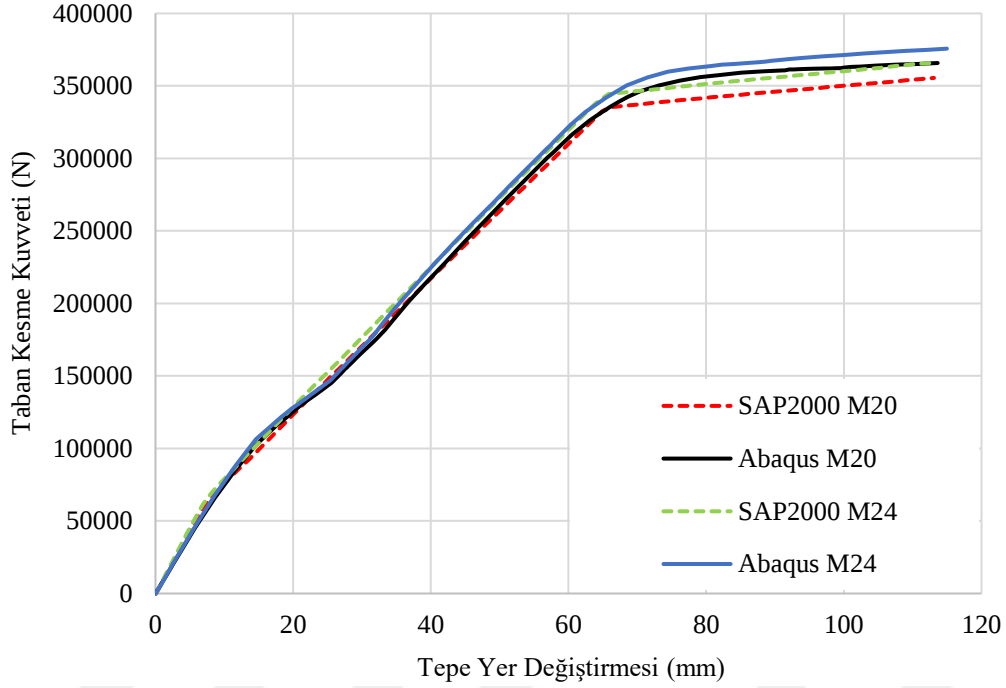
mesnetlenen kolon profillerinin başlıklarındaki noktalarda, gerilme plastik değerlere ulaşır. Kolon profilillerinin başlıklarında başlayan plastikleşme deplasman artırıldıkça gövdeye doğru yayılırken çerçevenin yanal rijitliği büyük oranda düşer. Analiz sonucunda çelik çerçevenin deformasyon şekli ve oluşan plastik mafsallar Şekil 5.30’da gösterilmektedir. Birleşimlerin dönme deformasyonları, kapasite olarak kabul edilen 0.03 radyan civarındaki değerlere ulaştıklarında analizler durduruldu. Şekil 5.29’da karşılaştırılan kapasite eğrilerinde nihai durumda %3’ten daha az farkla taban kesme kuvvetleri elde edilmiştir.



Şekil 5.31 Üst başlık korniyeri kalınlığının kapasite eğrisine etkisi

Üst başlık korniyeri kalınlığının, taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrisi üzerindeki etkisini gözlemleyebilmek amacıyla 12 mm kalınlığa sahip üst başlık korniyerli birleşimlerden meydana gelen bir çelik çerçeve modellendi. Ü10-A12 ve Ü12-A12 birleşimli çelik çerçevelerin SAP2000 ve Abaqus’te doğrusal olmayan statik analizle elde edilen taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrileri Şekil 5.31’de karşılaştırılmaktadır. Çerçeveedeki birleşimlerin elastik kısımda kaldığı ilk yükleme adımlarında, üst başlık korniyeri kalınlığının artması kapasite eğrisinin rijitliğini biraz artırmaktadır. Birleşimlerin yük altında moment-dönme eğrilerinin plastik bölgelerine göre tepki gösterdikleri ve kolonların elastik davrandığı 40 mm tepe yer değiştirmesi değerinde yapılan karşılaştırmada korniyer kalınlığının

