

T.C.
KIRIKKALE ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI
DOKTORA TEZİ

**Yanal Buruşmalı Burkulmaya Maruz Kalan Çift Simetri Eksenli I-Enkesitli
Çelik Kirişlerin Elastik ve Plastik Burkulma Boyu Limitlerinin Belirlenmesi**

Mehmet Fethi ERTENLİ

ŞUBAT 2021

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalında Mehmet Fethi ERTENLİ tarafından hazırlanan YANAL BURUŞMALI BURKULMAYA MARUZ KALAN ÇİFT SİMETRİ EKSENLİ I-ENKESİTLİ ÇELİK KİRİŞLERİN ELASTİK VE PLASTİK BURKULMA BOYU LİMİTLERİNİN BELİRLENMESİ adlı Doktora Tezinin Anabilim Dalı standartlarına uygun olduğunu onaylarım.

Doç. Dr. Orhan DOĞAN
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı Başkanı

Bu tezi okuduğumu ve tezin **Doktora Tezi** olarak bütün gereklilikleri yerine getirdiğini onaylarım.

Prof. Dr. İlker KALKAN
Danışman

Jüri Üyeleri

Başkan	: Prof. Dr. Sabahattin AYKAÇ	_____
Üye	: Prof. Dr. İlker KALKAN	_____
Üye	: Doç. Dr. Alper BÜYÜKKARAGÖZ	_____
Üye	: Doç. Dr. Selçuk BAŞ	_____
Üye	: Dr. Öğretim Üyesi Zühtü Onur PEHLİVANLI	_____
Üye	: Dr. Öğretim Üyesi Şule BAKIRCI ER	_____
Üye	: Dr. Öğretim Üyesi Özer SEVİM	_____

...../...../.....

Bu tez ile Kırıkkale Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Yönetim Kurulu Doktora derecesini onaylamıştır.

Prof. Dr. Recep ÇALIN
Fen Bilimleri Enstitüsü Müdürü

Çok Kıymetli Ailem ve Tüm Sevdiklerime

ÖZET

YANAL BURUŞMALI BURKULMAYA MARUZ KALAN ÇİFT SİMETRİ EKSENLİ I-ENKESİTLİ ÇELİK KİRİŞLERİN ELASTİK VE PLASTİK BURKULMA BOYU LİMİTLERİNİN BELİRLENMESİ

ERTENLİ, Mehmet Fethi

Kırıkkale Üniversitesi

Fen Bilimleri Enstitüsü

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, Doktora tezi

Danışman: Prof. Dr. İlker KALKAN

Şubat 2021, 156 sayfa

Yapısal çeliğin yüksek dayanımlı bir malzeme olması nedeniyle çelik yapılar, diğer yapı türlerine göre büyük açıklıkların daha küçük kesitli elemanlar kullanılarak geçilmesine olanak sağlar. Ancak eleman kesitlerinin küçük olması, bu elemanların rijitliklerinin de azalmasına ve tasarımda göz önüne alınması gereken önemli stabilite sorunlarının ortaya çıkmasına neden olmaktadır. Çift simetri eksenli I en kesitli kirişlerde gövde ve başlık narinliği oranlarına bağlı olarak çeşitli burkulma şekilleri ortaya çıkmaktadır. Bu çalışma kapsamında, yanal burulmalı burkulma ve gövde yerel burkulmasının bir birleşimi olan ve literatürde yanal buruşmalı burkulma olarak adlandırılan burkulma şekli incelenmiştir.

Çalışmada yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalan çift simetri eksenli I en kesitli çelik kirişlerin elastik ve plastik burkulma boyu sınır uzunlukları sonlu elemanlar yöntemi ile belirlenmiş ve Amerikan çelik yapı tasarım şartnamesinin (AISC 360-16) yanal burulmalı burkulmaya maruz kalan kesitler için önerdiği elastik ve plastik sınır uzunluğu formüllerinden elde edilen değerlerle karşılaştırılmıştır.

Nümerik çalışmanın ilk aşamasında, bir ticari sonlu eleman yazılımında yapılan analizlerinden elde edilen sonuçlar, literatürdeki mevcut deneysel sonuçlarla karşılaştırılarak, bir doğrulama çalışması yapılmış ve nümerik modellerin deneylerle uyumu araştırılmıştır. Nümerik ve deneysel sonuçların yakın uyumunun tespiti üzerine, 72 adet Amerikan geniş başlıklı W en kesit ve bu en kesitlerin bir kısmından başlık ve gövde kalınlığı değerleri değiştirilerek türetilen 33 adet yapma en kesite sahip kirişler, modellenmiştir. Toplam 105 adet en kesit kullanılarak farklı uzunluklarda kiriş geometrileri oluşturulmuştur. Modellenen bu kirişler statik analize tabi tutularak, her kesitin eğilme momenti kapasitesinin serbest uzunluğa göre değişimini gösteren grafikler çizilmiştir. Kirişler açıklık boyunca tekdüze eğilme momenti altında ve uçlarda çatal mesnet şartlarına sahip olacak şekilde analiz edilmiştir. Buna göre, uçlarda düşey ve yatay ötelenmeler ile boyuna eksen etrafından dönmeler tutulu; her iki asal eksene göre dönmeler ile boyuna yöndeki ötelenmeler serbest olacak şekilde mesnet şartları oluşturulmuştur. Boyuna ötelenmelerin serbestliği, çarpılma deformasyonlarını da serbest bırakmıştır.

Analizlerden elde edilen nümerik elastik sınır uzunluğu değerlerinin, yönetmelik formülünden elde edilen ilgili değerlerden genellikle yüksek olduğu saptanmıştır. Bu durum, teorik formülün kesit gövdesinde meydana gelen buruşma etkilerini dikkate almamasından kaynaklanmaktadır. Eleman kesitlerinin gövde narinliği oranı arttıkça ve/veya başlık narinliği oranı azaldıkça gövde kesitinde buruşma oluşması ihtimali artmaktadır. Bu değişimle, nümerik yöntemle belirlenen elastik ve plastik sınır uzunlukları değerleri ile teorik olarak hesaplanan değerler arasındaki fark da artmaktadır. Yapılan analizler, gövde narinliği oranı arttıkça nümerik ve teorik elastik sınır uzunluğu değerleri arasındaki farkın bariz bir şekilde açıldığını göstermiş, ancak başlık narinliğinin bu fark üzerinde belirgin bir etkisini ortaya koyamamıştır.

Gövde narinliği oranı küçük olan kesitlerde nümerik yöntem ile belirlenen plastik sınır uzunluğu değerlerinin, yönetmelik formülünden elde edilen ilgili değerlerden yüksek olduğu görülmüştür. Ancak, gövde narinliği oranının artmasıyla (25'ten daha büyük değerlerde), nümerik olarak belirlenen plastik sınır uzunluklarının teorik değerlerin altına düştüğü görülmüştür. Elastik sınır uzunluğunda gözlemlendiği gibi gövde narinliği oranı arttıkça nümerik ve teorik değerler arasındaki fark açılmaktadır.

Ayrıca çalışma kapsamında elde edilen nümerik sonuçlar istatistiksel olarak değerlendirilmiştir. Nümerik-teorik sınır uzunluğu oranları ile kesitlerin gövde narinliği ve başlık narinliği oranları arasındaki ilişkiyi veren regresyon eğrileri elde edilmiştir. Regresyon denklemleri kullanılarak, yönetmeliğin önerdiği sınır uzunluğu formülleri, yanal buruşmalı burkulma sınır durumunu hesaba katacak şekilde yeniden düzenlenmiştir.

Anahtar kelimeler:Yanal buruşmalı burkulma, plastik sınır uzunluğu, elastik olmayan burkulma boyu, sonlu elemanlar analizi, stabilite analizi.



ABSTRACT

DETERMINATION OF THE ELASTIC AND PLASTIC UNBRACED LENGTH LIMITS OF DOUBLY-SYMMETRIC STEEL I-BEAMS SUBJECTED TO LATERAL DISTORTIONAL BUCKLING

ERTENLİ, Mehmet Fethi

Kırıkkale University

Graduate School of Natural and Applied Sciences

Department of Civil Engineering, Ph. D. Thesis

Supervisor: Prof. Dr. İlker KALKAN

February 2021, 156 pages

Since structural steel is a high-strength construction material, steel structures are capable of passing long spans with smaller member sections as compared to other types of structures. However, the slender cross-sections of steel members can lead to a decrease in stiffness and arise of important stability problems that should be accounted for in the design. In double-symmetric steel I-beams, various buckling modes can occur depending on web slenderness and flange compactness of the cross section. Within the scope of this study, a specific buckling mode, known as lateral distortional buckling (LDB), which is a combination of lateral torsion buckling (LTB) and web local buckling (LB), was investigated.

In the study, the elastic and plastic buckling limiting lengths of doubly-symmetric steel I-beams subjected to lateral distortional buckling (LDB) were determined using the finite element method and these numerical lengths were compared to the respective

values from the lateral torsional buckling (LTB) equations proposed by the American steel structure design specification.

In the first stage of the numerical study, the results obtained from a commercial finite element software were compared to the existing experimental results in the literature. In other words, a verification study was realized and the agreement between the numerical and experimental results was investigated. Upon achieving close harmony of numerical and experimental results, 72 American standard wide-flange cross sections and 33 new sections derived from these by changing the flange and web thickness values were modeled. Beams with different span lengths were analyzed using these 105 cross sections. These modeled beams were subjected to static analysis and graphs showing variation of the bending moment capacity according to the unbraced span length were plotted. The beams were analyzed under uniform bending moment along the span and fork support conditions at the ends. Accordingly, these supports provided restrained vertical and horizontal displacements and rotations around the longitudinal axis at the ends and free rotations about the principal axes and longitudinal displacements. The freedom of longitudinal translation at the ends allowed free warping deformations of the beam.

For all sections considered, the numerical elastic limit length values were shown to exceed the respective values from the formulation in the AISC 360-16 code. This stems from the inability of the theoretical formula to take the web distortion effects into account. As the web slenderness ratio of a beam increases and/or the flange slenderness ratio decreases, the possibility of distortion in the web section increases. In this context, the difference between the values of elastic and plastic limit lengths determined from the numerical analysis and the values calculated theoretically increases. The numerical study also showed that the difference between numerical and theoretical elastic limit length values increase clearly as the web slenderness ratio increases in doubly-symmetric steel I-beams exposed to uniform moment, but no significant effect of flange slenderness was observed.

The numerical plastic limit length values of the sections with small web slenderness ratio were found to be higher than the respective values from the code formula. However, beyond a web slenderness ratio of 25, the numerical plastic limit length values were established to become smaller than the theoretical values with increasing

web slenderness ratio. Just like the elastic limit length, the difference between numerical and theoretical values increase as the web slenderness ratio increases.

In addition, the numerical results obtained within the scope of the study were evaluated statistically. Regression curves, reflecting the relationship between the numerical-to-theoretical limit unbraced length ratio and the web and flange slenderness ratios, were developed. Thereby, using regression equations, the elastic and plastic limit unbraced length equations of the code were revised by proposing alternative multipliers accounting for the web distortions in the LDB mode.

Keywords: Lateral distortional buckling, plastic limit length, inelastic buckling length, finite element analysis, stability analysis.

TEŞEKKÜR

Akademik hayata başladığım andan itibaren ilgisini, emeğini, tecrübelerini ve bilgisini hiçbir zaman esirgemeyen ve tezimin hazırlanması esnasında her zaman destek sağlayan tez yöneticisi hocam Sayın Prof. Dr. İlker KALKAN'a yürekten teşekkürlerimi sunarım. Kendisinin hem yüksek lisans hem de doktora öğrenimimde öğrencisi olmaktan ötürü ömür boyu iftihar edeceğim. Kıymetli hocamı sadece bir akademisyen olarak değil aynı zamanda dürüstlüğü, hakkaniyeti, sevecenliği, mütavazılığı gibi insani yönleri ile de rol model almaktayım. İlker Hocamı tanımış olmak ve onun öğrencisi olmam dolayısıyla çok şanslı olduğumu belirtmek isterim.

Tez çalışmalarım esnasında, bilimsel konularda daima yardımlarını gördüğüm tez izleme kurulu jürisi hocalarım Sayın Doç. Dr. Alper BÜYÜKKARAGÖZ ve Sayın Dr. Öğretim Üyesi Zühtü Onur PEHLİVANLI'ya teşekkür ederim.

Ayrıca doktora tez sınavı jürime katılarak beni onurlandıran Sayın Prof. Dr. Sabahattin AYKAÇ, Sayın Doç Dr. Selçuk BAŞ, Sayın Dr. Öğretim Üyesi Şule BAKIRCI ER ve Sayın Dr. Öğretim Üyesi Özer SEVİM hocalarıma teşekkür eder ve hürmetlerimi sunarım.

Çalışma kapsamında çeşitli konularda daima bilgilerine başvurduğum Sayın Dr. Öğretim Üyesi Fatih SAKA, Sayın Dr. Öğretim Üyesi Ramazan ÖZMEN, Sayın Arş. Gör. Dr. Mehmet Haşim KISA ve Sayın Arş. Gör. Mahmut Selman GÖKMEN'e teşekkür ederim.

Karabük Üniversitesinde göreve başladığım andan itibaren her zaman biz genç araştırmacılara yardımcı olan ve yol gösteren Karabük Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölüm Başkanımız Sayın Doç. Dr. İnan KESKİN ve Yapı Anabilim Dalı Başkanımız Sayın Doç. Dr. Şenol GÜRSOY hocalarıma teşekkür ederim. Ayrıca

Çalışma hayatımda yardımlarını esirgemeyen Karabük Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümünün kıymetli öğretim üyeleri ve öğretim elamanlarına da ayrı ayrı teşekkür ederim.

Doktora öğrenimim sürecinde bana her zaman destek olan ve uzakta olduğum dönemlerde Kırıkkale Üniversitesi'ndeki işlemlerde daima yardımcı olan, sık sık rahatsızlık verdiğim kıymetli dostlarım Arş. Gör. Dr. Saruhan KARTAL, Arş. Gör. Akın DUVAN ve Arş. Gör. Orhan Gazi ODACIOęLU'na da ayrı ayrı teşekkür ederim.

Hayatımda ailemden sonra dertleşebildiğim, uzun uzadıya sohbet etmekten keyif aldığım en yakın arkadaşlarım Umut KAYA ve İrfan ÜNAL'a da teşekkür ederim.

En önemlisi, hayatımın her anında bana maddi ve manevi destek olan biricik annem Hanife ERTENLİ, canım babam Sadık ERTENLİ, kıymetli ablam Nur Cemile ERTENLİ YILDIZ, tüm yeğenlerim ve aileme sonsuz şükranlarımı sunarım.

İÇİNDEKİLER DİZİNİ

Sayfa

ÖZET.....	i
ABSTRACT	iv
TEŞEKKÜR	vii
İÇİNDEKİLER DİZİNİ	ix
ŞEKİLLER DİZİNİ	xi
ÇİZELGELER DİZİNİ	xvi
SİMGELER DİZİNİ	xvii
KISALTMALAR DİZİNİ	xxii
1. GİRİŞ	1
1.1. YBLB Davranış Bölgeleri ve Sınırları.....	2
1.2. YBŞB'nin Davranış Bölgelerine Etkisi ve Tezin Kapsamı	6
2. LİTERATÜR TARAMASI.....	7
3. YANAL BURULMALI BURKULMA VE İLGİLİ TEORİK FORMÜLLER	
.....	19
3.1. Elastik Yanal Burulmalı Burkulma.....	22
3.2. Elastik Olmayan Yanal Burulmalı Burkulma	31
4. YANAL BURUŞMALI BURKULMA VE İLGİLİ TEORİK FORMÜLLER	
.....	33
4.1. Elastik Yanal Buruşmalı Burkulma	33
4.2. Elastik Olmayan Yanal Buruşmalı Burkulma.....	37
5. YÖNETMELİK YAKLAŞIMLARI.....	40
5.1. AS4100 [30] Standardına göre YBLB Hesabı	42
5.2. Eurocode 3 [42] Standardına göre YBLB Hesabı.....	44
5.3. AISC 360-16 [2] ve Çelik Yapıların Tasarım, Hesap ve Yapım Esaslarına Dair Yönetmeliğe [61] Göre YBLB Hesabı.....	46
6. SONLU ELEMANLAR YÖNTEMİ	49
6.1. Sonlu Elemanlar Modelinin Doğrulanması.....	50
6.1.1. Yanal Burulmalı Burkulma Doğrulama Çalışması	50
6.1.2. Yanal Buruşmalı Burkulma Doğrulama Çalışması	54
6.1.3. Analizlerde Kullanılan Sonlu Elemanlar Modelinin Oluşturulması	58
6.1.3.1. Sonlu Eleman Türü ve Boyutu	58
6.1.3.2. Geometrik Ön Kusur Tanımlanması	65

6.1.3.4. Malzemenin Tanımlanması	68
6.1.3.5. Analiz Adımının Tanımlanması	69
6.1.3.6. Mesnet ve Yükleme Şartlarının Tanımlanması	70
6.1.4. Analiz Sonuçlarının Elde Edilmesi	76
6.1.5. Analizi Yapılan Kirişlerin Bazılarının Burkulma Şekilleri	76
6.1.6. Kirişlerin Moment/Uzunluk Grafikleri	83
6.1.7. Nümerik Sınır Uzunluklarının Belirlenmesi	86
7. İSTATİSTİKSEL ÇALIŞMA	106
7.1. Çoklu Regresyon Analizi	107
7.2. $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ ve $L_p(\text{nümerik})/L_p(\text{teorik})$ Oranları İçin Uygulanan Çoklu Regresyon Analizleri	109
7.2.1. L_r Değeri için Doğrusal Regresyon Analizi	110
7.2.2. L_r Değeri için Doğrusal Olmayan Regresyon Analizi	113
7.2.3. L_p Değeri için Doğrusal Olmayan Regresyon Analizi	117
7.3. Yanal Buruşmalı Burkulmaya Maruz Kalan Kesitler için Önerilen L_r ve L_p Formüllerinin Değerlendirilmesi	121
7.4. Önerilen Formülün Çift Simetri Eksenli I En Kesitli Avrupa Kesitleri için Değerlendirilmesi	126
8. SONUÇLAR VE ÖNERİLER	129
8.1. Sonuçlar	129
8.2. Öneriler	131
KAYNAKÇA	133
ÖZGEÇMİŞ	139
EKLER	141

ŞEKİLLER DİZİNİ

ŞEKİL	Sayfa
1.1. Başlık yerel burkulması (a), gövde yerel burkulması (b).....	1
1.2. Yanal burulmalı burkulma (a), yanal buruşmalı burkulma (b)	2
1.3. Kiriş davranışının kirişin yanal yönde desteklenmemiş açıklığına göre değişimi [1].....	3
1.4. Kesit ölçüleri	5
2.1. Subramanian ve White [48]'in çalışmasında uyguladıkları başlangıç ön kusurları	18
3.1. Yanal burulmalı burkulma	20
3.2. Sabit moment etkisi altındaki basit mesnetli kirişin moment/narinlik ilişkisi	21
3.3. I en kesitli bir kirişin sabit moment altında şekil değişiminin kesit ve plan düzlemindeki görünüşü	22
3.4. Şekil 3.3'deki kirişin maruz kaldığı M_0 momentinin şekil değiştirmiş eksen takımı üzerindeki bileşenleri	23
3.5. Burkulmadan önce ve sonra kesitteki akma durumu [3].....	32
3.6. Yükleme ve boşaltma durumunda gerilme/birim deformasyon grafiği	32
4.1. Yanal buruşmalı burkulma.....	39
5.1. Dönme kapasitesi tanımı [62]	41
6.1. Wang vd. [40] ve diğerlerinin kullanmış oldukları deney düzeneği	52
6.2. Wang vd. [40]'ne ait kirişlerin sonlu elemanlar modelindeki mesnet ve yükleme durumları	52
6.3. Wang vd. [40]'ne deney numunelerinden E1-100-266-5 kirişinin sonlu elemanlar modelinin analiz sonrasındaki durumu	53
6.4. Analiz sonrası (a) ve deney sonrası (b) E1-100-266-5 kirişi.....	53
6.5. Anapayan vd. [36]'nin deneylerinde kullandığı boşluklu başlıklı U profiller	54
6.6. Anapayan vd. [36]'nin deney düzeneği	55
6.7. Sonlu elemanlar analizi sonrası (a) ile Anapayan vd. [36] deneyi sonrası (b) kirişlerin deformasyon şekilleri.....	55
6.8. Sonlu elemanlar analizi sonrası (a) ile Anapayan vd. [36] deneyi sonrası (b) kirişlerin deformasyon şekilleri.....	56

6.9. Katı cisim eleman (solid) ile kabuk eleman (shell) sonuçlarının karşılaştırılması	59
6.10. S4R elemanının teorik şekli	61
6.11.W33x221 en kesitli 5 m uzunluğundaki kirişin sonlu eleman ağı yakınsama analizi sonucu.....	62
6.12.W33x221 en kesitli 15 m uzunluğundaki kirişin sonlu eleman ağı yakınsama analizi sonucu.....	63
6.13.W33x221 en kesitli 17 m uzunluğundaki kirişin sonlu eleman ağı yakınsama analizi sonucu.....	63
6.14.W33x221 en kesitli 20 m uzunluğundaki kirişin sonlu eleman ağı yakınsama analizi sonucu.....	64
6.15.W33x221 en kesitli 22 m uzunluğundaki kirişin sonlu eleman ağı yakınsama analizi sonucu.....	64
6.16. Sonlu eleman ağı oluşturulmuş W44x230 kesitli kiriş modeli	65
6.17. Galambos ve Ketter [67]'in artık gerilme modeli	67
6.18.ABAQUS [14] modeline Galambos ve Ketter [67]'in artık gerilme modelinin uygulanması	68
6.19. İdeal elastik-plastik malzeme modeli.....	69
6.20. İki noktalı yükleme (dört nokta eğilme testi) düzenine ait sonlu elemanlar modeli	71
6.21.İki noktalı yükleme düzeninde berkitme levha sayısı artırılmış kirişin analiz sonrası mesnet bölgelerinde gözlenen kesme gerilmesi yığılmaları	71
6.22. ABAQUS [14] programında x-y-z yönleri.....	73
6.23. Teorik olarak çatal mesnet	74
6.24. W44x230 en kesitli kirişe ait yükleme ve mesnet koşulları.....	75
6.25. W44x230 en kesitli kiriş uçlarının referans noktaları ile bağlantısı.....	75
6.26. W44x230 en kesitli 8 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli	77
6.27. W44x230 en kesitli 8 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü .	77
6.28. W44x230 en kesitli 10 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli	78
6.29.W44x230 en kesitli 10 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü	78
6.30.W44x230 en kesitli 11 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü	79
6.31. W44x230 en kesitli 12.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli	79

6.32. W44x230 en kesitli 12.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü	80
6.33. W44x230 en kesitli 19 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli	80
6.34. W44x230 en kesitli 19 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü	81
6.35. W44x230 en kesitli 21.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli	81
6.36. W44x230 en kesitli 21.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü	82
6.37. W44x230 en kesitli 35.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli	82
6.38. W44x230 en kesitli 35.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü	83
6.39. W33x241 kesiti M/L Grafiği	84
6.40. W36x282 kesiti M/L Grafiği	84
6.41. W36x256 kesiti M/L Grafiği	84
6.42. W21x73 kesiti M/L Grafiği	84
6.43. W27x161 kesiti M/L Grafiği	85
6.44. W36x231 kesiti M/L Grafiği	85
6.45. W40x235 kesiti M/L Grafiği	85
6.46. W33x201 kesiti M/L Grafiği	85
6.47. W36x247 kesiti M/L Grafiği	86
6.48. W30x99 kesiti M/L Grafiği	86
6.49. W18x192 ve W18x76 kesitlerinin moment kapasitesi/serbest açıklık grafiklerinin bölgelere ayrılması ve sınır uzunluklarının belirlenmesi	87
6.50. L_r oranının gövde narinliği oranına göre değişimi	95
6.51. L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	95
6.52. L_p oranının gövde narinliği oranına göre değişimi	97
6.53. L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	97
6.54. Gövde narinliği oranı (10-20) ve (20-25) arasında iken L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	98
6.55. Gövde narinliği oranı (25-30) ve (30-35) arasında iken L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	98
6.56. Gövde narinliği oranı (35-40) ve (40-45) arasında iken L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	99

6.57. Gövde narinliği oranı (45-50) ile (50-55) arasında iken L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	99
6.58. Gövde narinliği oranı (55-60) ile (60-65) arasında iken L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	100
6.59. Gövde narinliği oranı değişimi (10-20) ve (20-25) arasında iken L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	100
6.60. Gövde narinliği oranı değişimi (25-30) ve (30-35) arasında iken L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	101
6.61. Gövde narinliği oranı değişimi (35-40) ve (40-45) arasında iken L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	101
6.62. Gövde narinliği oranı değişimi (45-50) ve (50-55) arasında iken L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	102
6.63. Gövde narinliği oranı değişimi (55-60) ve (60-65) arasında iken L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi	102
6.64. Başlık narinliği oranı değişimi (1-2) ve (3-4) arasında iken L_r oranının gövde narinliği oranına göre değişimi	103
6.65. Başlık narinliği oranı değişimi (4-5) ve (5-6) arasında iken L_r oranının gövde narinliği oranına göre değişimi	103
6.66. Başlık narinliği oranı değişimi (6-6.5) ve (6.5-10) arasında iken L_r oranının gövde narinliği oranına göre değişimi	104
6.67. Başlık narinliği oranı değişimi (2-3) ve (3-4) arasında iken L_p oranının gövde narinliği oranına göre değişimi	104
6.68. Başlık narinliği oranı değişimi (4-5) ve (5-6) arasında iken L_p oranının gövde narinliği oranına göre değişimi	105
6.69. Başlık narinliği oranı değişimi (6-6.5) ve (6.5-10) arasında iken L_p oranının gövde narinliği oranına göre değişimi	105
7.1. $L_p(\text{nümerik})/L_p(\text{teorik})$ ve $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ oranlarının “ $(h/t_w)/(b_f/2t_f)$ ” oranına göre dağılımları	106
7.2. $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ oranının başlık narinliği $(b_f/2t_f)$ oranı ve gövde narinliği (h/t_w) oranına göre değişimi	108
7.3. $L_p(\text{nümerik})/L_p(\text{teorik})$ oranının başlık narinliği $(b_f/2t_f)$ oranı ve gövde narinliği (h/t_w) oranına göre değişimi	109

7.4. Eşitlik 7.1’te verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin gövde narinliği oranına göre dağılımı.....	112
7.5. Eşitlik 7.1’te verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin başlık narinliği oranına göre dağılımı.....	112
7.6. $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ bağımlı değişkeni için yapılan doğrusal regresyon analizindeki kalıntıların dağılımı.....	113
7.7. Eşitlik 7.5’te verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin gövde narinliği oranına göre dağılımı.....	115
7.8. Eşitlik 7.5’te verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin başlık narinliği oranına göre dağılımı.....	116
7.9. $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ bağımlı değişkeni için yapılan doğrusal olmayan regresyon analizindeki kalıntıların dağılımı	116
7.10.Eşitlik 7.6’da verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin gövde narinliği oranına göre dağılımı	119
7.11.Eşitlik 7.6’da verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin başlık narinliği oranına göre dağılımı	119
7.12. $L_p(\text{nümerik})/L_p(\text{teorik})$ bağımlı değişkeni için yapılan doğrusal olmayan regresyon analizindeki kalıntıların dağılımı	120
7.13. %99 Güven aralığı.....	122
7.14. %99 güven aralığında revize L_r katsayısının h/t_w oranına göre değişimi.....	123
7.15. %99 güven aralığında revize L_r katsayısının b_f/t_f oranına göre değişimi	124
7.16. %99 güven aralığında revize L_p katsayısının h/t_w oranına göre değişimi	125
7.17. %99 güven aralığında revize L_p katsayısının b_f/t_f oranına göre değişimi.....	125

ÇİZELGELER DİZİNİ

<u>ÇİZELGE</u>	<u>Sayfa</u>
6.1. Wang vd. [40] deneysel sonuçları ile FEA değerlerinin kıyaslanması	51
6.2. Anapayan vd. [36] deneysel sonuçları ve FEA sonuçlarının kıyaslanması	57
6.3. Kabuk eleman (S4R) ile katı cisim eleman (C3D8R) ile yapılan analiz sonuçları	60
6.4. Analiz edilen kesitlerin nümerik ve teorik değerleri	88
7.1. Çalışma kapsamında kullanılan verinin maksimum ve minimum sınırları	122
7.2. Önerilen formüllerin Avrupa kesitleri için uygulanması	127

SİMGELER DİZİNİ

b_f	Başlık kesiti genişliği
f_y	Çeliğin akma dayanımı
h	Gövde kesiti yüksekliği
k_t	Çarpılma kısıtlama faktörü
k_l	Yük uygulama yüksekliği faktörü
k_r	Mesnetlerdeki yanal dönme faktörü
r_y	Zayıf eksene göre atalet yarıçapı
r_{ts}	Etkin atalet yarıçapı
t_f	Başlık kesiti kalınlığı
t_w	Gövde kesiti kalınlığı
u	Kesit ağırlık merkezinin yanal yönde yer değiştirmesi
v	Kesit ağırlık merkezinin düşey yönde yer değiştirmesi
C_b	Moment düzeltme katsayısı
E	Elastisite modülü
EI_y	Yanal eğilme rijitliği
EI_w	Çarpılma rijitliği
EI_{we}	Efektif (azaltılmış) çarpılma rijitliği
GJ	Burulma rijitliği
GJ_e	Efektif (azaltılmış) burulma rijitliği
GJ_f	Başlık burulma rijitliği

GJ_w	Gövde burulma rijitliği
G	Kayma modülü
J	Burulma sabiti
I_w	Çarpılma sabitidir.
M_{AS}	AS4100'e göre belirlenen burkulma momenti
M_{cr}	Kritik moment
M_{crb}	Elastik veya elastik olmayan yanıl burulmalı burkulmaya maruz kalan kirişin kritik momenti
M_{crd}	Elastik veya elastik olmayan yanıl buruşmalı burkulmaya maruz kalan kirişin kritik momenti
M_{ed}	Elastik buruşmalı burkulma momenti
M_o	Uç momentlerinden büyük olanı
M_{FEA}	Sonlu elemanlar yöntemi ile belirlenen burkulma momenti
M_{ib}	Elastik olmayan burulmalı burkulma momenti
M_{id}	Elastik olmayan buruşmalı burkulma momenti
M_{ob}	Yanal yönde desteklenmemiş serbest açıklık boyunca tekdüze eğilme momenti durumuna karşılık gelen referans elastik yanıl burulmalı burkulma momenti
M_{od}	Yanal yönde desteklenmemiş serbest açıklık boyunca tekdüze eğilme

	momenti durumuna karşılık gelen referans elastik yanal buruşmalı burkulma momenti
M_p	Plastik moment
M_y	Akma momenti
M_{EC}	EC3'e göre belirlenen burkulma momenti
θ	Dönme açısı
$\xi^*_{doğrusal}$	AISC-360-16 da çift simetri eksenli I en kesitler için önerilen L_r denkleminin yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalan kesitler için güncellenmesi amacıyla doğrusal regresyon analizi ile belirlenen revize katsayı
ξ^*	AISC-360-16 da çift simetri eksenli I en kesitler için önerilen L_r denkleminin yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalan kesitler için güncellenmesi amacıyla doğrusal olmayan regresyon analizi ile belirlenen revize katsayı
ξ	ξ^* 'nın %99 güven aralığında güncellenmesi ile elde edilen katsayı
η^*	AISC-360-16 da çift simetri eksenli I en kesitler için önerilen L_p denkleminin kesit gövdesinde oluşan buruşma etkilerini dikkate alacak şekilde güncellenmesi amacıyla

	doğrusal olmayan regresyon analizi ile belirlenen revize katsayı
η	η^* 'ın %99 güven aralığında güncellenmesi ile elde edilen katsayı
ϑ_ρ	Moment oranı için düzeltme katsayısı
ϑ_s	St. Venant burulma rijitliği için düzeltme katsayısı
ϑ_γ	Mesnetlenme derecesi için düzeltme katsayısı
ϑ_α	Kısmi pekleşme etkisi için düzeltme katsayısı
$\theta_{ult,}$	Moment dayanımının M_p 'nin altına düştüğü moment-dönme eğrisinin azalan kısmında maksimum toplam dönme
$\theta_e,$	Elastik kiriş rijitliğine dayalı plastik moment kapasitesindeki teorik dönme
$R_{ult,}$	Moment-dönme eğrisinin azalan kısmındaki dönmeye bağlı dönme kapasitesi
L_{cr}	Kritik serbest uzunluk
L_b	Yanal yönde desteklenmemiş serbest kiriş açıklığı
$L_{r(nümerik)}$	Nümerik yöntem ile belirlenen, yanal buruşmalı burkulmaya uğrayan kesitler için elastik bölge sınır uzunluğu

$L_r, L_{r(teorik)}$

Yanal burulmalı burkulma durumu için yönetmelik formülüne göre hesaplanan elastik bölge sınır uzunluğu

$L_p(nümerik)$

Nümerik yönteme göre belirlenen plastik bölge sınır uzunluğu

$L_p, L_{p(teorik)}$

Yönetmelik formülüne göre hesaplanan plastik bölge sınır uzunluğu

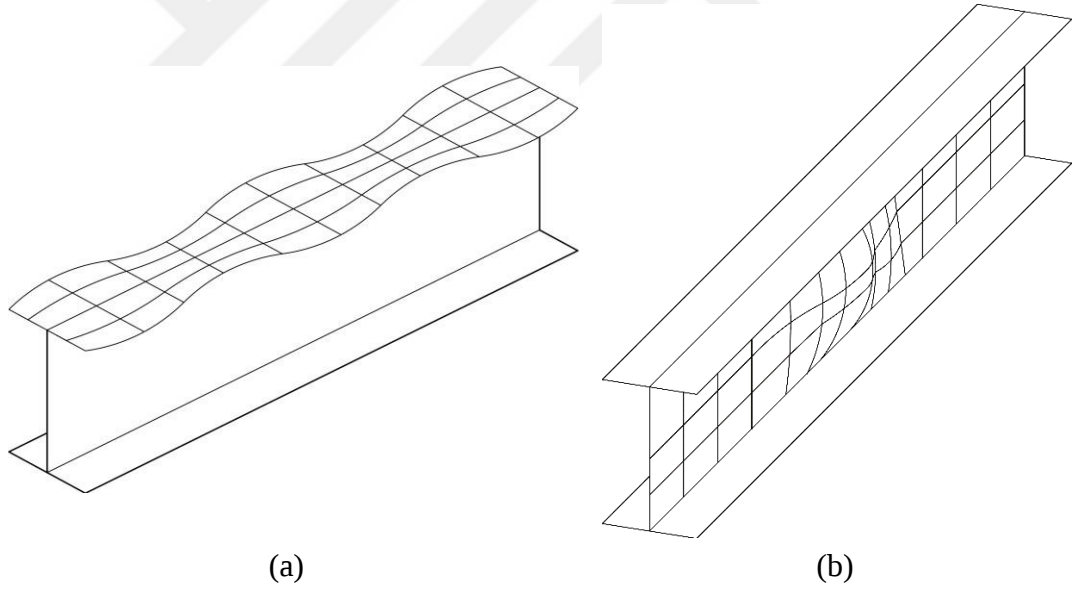


KISALTMALAR DİZİNİ

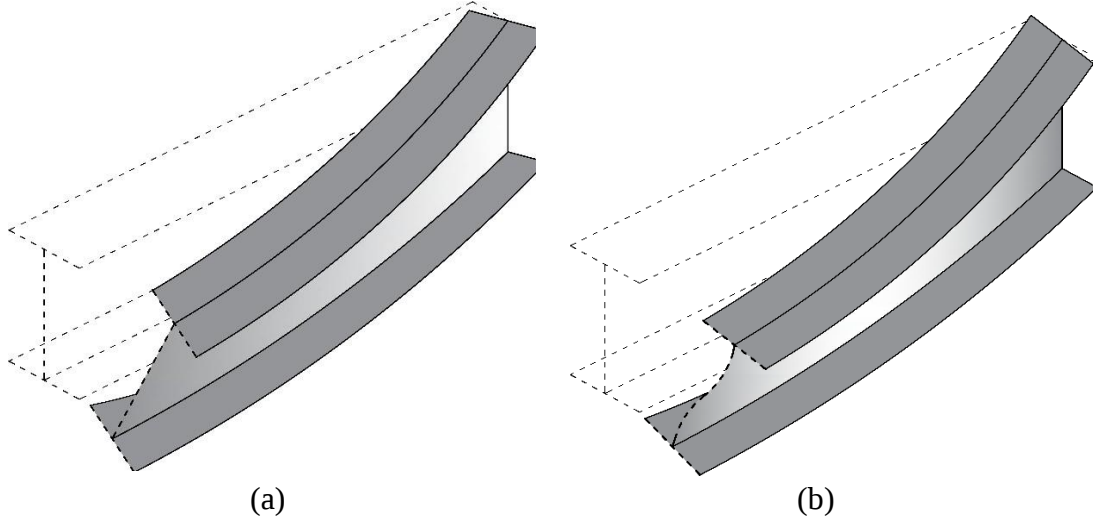
AISC 360	Amerikan Çelik Yapı Tasarım Şartnamesi
AS4100	Avusturya Çelik Yapı Tasarım Şartnamesi
EC3	Avrupa Çelik Yapı Tasarım Şartnamesi (Eurocode 3)
LB	Lokal Burkulma (Local Buckling)
FLB	Başlık Lokal Burkulması
GB	Gövde Burkulması
YBLB	Yanal Burulmalı Burkulma
YBŞB	Yanal Buruşmalı Burkulma
LTB	Lateral Torsional Buckling
LDB	Lateral Distortional Buckling

1. GİRİŞ

Stabilite (burkulma) modları, çelik yapı elemanlarının tasarımında en etkili sınır durumlarını teşkil etmektedir. Kolonlarda başlık ve gövde yerel burkulma şekilleri ile eğilme burkulması, burulma burkulması ve eğilmeli-burulmalı burkulma gibi genel burkulma modları; kirişlerde ise başlık (Şekil 1.1 (a)) ve gövde (Şekil 1.1 (b)) yerel burkulma modları ile yanal burulmalı burkulma (Şekil 1.2 (a)) ve yanal buruşmalı burkulma (Şekil 1.2 (b)) gibi eleman burkulma modları göz önüne alınmalıdır. Tasarımda, bu stabilite problemlerinin tümünün dikkate alınarak taşıma gücü hesaplarının yapılması gerekmektedir. Günümüzde yürürlükte bulunan çelik yapı tasarım şartnamelerinde kiriş tasarımında lokal burkulmalar ve yanal burulmalı burkulma modları için bir takım sınır durumlar tanımlanmıştır.



Şekil 1.1. Başlık yerel burkulması (a), gövde yerel burkulması (b)



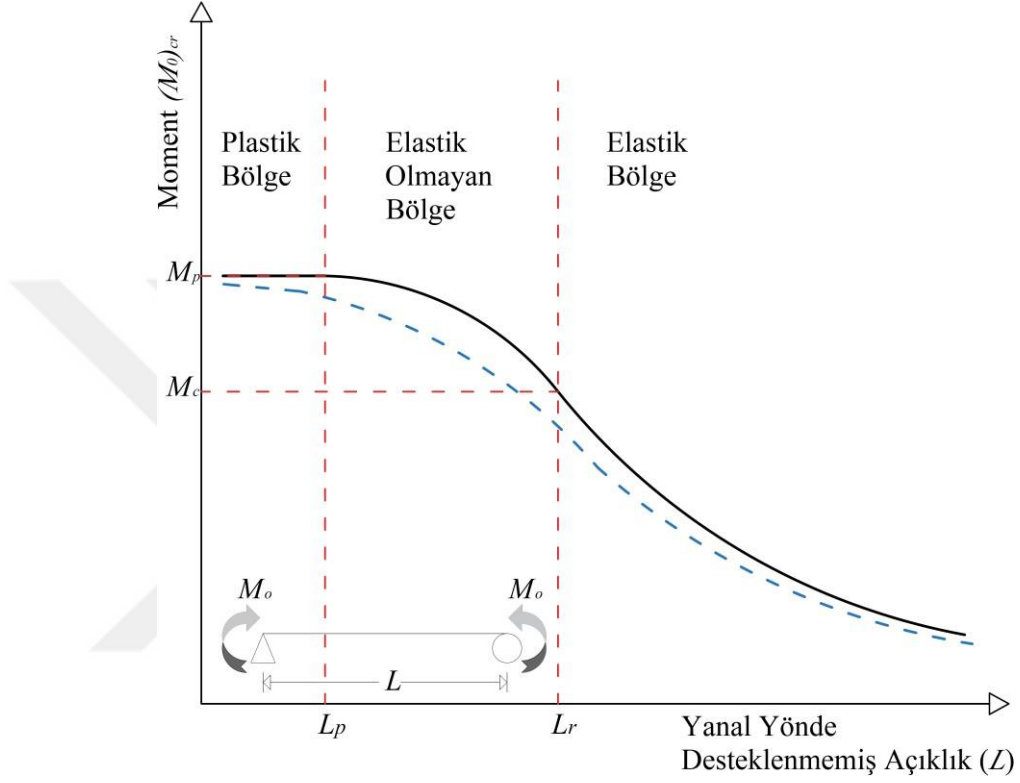
Şekil 1.2. Yanal burulmalı burkulma (a), yanal buruşmalı burkulma (b)

Bu çalışmaya konu olan yanal buruşmalı burkulma (YBŞB), genel bir burkulma modu olan yanal burulmalı burkulma (YBLB) ile lokal (yerel) bir burkulma modu olan gövde burkulmasının (GB) bir birleşimidir.

1.1. YBLB Davranış Bölgeleri ve Sınırları

Çelik yapılarda yer alan kiriş elemanların boyutlandırılmasında dikkat edilmesi gereken pek çok husus bulunmaktadır. Bu hususlar arasında yer alan gövde burkulması, başlık burkulması ve yanal burkulma son derece dikkat edilmesi gereken durumlardır. Çünkü, kiriş en kesitini oluşturan levhalarda ortaya çıkan yerel burkulma şekilleri ile elemanın genelinde ortaya çıkan yanal burkulma şekilleri, çelik elemanların moment kapasitelerini azaltmaktadır. İstenilen yeterlikte moment kapasitesine sahip en kesitler tasarlanabilmesi için yerel burkulmanın oluşması durumu dikkatli bir şekilde kontrol edilmelidir. Ayrıca burkulmanın kaçınılmaz olduğu durumlarda, yerel burkulmaların elastik bölgede oluşması önlenmeli, burkulmanın plastik bölgede oluşmasını sağlayacak şekilde kesit tasarımı yapılmalıdır.

Çelik kirişlerde YBLB davranışı plastik, inelastik ve elastik olmak üzere üç aşamada incelenmektedir. Üç farklı davranışın oluşması, elemanın yanal yönde desteklenmemiş açıklığına bağlıdır. Moment kapasitesinin kirişin yanal yönde desteklenmemiş açıklığına göre değişimi Şekil 1.3'te gösterilmektedir.



Şekil 1.3. Kiriş davranışının kirişin yanal yönde desteklenmemiş açıklığına göre değişimi [1]

Şekil 1.3'te kalın çizgi, kusursuz geometrideki basit mesnetli kiriş için kritik yük değerlerini, kesikli çizgi ise geometrik ön kusurun söz konusu olduğu durumda kritik yük değerlerini göstermektedir.

Bu üç farklı davranış, aşağıdaki gibi özetlemek mümkündür:

- i. Plastik Davranış; elemanın plastik moment kapasitesine ulaştığı ve burkulmanın gerçekleşmediği sınır durumdur. Bu durumda, kesitin tümü akmaya ulaştığı için kesit kapasitesinin bütünü kullanılır.
- ii. Elastik Olmayan (İnelastik) Burkulma Davranışı; eleman kesitinin bir kısmının akma gerilmesine ulaşmasından sonra stabilite kaybının görüldüğü ve orta açıklıklı kirişlerde ortaya çıkan burkulma türüdür.
- iii. Elastik Burkulma Davranışı; kesitin hiçbir bölgesinde akma meydana gelmeden önce burkulmanın gerçekleştiği ve uzun açıklıklı kirişlerde görülen burkulma türüdür.

Amerikan Çelik Yapı Tasarım Şartnamesi (AISC 360-16) [2], plastik, elastik olmayan ve elastik bölgeleri birbirinden ayıran yanal burulmalı burkulma sınır uzunluklarının (L_p ve L_r) hesaplanması için formüller önermektedir. Eşitlik 1.1 ve Eşitlik 1.2’de çift simetri eksenli I en kesitli profiller için önerilen formüller gösterilmektedir.

$$L_p = 1.76 \cdot r_y \cdot \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (1.1)$$

$$L_r = 1.95 \cdot r_{ts} \cdot \frac{E}{0.7F_y} \cdot \sqrt{\frac{J}{S_x \cdot h_o} + \frac{\sqrt{\left(\frac{J}{S_x \cdot h_o}\right)^2 + 6.76 \cdot \left(0.7 \cdot \frac{F_y}{E}\right)^2}}{E}} \quad (1.2)$$

Eşitlik 1.1 ve Eşitlik 1.2’de;

L_r : Elastik Olmayan Yanal Burulmalı Burkulma modu için kiriş serbest açıklığı sınır uzunluğu değerini,

L_p : Akma sınır durumu için kiriş serbest açıklığı sınır uzunluğu değerini,

r_y : y eksenine göre atalet yarıçapını,

F_y : Çeliğin akma dayanımını,

E : Çeliğin elastisite modülünü,

S_x : x eksenine göre mukavemet momentini,

J : Burulma sabitini,

I_w : Çarpılma sabitini,

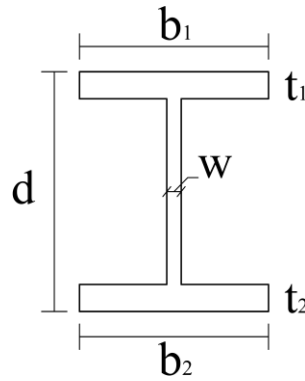
ifade etmektedir. Bu sabitlerin elde edilmesinde Galambos [3]'un önerdiği aşağıdaki formüller kullanılmaktadır:

$$J = \frac{b_1 t_1^3 + b_2 t_2^3 + d^3 w^3}{3} \quad (1.3)$$

$$C_w = \frac{(d^F)^2 b_1^3 t_1^3 \alpha}{12} \quad (1.4)$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + (b_1/b_2)^3 (t_1/t_2)} \quad (1.5)$$

$$d' = d - \frac{(t_1 + t_2)}{2} \quad (1.6)$$



Şekil 1.4. Kesit ölçüleri

1.2. YBŞB'nin Davranış Bölgelerine Etkisi ve Tezin Kapsamı

Amerikan şartnamesinde yer alan formüller YBLB davranışının söz konusu olduğu durumlar için belirlenmiştir. Kirişler, YBŞB sınır durumuna maruz kaldığında söz konusu L_r ve L_p limit uzunluklarının şartnamenin önerdiğinden farklı olması beklenmektedir. Bu çalışmanın amacı, çift simetri eksenli I en kesitli çelik kirişler için AISC 360-16 [2]'de önerilen L_r ve L_p formüllerinin, YBŞB sınır durumunda ortaya çıkan gövde buruşmalarını dikkate alacak şekilde yeniden düzenlenmesidir. YBŞB sınır durumunun, kirişlerin gövde narinlikleri arttıkça önem kazanması beklenmektedir. Özellikle gövde narinliklerinin büyük olduğu yapma en kesitli çelik köprü kirişlerinde (“*bridge girders*”), bu sınır durumunun etkisiyle yanal burkulma sınır uzunluğu değerleri önemli derecede değişmektedir. Dolayısıyla, köprü kirişleri gibi gövde narinliğinin başlık narinliğine oranının büyük olduğu kirişlerde gövde buruşmalarının dikkate alınmaması, burkulma momentlerinin yanlış hesaplanmasına ve beklenmeyen burkulma davranışlarına sebep olacaktır.

Bu çalışma kapsamında, literatürde mevcut olan ve YBŞB sınır durumu sonucu burkulmaya uğramış kirişlerin deney sonuçlarına ile uyumlu sonuçlar veren nümerik modeller oluşturulmuş ve bu modeller aracılığı ile farklı gövde ve başlık narinliğine sahip kirişlerin yanal burkulma sınır uzunluğu değerleri tespit edilmiştir. Amerikan çift simetri eksenli geniş başlıklı I profiller, farklı serbest uzunluk değerlerine göre analiz edilmiştir. Elde edilen bu nümerik sonuçlara dayalı olarak yapılan çoklu regresyon analizleri sonucu, AISC 360-16 [2]'de önerilen L_r ve L_p formüllerine gövde buruşmalarını hesaba katan ilave bir katsayı eklenmiştir.

2. LİTERATÜR TARAMASI

Tez kapsamında global stabilite problemlerinden YBLB ve YBŞB için detaylı bir literatür taraması yapılmıştır.

Timoshenko [4], basit mesnet şartlarındaki salt eğilme momentine maruz kalan çift simetri eksenli I en kesitli elemanların YBLB davranışı için analitik çözümler geliştirmiştir.

M.W. White [5] tarafından yapılan çalışmada kirişlerde yanal desteklerin aralığını belirlemek için bir yöntem geliştirilmiş ve böylece yanal burkulmanın, plastik mafsallara kadar geciktirilmesi sağlanmıştır. M.W. White'ın [5] yöntemi, kuvvetli eksen etrafında düzgün yayılı moment etkisine maruz bırakılan kirişlerin kritik uzunluklarını bulmak için kullanılan klasik elastik yanal burkulma teorisinin bir uzantısıdır. Elastik olmayan yanal burkulma durumunda, kirişin bazı kısımlarının pekleştiği bazı kısımlarının ise elastik olduğu varsayılmaktadır. YBLB diferansiyel denklemlerini elde etmek için ilgili kısımlardaki davranış ile uyumlu pekleşme ve başlangıç elastisite modülleri kullanılmıştır. Daha sonra, birleşim bölgelerindeki sınır şartları eşleştirilerek diferansiyel denklemin öz değerlerinden elemanın kritik uzunluğu elde edilmiştir. M.W. White [5] tarafından kritik uzunluk Eşitlik 2.1'deki şekilde tanımlanmıştır.

$$\left(\frac{L_{cr}}{r_y}\right) = 18 \cdot P_\rho \cdot P_s \cdot P_\gamma \cdot P_a \sqrt{\frac{M_p}{M_o}} \quad (2.1)$$

Bir kirişin kritik uzunluğu (L_{cr}) için M.W. White [5] tarafından önerilen Eşitlik 2.1'deki dört düzeltme faktörünün tümü tekdüze düzgün moment altında 1'e eşit olmaktadır. Bu durum, kirişin tümünün pekleştiği ve St. Venant burulmasının yanal

burkulma mukavemetine katkısının ihmal edildiği anlamına gelir ve kirişin belli bir kısmında yanal burkulmanın oluşması engellenemez.

Tadao Kusuda ve diğerleri [6] tarafından yapılan çalışmada, daha önce M.W. White [5]'in önerdiği teoriye dayalı olarak bir takım basitleştirmeler yapılmış (ϕ_y 'nin 1.25 olduğu varsayılarak) ve plastik tasarıma olanak sağlayan yanal mesnet uzaklığının hesabında kullanılmak üzere Eşitlik 2.2 geliştirilmiştir. Ayrıca, bu ifadede $(L/r_y)_{cr}$ oranının 35'in altına düşmemesi gerektiği de vurgulanmıştır.

$$\left(\frac{L}{r_y}\right)_{cr} = 60 - 40\rho \quad (2.2)$$

Hoadley [7], AISC 1989 [8] yönetmeliğinde çift simetri eksenli I en kesitli elemanlar ve U profillerin elastik YBLB dayanımı ifadesinde yer alan X_1 ve X_2 şeklindeki iki parametrenin, Amerikan geniş başlıklı W en kesitli hadde profiller için başlık kalınlığı ve kesit derinliğinin basit fonksiyonları ile yaklaşık olarak tahmin edilebileceğini belirtmiştir. Ancak Hoadley [7]'in yaklaşımları genel olarak yapılarda kullanılan I ve U profiller için geçerli değildir.

Roberts ve Jhita [9] tarafından 1983'te yapılan çalışmada enerji yöntemi kullanılarak çift simetri eksenli I en kesitli çelik kirişlerin YBLB, lokal burkulma ve YBŞB sınır durumları araştırılmıştır. Yapılan çalışma ile narin en kesitli bir kirişte gövde buruşmalarının artmasından dolayı kirişin kritik yük kapasitesinde azalmalar olduğu tespit edilmiştir. Tıknaç kesitli I kirişlerde buruşmalı burkulma ve lokal burkulmaların nadiren oluştuğu, kesitin gövde yüksekliği ve gövde narinliği arttıkça YBŞB davranışının önem kazandığı sonucuna varılmıştır.

Bradford ve Wee [10] tarafından yapılan çalışmada uç noktalarından mesnetli sıcak haddelenmiş sekiz adet I en kesitli çelik kiriş, açıklık ortası veya açıklığı eşit şekilde bölen üç noktadan yükleme altında test edilmiştir. Bu çalışmada üst başlık seviyesinde

yanal sınırlayıcı mesnetler konulmamasının kirişlerin YBŞB sonucu burkulmasına neden olduğu belirtilmiştir.

Barth ve White [11] tarafından yapılan nümerik ve parametrik bir çalışmada köprü yapılarının tasarımında kullanılmak üzere basit moment-dönme ilişkileri geliştirilmiştir. İlgili çalışmada sonlu elemanlar modeli oluşturulurken aşağıdaki yaklaşımlar esas alınmıştır.

- Modellenen kirişlerin her birinde kesit düzleminde dönme, gövde kesitinde düzensizlik, basınç başlığında eğim ve açıklık ortasında kiriş uzunluğunun belirli bir oranı şeklinde ifade edilen yanal deformasyon ön kusurları tanımlanmıştır.
- Kesme ve kaynaklama sebebiyle oluşan artık gerilmeler dikkate alınmıştır.
- Malzeme modeli tanımlanırken çekilme ve çok boyutlu plastisite etkileri göz önünde tutulmuştur.
- En kesit buruşmaları dikkate alınmıştır.
- Çeşitli lokal ve genel burkulma şekillerinin etkileşimi yani gövde kesitlerinin buruşmalı burkulması, kesme ve lokal eğilmesi, başlık kesitlerinin lokal burkulması ve kirişin iki yanal destek noktası arasında yanal burkulması göz önüne alınmıştır.

Barth ve White [11] tarafından yapılan çalışmada elde edilen $M-\theta_p$ (Moment- Plastik Dönme) modeli, gövde narinliğinin artmasının dönme üzerindeki etkisinin daha önceki çalışmalarda tahmin edildiği kadar büyük olmadığı sonucunu ortaya koymuştur. Araştırmacılar, kompakt olmayan gövde kesitli köprü kirişlerinin negatif moment bölgelerinde iyi bir süneklik gösterdiklerini, ancak bu kirişlerde Eşitlik 2.3'e göre hesaplanan dönme kapasitelerinin sıfır olabileceğini ifade etmiştir:

$$R_{ult} = \frac{\theta_{ult}}{\theta_e} - 1 \quad (2.3)$$

Eşitlik 2.3'te belirtilen;

θ_{ult} , moment dayanımının M_p 'nin altına düştüğü moment-dönme eğrisinin azalan kısmında maksimum toplam dönmeyi,

θ_e , elastik kiriş rijitliğine dayalı plastik moment kapasitesindeki teorik dönmeyi,

R_{ult} , moment-dönme eğrisinin azalan kısmındaki dönmeye bağlı dönme kapasitesini ifade etmektedir.

Pi ve Trahair [12] tarafından yapılan çalışmada kirişin yanal buruşmalı burkulmasına neden olan gövde buruşmalarının çelik kirişin dönme rijitliğini azalttığı belirtilmiştir. Yapılan çalışma ile sonlu elemanlar programı kullanılarak gövde buruşmalarından dolayı kesit rijitliğindeki azalmaların dikkate alınması gerektiği ve ayrıca kuvvetli başlık kesitine sahip bir I kirişin buruşmalı burkulma momenti hesaplanarak kirişin dönme rijitliğinde azalmaların olduğu gösterilmiştir.

Pi ve Trahair [13] tarafından yapılan çalışmada çift simetri eksenli I en kesitli kirişlerin elastik YBŞB şeklinde gövde buruşmalarının olduğu ve bu nedenle de kiriş başlıklarının gövde yanal ötelenmelerinin arttığı ve alt başlık ile üst başlık arasında farklı dönme açılarının olduğu belirtilmiştir. Yapılan çalışma ile kirişlerdeki gövde buruşmasının ve uç mesnet koşullarından kaynaklanan çarpılma sınırlarının YBŞB üzerindeki etkileri araştırılmış ve çift simetri eksenli I en kesitli kirişlerin YBŞB sırasında simetrik olmadıkları, gövde buruşmalarının efektif burulma ve çarpılma rijitliklerini azalttığı belirtilmiştir. Kirişlerin elastik YBŞB dayanımları için önerilen yaklaşımların burulma rijitlikleri yüksek olan kesitler için doğru olduğu ancak daha düşük burulma rijitliğine sahip kirişler için doğru olmadığı bilgisinden yola çıkılarak tasarım moment kapasitesi M_d 'nin hesabında efektif burulma ve çarpılma rijitlikleri kullanılmıştır. Araştırmacılar tarafından ABAQUS [14] sonlu elemanlar programı ile modellenen kirişler ile efektif burulma ve efektif çarpılma rijitliğinin kullanıldığı formüllerin daha uyumlu sonuçlar verdiği gösterilmiştir.