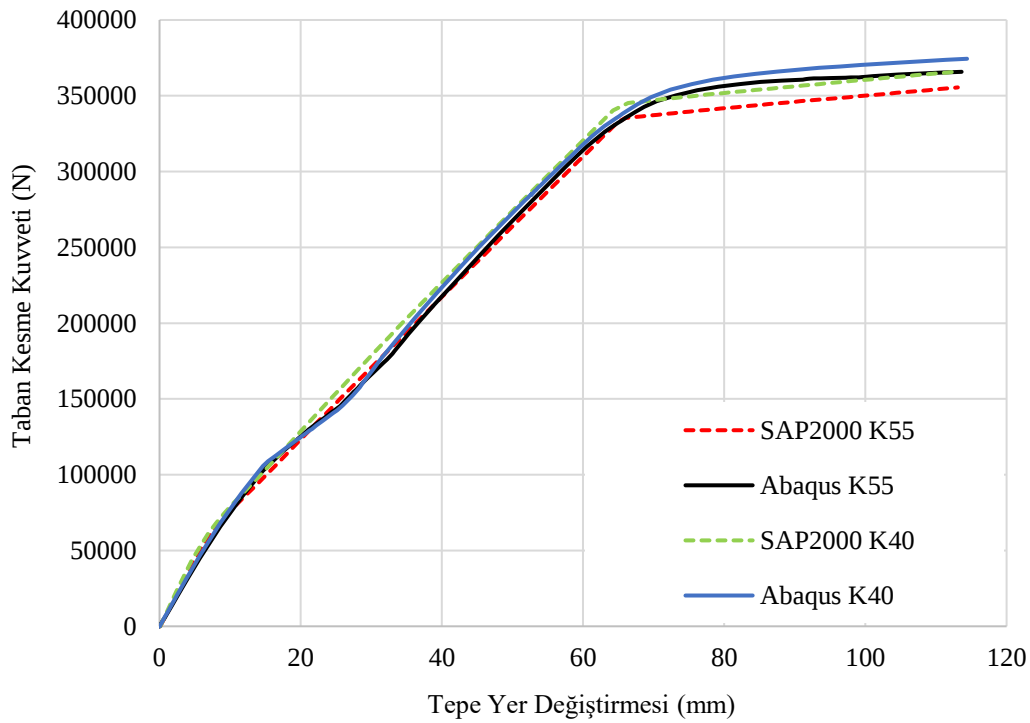
artmasıyla %3 daha fazla taban kesme kuvveti elde edilmektedir. Üst başlık korniyesi kalınlığının artması, birleşimlerin yaklaşık olarak 0.03 radyanlık dönmeye ulaştığı ve kolonlarda plastik mafsalların oluştuğu nihai durumda %2 daha fazla taban kesme kuvveti elde edilmektedir.



Şekil 5.32 Bulon çapının kapasite eğrisine etkisi

Bulon çapının, taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrisi üzerindeki etkisini gözlemleyebilmek amacıyla bulon çapları 24 mm olan birleşimlerden meydana gelen bir çelik çerçeve modellendi. M20 ve M24 birleşimli çelik çerçevelerin SAP2000 ve Abaqus'te doğrusal olmayan statik analizle elde edilen taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrileri Şekil 5.32'de karşılaştırılmaktadır. Çerçevedeki birleşimlerin elastik kısımda kaldığı ilk yükleme adımlarında, bulon çapının artması kapasite eğrisinin rijitliğini ihmal edilebilecek değerlerde artırmaktadır. Birleşim davranışlarının, moment-dönme eğrisinin plastik kısmında gerçekleştiği ve kolonlardaki gerilmelerin akma değerlerine ulaşmadığı 40 mm yer değiştirmede çerçeveler karşılaştırıldığında bulon çapının artmasıyla %4 daha fazla kesme kuvveti elde edilmektedir. Bulon çapının artmasıyla, birleşimlerin yaklaşık olarak dönme kapasitelerine ulaştıkları ve kolonların diplerinde plastik mafsalların oluştuğu 113 mm tepe yer değiştirmesi değerinde %3 daha fazla taban kesme kuvveti elde edilmektedir.

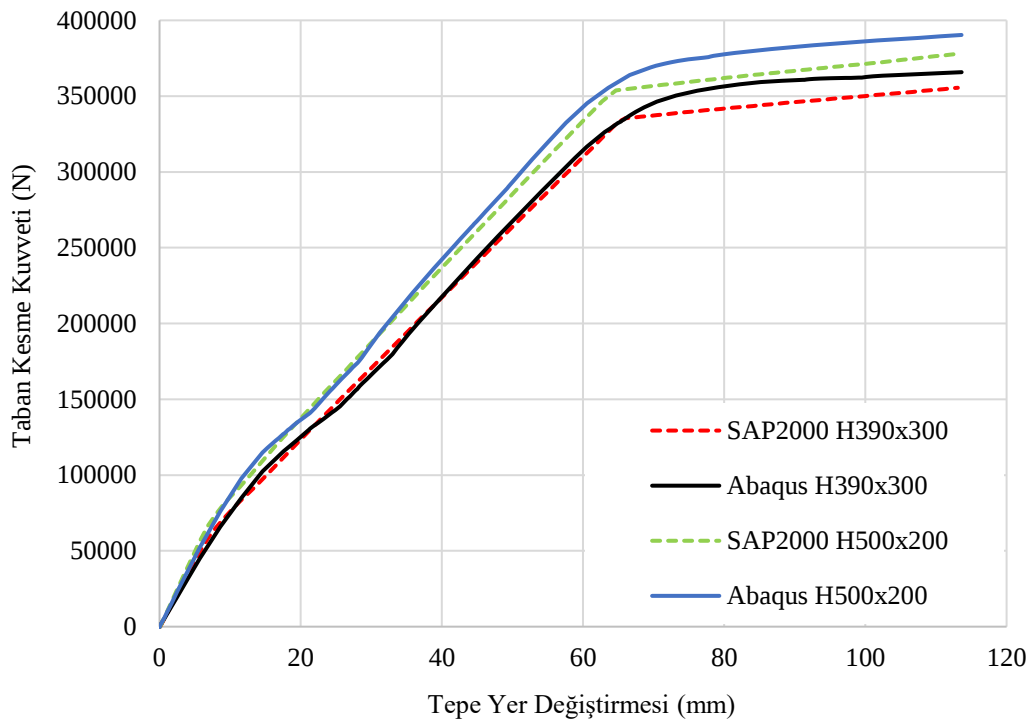
Kenar mesafesinin çelik çerçevenin taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrisi üzerindeki etkisi araştırıldı. 40 mm kenar mesafesine sahip birleşimlerden meydana gelen çelik çerçeve modellendi. K55 ve K40 birleşimli çelik çerçevelerin SAP2000 ve Abaqus'te doğrusal olmayan statik analizle elde edilen taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrileri Şekil 5.33'te karşılaştırılmaktadır. Çerçeveedeki birleşimlerin elastik kısımda kaldığı ilk yükleme adımlarında, kenar mesafesinin azalması kapasite eğrisinin rijitliğini artırmaktadır. Birleşim davranışlarının, moment-dönme eğrisinin plastik kısmında gerçekleştiği ve kolonlardaki gerilmelerin akma değerlerine ulaşmadığı 40 mm yer değiştirmede çerçeveler karşılaştırıldığında kenar mesafesinin azalmasıyla %5 daha fazla kesme kuvveti elde edilmektedir. Kenar mesafesinin azalmasıyla, nihai durumda %3 daha fazla taban kesme kuvveti elde edilmektedir.