Pi, Bradford ve Trahair [15] yaptığı çalışmada birinci burkulma modunu elde etmek için kirişleri planda kavisli olacak şekilde modellemiş ve düşey yüklemeye tabi

tutmuştur. Bu şekilde düşey deformasyonlar ile dönme sapmaları birlikte meydana gelmekte ve bu birincil etkiler ve deformasyonların beraberinde zayıf eksen etrafında ikincil eğilme etkilerinin oluşmasına neden olabileceği, bu durumda da doğrusal olmayan davranış ve malzeme akmasının hızlı bir şekilde gelişebileceği ve elemanın yük taşıma kapasitesinde önemli azalmaların olabileceği belirtilmiştir. Araştırmacılar yaptıkları nümerik çalışmada eğri bir kirişin başlangıç eğriliği küçük olduğunda eğilmenin baskın olduğunu ve eğri kirişin elastik olmayan davranışının düz kirişin eğilmeli burulmalı burkulma davranışına benzer olduğunu ancak başlangıç eğriliğinin küçük olmadığı durumda üniform olmayan burulma ve eğilmenin baskın olduğunu, doğrusal elastik olmayan davranışın çok erken geliştiğini belirtmiştir.

White ve Jung [16] yayınladıkları raporda o dönemdeki güncel çelik yapı tasarım standartlarında açık en kesitli elemanların YBLB durumu için temel kiriş teorisi denklemlerinin tam ve yaklaşık formlarını kullanmıştır. AISC (1999) LRFD [17] şartnamesi çift simetri eksenli I ve U en kesitli elemanlar için elastik YBLB dayanımına ilişkin tam denklemin belirli bir cebirsel ürünü olan X_1 ve X_2 şeklinde gösterilen iki parametreyi kullandığını ancak parametrelerin fiziksel anlamını anlamının güç olduğunu belirtmiştir.

White ve Jung [18] yönetmeliklerde çelik I en kesitli elemanların eğilme tasarımlarında gövde buruşmalarının etkilerinin açıkça ele alınmadığını belirtmiştir. Araştırmacılar daha önce yapılan çalışmalarda da gövde buruşmalarının kuvvetli başlık kesiti ile nispeten ince gövde kesiti olan I en kesitli kirişler için YBLB direncinde önemli ölçüde azalmaya yol açtığını gösterdiğini ifade etmiştir. AASHTO LRFD (2004) [19] köprü tasarım şartnamesinde gövde buruşmalarının etkisinin ihmal edilmesinden kaynaklanan konservatif olmayan hataları kontrol etmek amacıyla kesit geometrisi ve akma dayanımları üzerinde belirli sınırlar verilmektedir. White ve Jung [18] AASHTO [19] şartnamesinde verilen sınırların etkinliğini değerlendirdiği çalışmada, gövde buruşmalarından kaynaklanan etkinin önemli olduğu durumlarda I en kesitli elemanların eğilme dirençlerinin daha doğru hesaplanması için bir takım önerilerde bulunmuştur. AASHTO [19] ve AISC [20] şartnameleri gövdenin kompakt

olmama sınırı için St. Venant burulma rijitliğini (GJ) kullanmaktadır. St. Venant burulma sabiti (J), yapısal bir elemanın salt burulmaya karşı direncinin bir ölçüsüdür ve yanal yönde desteklenmeyen kirişlerin burulma momenti dirençlerinin hesaplanmasında kullanılmaktadır.

White ve Kim [21] 2004 AASHTO [19] ve 2005 AISC [20] yönetmeliklerinde YBLB ve başlık “flanş” lokal burkulması (FLB) durumlarını tahmin etmek için önerilen formülleri kendi yaptıkları moment gradyanı deneysel sonuçları ile karşılaştırarak değerlendirmede bulunmuştur. Çalışmada momentin yanal desteklenmemiş açıklık boyunca lineer olarak değiştiği uç yükleme testi ile kritik yanal desteklenmemiş açıklık boyunca multi-lineer moment diyagramı veren elemanın konsantre enine yüke maruz bırakıldığı dahili yükleme testi olmak üzere iki tür moment gradyanı testi uygulanmıştır. Araştırmacılar yapılan çalışmada toplam 27 kaynaklı, 10 haddelenmiş I en kesitli profil için FLB ve 73 adet haddelenmiş, 93 adet kaynaklı uç yüklemeli YBLB testi ve 129 haddelenmiş, 111 kaynaklı dahili yüklemeli YBLB testi gerçekleştirmiştir. Yapılan testlerden elde ettikleri istatistiklere dayanarak binaların yük ve dayanım faktörlerine göre tasarımı için malzeme ve imalat eğilimi faktörleri ve ASCE 7 [22] yük modeli için belirtilen istatistiklerle beraber güvenilirlik endeksini tahmin etmiştir.

Lindner ve Glitsch [23], IPE200, HEB200 ve UPE200 en kesitli kirişler için 71 adet tam ölçekli yanal burulmalı burkulma deneyi gerçekleştirmiştir. Araştırmacılar, toplamda yapılan 71 adet testin, tasarım prosedürlerine dayandırılmayacak kadar küçük bir veri hacmini temsil ettiği düşüncesiyle ayrıca 3 farklı sonlu elemanlar programı (ABAQUS [14], ANSYS [24] ve DYNAX [25]) kullanarak fiktif testler de yapmıştır. Deneyde kullanılan kirişlerin artık gerilmeleri maliyet nedeniyle ölçülememiş ve daha önce Lindner, Scheer ve Schmidt’in [26] gerçekleştirdikleri çalışmaya dayanarak, artık gerilmelerin büyüklüğü için farklı varsayımların yapıldığı deney, hesaplama, yük-deformasyon eğrilerini karşılaştırarak, incelenen kirişlerin genellikle stabilite çalışmalarında kullanılan boyutta artık gerilmelere sahip olmadığı sonucuna varılmıştır.

White [27] tarafından yapılan çalışmada o dönem yürürlükte bulunan AISC (2005) [20] ve AASHTO (2004) [19] hükümleri değerlendirilmiştir. Çalışma ile AISC [20] ve AASHTO [19] kuralları birleştirilerek tüm çelik I en kesitli elemanlar için geçerli bir akış şeması oluşturulmuştur. Tasarım denklemlerinin geliştirilmesine yönelik kapsamlı bu yaklaşımın çeşitli yönetmelik hükümlerinin tutarlılığı ve doğruluğundaki birçok iyileştirmelere öncülük edeceği belirtilmiştir.

Zirakian ve Showkati [28] tarafından yapılan çalışma ile açıklık ortasında tekil yüklemeye maruz bırakılmış basit mesnetli fabrikasyon üretim çelik I en kesitli kirişlerin buruşmalı burkulma deneyleri gerçekleştirilmiştir. Yapılan çalışmada numunelerin narinlikleri elastik olmayan burkulmanın kontrol edilebilmesi için AISC/LRFD (1986) [29] da tanımlanan plastik ve elastik narinlik sınırları arasında seçilmiştir. Kirişlerin yanal yönde desteklenmemiş açıklıklarının $\frac{1}{4}$, $\frac{1}{2}$ ve $\frac{3}{4}$ noktalarından alınan gerilme ölçümleri sayesinde kirişlerin buruşmalı burkulmaya maruz kaldıkları ve bu nedenle göçtükleri doğrulanmıştır. Çalışma kapsamında yapılan kiriş testlerinde maksimum ölçülen burkulma yükleri ile AISC/LRFD (1986) [29] ve AS4100 [30]'ün önerdiği tasarım yükü değerleri karşılaştırılmış ve her iki şartnamenin de uzun kirişler için düşük elastik olmayan davranışlarla sağlandığı ancak kısa kirişler için ise güvenilemez olduğu belirtilmiştir.

White ve Jung [31] tarafından yapılan çalışmada toplamda 154 haddelenmiş ve 123 kaynaklı I en kesitli elamanın YBLB ve 11 haddelenmiş ve 36 kaynakla birleştirilmiş I en kesitli elemanın FLB testi dikkate alınmıştır. Yapıların yük ve dayanım katsayılarına göre tasarımı (YDKT) için test istatistiklerine dayanılarak, malzeme ve imalat eğilimi faktörleri ve ASCE 7 [22] yük modeli için belirlenmiş istatistiklerle birlikte güvenilirlik indeksi değerleri tahmin edilmiş, YBLB için kavramsal güvenilirliğin 1986'yılındaki ilk AISC-LRFD [29] standardındaki hedeflenen seviyede sabit ve tutarlı olduğu belirtilmiştir. Düzgün yayılı moment etkisi altında I en kesitli çelik elemanların stabilite tasarımları için birleşik eğilme direnci denklemlerinin türetildiği çalışmada, elastik YBLB'de K faktörlerinin (YBLB için etkili uzunluk faktörü) hesaplanması için tasarım odaklı bir prosedürle birleştirilen

denklemlerin, bazı durumlarda hesaplanan dirençlerin önemli ölçüde serbestleştirilmesine yol açan elastik olmayan ve elastik YBLB aralıkları boyunca test sonuçlarını doğru bir şekilde yakaladığı gösterilmiştir. Elastik olmayan YBLB ve FLB için ortalama dirençler, ilgili narinlik parametrelerinde lineer bir uyum sağladığını göstermiştir.

Sweedan [32] hücresel çelik kirişlerin yanal stabilitesini üç boyutlu sayısal model kullanarak incelediği çalışmada basit mesnet şartlarındaki kiriş modellerine eşit uç moment yükleme, orta açıklıkta konsantre yükleme ve düzgün yayılı yükleme yaparak stabilite analizi gerçekleştirmiştir. Sweedan [32], kiriş narinliğinin artmasının gövde kesitindeki buruşmaları arttırdığını ve tasarım şartnamesi tarafından önerilenden daha düşük C_b değerleriyle ilişkili olan yanal buruşmalı burkulma şekline neden olduğunu belirtmiştir.

Soltani ve diğerleri [33] tarafından yapılan petek kirişlerin davranışının doğrusal olmayan sonlu elemanlar yöntemi ile incelendiği çalışmada, sonlu elemanlar modelinde lineer olmayan malzeme ve geometri kullanılmıştır. LUSAS [34] sonlu elemanlar analizi programı kullanılarak gerçekleştirilen çalışma kapsamında, LUSAS [34]'ın eleman kitaplığında kayıtlı elemanlarından 4 köşe ve 4 kenar ortasında olmak üzere 8 düğüm noktalı, üç serbestlik dereceli, 3 boyutlu QSL8 kabuk elemanı kullanılmıştır.

Ehab Ellobody [35] yaptığı çalışmada çelik I en kesitli petek kirişler için sonlu elemanlar yöntemini kullanarak YBLB ve YBŞB şekillerini incelemiştir. Sonlu elemanlar modelinde geometrik ön kusur ve doğrusal olmayan malzeme modelini dikkate almıştır. Sonlu elemanlar analizi ile elde ettiği nümerik sonuçlarını literatürde yer alan deneysel sonuçlar ile doğrulamıştır. Bu çalışmada narin olan petek kirişlerdeki gövde buruşmalarının kirişin göçme yükünü önemli ölçüde düşürdüğünü ve ayrıca yüksek mukavemetli çelik kullanımının daha az narin petek kirişlerin göçme yükü değerlerinde önemli bir artış sağladığını belirtmiştir. Sonlu elemanlar analizleri ile elde ettiği göçme yükü tahminleri ile Avusturalya Çelik Yapılar Standardı (AS 4100)

[30]'nın göçme yükü tahminlerini karşılaştırmış ve yanal burkulma nedeniyle göçen kirişlerde AS 4100 [30]'ün emniyetli tarafta kaldığını ancak gövde buruşmaları nedeni ile göçmeye maruz kalan petek kirişler için yönetmelik tahminlerinin güvensiz olduğunu belirtmiştir.

Anapayan ve diğerleri [36] yaptığı çalışmada başlık kesiti boşluklu olan U en kesitli profillerin YBŞB'sına ilişkin 50'den fazla numune üzerinde yanal burkulma testi gerçekleştirmiştir. Numuneler, bir kısmı elastik bir kısmı elastik olmayan davranış gösterecek uzunluklarda seçilmiştir. Elde edilen deney sonuçları AS4600 [37] yönetmeliğinin tahminleri ile karşılaştırmıştır. Yapılan karşılaştırmada deneysel sonuçların yönetmelik tahminlerinden yüksek çıktığı ve yönetmeliğin önceki standartlara göre daha doğru tahminler yaptığı belirtilmiştir.

Kalkan ve Büyükkaragöz [38], bir kirişin elastik veya elastik olmayan yanal buruşmalı burkulma altındaki kritik momentinin (M_{crd}) tahmini için alternatif denklemler geliştirmiş, bu bağlamda Eşitlik 2.4'ü önermiştir.

$$M_{crd} = \begin{cases} \text{eğer } L_b \leq L_{rb}; \Rightarrow M_p \times [0.7 + \frac{0.3 \cdot [1 - 0.7 \cdot \frac{M_p}{\alpha_m M_{od}}]}{0.61 - 0.3 \cdot \beta_m + 0.07 \cdot \beta_m}] \leq \min(\alpha_m M_{od}, M_p) \\ \text{eğer } L_b > L_{rb}; \Rightarrow \frac{C \cdot \pi}{L} \cdot \sqrt{E \cdot I_y \cdot G J_e \cdot [1 + (\frac{\pi}{L})^2 \cdot \frac{E \cdot I_{we}}{G J_e}]} \end{cases} \quad (2.4)$$

El-Sawy ve diğerleri [39] tarafından hücreli kirişlerin sonlu elemanlar yöntemi ile doğrusal olmayan eğilme altında analizi gerçekleştirilmiştir. Çalışma kapsamında modellenen kirişler için geometrik ön kusuru olarak, açıklık ortası kiriş kesitinin merkezi yanal yönde $L/1500$ kadar kaydırılmıştır. Malzeme olarak elasto-plastik malzeme modeli kullanılmıştır. ANSYS [24] yazılımı ile modellenen kirişlerde programda kayıtlı olan SHELL181 elemanı (4 düğüm noktalı kabuk eleman) kullanılmıştır. Bu eleman ABAQUS [14] yazılımındaki S4R elemanı ile benzer özelliklerdedir.

Wang ve diğerkleri [40], kaynaklama yoluyla elde edilmiş I en kesitli paslanmaz çelik kirişlerin YBLB davranışı üzerine deneysel bir çalışma yapmıştır. Deneyde kullanılan kesitler yapay olarak üretilmiş olup 2 adet basınç başlığı geniş, 2 adet çekme başlığı geniş ve 6 adet başlık genişlikleri eşit olan toplamda 10 adet kiriş için YBLB testi gerçekleştirmiştir. Çalışmada kaynaklı I en kesitlerin artık gerilme dağılımını tahmin etmek için yeni bir model önerilmiştir.

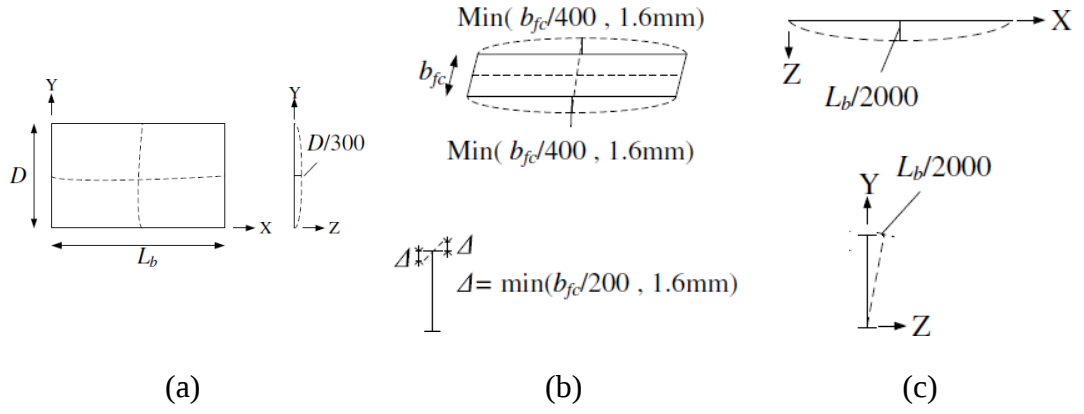
Sonck ve Belis [41] dairesel boşluklu çelik kiriş üretimi aşamasında oluşan artık gerilmelerin YBLB üzerindeki etkisini sonlu elemanlar yöntemini kullanarak incelemiştir. Sonck ve Belis [41] yaptığı çalışmada I en kesitli kirişlerin YBLB direnci için yürürlükteki EC3 [42] yaklaşımını esas alarak hücresele kirişlere uyarladıkları bir ön değerlendirme yapmıştır.

Literatürde yapılan çalışmalar incelediğinde yanal burulmalı/buruşmalı burkulma konusunda yapısal elemanların kritik burkulma yükü üzerine yoğunlaşıldığı görülmektedir. Bunlar içerisinde yanal burulmalı/buruşmalı burkulmaya maruz kalan yapısal elemanların kritik burkulma yükünü elde etmek için geliştirilen bir takım dış değer bulma ('ekstrapolasyon') çalışmaları da bulunmaktadır. Southwell [43] başlangıç ön kusurlu ve konsantre yüklü kolonların elastik burkulma yükünü tahmin etmek için yanal deplasmanı ölçerek elde ettiği veriler ışığında eğimi, burkulma yükünü temsil eden doğrusal bir bağıntı elde etmiştir. Massey [44] ise I en kesitli kirişlerin kritik yanal burulma yükünü belirlemede Southwell [43]'in yönteminin bir modifikasyonunu önermiştir. Massey [44] tarafından önerilen yöntemin kuvvetli eksenine etrafında üniform eğilme momentine maruz kalan I en kesitli kirişlerin yanal burkulma davranışı için güvenli sonuçlar verdiği literatürde belirtilmiştir. Trahair [45] ise Massey [44]'in yöntemini modifiye etmiştir. Trahair [45] başlangıç eğrilik ve çarpıklık kombinasyonlarına sahip kesitler için daha mükemmel doğrusal eğriler verecek ve artan doğrusallık sayesinde kritik yük tahminlerini daha doğru yapacak şekilde Massey [44]'in yöntemini modifiye etmiştir. Trahair'den sonra Southwell [43]'in yöntemi kirişlerin yanal burulmalı burkulma durumu için Meck [46] tarafından da modifiye edilerek geliştirilmiştir. Bradford ve Wee [10] ise Southwell [43], Massey

[44] ve Trahair (Modified) [45] eğrileri üzerinde inelastik yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalan kirişler için deneysel ve teorik çalışma yapmıştır. Bradford ve Wee [10]'nin çalışmasında deneysel ve teorik veriler arasındaki uyumun çok iyi olduğu belirtilmiştir. Zirakian [47] elastik olmayan yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalan çift simetri eksenli I en kesitli, açıklık ortasında basınç başlığı üstünde yanal yönde desteklenmiş kirişler için Southwell [43], Massey [44] ve Trahair (Modified) [45] eğrilerini kullanarak dış değer bulma çalışması yapmıştır.

Literatürde yapılmış çalışmalar değerlendirildiğinde YBŞB şeklinin kirişlerin elastik ve plastik burkulma boyuna etkilerini inceleyen çalışmalara rastlanılmamıştır. Çift simetri eksenli I en kesitli kirişlerin yanal buruşmalı burkulması üzerine kısıtlı düzeyde çalışma bulunmaktadır.

Subramanian ve White [48] üniform momente maruz kalan I en kesitli elemanların YBLB direncini değerlendirdikleri çalışmada sonlu elemanlar yöntemiyle oluşturdukları simülasyonlarının dayanım kapasitelerinin özellikle elastik olmayan YBLB bölgesinde AASHTO [49] ve AISC [2]'nin önerdiği YBLB formüllerine göre daha düşük çıktığını belirtmiştir. Bu durumun geometrik ön kusur ve artık gerilmelerin sonlu elemanlar yönteminde deneysel verilere göre daha tutucu ve nominal değerler ile ifade edilmesinden kaynakladığını belirtmiştir. Çalışma kapsamında modellenen kirişler üzerinde; AWS [50]'nin önerdiği maksimum ön kusuru aşmamak kaydıyla gövde kesitinde $D/300$ (Şekil 2.1 (a)), başlık kesitinde izin verdiği $b_{fc}/100$ veya minimum 6.4 mm'lik ön kusurun yarısı (Şekil 2.1 (b)) ve AISC 360-16 [2]'nin kiriş açıklığının ortasında izin verdiği $L_b/1000$ oranındaki ön kusurun yarısı (Şekil 2.1 (c)) olmak üzere 3 farklı geometrik ön kusur ile artık gerilmeler tanımlamıştır.



Şekil 2.1. Subramanian ve White [48]'in çalışmasında uyguladıkları başlangıç ön kusurları

Subramanian ve White [51] tekdüze momente maruz kalan I en kesitli kirişlerin YBLB'sı üzerinde nümerik bir çalışma yapmıştır. Nümerik sonuçlar ile AISC 360-16 [2] yönetmeliğinin önerdiği teorik sonuçları karşılaştırmış ve YBLB denklemlerinde kullanılan C_b faktörüne alternatif öneriler getirmiştir.

3. YANAL BURULMALI BURKULMA VE İLGİLİ TEORİK

FORMÜLLER

Kiriş kesitlerinden maksimum verimle istifade edilmesi amacıyla, kirişler kuvvetli eksenleri etrafında eğilmeye maruz kalacak şekilde yüklenmektedir. Başka bir ifade ile, kuvvetli eksen yatay doğrultuda konumlandırılarak, düşey yüklerin yatay eksene göre moment oluşturması sağlanmaktadır. Ancak, bu şekilde konumlandırılmış çelik profiller yanal yönde yer değiştirmeye ve boyuna eksen etrafında dönmeye karşı yeterli ölçüde tutulu olmadıklarında, zayıf eksene göre eğilme ile boyuna eksen etrafında dönmenin ortak etkisiyle ortaya çıkan YBLB göçme şekline uğramaktadırlar. Çelik bir kirişe etki eden yük, kritik yükün altında olduğunda kiriş davranışı stabil olmakta, ancak kritik yük değeri aşıldığında kiriş stabilite durumundan uzaklaşmaktadır. Bu kritik yük, kirişin düzlemsel yapısının kararsızlığa uğradığı en düşük yük değeridir.

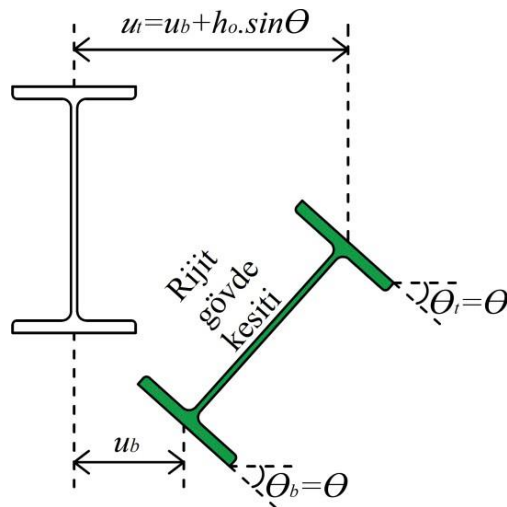
YBLB, bir kirişin şekil değiştirmesinin ağırlıklı olarak düzlem içi deformasyondan yanal deformasyon ile burulma kombinasyonuna dönüştüğü, büyük deformasyon ve akma nedeniyle yük kapasitesinde ortaya çıkan düşüşlerden önce yükün ilk kez sabit kaldığı sınır durumdur [52]. Kirişin nihai göçme şekli, kesit boyutları ve malzeme özelliklerine bağlı olarak, kesitte akma, başlık ve/veya gövdede yerel burkulma ile kiriş genelinde global yanal deformasyon ile burulmayı içerebilir. Literatürde, YBLB probleminin önüne geçebilmek için; düzgün aralıklar ile yerleştirilen diyagonal veya diyafram kiriş şeklindeki yanal ve/veya burulma stabilite bağlantılarının kullanılması, kutu en kesitler gibi burulmaya karşı rijitlikleri yüksek olan kesitlerin tercih edilmesi veya ihtiyaç duyulan tasarım momentinin YBLB kapasitesini aşmayacak şekilde tasarımın yapılması gibi önlemler önerilmiştir.

Çelik bir kirişin YBLB dayanımını etkileyen pek çok faktör vardır. Bunların en önemlileri; elemanın sınır şartları, en kesit özellikleri, yanal mesnetler arasındaki mesafe ve malzeme özellikleridir. Bunların haricinde etkili olan diğer faktörler ise;

- Yükleme tipi,
- Yükün konumu,
- Artık gerilmelerin büyüklüğü ve dağılımı,
- Ön germe kuvvetleri,
- Geometrik ön kusur,
- Yüklemedeki ön kusur,
- Enine kesit süreksizlikleri,
- En kesit çarpılması,
- Lokal ve genel burkulma arasındaki etkileşim,

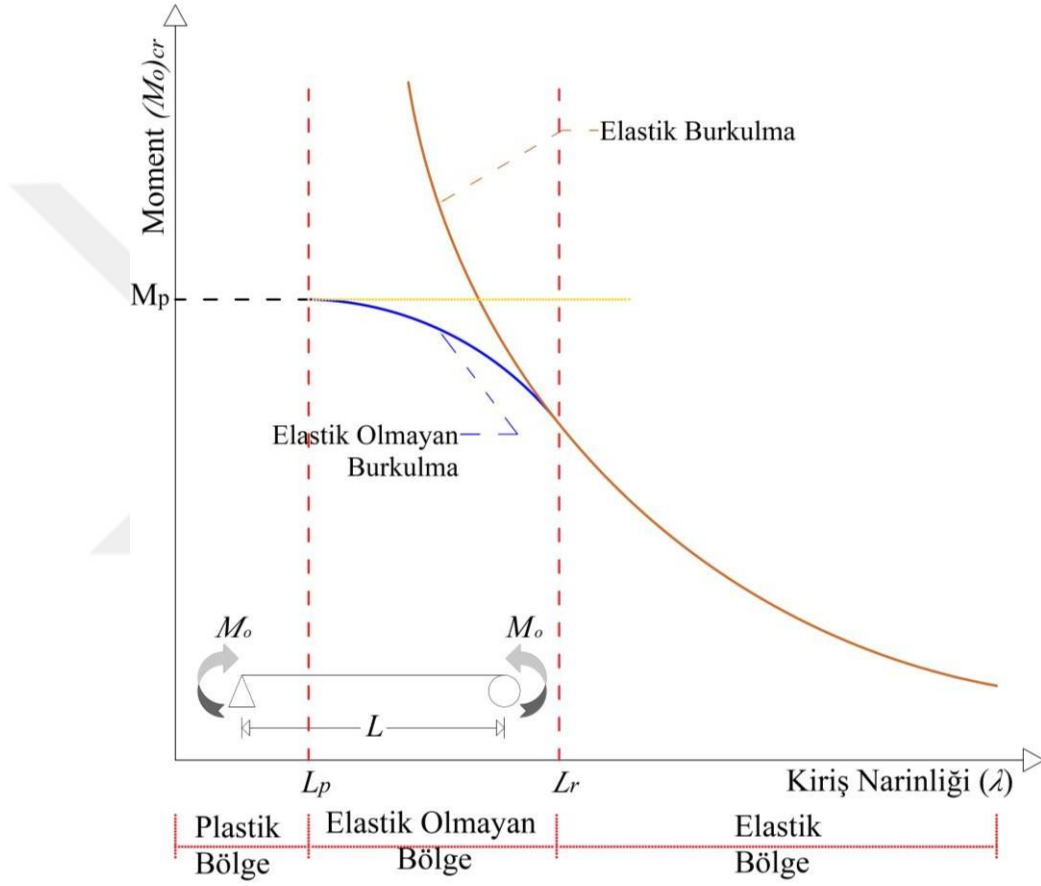
şeklinde sıralanabilir.

YBLB göçme şekli; kiriş en kesitinin yanal yönde ötelendiği ve zayıf eksen etrafında dönmeye maruz kaldığı bir eğilmeli burkulma şeklidir. Söz konusu burkulma şekli ile ilgili olarak yapılan araştırmalar sonucu geliştirilen teorik formüller, eğilme etkisi altındaki çift simetri eksenli en kesitlerin tasarımında göz önüne alınmaktadır. Şekil 3.1’de yanal burulmalı burkulma davranışı kesit düzleminde tasvir edilmiştir.