Şekil 5.33 Kenar mesafesinin kapasite eğrisine etkisi

Kiriş derinliğinin, taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrisi üzerindeki etkisini gözlemleyebilmek amacıyla, kirişi H 500x200x10x16 profilinden oluşan bir çelik çerçeve modellendi. H390x300 ve H500x200 birleşimli çelik çerçevelerin SAP2000 ve Abaqus'te doğrusal olmayan statik analizle elde edilen taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrileri Şekil 5.34'te karşılaştırılmaktadır.

Çerçevedeki birleşimlerin elastik kısımda kaldığı ilk yükleme adımlarında, kiriş derinliğinin artması kapasite eğrisinin rijitliğini görünür şekilde artırmaktadır. Yük altında ki birleşimlerin moment-dönme eğrilerinin, plastik bölgelerine göre tepki gösterdikleri ve kolonlardaki gerilmelerin akma değerlerine ulaşmadığı 40 mm tepe yer değiştirmesi değerinde yapılan karşılaştırmada kiriş derinliğinin artmasıyla %11 daha fazla kesme kuvveti elde edilmektedir. Kiriş derinliğinin artmasıyla, birleşimlerin yaklaşık olarak dönme kapasitelerine ulaştıkları ve kolonların alt uçlarında plastik mafsalların oluştuğu 113 mm tepe yer değiştirmesi değerinde %7 daha fazla taban kesme kuvveti elde edilmektedir.



Şekil 5.34 Kiriş derinliğinin kapasite eğrisine etkisi

Üst ve alt başlık korniyerli kiriş-kolon birleşiminin monoton yükleme altında moment-dönme davranışını araştırmak için Yang ve Jeon (2009)'un deneysel çalışmaları referans alınarak ABAQUS yazılımında 3 boyutlu sonlu eleman modelleri oluşturuldu ve analiz sonuçları doğrulandı. Aynı zamanda Frye ve Morris (1975) tarafından önerilen polinom modeli, Kishi ve Chen (1990) tarafından önerilen power model, Wu ve Chen (1990) tarafından önerilen üstel model, en çok bilinen mekanik modellerden olan EC3:1-8 (2021) bileşen metoduyla elde edilen moment-dönme eğrileri deneysel sonuçlarla karşılaştırıldı. Üst korniyer kalınlığı, bulon çapı, kenar mesafesi ve kiriş derinliğinin birleşimin moment-dönme eğrisi üzerindeki etkisi pozitif ve negatif yönde uygulanan monoton yüklemelerle araştırıldı. Farklı geometrik parametrelere sahip birleşimlerden meydana gelen 5 çelik çerçevenin statik itme analizleri için ABAQUS yazılımında 3 boyutlu sonlu eleman modelleri oluşturuldu. SAP2000 yazılımında daha kolay uygulanabilen ve daha kısa sürede analiz edilebilen doğrusal olmayan malzeme, geometrik ve aynı anda birleşim davranışının değerlendirildiği bir modelleme yaklaşımı önerildi. ABAQUS sonlu eleman analizinden ve SAP2000 yazılımından elde edilen taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi eğrileri karşılaştırıldı. Bu çalışmada elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmektedir.

1. SAP2000 yazılımında önerilen modelleme yaklaşımıyla bir çelik çerçevenin statik itme analizinde doğrusal olmayan kiriş-kolon birleşimi davranışının etkisi, ABAQUS sonlu eleman analizi sonuçlarıyla uyumlu şekilde değerlendirilebilir.
2. Üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerde, bileşenlerdeki bulon delikleri etrafındaki akma ve korniyerlerin akması $M-\theta_r$ eğrisinin doğrusal olmayan aralığının başlangıcında meydana gelir. Üst korniyerin, üçüncü plastik mafsallık gelişecek kadar yüksek yükleri taşıyabilen pekleşme davranışı göstermesi birleşim dayanımını artırmaktadır. Bulonların akması $M-\theta_r$ eğrisinin geç plastik aralığında meydana gelirken bulonların akma dayanımı azaldığında birleşimin moment kapasitesinde düşüş gözlemlenebilir.

3. Üst başlık korniyeri kalınlığının, bulon çapının, kiriş derinliğinin artması ve kenar mesafesinin azalması birleşimin ilk dönme rijitliğini ve moment kapasitesini artırmaktadır.

4. Birleşimlerde üst başlık korniyeri kalınlığının, bulon çapının, kiriş derinliğinin artması ve kenar mesafesinin azalması çelik çerçevenin yanal rijitliğini ve kesme kuvveti kapasitesini artırmaktadır.

5. Frye ve Morris (1975) tek katlı polinom modeli üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin ilk dönme rijitliklerini olduğundan daha düşük değerlerde tahmin etmiştir. Polinom modelinde üst korniyer kalınlığının artması ile moment değerleri artmaktadır ve daha kalın korniyerli birleşimler için deneysel sonuçlara daha yakın değerler elde edilmiştir. Kishi ve Chen (1990) power modeli ve Wu ve Chen (1990) üstel modeli, üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin ilk dönme rijitliklerini olduğundan daha fazla tahmin etmiştir. Power model birleşimlerin moment kapasitelerini genellikle olduğundan fazla tahmin ederken kısmen kabul edilebilir değerler vermektedir. Üstel model birleşimlerin moment kapasitelerini olduğundan biraz daha az tahmin ederken matematiksel modeller içerisinde en iyi tahminleri vermiştir. EC3:1-8 (2021) bileşen metoduyla üst ve alt başlık korniyerli birleşimlerin moment kapasiteleri ve ilk dönme rijitlikleri olduklarından daha az değerlerde elde edilmiştir.

Bu çalışmada üst ve alt başlık korniyerli birleşimin monoton yükleme altında davranışı analiz edildi. Birleşimlerin doğrusal olmayan davranışının çelik çerçeve üzerindeki etkisi statik itme analizi ile gözlemlendi. Daha sonraki çalışmalarda birleşimlerin monoton yükleme altında doğrusal olmayan davranışının tahmini için analitik model geliştirilebilir. Birleşimlerin tekrarlı yükler altında davranışları deneysel çalışmalarla ve sonlu eleman analizleriyle araştırılabilir. Birleşimlerin enerji tüketme kapasiteleri değerlendirilebilir ve çeşitli parametrelerin etkisi araştırılabilir. Bu birleşimlerden oluşan çelik çerçevenin dinamik yükler altında tepkisi deneysel çalışmalarla ve sonlu eleman analizleriyle araştırılabilir. Çelik çerçevelerin doğrusal olmayan statik ve dinamik analizleri için doğrusal olmayan birleşim davranışının da hesaba katıldığı analitik modeller geliştirilebilir. SAP2000 yazılımında birleşimler için uygun histeretik enerji tüketim modeli araştırılabilir.