Şekil 3.1. Yanal burulmalı burkulma

Sabit moment etkisi altındaki basit mesnetli bir kirişin burkulma dayanımının kiriş narinliği ile değişimi Şekil 3.2’de gösterilmektedir. Bir kirişte yeterli yanal rijitlik ve/veya yanal mesnetler bulunmadığı durumda düzlem dışı burkulma gözlemlenebilir. Çoğu zaman kirişte burkulmanın olduğu yük, kirişin düzlemsel yük taşıma kapasitesinden düşük olabilmekte ve oluşan deformasyon ve gerilmeler kiriş üzerindeki kuvvetin büyüklüğü ile orantılı olmamaktadır.

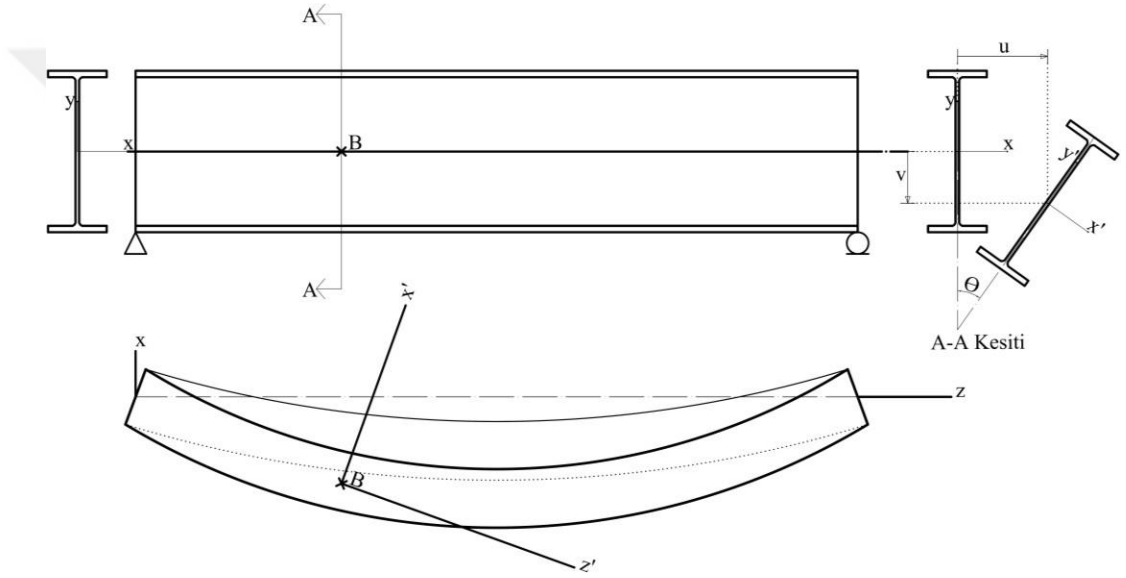


Şekil 3.2. Sabit moment etkisi altındaki basit mesnetli kirişin moment/narinlik ilişkisi

Aşağıdaki bölümlerde, kiriş uzunluğuna göre ortaya çıkan farklı davranış bölgeleri tanımlanmış ve kiriş davranışları özetlenmiştir:

3.1. Elastik Yanal Burulmalı Burkulma

Timoshenko [4] geometrik kusurun bulunmadığı ve yüklemenin gövde düzleminde yapıldığı ideal durumda yanal stabilite kaybının başladığı sınır yük değerini elastik yanal burulmalı burkulma yükü olarak tanımlamıştır. Kuvvetli eksen etrafında düzgün yayılı moment etkisine maruz kalan çift simetri eksenli I en kesitli çelik bir kiriş Şekil 3.3'te gösterilmiştir. Yanal yönde desteklenmemiş serbest açıklığı L olan kirişin mesnetler hizasındaki uç noktaları yanal ötelenmeye ve dönmeye karşı tutuludur.



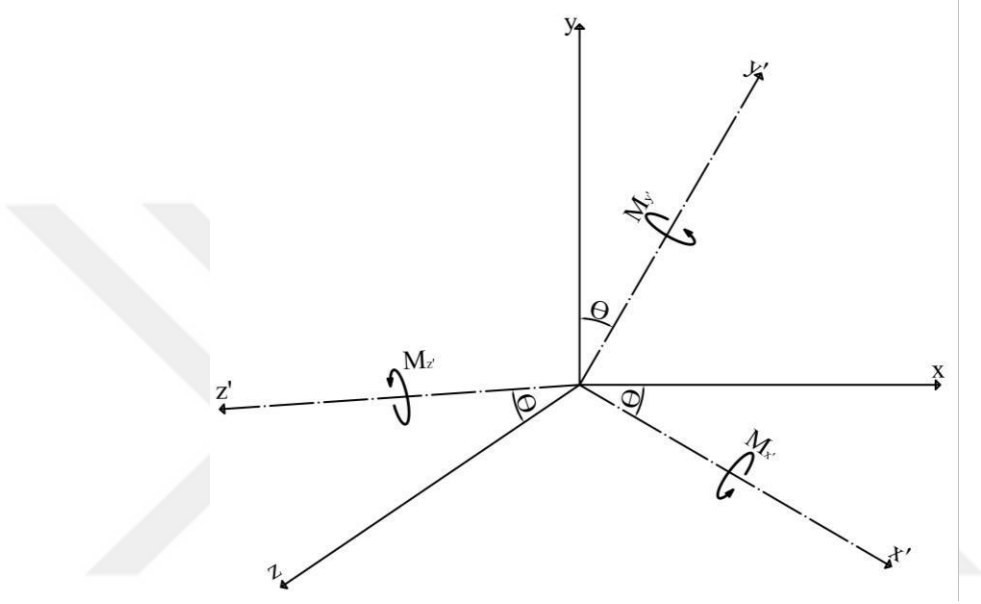
Şekil 3.3. I en kesitli bir kirişin sabit moment altında şekil değişiminin kesit ve plan düzlemindeki görünüşü

Şekil 3.3'teki I en kesitli kiriş M_0 sabit momenti etkisi altında burkulmakta ve kiriş en kesit düzleminde $-x'$, $-y'$ ve $-z'$ eksenleri etrafında Şekil 3.4'te gösterilen $M_{x'}$, $M_{y'}$, $M_{z'}$ moment bileşenleri oluşmaktadır. Şekil 3.4'te hem $x'-z'$ hem de $y'-z'$ düzlemleri üzerinde eğilme, z' eksen etrafında ise burulma gözlemlendiği anlaşılmaktadır. θ dönme açısı gerçekte çok küçük bir açı olduğundan yanal yer değiştirmeden dolayı oluşan momentler Eşitlik 3.1-3.2-3.3'teki şekilde ifade edilir.

$$M_{x^F} = M_0 \cdot y \quad (3.1)$$

$$M_{y^F} = M_0 \cdot \theta \quad (3.2)$$

$$M_{z^F} = -M_0 \cdot \frac{du}{dz} \quad (3.3)$$



Şekil 3.4. Şekil 3.3'deki kirişin maruz kaldığı M_0 momentinin şekil değiştirmiş eksen takımı üzerindeki bileşenleri

Çift simetri eksenli I en kesitli bir kirişin burulma davranışı Eşitlik 3.4, 3.5, 3.6, 3.7 ile [53] tanımlanmaktadır.

$$EI_x \frac{d^2 v}{dz^2} = M_{x^F} = M_0 \quad (3.4)$$

$$EI_y \frac{d^2 u}{dz^2} = M_{y^F} = M_0 \theta \quad (3.5)$$

$$M_{z^F} = GJ \frac{d\theta}{dz} - EC_w \frac{d^3\theta}{dz^3} \quad (3.6)$$

$$M_{z^F} = -\frac{du}{dz} M_0 \quad (3.7)$$

M_0 kiriş açıklığı boyunca sabit bir momenti ifade ettiğinden Eşitlik 3.7’de burulma bileşeni M_{z^F} ’nin değeri yerine yazılırsa kirişin burulma davranışını veren Eşitlik 3.8 [53] elde edilir.

$$-\frac{du}{dz} M_0 = GJ \frac{d\theta}{dz} - EC_w \frac{d^3\theta}{dz^3} \quad (3.8)$$

Eşitlik 3.4 ve 3.5’te ötelenme ve dönme deformasyonlarının çok küçük olduğu varsayılmıştır. Bu durumda şeklin değiştirilmiş eksen takımına göre atalet momenti değerleri olan I_x , I_y ifadeleri, başlangıçtaki eksen takımına göre olan atalet momenti değerlerine (I_x ve I_y) eşittir. Bununla birlikte, kesitin x eksenine göre atalet momenti (I_x), y eksenine göre atalet momenti (I_y) ile kıyaslandığında I_x ifadesinin I_y ifadesinden çok daha büyük olduğu söylenebilir. Bu durumda yanal yönde yer değiştirme ifadesi (u); düşey yer değiştirme (v) ve dönme açısı (θ) ifadelerinden bağımsızdır ve düşey yöndeki yer değiştirme (v), burulma nedeniyle oluşan dönmeyi (θ) etkilemez Eşitlik 3.8’in z ’ye göre türevi alındığında Eşitlik 3.9 elde edilir.

$$-\frac{d^2u}{dz^2} M_0 = GJ \frac{d^2\theta}{dz^2} - EC_w \frac{d^4\theta}{dz^4} \quad (3.9)$$

Eşitlik 3.5’teki $\frac{d^2u}{dz^2} = \frac{M\theta}{EI_y}$ ifadesi Eşitlik 3.9’da yerine yazılırsa dönme açısı için diferansiyel denklem (Eşitlik 3.10) elde edilir.

$$EC_w \frac{d^4\theta}{dz^4} - GJ \frac{d^2\theta}{dz^2} - \frac{M_0^2}{EI_y} \theta = 0 \quad (3.10)$$

Eşitlik 3.10'un çözümünde kullanılmak üzere α ve β değişkenlerini elde etmek için Eşitlik 3.10'daki ifadeler EI_w 'ya bölünür.

$$2\alpha = \frac{GJ}{EI_w} \quad (3.11)$$

$$\beta = \frac{M_0^2}{E^2 I_w I_y} \quad (3.12)$$

Bu durumda Eşitlik 3.10, Eşitlik 3.13'teki şekilde ifade edilir.

$$\frac{d^4\theta}{dz^4} - 2\alpha \frac{d^2\theta}{dz^2} - \beta\theta = 0 \quad (3.13)$$

Dönme açısı θ için Eşitlik 3.14'teki tahmin yapılarak Eşitlik 3.13'te yerine konulup denklemin ikinci ve dördüncü dereceden türevleri alınır;

$$\theta = Ae^{mz} \quad (3.14)$$

$$\frac{d^2\theta}{dz^2} = Am^2 e^{mz} \quad (3.15)$$

$$\frac{d^4\theta}{dz^4} = Am^4 e^{mz} \quad (3.16)$$

$$Ae^{mz} = (m^4 - 2\alpha m^2 - \beta) = 0 \quad (3.17)$$

Elde edilen Eşitlik 3.17’de yer alan e^{mz} ifadesi sıfıra eşit olamayacağı gibi ayrıca burkulma gözlenen bir elemanda A ’nın sıfır olması da söz konusu değildir. A ifadesinin sıfır olması burkulma olmadığını gösterdiği için aranan çözüm değildir. Bu durumda Eşitlik 3.17’de yer alan $(m^4 - 2\alpha m^2 - \beta)$ ifadesi sıfıra eşit olmalıdır.

$$m^4 - 2\alpha m^2 - \beta = 0 \quad (3.18)$$

$$m^2 = \alpha \pm \sqrt{\beta + \alpha^2} \quad (3.19)$$

$$m = \pm \sqrt{\alpha \pm \sqrt{\beta + \alpha^2}} \quad (3.20)$$

$\sqrt{\beta + \alpha^2} > \alpha$ olduğu için Eşitlik 3.20’deki m ifadesinin iki reel ve iki kompleks bileşeni olacağı anlaşılmaktadır.

$$n^2 = \alpha + \sqrt{\beta + \alpha^2} \quad (\text{reel kökler}) \quad (3.21)$$

$$q^2 = -\alpha + \sqrt{\beta + \alpha^2} \quad (\text{kompleks kökler}) \quad (3.22)$$

m için elde edilen dört adet değer kullanılarak Eşitlik 3.14, 3.15 ve 3.16’dan eğilme açısı (θ) Eşitlik 3.23’teki şekilde elde edilir.

$$\theta = A_1 e^{nz} + A_2 e^{-nz} + A_3 e^{iqz} + A_4 e^{-iqz} \quad (3.23)$$

Karmaşık üstel fonksiyonlar, trigonometrik fonksiyon olarak ifade edilebilir. Bu durumda

$$e^{iqz} = \cos qz + i \sin qz \quad (3.24)$$

$$e^{-iqz} = \cos qz - i \sin qz \quad (3.25)$$

Eşitlik 3.24 ve 3.25 kullanılarak A_3 ve A_4 sabitleri sırasıyla (A_3+A_4) ve (A_3i+A_4i) şeklinde yeniden tanımlandığında,

$$\theta = A_1 e^{nz} + A_2 e^{-nz} + A_3 \cos qz + A_4 \sin qz \quad (3.26)$$

A_1 ve A_4 sabitleri uç mesnet koşulları kullanılarak elde edilir. Basit burulma durumunda kiriş uçlarında burulma yoktur, ancak çarpılmanın serbest bırakıldığı mesnet koşullarında $z=0$ ve $z=L$ için,

$$\theta = 0 \quad , \quad \frac{d^2\theta}{dz^2} = 0$$

olarak elde edilir. $\theta=0$ için $z=0$ Eşitlik 3.26'da yerine konulursa Eşitlik 3.27 elde edilir.

$$0 = A_1 + A_2 + A_3 \quad (3.27)$$

Ayrıca $d^2\theta/dz^2=0$ için $z=0$ Eşitlik 3.26'da yerine konulursa Eşitlik 3.28 elde edilir.

$$0 = A_1 n^2 + A_2 n^2 - A_3 q^2 \quad (3.28)$$

Eşitlik 3.27 n^2 ile çarpılıp Eşitlik 3.28'den çıkarıldığında Eşitlik 3.29'daki denklem elde edilir.

$$0 = A_3(q^2 + n^2) \quad (3.29)$$

Eşitlik 3.29'daki ilişkide $(q^2 + n^2)$ değeri sıfırdan farklı bir değer alacağı için $A_3=0$ olarak elde edilir. Bu durumda A_3 'ün değeri Eşitlik 3.27'de yerine yazılırsa Eşitlik 3.30 elde edilir.

$$A_1 = -A_2 \quad (3.30)$$

Eşitlik 3.30'daki ilişki Eşitlik 3.26'da yerine yazılırsa,

$$\theta = A_1(e^{nz} - e^{-nz}) + A_4 \sin qz \quad (3.31)$$

$$\theta = 2A_1 \sinh nz + A_4 \sin qz \quad (3.32)$$

Eşitlik 3.32'de $z=L$ için $\theta=0$ yerine yazılırsa Eşitlik 3.33 elde edilir.

$$0 = 2A_1 \sinh nL + A_4 \sin qL \quad (3.33)$$

Eşitlik 3.33'te $z=L$ için $d^2\theta/dz^2=0$ yerine yazılırsa Eşitlik 3.34 elde edilir.

$$\theta = 2A_1 n^2 \sinh nL + A_4 q^2 \sin qL \quad (3.34)$$

Eşitlik 3.33 q^2 ile çarpılıp Eşitlik 3.33 ile toplanırsa Eşitlik 3.35 elde edilir.

$$2A_1(n^2 + q^2) \sinh nL = 0 \quad (3.35)$$

Eşitlik 3.35'te verilen denklem sadece $n=0$ ise sıfır olabilir ((n^2+q^2) değeri sıfır olamaz). Bu durumda A_1 sıfır olmalıdır. $A_1 = -A_2 = 0$ Yapılan işlemler sonucunda dönme açısı θ Eşitlik 3.36'daki şekilde elde edilir.

$$\theta = A_4 \sin qL = 0 \quad (3.36)$$

Yanal burulmalı burkulmanın söz konusu olduğu durumda A_4 değeri de sıfır olamaz, böylece $\sin qL = 0$ olmalıdır. Bu durumda N herhangi bir tamsayı olmak üzere Eşitlik 3.37 elde edilir.

$$qL = N\pi \quad (3.37)$$

Eşitlik 3.37'den elastik burkulma koşulunun tanımı elde edilir.

$$q = \frac{N\pi}{L} \quad (3.38)$$

$N=1$ olması durumu temel burkulma şeklini ifade etmektedir. Eşitlik 3.38'deki eşitliği sağlayan M_0 değeri kritik moment değeri olmaktadır. Burada q değişkeninin değeri Eşitlik 3.22'de yerine konulduğunda Eşitlik 3.39'daki ilişki elde edilir.

$$q = \sqrt{-\alpha + \sqrt{\beta + \alpha^2}} = \frac{\pi}{L} \quad (3.39)$$

Eşitlik 3.39'da her iki tarafın karesi alınarak α ve β değişkenlerinin Eşitlik 3.11 ve 3.12'deki tanımları yerine yazıldığında

$$-\frac{M_0}{2EI_w} + \sqrt{\frac{M_0^2}{E^2 I_w^2} + \left(\frac{GJ}{2EI_w}\right)^2} = \frac{\pi^2}{L^2} \quad (3.40)$$

Eşitlik 3.40 $M_0=M_{cr}$ için çözüldüğünde,

$$M_{cr}^2 = E^2 I_w I_y \left[\left(\frac{\pi^2}{L^2} + \frac{GJ}{2EI_w} \right)^2 - \left(\frac{GJ}{2EI_w} \right)^2 \right] \quad (3.41)$$

$$M_{cr} = \sqrt{\frac{\pi^2 EI_y GJ}{L^2} + \frac{\pi^4 E^2}{L^4} I_y I_w} \quad (3.42)$$

Eşitlik 3.42'de (π/L) değeri karekök dışına alınarak denklem sadeleştirilebilir.

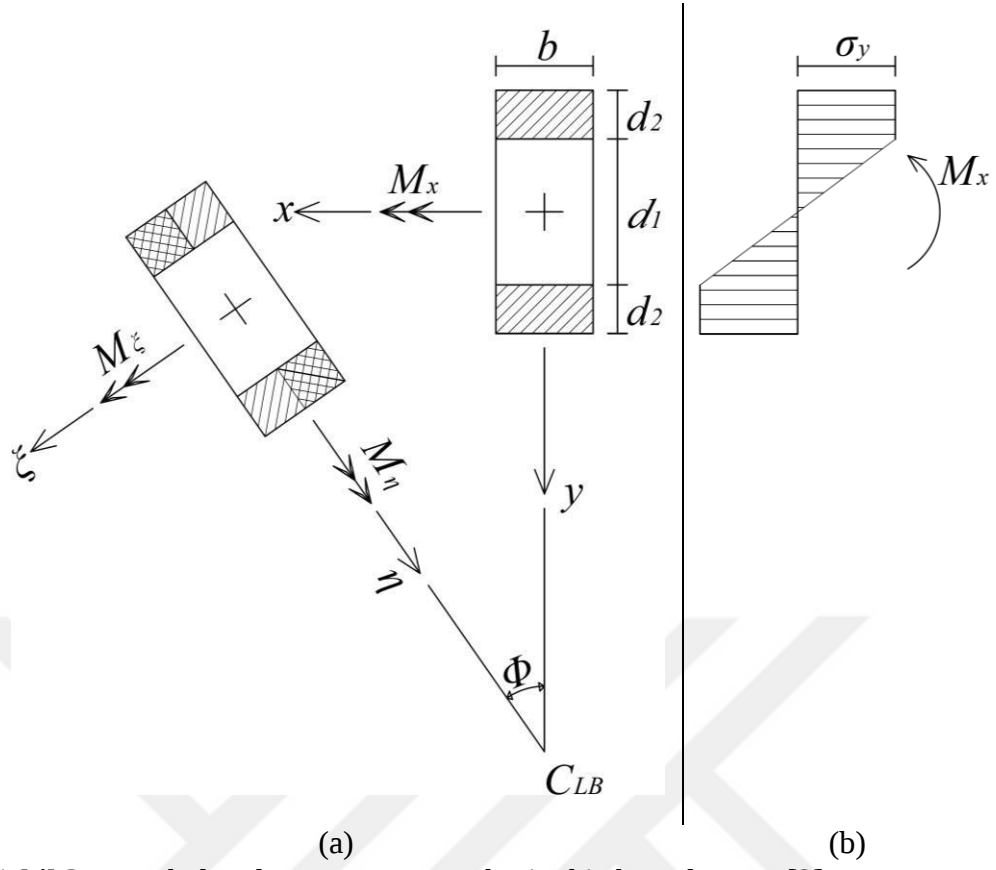
$$M_{cr} = \frac{\pi}{L} \sqrt{EI_y GJ + \frac{\pi^2 E^2}{L^2} I_y I_w} \quad (3.43)$$

Eşitlik 3.43; yanal yönde mesnetlenmemiş L açıklığı boyunca, gövde düzleminde sabit moment etkisi altında çift simetri eksenli I en kesitli bir kirişin elastik yanal burulmalı burkulma dayanımının ifadesidir.

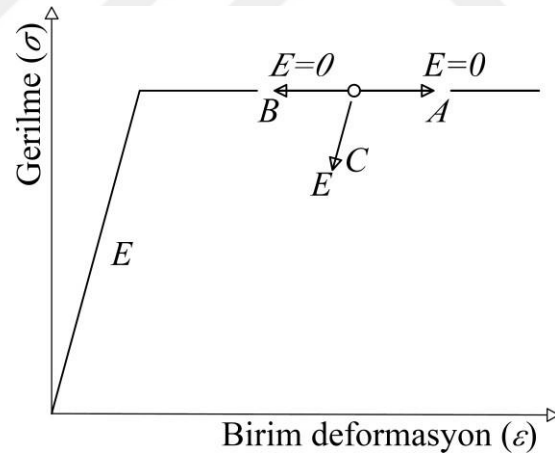
3.2. Elastik Olmayan Yanal Burulmalı Burkulma

Yanal burkulma meydana gelmeden kirişin en çok zorlanan liflerindeki birim deformasyon değerinin (ε), akma birim deformasyon değerini (ε_y) aştığı burkulma davranışına elastik olmayan (inelastik) burkulma adı verilir. Elastik olmayan YBLB durumunda elastik YBLB formülleri geçerliliklerini yitirir. Elastik limitlerin ötesinde, elastisite modülüne bağlı olan eğilme rijitliği azalır ve bu yüzden elemanın burkulma dayanımı düşer. Birim deformasyon gereksinimi ne kadar fazla olursa burkulma tipleri ile ilişkili narinlik oranları o kadar düşük olmalıdır. Elastik burkulma momentini belirleyen y eksenine göre eğilme rijitliği (B_y), çarpılma rijitliği (I_w) ve St. Venant burulma sabiti (J) akmanın gerçekleşmesi ile azaldığından elastik olmayan bölgedeki yanal burulmalı burkulma tehlikesi elastik bölgedekinden daha büyüktür [3].

Şekil 3.5(a)'da verilen dikdörtgen en kesitli kirişin burkulmadan hemen önceki dönme açısı sıfırdır ($\Phi=0$). Bu kirişin Şekil 3.6'da verilen gerilme-birim deformasyon ilişkisine sahip malzemeden üretildiği varsayılır ve kiriş sadece M_x momentine tabi tutulursa en kesit düzleminde Şekil 3.5(b)'de gösterilen gerilme dağılımı oluşur.



Şekil 3.5. Burkulmadan önce ve sonra kesitteki akma durumu [3]



Şekil 3.6. Yükleme ve boşaltma durumunda gerilme/birim deformasyon grafiği

4. YANAL BURUŞMALI BURKULMA VE İLGİLİ TEORİK

FORMÜLLER

Eğilme etkisindeki çelik kiriş elemanlarda kullanılan kesitlerin gövde kesiti narin olduğunda yükleme altında kesit gövdesi lokal burkulmalar nedeniyle rijit bir halde kalamamaktadır. Bu durumda gövdede buruşmalar ortaya çıkmaktadır. Bradford [54] hem yanal burulmalı burkulma hem de lokal burkulmaların yarı dalga boyu aynı olduğunda elemanda ortaya çıkan göçme tipinin YBŞB şeklinde olduğunu belirtmiştir. Buruşmalı burkulma, dengenin çatallanmasında eşzamanlı yanal sapmalar ve en kesit buruşmalarıyla karakterize edilir. Bradford [54] buruşmalı burkulma modlarının genellikle doğrusal öz problem analizi ile ele alınabileceğini belirtmiştir. YBŞB şekli, lokal olarak burkulmuş plakaların doğrusal olmayan tepkisinin sonucunda meydana geldiğinden, burkulma şekli doğrusal olmayan bir etkileşim modu olarak tabir edilebilmektedir.

YBŞB şekli; kiriş kesitinin yanal yönde ötelendiği ve lokal burkulmaların da etkisi ile gövde formunun başlangıçtaki doğrusal yapısını kaybettiği bir göçme şeklidir. Lokal burkulmaların, YBLB ile kombinasyonu sonucunda literatürde YBŞB olarak adlandırılan üçüncü bir eğilme etkisinde burkulma modu ortaya çıkmaktadır. I en kesitli kirişlerin buruşmalı burkulması, YBLB ve LB arasında etkileşim modları olarak kabul edildiğinden Schafer ve Ádány [55] tarafından yerel-global kombinasyonu bir burkulma modu olarak sınıflandırılmıştır. Aşağıdaki bölümlerde elastik ve elastik olmayan bölgelerde ortaya çıkan YBŞB davranışları açıklanmıştır

4.1. Elastik Yanal Buruşmalı Burkulma

Buruşmalı burkulmanın doğru bir şekilde modellenmesi bilgisayarların ortaya çıkmasına kadar pek mümkün olmamıştır. Bu sebeple 20. yüzyılın başlarında birçok

yanal burulma ve lokal burkulma problemi çözüme kavuşturulurken, buruşmalı burkulma problemleri genellikle son 50 yılda çözülebilmektedir.

Başlangıçta lokal, buruşmalı ve yanal burkulma modlarını içeren I en kesitli kirişlerin davranışı, Cheung [56]'un önerdiği yarı analitik sonlu şerit yönteminden yararlanılarak ince gövde kesitli orta uzunluklardaki kirişler için Hancock [57] tarafından açıklanmıştır. Hancock'un [57] önerdiği bağıntıların en önemli kısıtı, tekdüze eğilmede basit destekli tek tip elemanlara uygulanabilmesidir.

Elastik YBŞB momenti (M_{ed}) Pi ve Trahair [13]'ün çalışmasına dayanan Eşitlik 4.1 ile hesaplanmaktadır.

$$M_{ed} = \frac{C \cdot \pi}{L} \sqrt{\frac{EI_{we}}{GJ_e}} \cdot G_e \cdot (1 + W^2) \quad (4.1)$$

Eşitlik 4.1'de yer alan W ifadesi Eşitlik 4.2 kullanılarak hesaplanmaktadır.

$$W = \frac{\pi}{L} \sqrt{\frac{EI_{we}}{GJ_e}} \quad (4.2)$$

Eşitlik 4.2'de yer alan GJ_e azaltılmış burulma rijitliği ve EI_{we} azaltılmış çarpılma rijitliği değerlerini ifade etmektedir.

Kalkan ve Büyükkaragöz [38] azaltılmış burulma rijitliği (GJ_e) ifadesinin hesaplanmasında Pi ve Trahair [12]'ün çalışmalarını referans göstererek çift simetri eksenli I en kesitli kirişler için Eşitlik 4.3'ün kullanıldığını belirtmektedir.

$$GJ_e = \frac{(2GJ_f) \cdot (12D_w L^2 / \pi^2 h)}{(2GJ_f) + (12D_w L^2 / \pi^2 h)} \quad (4.3)$$

Eşitlik 4.3'te yer alan GJ_f ifadesi başlık kesitinin burulma rijitliğini, h ifadesi kiriş derinliğini t_w gövde kesiti kalınlığını, E çeliğin elastisite modülünü, ν ise çeliğin poisson oranını ifade etmektedir. Eşitlik 4.3'te yer alan D_w ifadesi Eşitlik 4.4'ten hesaplanmaktadır.

$$D_w = \frac{E \cdot t_w^3}{12(1-\nu^2)} \quad (4.4)$$

Eşitlik 4.3, kesitin gövde ve başlık narinliği oranlarına göre Eşitlik 4.5'teki formda da yazılabilir.

$$GJ_e = \frac{\frac{3}{4} \cdot \frac{1}{(b_f/2t_f)^3} + \frac{\pi^2 \cdot (1-\nu^2)}{E} \cdot \frac{h}{t_w} \cdot \frac{(t_f)^2}{(L/t_f)^2}}{1} \quad (4.5)$$

Eşitlik 4.5'te b_f başlık genişliğini ve t_f başlık kalınlığını ifade etmektedir. Eşitlik 4.5'ten azaltılmış burulma rijitliği değerinin; gövde narinliği (h/t_w) oranı ile başlık ve gövde kalınlığı (t_f/t_w) oranının azalması ve başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranının artması durumlarında arttığı anlaşılmaktadır.