- ABAQUS. (2017). Dassault Systemes Simulia Corp., Abaqus/CAE User's Guide, Providence, RI, USA
- Ahmed, A., Kishi, N., Matsuoka, K. I., & Komuro, M. (2001). Nonlinear analysis on prying of top-and seat-angle connections. *Journal of Applied Mechanics*, 4, 227-236.
- Ahmed, A., Hasan, R. Effect and evaluation of prying action for top- and seat-angle connections. *Int J Adv Struct Eng* 7, 159–169 (2015).
- AISC. (1989). Allowable Stress Design and Plastic Design Specifications for Structural Steel Buildings. In. Chicago, IL, USA: American Institute of Steel Construction.
- Altman, W., Azizinamini, A., Bradburn, J., ve Radziminski, J. (1983). *Moment-rotation characteristics of semi-rigid steel beam-column connections*: National Technical Information Service.
- ANSI/AISC:360-16. (2016). Specification for Structural Steel Buildings. In. Chicago, IL, USA: American Institute of Steel Construction.
- ASCE:41-06. (2007). *Seismic rehabilitation of existing buildings*. Reston, Virginia: American Society of civil engineers.
- ASCE:41-13. (2014). *Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings* Reston, Virginia: American Society of Civil Engineers.
- ASCE:41-17. (2017). *Seismic evaluation and retrofit of existing buildings*. Reston, Virginia: American Society of Civil Engineers.
- Aydın, A. C., Kılıç, M., Maali, M., & Sağiroğlu, M. (2015). Experimental assessment of the semi-rigid connections behavior with angles and stiffeners. *Journal of Constructional Steel Research*, 114, 338-348.
- Azizinamini, A.; Bradburn, J.; Radziminski, J. *Static and Cyclic Behavior of Semi-Rigid Steel Beam-Column Connections*; University of South Carolina Columbia: Columbia, SC, USA, 1985.
- Bernuzzi, C. (1998). Prediction of the Behaviour of Top-and-Seat Cleated Steel Beam-to-Column Connections Under Cyclic Reversal Loading. *Journal of Earthquake Engineering*, 2(1), 25–58.
- Calado, L., De Matteis, G., & Landolfo, R. (2000). Experimental response of top and seat angle semi-rigid steel frame connections. *Materials and Structures*, 33, 499-510.
- Chen, W.-F. (2011). *Semi-rigid connections handbook*: J. Ross Publishing.
- Colson, A. (1983). *Connections incidence on the inelastic behaviour of steel structures*. Paper presented at the Euromech Colloquium 174.
- CSI-ARM. (2017). *CSI Analysis Reference Manual*. Berkeley, California, USA: Computers and Structures Inc.

- ÇYTHYE (2018). Çelik Yapıların Tasarım ve Yapım Kuralları, T.C. Çevre ve Şehircilik Bakanlığı, Ankara.
- Daryan, A. S., Sadri, M., Saberi, H., Saberi, V., & Moghadas, A. B. (2014). Behavior of semi-rigid connections and semi-rigid frames. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 23(3), 210-238.
- Davison, J. B., Kirby, P. A., & Nethercot, D. A. (1987). Rotational stiffness characteristics of steel beam-to-column connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 8, 17-54.
- Deierlein, G. G., Reinhorn, A. M., ve Willford, M. R. (2010). Nonlinear Structural Analysis for Seismic Design. In *NEHRP Seismic Design Technical Brief No 4*. Gaithersburg, MD.
- Díaz, C., Martí, P., Victoria, M., ve Querin, O. M. (2011). Review on the modelling of joint behaviour in steel frames. *Journal of constructional steel research*, 67(5), 741-758.
- Drucker, D. (1956). The effect of shear on the plastic bending of beams. *Journal of Applied Mechanics*, 23(4), 509-514.
- EC3:1-1. (2005). Eurocode 3 EN 1993-1-1: 2005. In *Eurocode 3: Design of steel structures—Part 1–1: General rules and rules for buildings*.
- EC3:1-8. (2005). Eurocode 3: Design of Steel Structures—Part 1–8: Design of Joints. In. Brussels: European committee for standardization.
- EC3:1-8. (2021). Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1–8: Design of Joints. In. United Kingdom: British Standards Institution.
- Elflah, M., Theofanous, M., Dirar, S., & Yuan, H. (2019). Behaviour of stainless steel beam-to-column joints—Part 1: Experimental investigation. *Journal of Constructional Steel Research*, 152, 183-193.
- Elflah, M., Theofanous, M., & Dirar, S. (2019). Behaviour of stainless steel beam-to-column joints-part 2: Numerical modelling and parametric study. *Journal of Constructional Steel Research*, 152, 194-212.
- Faella, C., Piluso, V. ve Rizzano, G. (2000). Structural Semi-Rigid Connections, Design and Software. Boca Raton FL: CRC Press LLC, USA.
- Faralli, A. C. (2019). *Large deformation of T-stub connection in bolted steel joints*. UCL (University College London),
- FEMA:356. (2000). *Prestandard and commentary for the seismic rehabilitation of buildings*. Washington, DC, USA: Federal Emergency Management Agency.
- FEMA:440. (2005). *440, Improvement of nonlinear static seismic analysis procedures*. Washington D.C., US United States Department of Homeland Security's Federal Emergency Management Agency.
- Fırat Alemdar, Z., ve Balaban, Y. (2023). Numerical Investigation of the Behavior of Unstiffened Semi-Rigid Top and Seat Angle Connections under Monotonic Loading. *Buildings*, 13(10), 2425.

- Fleischman, R. B. (1988). *Experimental and theoretical analysis of component behavior in top-and-seat-angle connections* (Doctoral dissertation, Lehigh University).
- Frye, M. J., ve Morris, G. A. (1975). Analysis of flexibly connected steel frames. *Canadian journal of civil engineering*, 2(3), 280-291.
- Hadianfard, M., ve Razani, R. (2003). Effects of semi-rigid behavior of connections in the reliability of steel frames. *Structural Safety*, 25(2), 123-138.
- Harper Jr, W. L. (1990). *Dynamic response of steel frames with semirigid connections*. University of South Carolina.
- Hasan, M. J., Ashraf, M., & Uy, B. (2017). Moment-rotation behaviour of top-seat angle bolted connections produced from austenitic stainless steel. *Journal of Constructional Steel Research*, 136, 149-161.
- Hasan, M. J., Ashraf, M., Al-Deen, S., Shill, S. K., & Uy, B. (2021). Stainless steel top-seat angle beam-to-column connection: Full-scale test and analytical modelling. *Structures* (Vol. 34, pp. 4322-4338). Elsevier.
- ISO-724. (1993). ISO 724:1993. In *ISO general purpose metric screw threads — Basic dimensions*. Geneva, Switzerland: ISO.
- Kishi, N., Ahmed, A., Yabuki, N., ve Chen, W. (2001). Nonlinear finite element analysis of top-and seat-angle with double web-angle connections. *Structural engineering and mechanics: An international journal*, 12(2), 201-214.
- Kishi, N., ve Chen, W.-F. (1986). *Data base of steel beam-to-column connections*: Structural Engineering Area, School of Civil Engineering, Purdue University.
- Kishi, N., ve Chen, W.-F. (1990). Moment-rotation relations of semirigid connections with angles. *Journal of Structural Engineering*, 116(7), 1813-1834.
- Kishi, N., Chen, W., Matsuoka, K., ve Nomachi, S. (1987). *Moment-rotation relation of top-and seat-angle with double web-angle connections*: School of Civil Engineering, Purdue University West Lafayette, IN, USA.
- Kishi, N., Hasan, R., Chen, W., ve Goto, Y. (1994). Power model for semi-rigid connections. *Journal of Singapore Structural Steel Society*, 5(1), 37-48.
- Komuro, M. (2004). Elasto-plastic FE Analysis on moment-rotation relations of top-and seat-angle connections. *Connections in Steel Structures V*.
- Kong, Z., ve Kim, S.-E. (2017). Numerical estimation for initial stiffness and ultimate moment of top-seat angle connections without web angle. *Journal of Structural Engineering*, 143(10), 04017138.
- Krishnamurthy, N., Huang, H.-T., Jeffrey, P. K., ve Avery, L. K. (1979). Analytical M- θ curves for end-plate connections. *Journal of the Structural Division*, 105(1), 133-145.
- Lin, X., & Sugimoto, H. (2004, August). Experimental study on inelastic behavior and ultimate strength of steel beam to column connections with bolts and angles. In *13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Canada*.