Pi ve Trahair [13]'ün çalışmasını baz alarak Kalkan ve Büyükkaragöz [38] çift simetri eksenli I en kesitli kirişlerin azaltılmış çarpılma rijitliği (EI_{we})'değerinin Eşitlik 4.6'dan hesaplandığını belirtmiştir.

$$EI_{we} = \frac{EI_w}{1+r_{fw}^3 \cdot (d/12L) \cdot (1+b_f/d)} \quad (4.6)$$

Eşitlik 4.6.'da $r_{fw} = \min(t_f/t_w, 2)$ 'dir. Buradan Eşitlik 4.6, Eşitlik 4.7'deki şekilde yazılabilir.

$$\frac{EI_{we}}{EI_w} = \frac{1}{1 + \frac{1}{12} \left(\frac{h}{t_w} \right) \cdot \frac{1}{(L/t_w)} \cdot \left[\left(\frac{t_f}{t_w} \right)^3 + \frac{GJ_f}{GJ_w} \right]} \quad (4.7)$$

Eşitlik 4.7’den (EI_{we}/EI_w) oranının gövde buruşmalarından kaynaklanan çarpılma rijitliğindeki azalma, gövde narinliği (h/t_w) ve başlık kesiti kalınlığının gövde kesiti kalınlığına oranı (t_f/t_w) ve başlığın burulma rijitliğinin gövdenin burulma rijitliğine oranındaki (GJ_f/GJ_w) azalma nedeniyle artarak bire yaklaştığını göstermektedir.

AS4100 [30]’de çelik bir kirişin elastik ve elastik olmayan bölgedeki burkulma dayanımını Eşitlik 4.8’de sunulan şekilde basit bir eğri ile tanımlamaktadır.

$$M_{crb} = 0.6M_p \cdot \sqrt{\lambda_b^4 + 3 - \lambda_b^2} \leq M_p \quad (4.8)$$

Eşitlik 4.8’de yer alan ve YBLB faktörü olarak tanımlanan $\lambda_b = \sqrt{M_y/M_{eb}}$ ’dir.

Burada; M_{crb} YBLB sınır durumunda kritik momenti, M_y kesitin akma momentini, M_p kesitin plastik momenti kapasitelerini ifade etmektedir.

Bradford [54] YBŞB dayanımı ile YBŞB faktörü (λ_d) arasındaki ilişkinin YBLB dayanımı ile YBLB faktörü arasındaki ilişkiye çok benzediğini belirtmiştir. Kalkan ve Büyükkaragöz [38], Bradford [54]’un çalışmasını baz alarak Eşitlik (4.8)’den gövde buruşmaları sebebiyle çelik bir kirişteki hem burulma hem de çarpılma rijitliğindeki azalmayı da hesaba katan Eşitlik (4.9)’u önermiştir.

$$M_{crd} = 0.6M_p \cdot \sqrt{\lambda_d^4 + 3 - \lambda_d^2} \leq M_p \quad (4.9)$$

Burada M_{crd} YBŞB sınır durumu için kritik momenti ifade etmektedir.

Eşitlik 4.9’de yer alan ve YBŞB faktörü olarak tanımlanan $\lambda_d = \sqrt{M_y/M_{ed}}$ ’dir.

4.2. Elastik Olmayan Yanal Buruşmalı Burkulma

Elastik olmayan davranış, akma ile burkulmanın etkileşimi sonucu ortaya çıkar. Kiriş elemanlarının gövde kesitlerinin narin ve/veya başlık kesitlerinin ise kompakt olduğu durumda YBLB, lokal burkulmalar ile etkileşime geçerek kiriş gövdesinde akmanın başlamasına ve böylece gövde buruşmalarına neden olabilmektedir. YBŞB davranışının oluşmasında akma önemli bir etkiye sahiptir. Bu nedenle söz konusu sınır durumun eleman kesitinin elastik olmayan davranışın gözlemlendiği bölgede oluşması ihtimali elastik bölgede oluşması ihtimalinden fazladır.

Nethercot ve Trahair [58] ve Bradford [59] YBLB için var olan elastik burkulma, akma ve dayanım arasındaki etkileşimlerin buruşmalı burkulmadaki etkileşimlerden farklı olup olmadığını incelemiştir. Bradford [60] tek simetri eksenli kirişler üzerinde yaptığı çalışmada elastik olmayan buruşmalı burkulmayı incelemek için enerji yöntemini kullanmıştır. Çalışmada kiriş boyu azaldıkça elastik buruşmalı burkulma ve yanal burkulma çözümleri arasındaki uyumsuzluğun arttığını belirtmiştir.

Kalkan ve Büyükkaragöz [38]; Nethercot ve Trahair [58]’ın elastik olmayan YBLB şeklinde kritik burkulma dayanımının hesaplanmasında Eşitlik 4.10, Eşitlik 4.11 ve Eşitlik 4.12’de önerdiği denklemleri baz alarak elastik olmayan bölgede YBŞB durumunda kesitte ortaya çıkan akma nedeniyle kesitin burulma (GJ) ve çarpılma (EI_w) rijitlikleri yerine azaltılmış burulma (GJ_e) ve çarpılma (EI_{we}) rijitliklerinin kullanıldığı Eşitlik 4.13 ve Eşitlik 4.14’ü önermektedir. Azaltılmış burulma (GJ_e) ve çarpılma (EI_{we}) rijitlikleri sırasıyla Eşitlik 4.5 ve 4.6’dan hesaplanmaktadır.

$$M_{ib} = M_p \cdot \left[0.7 + \frac{0.3 \cdot [1 - 0.7 \cdot \frac{M_p}{\alpha_m \cdot M_{ob}}]}{0.61 - 0.3\beta_m + 0.07 \cdot \beta_m^2} \right] \leq \min(\alpha_m M_{ob}, M_p) \quad (4.10)$$

Eşitlik 4.10’da M_{ib} elastik olmayan YBLB momentini, β_m yanal yönde desteklenmemiş serbest açıklığın uç momentleri oranını ve α_m moment düzeltme faktörünü ifade etmektedir.

$$\alpha_m = 1.75 + 1.05\beta_m + 0.3 \cdot \beta_m^2 \leq 2.56 \quad (4.11)$$

Eşitlik 4.10’da yer alan M_{ob} değeri yanal yönde desteklenmemiş serbest açıklık tekdüze eğilme momenti durumunda referans YBLB momenti değerini ifade etmektedir ve Eşitlik 4.12’den hesaplanmaktadır.

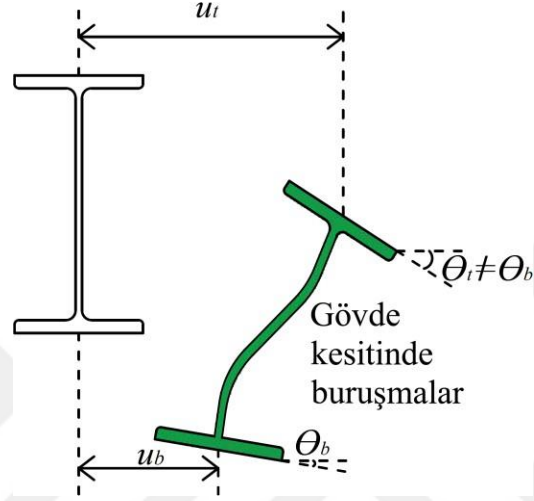
$$M_{ob} = \frac{\pi}{L_b} \sqrt{EI_y \left(GJ + \frac{\pi^2 EI_w}{L_b^2} \right)} \quad (4.12)$$

Kalkan ve Büyükkaragöz [38] inelastik YBŞB için azaltılmış burulma (GJ_e) ve çarpılma (EI_{we}) rijitliklerini kullanarak Eşitlik 4.13 ve Eşitlik 4.14’ü önermektedir.

$$M_{id} = M_p \cdot \left[0.7 + \frac{0.3 \cdot [1 - 0.7 \cdot \frac{M_p}{\alpha_m \cdot M_{od}}]}{0.61 - 0.3\beta_m + 0.07 \cdot \beta_m^2} \right] \leq \min(\alpha_m M_{od}, M_p) \quad (4.13)$$

$$M_{od} = \frac{\pi}{L_b} \sqrt{EI_y \left(GJ_e + \frac{\pi^2 EI_{we}}{L_b^2} \right)} \quad (4.14)$$

Yanal buruşmalı burkulma davranışını, kullanılan kesitin gövde narinliği büyük oranda etkilemektedir. Kuvvetli başlık/narin gövde yapılı en kesitlerde kirişin yanal deformasyonu YBLB ve lokal burkulmaların beraber oluşmasına ve böylece YBŞB durumunun ortaya çıkarmasına neden olabilmektedir. Şekil 4.1’de YBŞB davranışı kesit düzleminde özetlenmiştir.



Şekil 4.1. Yanal buruşmalı burkulma

5. YÖNETMELİK YAKLAŞIMLARI

Çelik yapıların tasarımında kullanılan birçok uluslararası yönetmelik ve şartname bulunmaktadır. Bu yönetmelik ve şartnameler arasında en yaygın olarak kullanılanları, AISC360 [2], EC3 [42] ve AS4100 [30] şartnameleridir. Ülkemizde 2016 yılında yürürlüğe giren “Çelik Yapıların Tasarım, Hesap ve Yapım Esaslarına Dair Yönetmelik” [61] büyük oranda Amerikan Çelik Yapı Tasarım Şartnamesinden (AISC 360-16 [2]) alınmıştır.

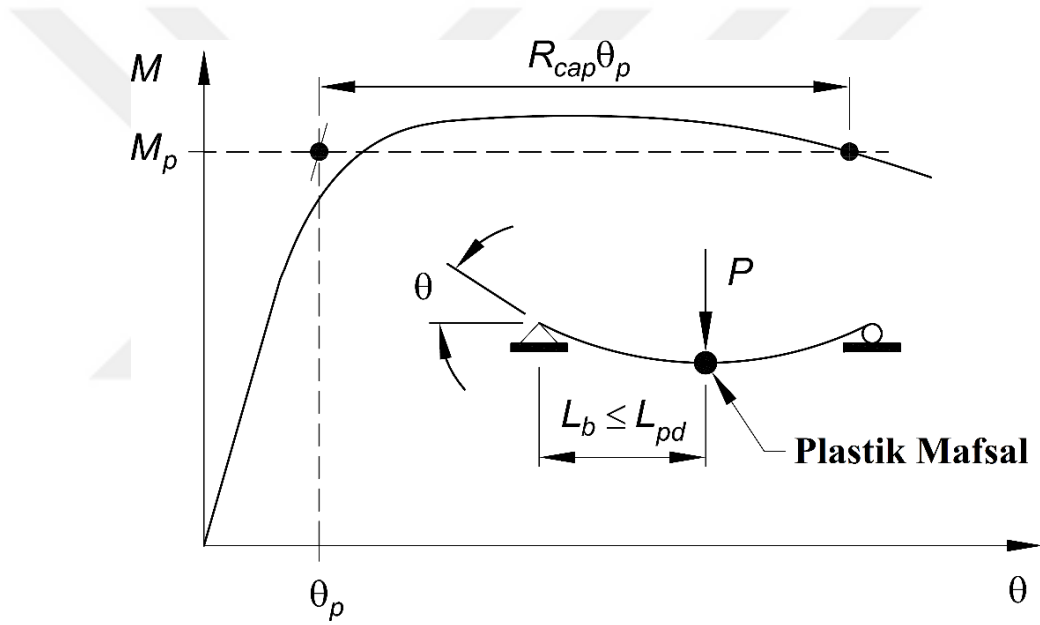
Söz konusu yönetmeliklerde genel olarak yanal burulmalı burkulma (YBLB) durumu için literatürde yer alan çalışmalar ışığında birtakım yaklaşımlar yer almaktadır. Ancak bu yönetmeliklerde yanal buruşmalı burkulma (YBŞB) konusu yeterince dikkate alınmamaktadır. Yanal buruşmalı burkulma sınır durumu genel olarak narin gövdeli kesitlerde görülmektedir. Bu bağlamda ele alınan yönetmeliklerde kesit sınıflandırmalarına değinmek yararlı olacaktır.

EC3 yönetmeliği [42], kesitleri 4 sınıfa ayırmaktadır:

- Kesit sınıfı 1 olan kesitler, yeterli moment kapasitesi ve dönme kapasitesine sahip olan kesitlerdir.
- Kesit sınıfı 2 olan kesitler yeterli moment kapasitesinde olan ancak lokal burkulmalar nedeni ile yeterli dönme kapasitesine ulaşamayan kesitlerdir.
- Kesit sınıfı 3 olan kesitler akma gerilmesine ulaşabilen ancak lokal burkulmaların etkisiyle plastik moment kapasitesine ulaşamayan kesitlerdir.
- Kesit sınıfı 4 olan kesitler lokal burkulma nedeniyle elastik kapasiteye bile ulaşmadan elastik kapasitenin altında bir dayanım değerinde göçmeye maruz kalan kesitlerdir.

AISC 360-16 [2] şartnamesi ise kesitleri, gövde ve başlık bileşenlerinin narinlik oranlarına göre kompakt, kompakt olmayan ve narin kesitler olarak 3'e ayırmaktadır.

- Kompakt kesitler: Plastik moment ve dönme kapasitesine ulaşabildiği kabul edilen kesitlerdir. Yönetmelikte kompakt kesitlerde plastik dönme kapasitesinin tümünün kullanıldığı kabulü için bir tanımlama getirilmiştir. Kesitin basınç başlığının yanal yönde ötelenmeye karşı mesnetlendiği noktalar arasındaki serbest açıklık, L_b ile gösterilmektedir. L_b uzunluğundaki parçanın dönme açısı θ olmak üzere, kopma anındaki θ açısının, ilk akmaya karşılık gelen ilgili açığı oranın 3 olan kesitler kompakt olarak tanımlanmıştır.



Şekil 5.1. Dönme kapasitesi tanımı [62]

- Kompakt olmayan kesitler: Yerel burkulma olmadığı durumda akma gerilmesine ulaşabilen ancak dönme kapasitesine sahip olmayan kesitlerdir.
- Narin kesitler: Henüz akma kapasitesine ulaşmadan yerel burkulmaların ortaya çıktığı kesitlerdir.

Son olarak, AS4100 [30], eğilme elemanlarının kesitlerini AISC360-16 [2]'ya benzer şekilde kesitlerin gövde ve başlık bileşenlerinin genişlik/kalınlık oranlarına göre; kompakt, kompakt olmayan ve narin kesitler olarak 3'e ayırmaktadır.

- Kompakt kesitler; eğilme altında en kesit M_p plastik moment kapasitesine erişebilen ve burkulma olmadan M_p momentini bir plastik mafsallık şeklinde taşımaya devam eden kesitlerdir.
- Kompakt olmayan kesitler; başlık ve gövde kesitinde lokal burkulmalar nedeniyle M_p değerinde plastik mafsallık özelliğini tam olarak sürdüremeyen veya tam plastik mukavemetine erişemeyen kesitlerdir. Bu tür kesitler de dış lifler ilk akma anındaki M_y moment kapasitesine ulaşabilmektedir.
- Narin kesitler; M_y momentine ulaşmadan gövde veya başlık kesitinin lokal burkulması nedeniyle göçmeye maruz kalan kesitlerdir.

Bu kısımda özetlenen yönetmeliklerin hiçbirinde yanal buruşmalı burkulma momenti ve sınır durumu hesabı bulunmamaktadır. Ancak, aşağıdaki bölümlerde yönetmelik ve şartnamelerde mevcut olan yanal buruşmalı burkulma momenti hesapları detaylı olarak anlatılmıştır. İlerleyen bölümlerde yönetmeliklere göre yapılan burkulma momenti ve burkulma sınır uzunluğu hesapları aşağıdaki bölümlerde yer alan formüllere göre gerçekleştirilmiştir:

5.1. AS4100 [30] Standardına göre YBLB Hesabı

Bir kirişin yanal olarak desteklenmeyen uzunluğuna bağlı olarak, YBLB gerçekleşmeden önce kirişin herhangi bir bölgesinde akma meydana gelebilir veya gelmeyebilir. Bu nedenle, YBLB elastik olmayan veya elastik sınırlar içerisinde gerçekleşebilir. Şayet yanal yönde desteklenmeyen uzunluk küçük ise elastik olmayan YBLB sınır durumu; eğer desteklenmeyen yanal uzunluk büyük ise elastik YBLB sınır durumu ortaya çıkar. YBLB'ye karşı tamamen tutulu olan kompakt kesitlerde sınır durum plastik mafsallık oluşumudur. YBLB'ye karşı tamamen tutulan kompakt olmayan

kesitli kirişler için sınır durum başlık veya gövde yerel burkulmasıdır. AS4100 [30]'e göre YBLB sınır durumuna göre tasarım aşamaları Eşitlik (5.1)-(5.7) arasında gösterilmektedir.

AS4100 standardına [30] göre, bir kirişin eğilme momenti kapasitesi (M_{AS}) Eşitlik 5.1'den elde edilir:

$$M_{AS} = \min(\alpha_m \cdot \alpha_s \cdot M_s, M_p) \quad (5.1)$$

Eşitlik 5.1'de yer alan yükün uygulanma şekline göre α_m moment düzeltme faktörü Eşitlik (5.2)'e göre belirlenir.

$$\alpha_m = \frac{1.7M_{max}}{\sqrt{M_A^2 + M_B^2 + M_C^2}} \quad (5.2)$$

AS4100 [30] bölüm 5.6.1.1'de önerilen narinlik azaltma faktörü (α_s) Eşitlik (5.3)'ten hesaplanmaktadır.

$$\alpha_s = 0.6 \left[\sqrt{\left(\frac{M_s}{M_o} \right)^2 + 3} - \left(\frac{M_s}{M_o} \right) \right] \quad (5.3)$$

AS4100 [30] bölüm 5.2'ye göre brüt kesitin nominal kesit moment kapasitesini ifade eden M_s değeri Eşitlik 5.4'ten hesaplanmaktadır.

$$M_s = F_y Z_e \quad (5.4)$$

Eşitlik 5.4'te yer alan etkili kesit modülü Z_e Eşitlik 5.5'e göre belirlenmektedir.

$$Z_e = \min(Z_x, 1.5 S_x) \quad (5.5)$$

Eşitlik 5.3'te yer alan referans burkulma momenti (M_o) Eşitlik (5.6) kullanılarak belirlenir.

$$M_o = \sqrt{\frac{\pi^2 E I_y}{L_e^2} [G J + (\frac{\pi^2 E I_w}{L_e^2})]} \quad (5.6)$$

Eşitlik 5.6'da yer alan ve AS4100 [30] bölüm 5.6.3'ten etkili uzunluk Eşitlik (5.7)'deki şekilde hesaplanır.

$$L_e = k_t \cdot k_l \cdot k_r \cdot L \quad (5.7)$$

Burada;

k_t ; Çarpılma kısıtlama faktörü, AS4100 tablo 5.6.3(1)'den belirlenir.

k_l ; Yük uygulama yüksekliği faktörü, AS4100 tablo 5.6.3(2)'den belirlenir.

k_r ; Mesnetlerdeki yanal dönme faktörü AS4100 5.6.3'ten belirlenir, yanal dönmeye izin verilmesi durumunda $k_r=1.0$ 'dir.

5.2. Eurocode 3 [42] Standardına göre YBLB Hesabı

EC3 [42] yönetmeliği kirişlerin tasarımında akma gerilmesi, lokal burkulma ve yanal burulmalı burkulma sınır durumlarına göre tasarlanmasını önermektedir. EC3'e göre YBLB sınır durumuna göre tasarımda uygulanan aşamalar Eşitlik (5.8)-(5.13) arasında gösterilmektedir.

EC3 standardına [42] göre, bir kirişin YBLB sınır durumunda tasarım burkulma dayanımı momenti (M_{EC}) Eşitlik 5.8'den elde edilir:

$$M_{EC} = X_{mod} W_y \frac{f_y}{\gamma M_1} \quad (5.8)$$

Eşitlik 5.8'de yer alan ve yanal mesnetler arasındaki moment dağılımına ilişkin modifiye edilmiş azaltma faktörü (X_{mod}) Eşitlik 5.9'dan hesaplanmaktadır:

$$X_{mod} = \frac{X}{f} \quad (5.9)$$

X_{mod} değerini belirlemek için kullanılan azaltma faktörü (X) ve f faktörü Eşitlik (5.10) ve Eşitlik 5.11 kullanılarak hesaplanmaktadır:

$$X = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda^2}} \leq 1 \quad (5.10)$$

$$f = 1 - 0.55(1 - k_c)[1 - 2.0(\lambda - 0.8)^2] \quad (5.11)$$

Eşitlik 5.10'da bulunan ϕ değeri Eşitlik 5.12'den hesaplanmaktadır:

$$\phi = 0.5[1 + \alpha(\lambda - 0.2) + \lambda^2] \quad (5.12)$$

Eşitlik 5.11'de bulunan k_c düzeltme faktörü EC3 [42] Tablo 6.6'dan belirlenir. Eşitlik 5.11'da bulunan λ narinlik oranını ifade etmektedir ve Eşitlik 5.13'ten hesaplanmaktadır.

$$\lambda = \sqrt{\frac{W_y E_y}{M_{cr}}} \quad (5.13)$$

Eşitlik 5.12’de yer alan (α) katsayısı EC3 [42]’te tablo 6.3’te verilen YBLB eğrisi için ön kusur faktörüdür.

5.3.AISC 360-16 [2] ve Çelik Yapıların Tasarım, Hesap ve Yapım Esaslarına Dair Yönetmeliğe [61] Göre YBLB Hesabı

AISC 360-16 [2] ve Çelik Yapıların Tasarım, Hesap ve Yapım Esaslarına Dair Yönetmelik [61] kirişlerin tasarımında akma gerilmesi, lokal burkulma ve yanal burulmalı burkulma sınır durumlarına göre tasarlanmasını önermektedir. Çelik Yapıların Tasarım, Hesap ve Yapım Esaslarına Dair Yönetmelik [61] büyük oranda AISC 360-16 [2]’dan alındığı için YBLB sınır durumunun anlatılmasında konu bütünlüğü açısından Amerikan yönetmeliğindeki ifadeler kullanılmıştır. Bu bağlamda tasarımda uygulanan aşamalar Eşitlik (5.14)-(5.20) arasında gösterilmektedir.

AISC 360-16 şartnamesi YBLB durumunu üç aşamada ele almaktadır.

Eğer $L_b < L_p$ ise yanal burulmalı burkulma sınır durumunun göz önüne alınmasına gerek yoktur, kesit plastik kapasitesine ulaşır. Bu durumda karakteristik dayanımı M_n momenti değeri Eşitlik 5.14’ten hesaplanır.

$$M_n = M_p \leq 1.5M_y \quad (5.14)$$

Burada M_p kesitin plastik moment kapasitesini, M_y en dış lifin akması durumunda kesitin taşıdığı momenti ifade etmektedir.

Eğer $L_p < L_b < L_r$ ise elastik olmayan yanal burulmalı burkulma durumu ortaya çıkar ve bu durumda karakteristik eğilme momenti dayanımı M_n Eşitlik 5.15'ten hesaplanır.

$$M_n = C_b \left[M_p - \left(M_p - 0.7 F_y S_x \right) \left(\frac{L_b - L_p}{L_r - L_p} \right) \right] \leq M_p \quad (5.15)$$

Eşitlik 5.15'te C_b moment düzeltme katsayısıdır ve Eşitlik 5.16'dan hesaplanmaktadır. Tekdüze moment etkisi altındaki elemanlar için C_b faktörü 1'e eşittir. Ayrıca tüm yükleme durumları için güvenli tarafta kalan bir yaklaşımla $C_b=1$ alınabilir [61].

$$C_b = \frac{12.5 M_{maks}}{2.5 M_{maks} + 3 M_A + 4 M_B + 3 M_C} \quad (5.16)$$

Burada;

M_{maks} = Kirişin yanal yönde desteklenmemiş serbest açıklığı boyunca en büyük eğilme momentinin mutlak değeri,

M_A = Kirişin yanal yönde desteklenmemiş serbest açıklığının $\frac{1}{4}$ noktasındaki eğilme momentinin mutlak değeri,

M_B = Kirişin yanal yönde desteklenmemiş serbest açıklığının $\frac{1}{2}$ noktasındaki eğilme momentinin mutlak değeri,

M_C = Kirişin yanal yönde desteklenmemiş serbest açıklığının $\frac{3}{4}$ noktasındaki eğilme momentinin mutlak değeri,

ifade etmektedir.

Eşitlik 5.15'te yer alan L_p ve L_r uzunlukları sırasıyla Eşitlik 1.1 ve Eşitlik 1.2'de verilmiştir. Bu hesaplar tezin giriş bölümünde anlatıldığı için burada tekrar özetlenmeyecektir.

Eğer $L_r < L_b$ ise elastik yanal burulmalı burkulma durumu ortaya çıkmaktadır ve karakteristik eğilme momenti dayanımı M_n Eşitlik 5.17'den hesaplanmaktadır.

$$M_n = F_{cr} S_x \leq M_p \quad (5.17)$$

Burada F_{cr} kritik gerilme değerini ifade etmektedir ve Eşitlik 5.18'den hesaplanmaktadır.

$$F_{cr} = \frac{C_b \pi^2 E}{\left(\frac{L_b}{r_{ts}}\right)^2} \sqrt{1 + 0.078 \frac{F_y}{S_x h_o} \left(\frac{L_b}{r_{ts}}\right)^2} \quad (5.18)$$

Eşitlik 5.18'de yer alan c katsayısı çift simetri eksenli I en kesitlerde $c=1$ 'dir. Etkin atalet yarıçapı r_{ts} Eşitlik 5.19'dan hesaplanmaktadır.

$$r_{ts}^2 = \frac{\sqrt{I_y I_w}}{S_x} \quad (5.19)$$

Etkin atalet yarıçapı (r_{ts})'nin Eşitlik 5.19'daki ifadesi çift simetri eksenli I en kesitlerde güvenli tarafta kalınarak en kesit basınç başlığı ve gövdesinin (1/6)'sı ile tanımlanan parçasının düşey simetri eksenine göre Eşitlik 5.20 ile hesaplanabilir [61].

$$r_{ts} = \frac{b_f}{\sqrt{12 \left(1 + \frac{1}{6} \frac{h t_w}{b_f t_f}\right)}} \quad (5.20)$$

6. SONLU ELEMANLAR YÖNTEMİ

Sonlu elemanlar yöntemi ilk kez 20. yüzyılın ortalarında uçak gövdelerinin gerilme analizlerini yapmak için geliştirilmiştir. Daha sonraları pek çok mühendislik probleminin çözümünde de kullanılmaya başlanmıştır. Ortaya çıktığı günden bu yana gelişimini sürdüren bu metot günümüzde de neredeyse tüm karmaşık mühendislik problemlerinin çözümünde kullanılan son derece etkili ve faydalı bir yöntemdir.

Sonlu elemanlar yönteminde amaç karmaşık bir sistemin basite indirgenerek çözüme kavuşturulmasıdır. Yöntem; sistemleri, çoğu kez farklı gerilme/deformasyon durumlarında bulunan sonlu sayıda çubuk, kabuk veya “solid” elemanlara ayırarak tüm sistemin rijitlik matrisini, sistemi oluşturan elemanların tek tek rijitlik matrislerinin toplamı şeklinde elde edilebilmesi esasına dayanmaktadır [63]. Bu sayede bütün halde karmaşık olan tek bir parçanın çözülmesi yerine aynı parçanın birbirine düğüm noktaları ile bağlı bulunan birçok küçük alt parçacığa ayrıldığı ve her bir parçacığın çözümünün basitçe gerçekleştirildiği bir yöntemdir.

Karmaşık problemleri daha hızlı bir şekilde çözüme kavuşturmak için sonlu elemanlar yönteminin kullanıldığı pek çok bilgisayar yazılımı geliştirilmiştir. Bu tez çalışmasında nümerik sonuçların elde edilmesinde ABAQUS [14] sonlu elemanlar paket programından yararlanılmıştır. ABAQUS [14] yazılımı ile çubuk eleman, kabuk eleman ve katı elemanlar kullanılarak 2 boyutlu veya 3 boyutlu sistemler modellenerek analiz yapılabilmektedir.

Bu bölümde, bu çalışma kapsamında yapılmış olan tüm sonlu eleman analizleri detaylı bir şekilde anlatılmıştır.

6.1. Sonlu Elemanlar Modelinin Doğrulaması

Yapılan burkulma analizlerinin gerçek sonuçlarla uyumunu görmek amacıyla öncelikle bir doğrulama çalışması yapılmıştır. Bu öncül çalışma kapsamında, literatürde yer alan yanal burulmalı burkulma ve yanal buruşmalı burkulma deneylerinde test edilen kirişler, ABAQUS [14] sonlu eleman yazılımında modellenmiş ve elastik olmayan burkulma analizlerine tabi tutulmuştur.

6.1.1. Yanal Burulmalı Burkulma Doğrulama Çalışması

Yanal burulmalı burkulma (YBLB) modunun sonlu elemanlar modeli ile doğrulanması amacıyla Yuanqing Wang ve diğerlerinin [40] paslanmaz çelik I en kesitli kirişlerin yanal burulmalı burkulma davranışı ile ilgili yaptıkları deneysel çalışmalarında kullandıkları numunelerin sonlu elemanlar programı ile nümerik modelleri oluşturulmuş ve deneysel sonuçlar ile nümerik sonuçlar kıyaslanmıştır. Wang ve diğerlerinin [40] deneylerinde kullandıkları kirişlerin elastik olmayan yanal burulmalı burkulma davranışı için sınır uzunluğu (L_r) değeri 2586 mm olarak hesaplanmıştır.

Yanal burulmalı burkulma davranışının sonlu elemanlar yöntemi ile doğrulanması amacıyla yapılan çalışma sonucu elde edilen nümerik sonuçların Wang ve diğerlerinin [40] deneysel sonuçları ile karşılaştırılması Çizelge 6.1’de verilmiştir.

Çizelge 6.1. Wang vd. [40] deneysel sonuçları ile FEA değerlerinin kıyaslanması

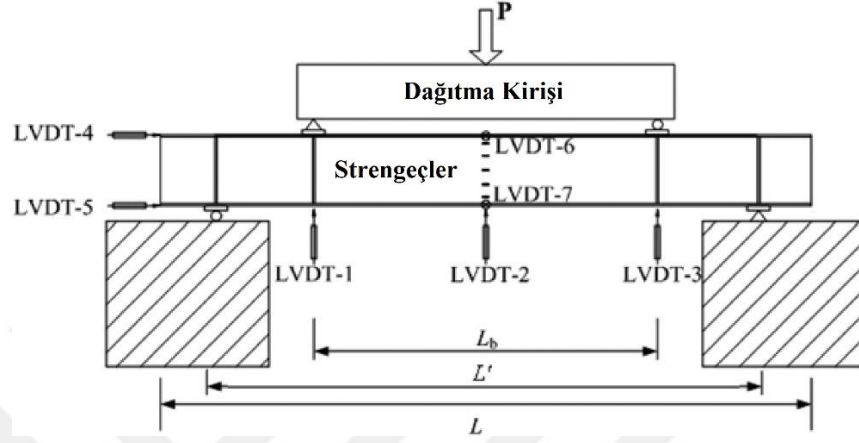
Kesit Adı	Uzunluk (mm)	Açıklık (mm)	Ön kusur (mm)	M_u (kN.m)	M_{FEA} (kN.m)	$\frac{M_u}{M_{FEA}}$
E1-100-266-1	3599	3400	0.65	75.92	95.14	0.80
E1-100-266-2	3298.5	3100	0.06	88.76	94.00	0.94
E1-100-266-3	2999	2800	0.34	88.21	98.75	0.89
E1-100-266-4	2405	2200	1.72	86.94	89.17	0.97
E1-100-266-5	2200	2000	0.89	93.45	95.67	0.98
E1-100-266-6	1997.5	1800	1.08	93.46	96.58	0.97

Wang ve diğerlerinin [40] deneylerinde kullandıkları kesit için hesaplanan L_r uzunluğu dikkate alındığında Çizelge 6.1’de yer alan E1-100-266-(1-3) kiriş elemanlarının elastik, E1-100-266-(4-6) kiriş elemanlarının ise elastik olmayan burkulma davranışı göstermeleri beklenir. Bu nedenle, inelastik ve elastik davranışa ilişkin sonuçların ne kadar yakınsadığı ayrı ayrı değerlendirilmiştir.

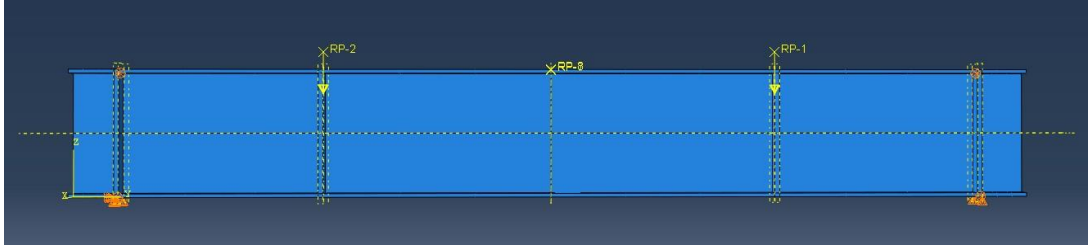
Yanal burulmalı burkulmanın doğrulanması amacıyla yapılan çalışmada elastik davranan kirişlerin nümerik burkulma değerleri deneysel verilerle ortalama %88 oranında uyumludur. Elastik sonuçların standart sapması %6.80 olarak belirlenmiştir. İnelastik olan kirişlerin nümerik burkulma momenti değerleri ise ilgili deneysel değerlere ortalama %97 oranında yakınsamıştır. İnelastik sonuçların standart sapması %0.40 olarak hesaplanmıştır.

Bu çalışma, özellikle elastik olmayan burkulmanın gözlemlendiği kirişlerin burkulma momentlerinin maksimum %3 oranında bir hata ile belirlenebildiğini göstermiştir. Yanal buruşmalı burkulma davranışının özellikle elastik olmayan burkulma bölgesinde gözlemlendiği düşünüldüğünde, elastik olmayan burkulma bölgesindeki bu uyum mevcut çalışmada elde edilen sonuçların hassasiyeti açısından da önem arz etmektedir.

Wang [40] vd.nin deney düzeneği ile YBLB'nin doğrulanması amacıyla yapılan çalışmadaki yükleme ve mesnet şartları sırasıyla Şekil 6.1 ve Şekil 6.2'de gösterilmiştir.

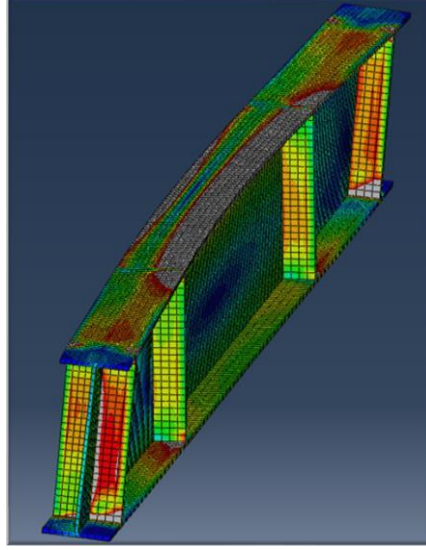


Şekil 6.1. Wang vd. [40] ve diğerlerinin kullanmış oldukları deney düzeneği

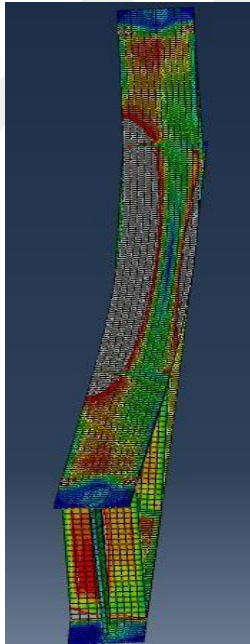


Şekil 6.2. Wang vd. [40]'ne ait kirişlerin sonlu elemanlar modelindeki mesnet ve yükleme durumları

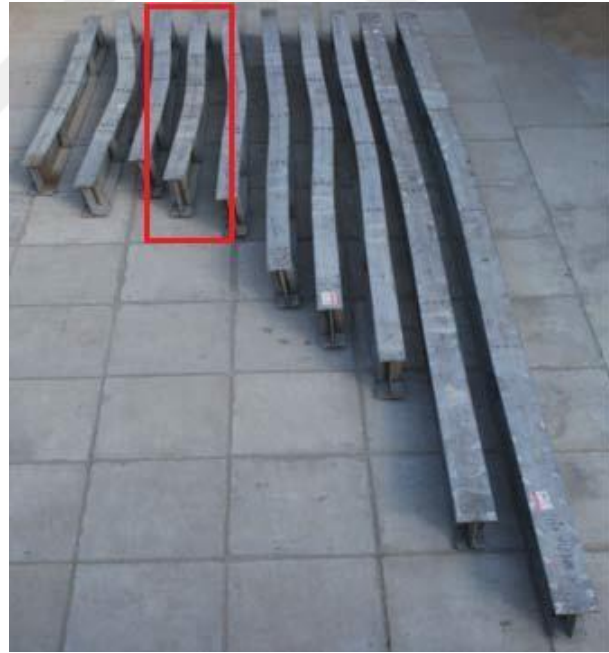
YBLB'nin doğrulanması amacıyla yapılan analiz sonrası E1-100-266-5 kirişinin deformasyon durumu Şekil 6.3'te gösterilmiştir.



Şekil 6.3. Wang vd. [40]'ne deney numunelerinden E1-100-266-5 kirişinin sonlu elemanlar modelinin analiz sonrasındaki durumu



(a)



(b) [40]

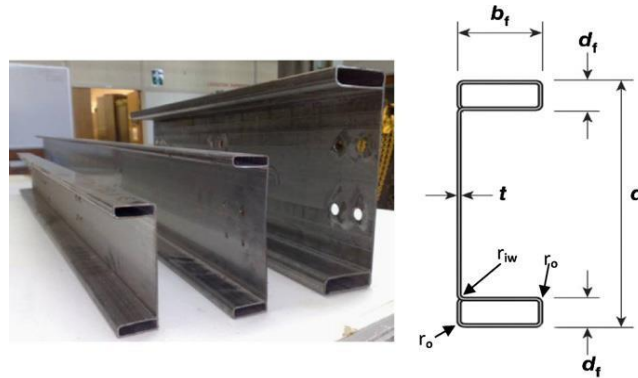
Şekil 6.4. Analiz sonrası (a) ve deney sonrası (b) E1-100-266-5 kirişi

E1-100-266-5 kirişinin ABAQUS [14] sonlu elemanlar programında analizi sonrasında aldığı deformasyon şekli ile deney sonrasındaki deformasyon şekilleri arasındaki uyum Şekil 6.4'te de görülmektedir. Ayrıca kirişlerin deney sonuçlarına göre taşıdıkları maksimum moment ile sonlu elemanlar modellerinin taşıdığı maksimum moment arasındaki uyum Çizelge 6.1'de görülmektedir.

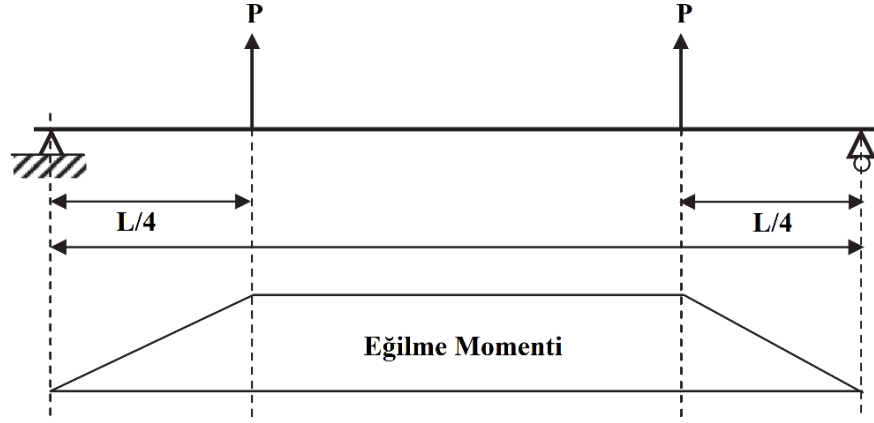
6.1.2. Yanal Buruşmalı Burkulma Doğrulama Çalışması

Yanal buruşmalı burkulma (YBŞB) modunun sonlu elemanlar modeli ile doğrulanması amacıyla, Anapayan ve diğerleri [36] tarafından test edilen boşluklu başlıklı U kirişlerin bir kısmının sonlu elemanlar modelleri oluşturularak, bu modeller analiz edilmiştir. Sonlu eleman analizi sonuçları ile Anapayan vd. [36] tarafından elde edilen deneysel sonuçlar Çizelge 6.2'de karşılaştırılmıştır.

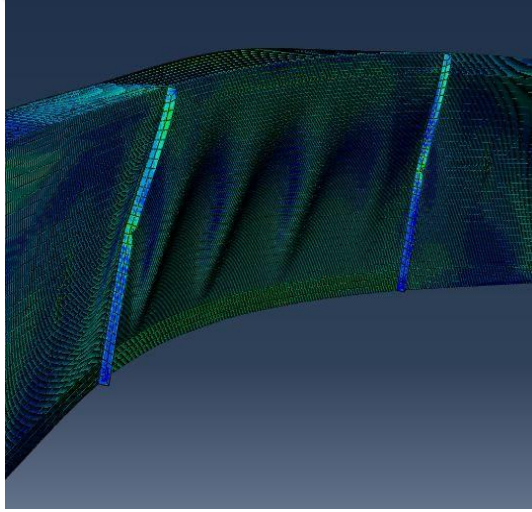
YBŞB'nin doğrulanması amacıyla yapılan çalışmada sonlu elemanlar modeli oluşturulan kiriş kesitleri Şekil 6.5'te, yükleme durumu Şekil 6.6'da gösterilmektedir. Literatürde çift simetri eksenli I en kesitli çelik kirişlerin gövde buruşması içeren yanal burkulma davranışları üzerine yapılmış deneysel çalışmalar, YBŞB'den ziyade kısıtlanmış buruşmalı burkulma (*'Restrained Distortional Buckling'*) şekillerini içerdiği için, Anapayan vd. [36] tarafından test edilen U kirişler doğrulama çalışmasında tercih edilmek durumunda kalmıştır. Anapayan vd. [36] tarafından test edilen kirişler, YBŞB davranışı sonucu taşıma güçlerine ulaşmıştır.



Şekil 6.5. Anapayan vd. [36]'nin deneylerinde kullandığı boşluklu başlıklı U profiller



Şekil 6.6. Anapayan vd. [36]'nin deney düzeneği

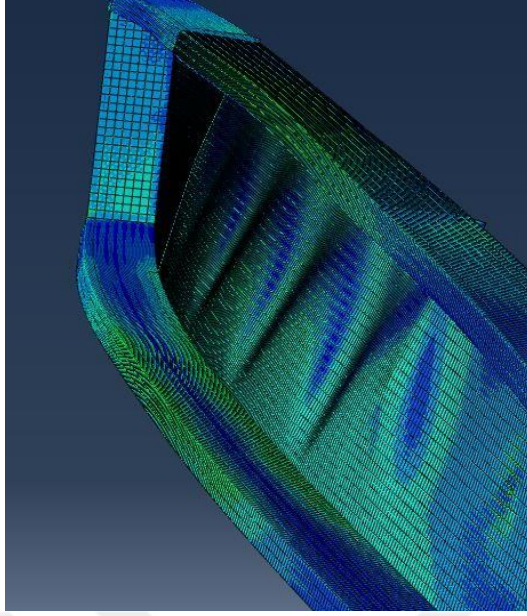


(a)



(b) [36]

Şekil 6.7. Sonlu elemanlar analizi sonrası (a) ile Anapayan vd. [36] deneyi sonrası (b) kirişlerin deformasyon şekilleri



(a)



(b)

Şekil 6.8. Sonlu elemanlar analizi sonrası (a) ile Anapayan vd. [36] deneyi sonrası (b) kirişlerin deformasyon şekilleri

Şekil 6.7 ve Şekil 6.8’den de görüleceği üzere, sonlu eleman analizlerinde elde edilen burkulma şekilleri ile Anapayan vd. [36]’nin gerçekleştirdiği deney sonrasındaki deformasyon şekilleri uyumludur. Ayrıca doğrulama çalışması kapsamında oluşturulan sonlu elemanlar modellerinin taşıdıkları maksimum momentler ile Anapayan vd. [36] tarafından elde edilen deneysel maksimum momentler arasındaki uyum da Çizelge 6.2 de gösterilmiştir.

Çizelge 6.2. Anapayan vd. [36] deneysel sonuçları ve FEA sonuçlarının kıyaslanması

Kesit Adı	Uzunluk (mm)	M_u (kNm)	M_{FEA} (kNm)	M_u/M_{FEA}	L_r (mm)
300x75x3.0 LSB	4000	40.05	43.54	0.92	3425
300x75x2.5 LSB	4000	35.31	33.71	1.05	3567
300x60x2.0 LSB	4000	16.94	18.92	0.90	3041
300x60x2.0 LSB	3000	19.74	20.08	0.98	3041
250x75x3.0 LSB	4000	33.35	33.38	1.00	4073
250x75x2.5 LSB	3000	29.85	29.48	1.01	4012
250x60x2.0 LSB	4000	17.28	15.84	1.09	2511
250x60x2.0 LSB	3000	18.25	18.79	0.97	2511
200x60x2.0 LSB	4000	12.98	14.77	0.88	3524
200x60x2.0 LSB	3500	12.40	13.71	0.90	3524
200x45x1.6 LSB	3000	6.18	6.33	0.98	2097
125x45x1.6 LSB	1600	7.51	7.89	0.95	2704

Çizelge 6.2’de Anapayan ve diğerlerinin [36] deneylerinde kullandığı kesitlerin L_r uzunlukları gösterilmiştir. Çizelgede yer alan kesitlerin bir kısmı elastik bir kısmı elastik olmayan burkulma davranış bölgesi içerisinde. Bu nedenle sonlu elemanlar modelinin deneysel sonuçlara ne kadar yakınsadığı elastik ve elastik olmayan burkulma bölgeleri için ayrı ayrı değerlendirilmiştir.

Elastik olan kirişler deneysel verilere %97.04 oranında yakınsamıştır. Elastik sonuçların standart sapması %7.02 olarak hesaplanmıştır. Bu durumda Anapayan vd. [36]’nin yapmış olduğu deneyler içerisinde, uzunluğu kesitin L_r uzunluğundan fazla olan kirişlerde, diğer bir ifade ile elastik davranan kirişlerde nümerik sonuçlar %2.96’lık bir hata payı ile deneysel sonuçlarla uyumludur. Elastik olmayan kirişler ise deneysel verilere %96.70 oranında yakınsamıştır. Elastik olmayan sonuçların standart sapma değeri %4.38 olarak hesaplanmıştır. Anapayan ve diğerlerinin [36] test etmiş olduğu kiriş grubu içerisinde, uzunluğu kesitin L_r uzunluğundan kısa olan kirişlerde,

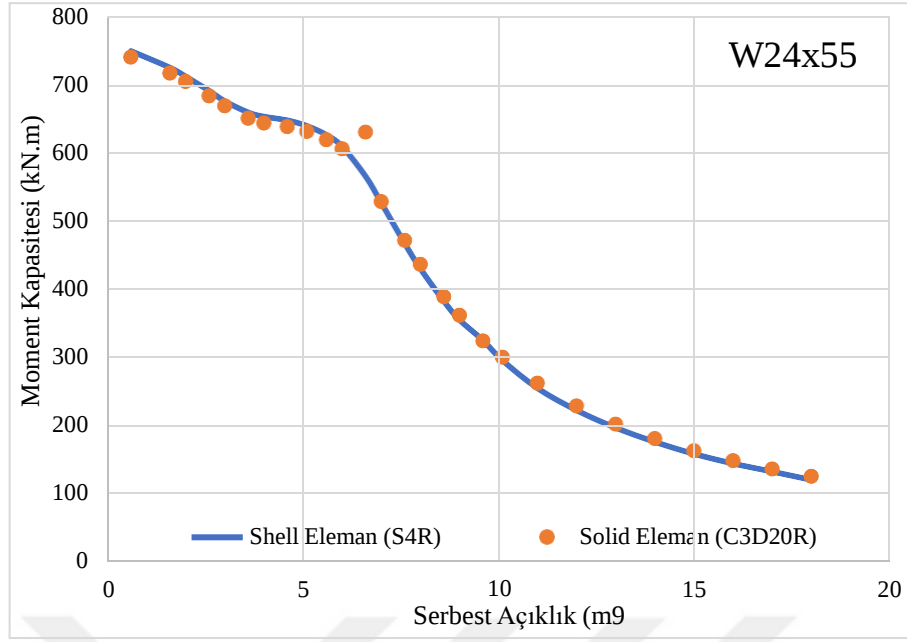
diğer bir ifade ile inelastik davranan kirişlerde nümerik modeller %3.30 oranında bir hata payı ile gerçek davranışı göstermiştir. Sonlu elemanlar modelinin doğrulanması amacıyla yapılan çalışmalar neticesinde modellenen tüm kirişler birlikte değerlendirildiğinde sonlu elemanlar modellerinin deneysel veriler ile %95.48 oranında uyum sağladığı görülmektedir.

6.1.3. Analizlerde Kullanılan Sonlu Elemanlar Modelinin Oluşturulması

Bu bölümde, analiz edilen kirişlerin sonlu eleman modelleri ve bu modellerin nasıl oluşturuldukları detaylı olarak anlatılmıştır.

6.1.3.1. Sonlu Eleman Türü ve Boyutu

Sonlu eleman modeli oluşturulurken analiz edilecek parçalar çubuk (frame), kabuk (shell) ve katı cisim (solid) olarak modellenebilmektedir. Analizlerde hangi eleman türünün kullanılacağını belirlemek için bir dizi çalışma yapılmış ve kabuk eleman ile katı cisim eleman arasında oluşan farkın düzeyi tespit edilmiştir. Bu amaçla seçilen W24x55 en kesitli kirişler S4R kabuk eleman ve C3D20R solid eleman kullanılarak modellenmiştir. Yapılan analizler sonucunda W24x55 kesiti için elde edilen moment kapasitesi/serbest açıklık grafikleri Şekil 6.9’da sunulmuştur.



Şekil 6.9. Katı cisim eleman (solid) ile kabuk eleman (shell) sonuçlarının karşılaştırılması

Şekil 6.9 incelendiğinde, kiriş serbest uzunluğu yaklaşık 7 m'ye kadar olan kirişlerde kabuk eleman modellerinin katı cisim modellerinden bir miktar daha yüksek moment taşıma güçleri ortaya çıkardığını, 7 m'den daha uzun açıklıklar için ise katı cisim modellerinden elde edilen sonuçların nispeten daha yüksek olduğu görülmüştür. Ayrıca S4R ve C3D20R elemanları kullanılarak yapılan analizler ile elde edilen karşılaştırmalı sonuçlara ilişkin detaylar Çizelge 6.3'de verilmiştir.

Çizelge 6.3. Kabuk eleman (S4R) ile katı cisim eleman (C3D8R) ile yapılan analiz sonuçları

	<u>S4R</u>	<u>C3D8R</u>	
Serbest Uzunluk (m)	Moment Kapasitesi (kN.m)	Moment Kapasitesi (kN.m)	Fark %
0.60	750.02	741.09	-1.21
1.60	725.50	717.43	-1.13
2.00	712.51	705.21	-1.04
2.60	691.55	684.03	-1.10
3.00	676.26	669.48	-1.01
3.60	659.69	650.90	-1.35
4.00	653.62	644.09	-1.48
4.60	648.12	638.90	-1.44
5.10	639.89	631.52	-1.32
5.60	626.69	619.69	-1.13
6.00	609.65	606.23	-0.56
6.60	565.90	630.60	10.26
7.00	527.04	528.63	0.30
7.60	467.29	471.89	0.97
8.00	430.29	436.38	1.40
8.60	382.55	389.09	1.68
9.00	355.03	361.50	1.79
9.60	324.98	323.92	-0.33
10.10	295.44	300.25	1.60
11.00	254.34	261.86	2.87
12.00	221.91	228.31	2.80
13.00	196.30	201.76	2.71
14.00	175.57	180.44	2.70
15.00	157.97	162.80	2.97
16.00	143.76	148.14	2.95
17.00	131.88	135.72	2.82
18.00	119.76	125.12	4.29

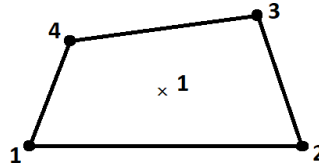
Katı (solid) eleman modellerinde kullanılan bilgisayarın kapasitesi analiz süresini ciddi oranda etkilemektedir. Yapılan literatür araştırmasına göre, sonlu elemanlar yöntemi ile analiz edilecek kirişlerin tanımlanmasında kabuk (shell) eleman kullanılmasının uygun olduğu görülmüştür. Ayrıca, Çizelge 6.3'te de gösterildiği üzere, her iki model ile yapılan analizler arasındaki farklar sınırlı olduğu için, mevcut çalışmada kabuk eleman modelleri tercih edilerek, yapılan analiz sayısının daha fazla olmasına olanak tanınmıştır. ABAQUS [14] sonlu elemanlar paket programının kütüphanesinde yer alan S4R kabuk elemanı, modellenen kirişlerin sonlu elemanlara ayrılmasında kullanılmıştır. S4R elemanı (Şekil 6.10) dört adet düğüm noktası bulunan dikdörtgen, üç boyutlu kabuk eleman olarak tarif edilmektedir ve isminde yer alan harflerin anlamları aşağıda açıklanmıştır.

S : Geleneksel gerilme/deplasman kabuk elemanı olduğunu,

4 : Elemandaki düğüm noktası (node) sayısını,

R : Azaltılmış entegrasyonu,

ifade etmektedir.

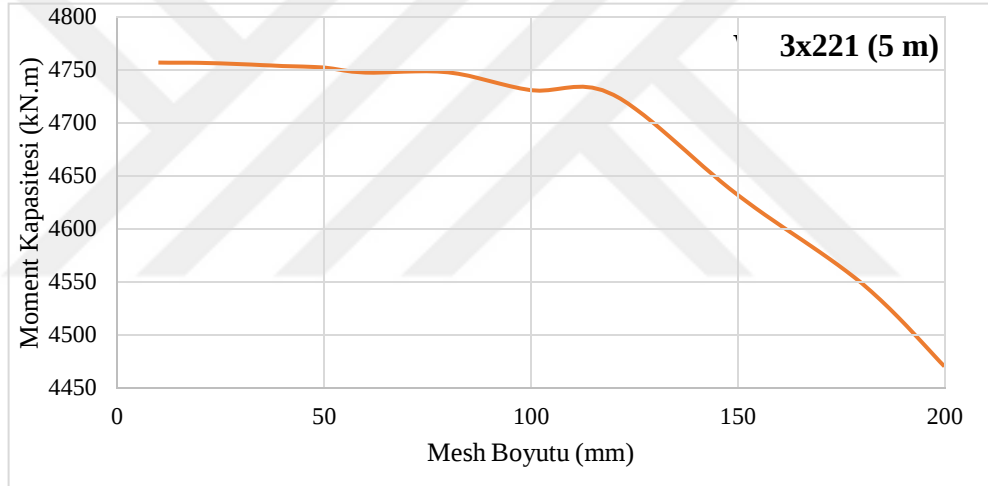


Şekil 6.10. S4R elemanının teorik şekli

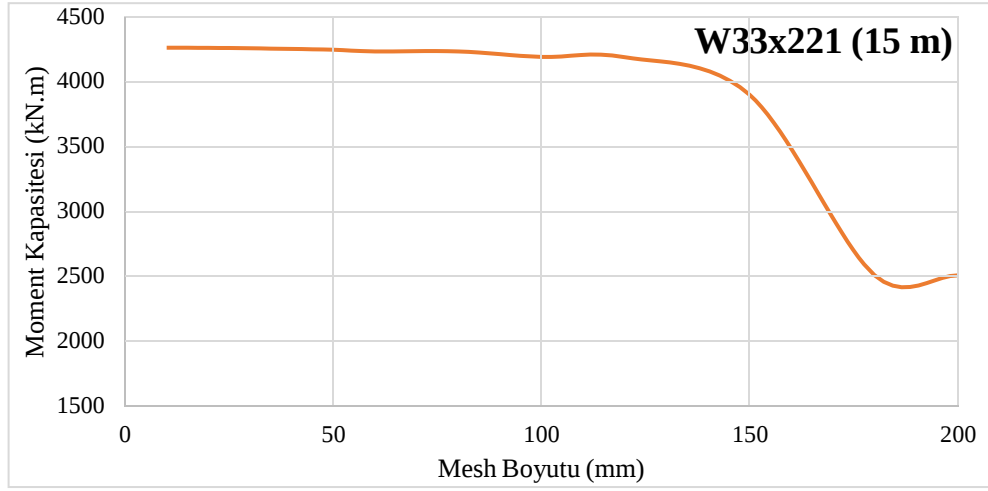
ABAQUS [14] ile oluşturulan sonlu eleman modellerinde sonuçların doğruluğuna ve tutarlılığına etki eden temel faktörlerden biri sonlu eleman ağının sıklığı ve düzenidir. Bu amaçla en uygun mesh boyutu belirlenmeye çalışılmıştır. Yapılan sonlu eleman ağı yakınsama (mesh convergence) çalışması ile doktora tezi kapsamında yer alan çift simetri eksenli I en kesitli çelik kirişlerin nümerik modellerinde kullanılan sonlu eleman ağının boyutunun 20mm x 20mm olmasının uygun olduğuna karar verilmiştir.