- Lui, E., ve Chen, W.-F. (1986). Analysis and behaviour of flexibly-jointed frames. *Engineering Structures*, 8(2), 107-118.
- Movaghati, S., & Abdelnaby, A. E. (2019). Experimental study on the nonlinear behavior of bearing-type semi-rigid connections. *Engineering Structures*, 199, 109609.
- Pekcan G, Mander JB, Chen SS. Experimental and analytical study of low-cycle fatigue behaviour of semi-rigid top-and-seat angle connections. Technical report NCEER-95-0002. State University of New York at Buffalo; 1995.
- Pirmoz, A., Khoei, A. S., Mohammadrezapour, E., & Daryan, A. S. (2009). Moment–rotation behavior of bolted top–seat angle connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 65(4), 973-984.
- Powell, G. (2006). Nonlinear dynamic analysis capabilities and limitations. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 15(5), 547-552.
- Powell, G. H. (2010). *Modeling for Structural Analysis*. Berkeley, California, USA: Computers and Structures, Inc.
- Prabha, P., Marimuthu, V., Jayachandran, S. A., Seetharaman, S., & Raman, N. (2008). An improved polynomial model for top-and seat-angle connection. *Steel and Composite Structures, An International Journal*, 8(5), 403-421.
- Qin, J., Wang, Z., Pan, J., Li, B., & Fan, Y. (2022). Moment–rotation curve characteristics and initial rotational stiffness calculation method of angle connections. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 31(3), e1906.
- Skejjic, D., Dujmovic, D., & Beg, D. (2014). Behaviour of stiffened flange cleat joints. *Journal of constructional steel research*, 103, 61-76.
- Somner, W. (1970). *Behaviour of welded header plate connections*. MA Sc. Department of Civil Engineering, University of Toronto, Toronto, Ontario.
- Stelmack, T. W., Marley, M. J., & Gerstle, K. H. (1986). Analysis and tests of flexibly connected steel frames. *Journal of Structural Engineering*, 112(7), 1573-1588.
- Wang, P., Pan, J., Wang, Z., & Chen, S. (2018). Experimental and analytical behavior of stiffened angle joints. *Steel and Composite Structures*, 26(1), 67-78.
- Wu, F.-H., ve Chen, W.-F. (1990). A design model for semi-rigid connections. *Engineering Structures*, 12(2), 88-97.
- Xu, J., Wang, Z., Wang, P., Pan, J., & Li, B. (2021). Numerical investigations on large size stiffened angle connections with different bolt patterns. *Journal of Constructional Steel Research*, 182, 106670.
- Yan, S., Jiang, L., Rasmussen, K., & Zhang, H. (2021). Full-range behavior of top-and-seat angle connections. *Journal of Structural Engineering*, 147(1), 04020308.
- Yang, W. H., Bowman, M. D., & Chen, W. F. (1999). Experimental study on bolted unstiffened seat angle connections. *Journal of Structural Engineering*, 125(11), 1224-1231.

- Yang, J.-G., Choi, J.-H., ve Kim, S.-m. (2011). A finite element model for the prediction of the behavior of an unstiffened top and seat angle connection with various top angle bolt gage distances. *Journal of Asian Architecture and Building Engineering*, 10(2), 367-374.
- Yang, J.-G., ve Jeon, S.-S. (2009). Analytical models for the initial stiffness and plastic moment capacity of an unstiffened top and seat angle connection under a shear load. *International Journal of Steel Structures*, 9, 195-205.
- Yang, J. G., Choi, J. H., Kim, H. K., & Park, J. H. (2011). Experimental Tests and Analytical Study for the Prediction of the Plastic Moment Capacity of an Unstiffened Top and Seat Angle Connection. *Journal of Korean Society of Steel Construction*, 23(5), 547-555.



TEZDEN ÜRETİLMİŞ YAYINLAR

Konferans Bildirisi

1. Fırat Alemdar, Z., ve Balaban, Y. (2023). “Numerical Study of the Behavior of Semi-Rigid Top and Seat Angle Connections Under Monotonic Loading”, 3rd International Civil Engineering and Architecture Conference (ICEARC'23).

Makale

1. Fırat Alemdar, Z., ve Balaban, Y. (2023). Numerical Investigation of the Behavior of Unstiffened Semi-Rigid Top and Seat Angle Connections under Monotonic Loading. Buildings, 13(10), 2425.