Sonuçların tutarlı olması için sonlu eleman ağı boyutunun değişken olmaması gerekmektedir ve bu nedenle her kiriş için 20 mm sonlu eleman boyutu tercih edilmiştir.

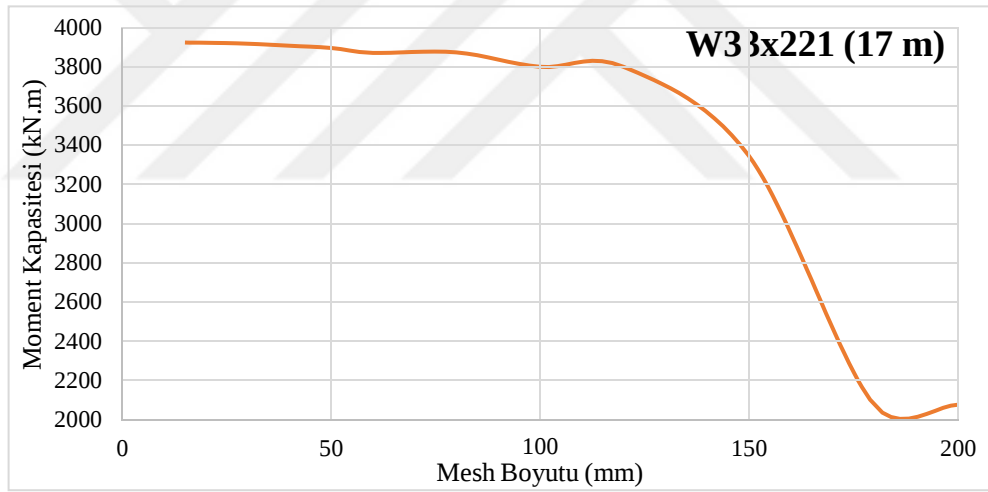
Yapılan sonlu eleman ağı yakınsama analizlerinin sonuçları Şekil 6.11-Şekil 6.15’te gösterilmektedir. Şekil 6.11-Şekil 6.15’teki grafikler incelendiğinde sonlu eleman ağı boyutunun 10mm ile 50 mm arasında olduğu durumlarda sonuçların birbirine çok yakın olduğu görülmektedir.



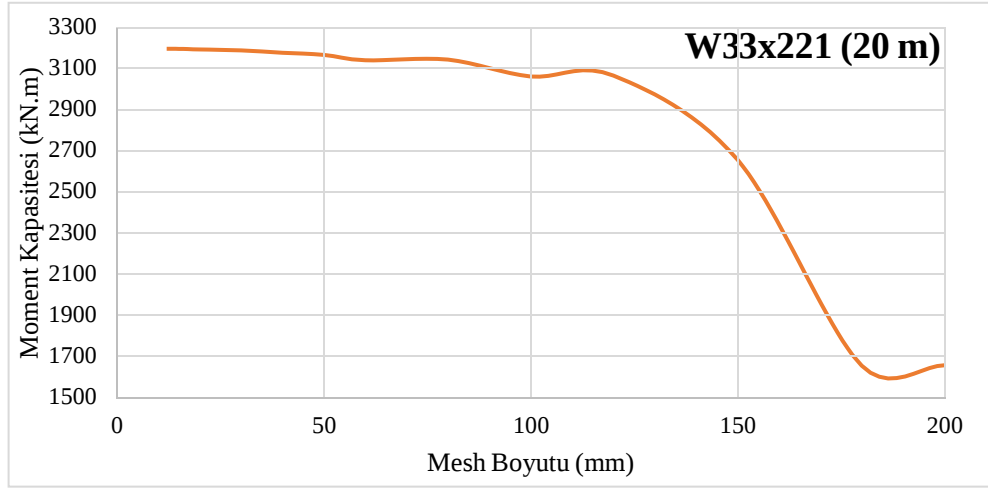
Şekil 6.11. W33x221 en kesitli 5 m uzunluğundaki kirişin sonlu eleman ağı yakınsama analizi sonucu



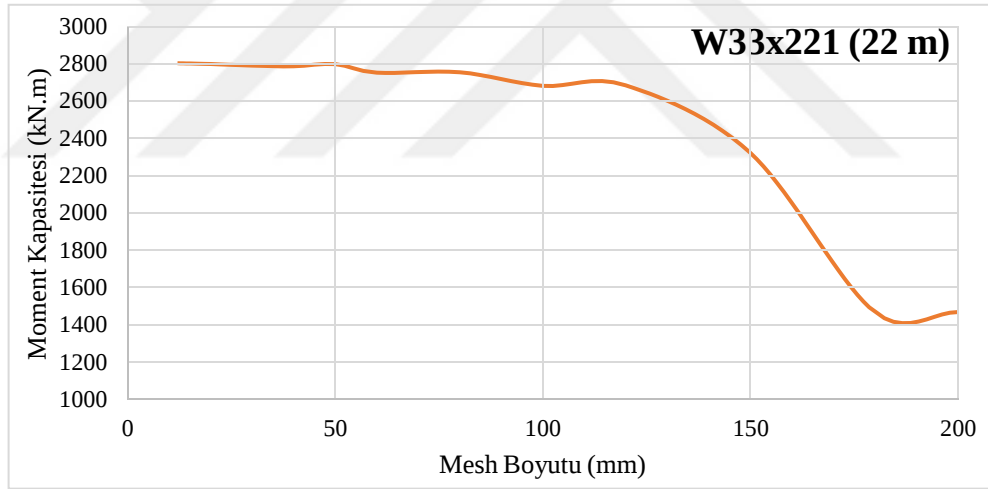
Şekil 6.12. W33x221 en kesitli 15 m uzunluğundaki kirişin sonlu eleman ağı yakınsama analizi sonucu



Şekil 6.13. W33x221 en kesitli 17 m uzunluğundaki kirişin sonlu eleman ağı yakınsama analizi sonucu

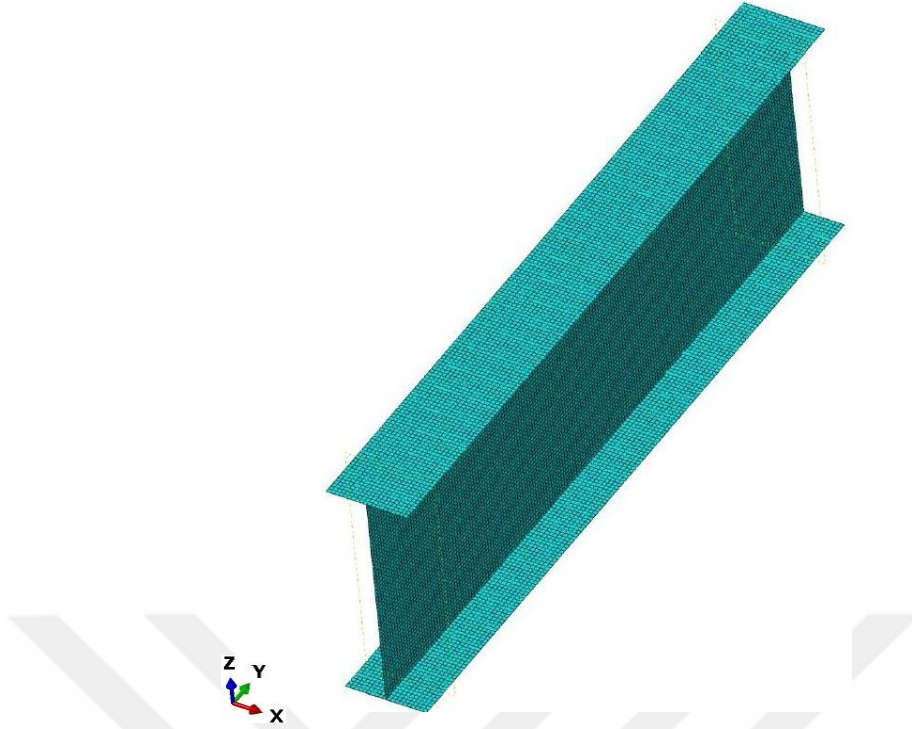


Şekil 6.14. W33x221 en kesitli 20 m uzunluğundaki kirişin sonlu eleman ağı yakınsama analizi sonucu



Şekil 6.15. W33x221 en kesitli 22 m uzunluğundaki kirişin sonlu eleman ağı yakınsama analizi sonucu

Çalışma kapsamında ABAQUS [14] ile modellenen bir kirişin sonlu elemanlara ayrılmış hali Şekil 6.16’te gösterilmektedir.



Şekil 6.16. Sonlu eleman ağı oluşturulmuş W44x230 kesitli kiriş modeli

ABAQUS [14] ile modellenen kiriş kesitlerinde başlık ile gövde birleşim bölgeleri bir birine dik olacak şekilde modellenmiştir. Yönetmelik formüllerinin kullanıldığı çözümlerde de kesitin geometrik özellikleri nümerik model ile uyumlu olacak şekilde ayrıca analitik olarak hesaplanmıştır.

6.1.3.2. Geometrik Ön Kusur Tanımlanması

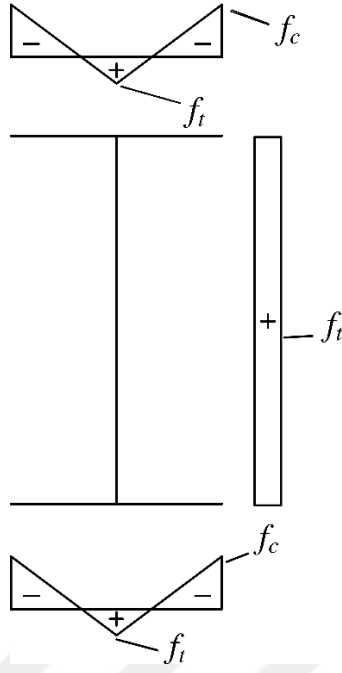
Sonlu elemanlar programlarının kullanıldığı nümerik modellerde elemanların gerçek davranışını yansıtacak sonuçların elde edebilmesi için geometrik ön kusur tanımlanmaktadır. Literatürde yanal burulmalı/buruşmalı burkulma davranışının gözlenmesi için genellikle kirişler açıklığının 1/2000 ve daha büyük oranda ön kusurlu olarak modellenmiştir [[39] [41] [62] [64]]. Modele uygulanacak ön kusurun analiz sonuçlarını etkilemeyecek şekilde çok küçük bir düzeyde tanımlanmasının daha uygun

olacağı değerlendirilmiştir. Yapılan çalışma kapsamında geometrik ön kusur dikkate alınmış ve modellenen kirişler açıklığın 1/5000'i oranında eğrilikle modellenmiştir. Kirişlerde burulma yönünde (eleman boyuna eksenine göre) bir başlangıç ön kusuru tanımlama ihtiyacı duyulmamıştır.

6.1.3.3. Artık gerilmelerin tanımlanması

Sıcak hadde mamullerinin farklı bölgelerindeki soğuma farklarından kaynaklanan ve genellikle statik denge halinde olan gerilmelere artık gerilmeler adı verilir. Artık gerilmeler elastik gerilmelerdir ve alabileceği en büyük değer malzemenin akma gerilmesidir [65]. Söz konusu artık gerilmeler malzemenin performansını etkilemektedir, bu nedenle yapıların emniyeti açısından mühendisler tarafından da önemsenmelidir. Ancak genel olarak tasarım aşamasında önemli güvenlik katsayıları kullanıldığından artık gerilme etkileri göz ardı edilmektedir.

Artık gerilmelerin analitik yöntemler ile belirlenmesi oldukça zordur ve bu nedenle genellikle birtakım deneysel teknikler kullanılarak yaklaşık olarak hesaplanabilirler. Ayrıca sonlu elemanlar yöntemi ile artık gerilmelerin belirlenmesi mümkündür. Bu doğrultuda elasto-plastik olarak elde edilen gerilmelerden elastik gerilmeler çıkarılarak elde edilebilir [66]. Artık gerilmeler; yorulma dayanımına, yıpranma etkilerine, deformasyonlara, korozyon çatlamasına, çatlak başlangıcına, çatlak yayılmasına etki etmektedir. Literatürde yer alan çalışmalar genel olarak Galambos ve Ketter [67] tarafından önerilen Şekil 6.17'de gösterilen artık gerilme dağılımını referans almaktadır.



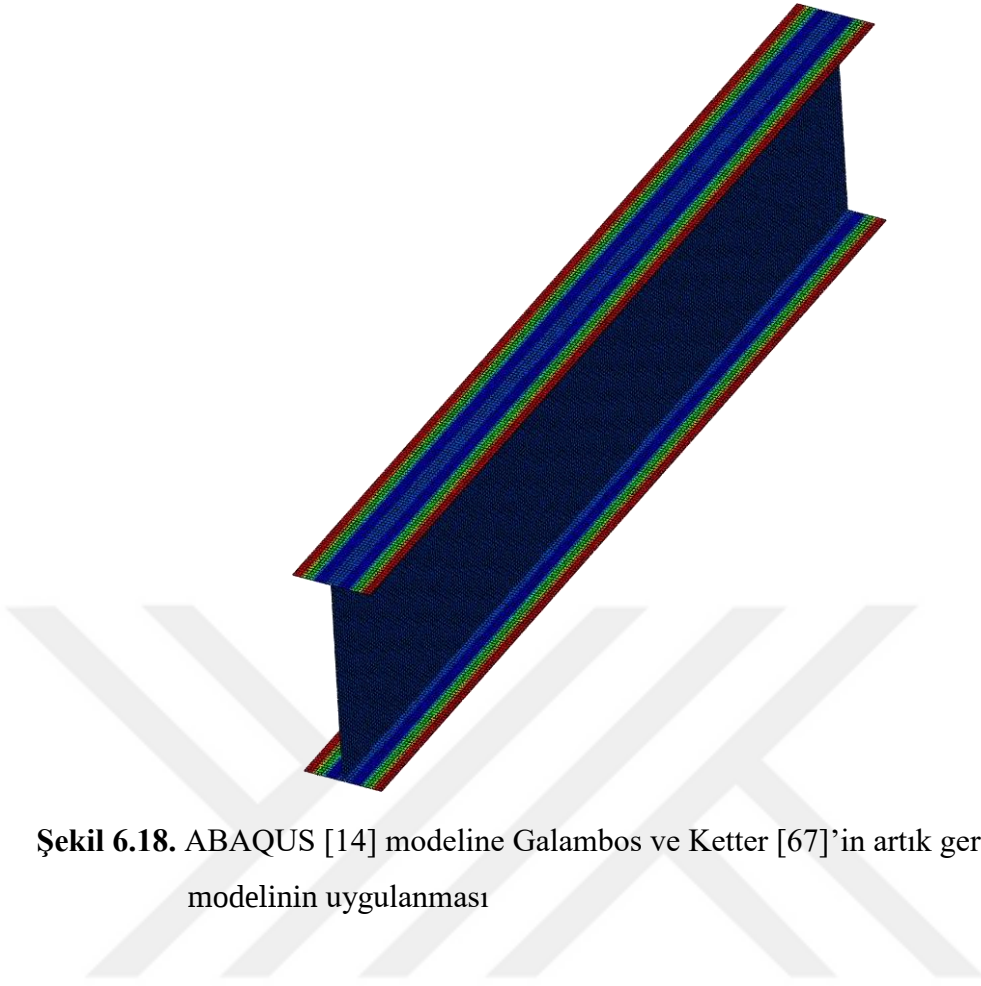
Şekil 6.17. Galambos ve Ketter [67]'in artık gerilme modeli

Bu modelde gösterilen gerilme büyüklükleri, aşağıdaki formüller yardımıyla hesaplanmaktadır:

$$f_c = 0.3 f_y \quad (6.1)$$

$$f_t = \frac{f_c b_f t_f}{f_c t_f + t_w (d - 2t_f)} \quad (6.2)$$

Sonlu elemanlar modeli oluşturmasında Şekil 6.17'de verilen artık gerilme dağılımının uygulanmış hali Şekil 6.18'da gösterilmektedir.



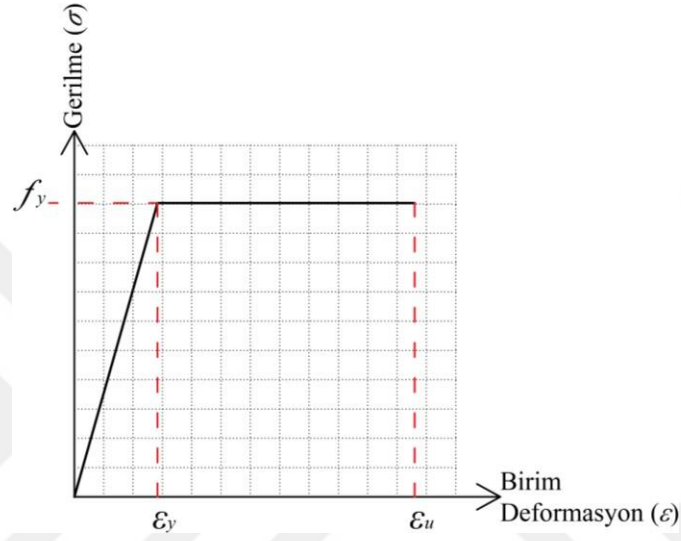
Şekil 6.18. ABAQUS [14] modeline Galambos ve Ketter [67]’in artık gerilme modelinin uygulanması

6.1.3.4. Malzemenin Tanımlanması

Analizlerde kullanılan kirişlerin tümünün S355 kalitesinde çelik malzemeden yapıldığı kabul edilmiştir ve elemanlar arasında malzeme özellikleri özdeş tutularak, analiz sonuçlarının malzeme özelliklerinden etkilenmemesi amaçlanmıştır. Bilindiği üzere çelik malzemenin dayanımı arttıkça burkulma davranış şekilleri daha kritik hale gelmektedir. Bunun temel sebebi, malzeme dayanımı arttıkça malzemenin kapasitesine ulaşması için uygulanması gereken yük değerlerinin de artması ve bu yüksek yük değerlerine ulaşılmadan önce burkulmanın ortaya çıkma ihtimalinin daha yüksek hale gelmesidir. Bu bağlamda, kirişlerde S235 ve S275 çelik sınıfları yerine piyasada sıklıkla bulunan ve yüksek dayanımlı çelik olarak da isimlendirilen S355 (St52) çeliği tercih edilmiştir. Bunun için ABAQUS [14] paket programının “material” modülünden gerekli bilgiler girdi olarak tanımlanmıştır.

Analizlerde, Şekil 6.19’de gösterilen ideal elastik-plastik gerilme-birim deformasyon ilişkisi kullanılmıştır.

Malzemenin; akma dayanımı 355 MPa, elastisite modülü 200 GPa, poisson oranı 0.3 olarak tanımlanmıştır.



Şekil 6.19. İdeal elastik-plastik malzeme modeli

6.1.3.5. Analiz Adımının Tanımlanması

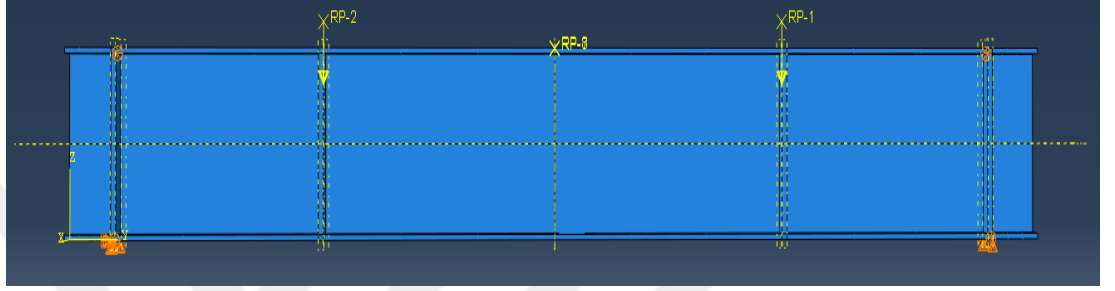
Analizlerde kuvvet, moment veya deplasman yüklemesinin statik olarak yapılması uygun olmaktadır. Bunun için analizler, ABAQUS [14] programının “step” sekmesinden genel statik analiz (“static general”) seçeneği yardımıyla yapılmıştır.

6.1.3.6. Mesnet ve Yükleme Şartlarının Tanımlanması

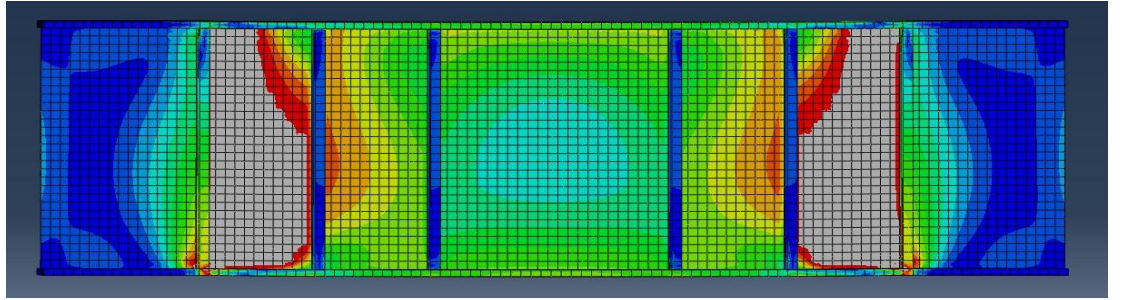
Analizler sırasında her bir kiriş için aynı yükleme ve mesnet şartlarının oluşturulması sonuçların tutarlılığı açısından önemlidir. Her kiriş uzunluğu için uygun olacak yükleme şeklinin seçilmesi amacıyla bir dizi çalışma yapılmıştır. Çalışma sürecinde denenmiş olan farklı yükleme şartları ve bu yükleme şartları sebebiyle ortaya çıkan bazı olumsuzluklar aşağıda özetlenmiştir:

- Kiriş açıklık ortasında üst başlık üzerindeki sonlu eleman düğüm noktalarına konsantre yük uygulanması denenmiştir. Bu durumda kirişin yük uygulanan kısımlarına berkitme levha konulması gerekmektedir. Aksi takdirde yük uygulanan bölgede üst başlık deforme olmaktadır. Açıklık ortasına berkitme levha konularak analiz gerçekleştirildiğinde oluşan eğilme momenti etkisiyle açıklık ortasında akmanın başladığı anı belirlemek berkitme levha ve yükleme çevresinde oluşan akma nedeniyle yanıltıcı olmaktadır. Diğer bir ifade ile, açıklık ortasına tekil yük uygulanan basit mesnetli bir kirişte maksimum moment, açıklık ortasında oluşmaktadır ve genellikle akma ilk olarak bu bölgede gerçekleşmektedir. Bu durumda ilgili bölgelerdeki sonlu elemanlar ağı düğüm noktası çevresinde akma meydana geldiğinden, oluşan akmanın eğilme momenti etkisiyle mi yoksa konsantre yük etkisiyle mi oluştuğu belirlenememektedir.
- Yüklemenin açıklık ortasında tek noktadan yapılması yerine, açıklık ortasına eşit uzaklıktaki iki noktadan yapıldığı iki noktalı yükleme düzeni de denenmiştir. Bu durumda kiriş açıklığının 1/4 ve 3/4 'lük kısımlarında üst başlık üzerine konsantre yük uygulanmıştır (Şekil 6.20). Bu senaryoda da kirişin yük uygulanan kısımlarında berkitme levha kullanılmıştır. Bu yükleme koşulları altında kiriş merkez bölgesi sabit moment etkisi altındadır. Bu sabit momentin olduğu yerdeki akma durumu takip edilebilmektedir. Ancak özellikle kirişlerin L_p uzunluklarını belirleme aşamasında mesnet bölgelerinde

kesme gerilmeleri yığılması sebebiyle, kiriş eğilme kapasitesine ulaşmadan kesme gerilmelerinin etkisi ile göçmeye ulaşmaktadır (Şekil 6.21). Bu çalışmada temel amaç, salt eğilme davranışına ulaşması hedeflenen bir kirişin yanal buruşmalı burkulma etkisiyle erken göçmeye ulaşmasının araştırılmasıdır. Bu sebeple, mesnet bölgelerindeki kesme kaynaklı erken göçmeler uygun görülmemiş ve bu yükleme düzeninden de vazgeçilmiştir.



Şekil 6.20. İki noktalı yükleme (dört nokta eğilme testi) düzenine ait sonlu elemanlar modeli



Şekil 6.21. İki noktalı yükleme düzeninde berkitme levha sayısı artırılmış kirişin analiz sonrası mesnet bölgelerinde gözlenen kesme gerilmesi yığılmaları

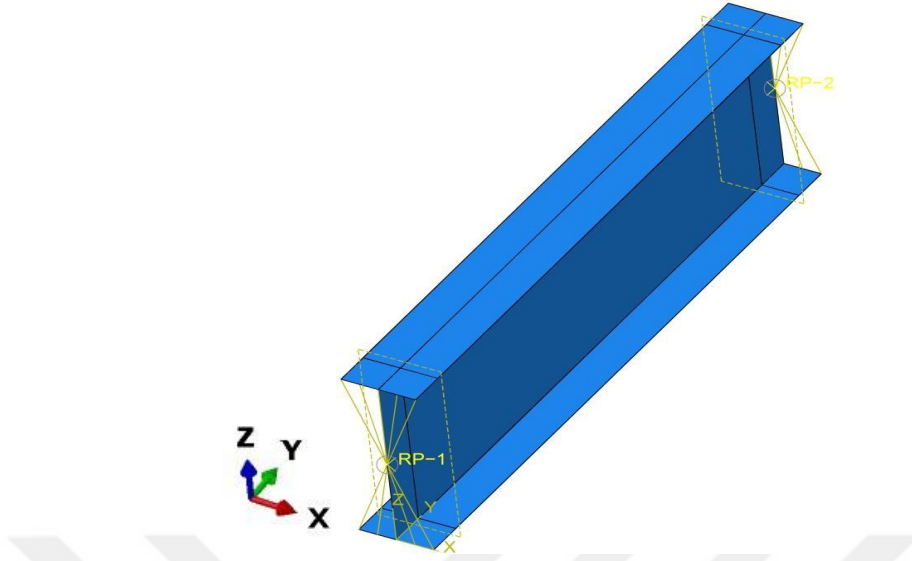
- Yüklemenin; kiriş üst başlığındaki gövde kesiti hizasındaki sonlu eleman düğüm noktaları boyunca çizgisel yük şeklinde uygulanması durumu değerlendirildiğinde, berkitme levha kullanılmasına gerek duyulmamıştır. Ancak yukarıda denenen diğer düşey yükleme türlerinde karşılaşıldığı gibi

özellikle L_p sınırının belirlenmeye çalışıldığı kısa kirişlerde kesme durumu kritik olmaktadır. Bu nedenle yukarıda açıklanan yükleme düzenleri analizlerde kullanılmamıştır.

Düşey doğrultuda kuvvet uygulanması şeklinde yapılan yükleme düzenlerinde kesme durumu kritik olmakta, kirişler eğilme kapasitesine ulaşmadan kesme ile göçmektedirler. Sabit moment yüklemesi uygulanarak analiz yapıldığında mesnet bölgelerinde kesme gerilme yığılması durumu oluşmamaktadır. Bu durumda kiriş açıklığının herhangi bir kısmında gözlenen akmanın, eğilme momenti etkisiyle ortaya çıktığı kesinleşmektedir. Ayrıca; sabit moment yüklemesi yapıldığı durumda mesnet bölgeleri de dahil olmak üzere kiriş üzerinde ayrıca berkitme levha modellenmesine gerek kalmamaktadır. Bilindiği üzere, berkitmeler (düşey ara rijitlik levhaları) gövde plakasının stabilitesine katkı yapmakta ve yanal buruşmalı burkulma davranışının ortaya çıkmasını güçleştirmektedir. Dolayısıyla, berkitme ilavesine ihtiyaç kalmaması ve modellerin berkitme içermemesi çalışmada beklenen davranışın ortaya çıkması açısından da son derece önemlidir. Yapılan çalışma kapsamında sabit moment etkisi altında analiz edilen kirişlerin yanal burulmalı/buruşmalı burkulmaya maruz kaldıkları gözlenmiştir. Yükleme şartlarını belirlemek için yapılan bir dizi çalışma, doktora tezi kapsamında analiz edilen kirişlerin sabit moment altında değerlendirilmesinin uygun olduğunu göstermiştir.

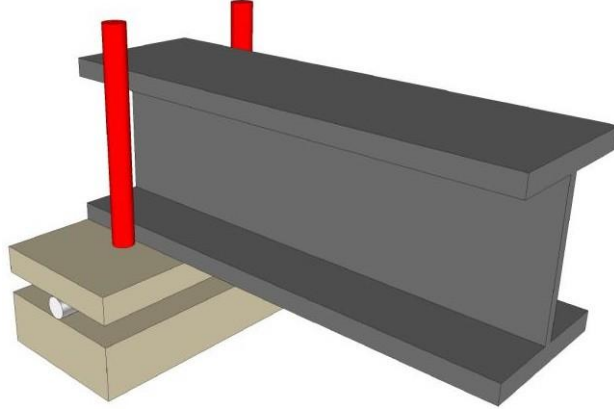
Sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak analiz edilen kirişlerin mesnetlenme şartları analiz sonuçlarına büyük oranda etki etmektedir. Bu nedenle sonlu elemanlar modelinde mesnetler gerçek durumu en uygun yansıtacak şekilde seçilmelidir. Kirişlerin sabit moment etkisi altında analizinin yapılabilmesi için literatürde çatal mesnet olarak adlandırılan mesnet şartları uygulanmıştır.

ABAQUS [14] programında modellenen elemanlar için x yatay, z düşey ve y boyuna eksen doğrultularını ifade etmektedir. Şekil 6.22’de bu yönler gösterilmiştir.



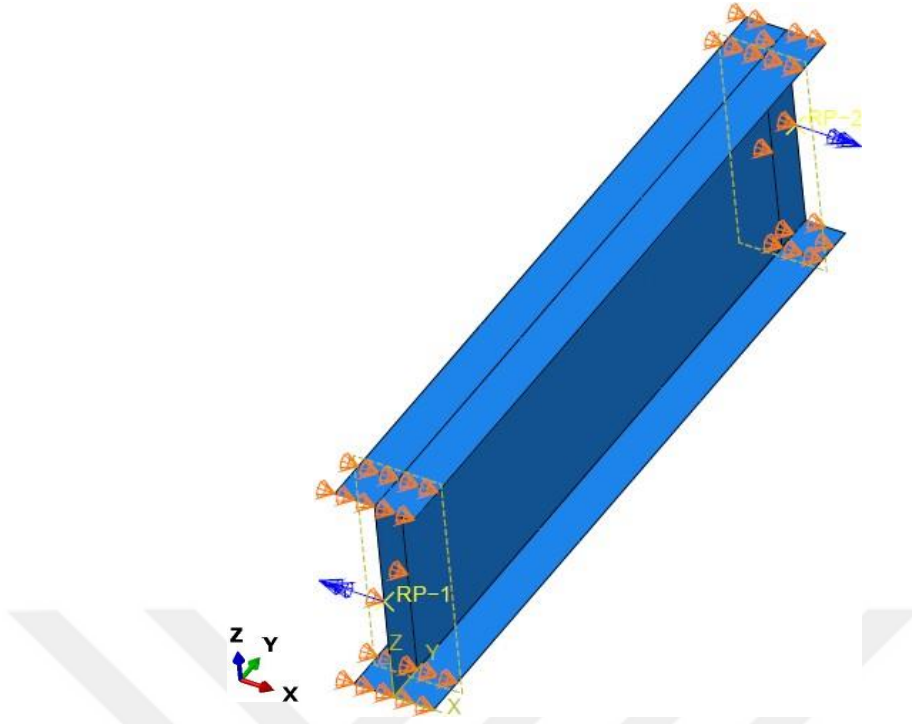
Şekil 6.22. ABAQUS [14] programında x-y-z yönleri

Şekil 6.23'te teorik şekli gösterilen çatal mesnet sınır koşulları, her iki kiriş ucu için de geçerlidir. Bunun için kirişlerin çatal mesnet hizasına gelen kısımlarının yanal yöndeki hareketinin sınırlandırılması gerektiği Şekil 6.23'ten görülmektedir. Bu amaçla, modellenen kirişlerin her iki ucunda yer alan 200 mm uzunluğundaki kısımlar x doğrultusunda (yanal) ötelenmeye karşı tutulmuş, kiriş uçlarında sabit moment yükleme yapılacağından x eksenine göre dönme serbest bırakılmıştır. Yanal ötelenme kiriş yüksekliği boyunca tutulu olduğu için, kiriş sonlarında burulma dönmesi (y eksenine göre dönme) engellenmiştir. Bu sınır durumları, kirişin her iki ucunda da her iki asal eksene göre basit mesnet şartlarına sahip olduğunu, ancak boyuna eksene göre ise dönmeye izin verilmediğini göstermektedir. Son olarak, kiriş sonlarında boyuna yöndeki ötelenmelere izin verilerek, kirişin serbestçe çarpılmasına müsaade edilmiştir.

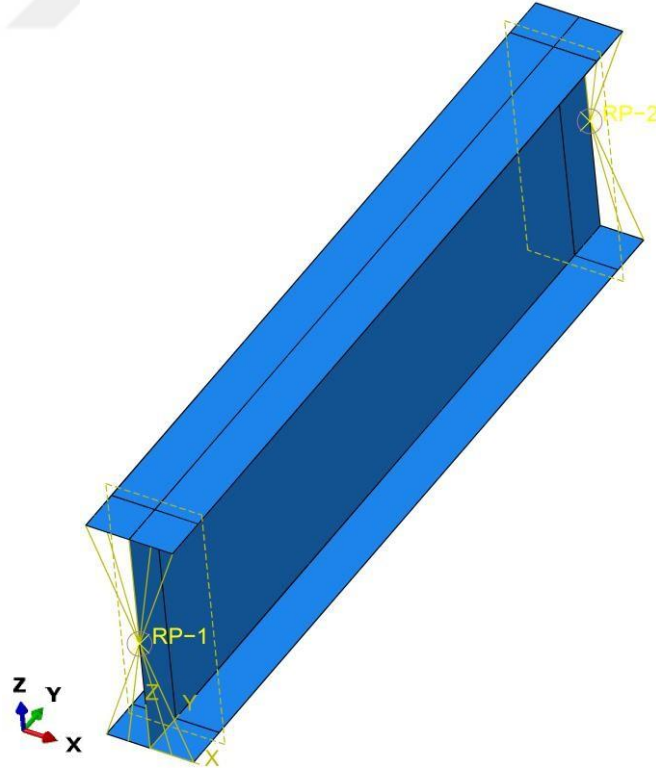


Şekil 6.23. Teorik olarak çatal mesnet

Sonlu eleman analizlerinde temel olarak kuvvet kontrollü ve deplasman kontrollü analizler yapılmaktadır. Yapılan araştırmalar ve analizler deplasman kontrollü yürütülen analizlerin kuvvet kontrollü analizlere göre daha hızlı sonuca ulaştırdığı ve bu analizlerde yakınsama problemlerine daha az rastlandığını göstermiştir. Kirişlerin her iki ucuna da x eksenine doğrultusunda dönme deplasmanı uygulanmıştır. Deplasmanın kiriş uçlarındaki tüm düğüm noktalarına homojen bir şekilde dağılımının sağlanması için uç noktadaki referans noktaları (Şekil 6.25’te RP1, RP2) program içerisinde yer alan “coupling constraints” modülü ile bağlanmıştır. Bu sayede kiriş uçlarında analiz süresince her bir adımda eşit dönme deplasmanı verilerek kiriş boyunca düzgün yayılı moment etkisi sağlanmıştır. Yükleme durumuna ait taslak Şekil 6.24’te gösterilmiştir.



Şekil 6.24. W44x230 en kesitli kirişe ait yükleme ve mesnet koşulları



Şekil 6.25. W44x230 en kesitli kiriş uçlarının referans noktaları ile bağlantısı

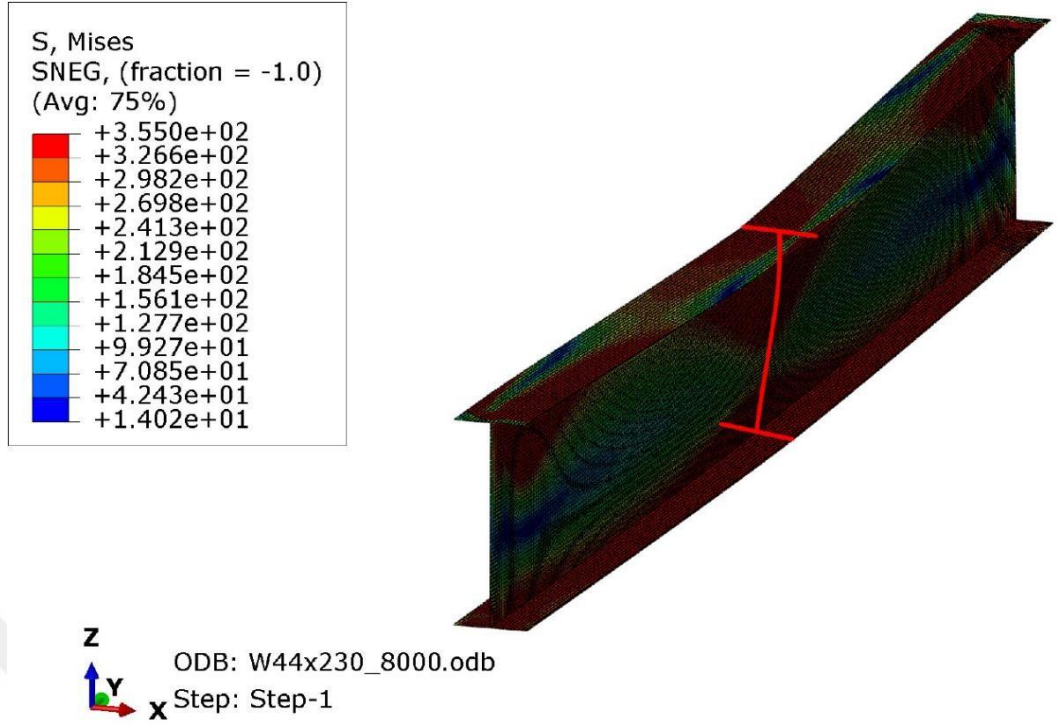
Analizlerde kullanılan kirişleri daha hızlı bir şekilde modelleyebilmek için Python [68] programlama dili kullanılarak komut dosyası (script) oluşturulmuş ve ABAQUS [14] programının komut dosyası çalıştırıcı modülünden faydalanılmıştır.

6.1.4. Analiz Sonuçlarının Elde Edilmesi

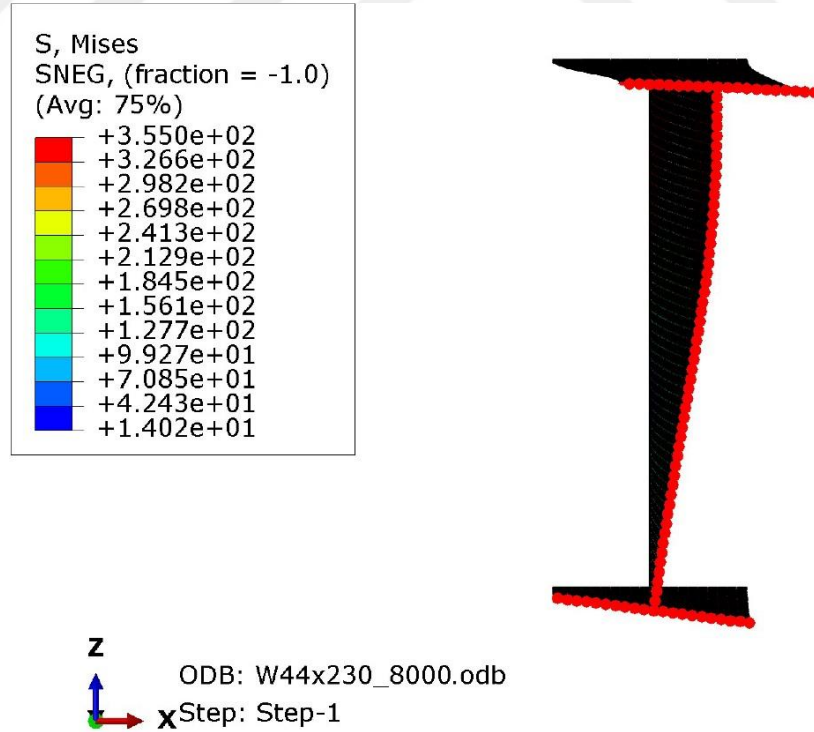
Doktora çalışması süresince sonlu elemanlar paket program ile yaklaşık 18000 analiz gerçekleştirilmiş ve 105 adet Amerikan kesit için moment-açıklık grafikleri elde edilmiştir.

6.1.5. Analizi Yapılan Kirişlerin Bazılarının Burkulma Şekilleri

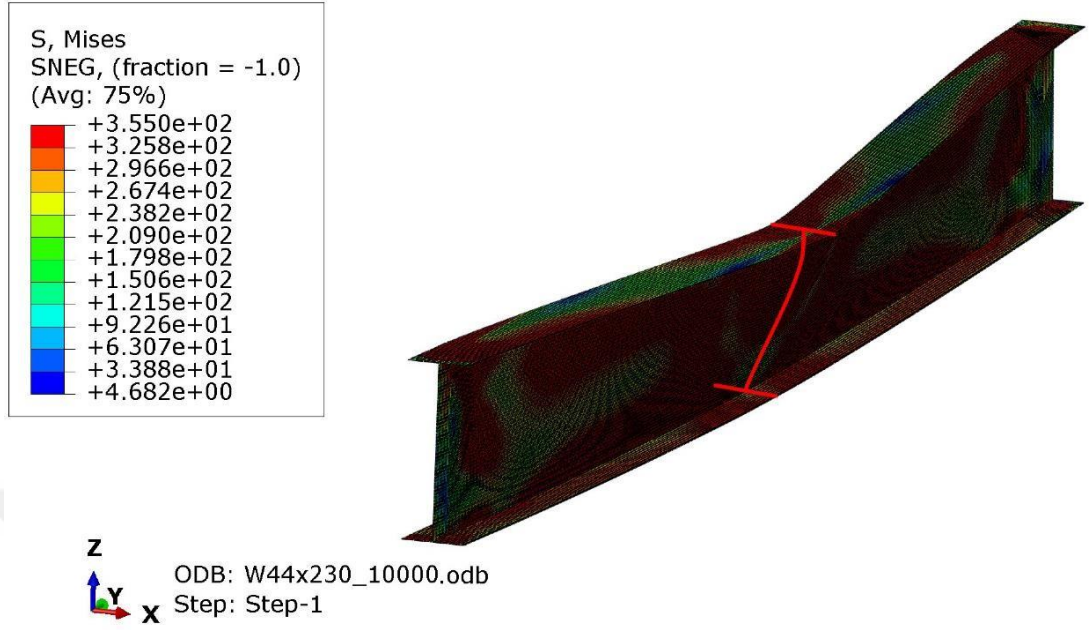
Statik analiz yapılan kirişlerin bazılarına ait burkulma durumları Şekil 6.26-Şekil 6.38’da gösterilmiştir. Bu şekiller, farklı kiriş uzunlukları için ortaya çıkan gövde buruşmalarını açıkça göstermektedir. Özellikle kesit görünüşlerinin yer aldığı şekiller incelendiğinde, gövde levhasındaki buruşmaların etkisiyle üst başlık ve alt başlık dönme açıları arasında ciddi bir tutarsızlık ortaya çıktığı ve özellikle gövde levhasındaki akma ve yumuşamanın kesit bütünlüğünü tamamen ortadan kaldırdığı görülmektedir. Bu buruşmaların neticesinde, kiriş kesitinin bir bütün olarak hareket edememesi sonucu kiriş burulma ve çarpılma rijitliklerinin önemli derecede etkileneceği ve burkulma yükleri ile sınır uzunluklarının değişeceği aşıkardır. Yine şekillerden anlaşılması ve fark edilmesi gereken en önemli sonuçlardan biri de kiriş uzunluğu arttıkça buruşmanın azalmaya ve ortadan kalkmaya başlaması ve yanal buruşmalı burkulmanın orta uzunluktaki kirişler için önemli bir sorun olmasıdır.



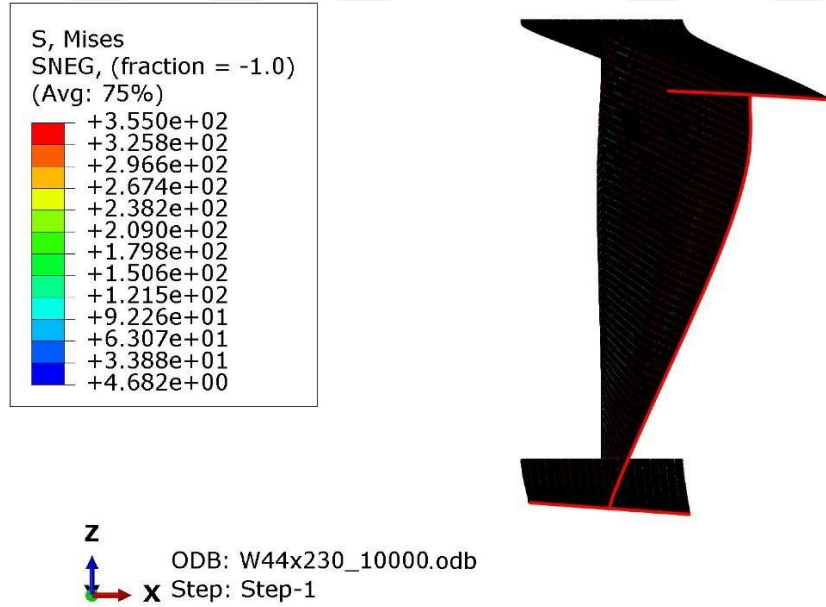
Şekil 6.26. W44x230 en kesitli 8 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli



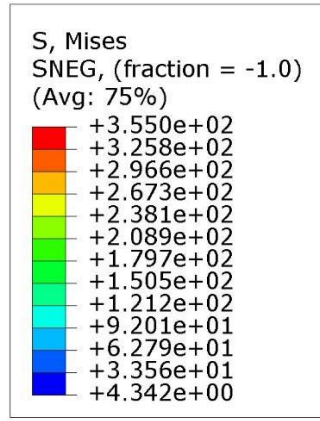
Şekil 6.27. W44x230 en kesitli 8 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü



Şekil 6.28. W44x230 en kesitli 10 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli

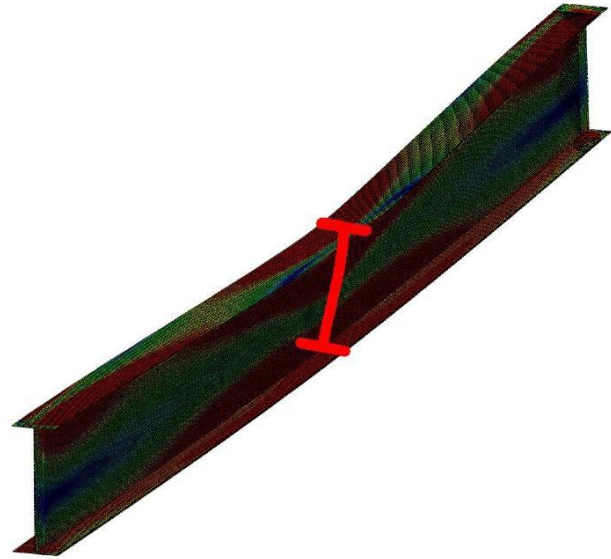
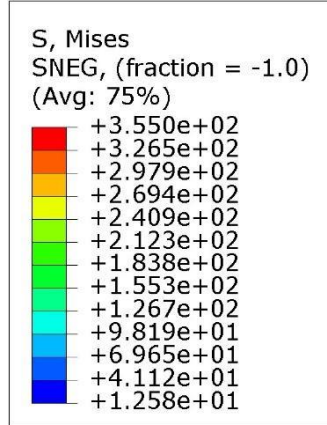


Şekil 6.29. W44x230 en kesitli 10 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü



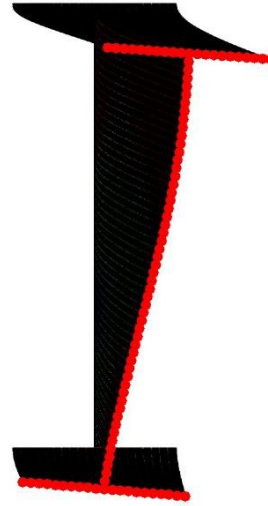
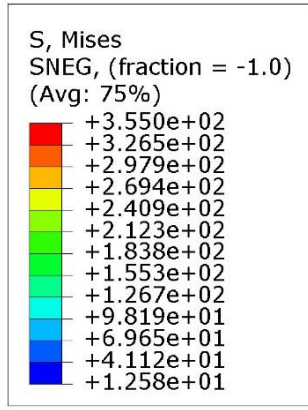
z
↑
x
ODB: W44x230_11000.odb
Step: Step-1

Şekil 6.30. W44x230 en kesitli 11 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü



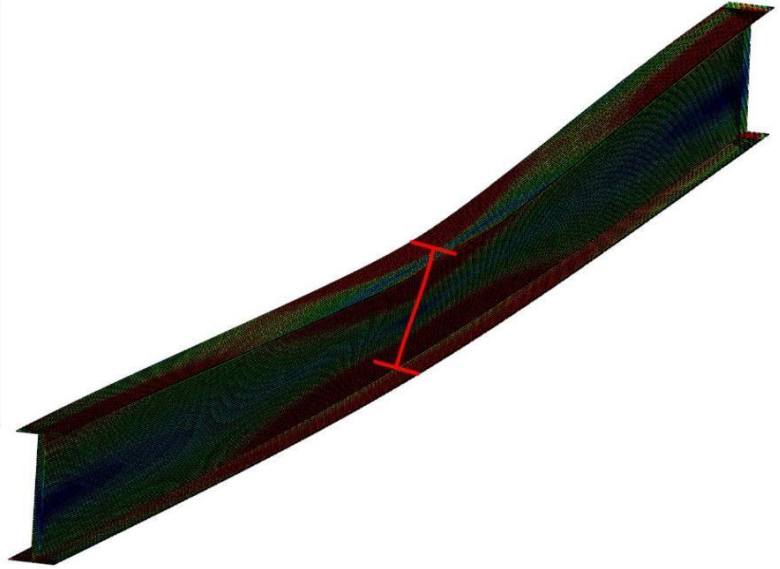
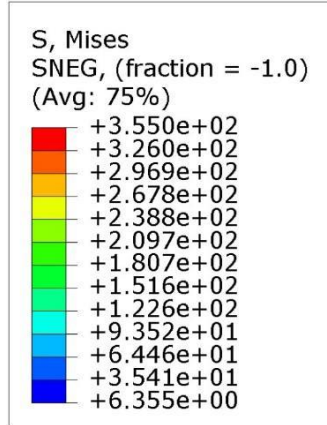
z
↑
y
x
ODB: W44x230_12500.odb
Step: Step-1

Şekil 6.31. W44x230 en kesitli 12.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli



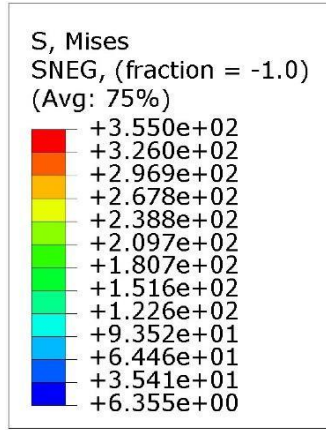
Z
ODB: W44x230_12500.odb
Step: Step-1
X

Şekil 6.32. W44x230 en kesitli 12.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü



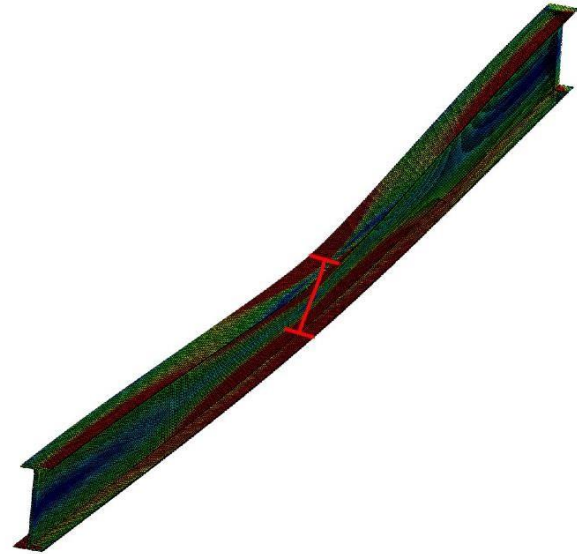
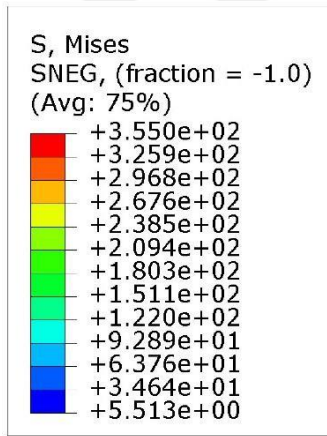
Z
ODB: W44x230_19000.odb
Step: Step-1
Y
X

Şekil 6.33. W44x230 en kesitli 19 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli



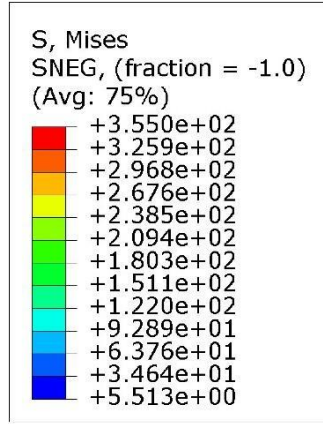
Z
ODB: W44x230_19000.odb
Step: Step-1
X

Şekil 6.34. W44x230 en kesitli 19 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü



Z
ODB: W44x230_21500.odb
Step: Step-1
Y
X

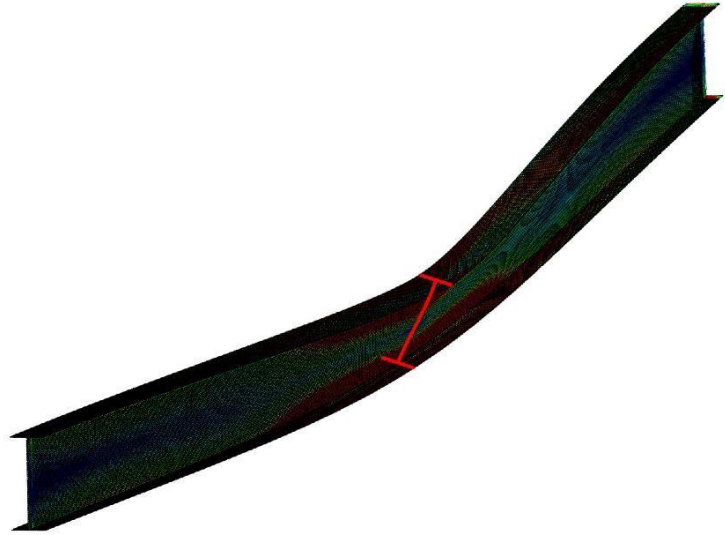
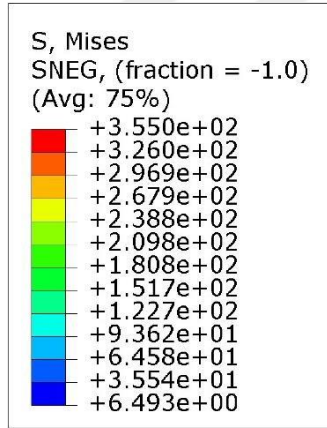
Şekil 6.35. W44x230 en kesitli 21.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli



z
↑
x
→

ODB: W44x230_21500.odb
Step: Step-1

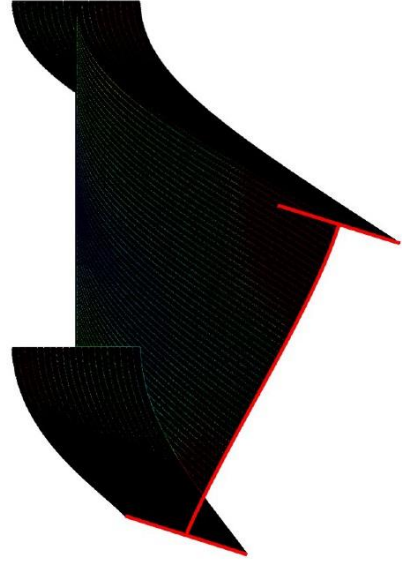
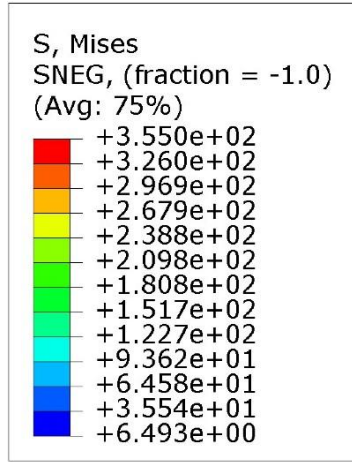
Şekil 6.36. W44x230 en kesitli 21.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü



z
↑
y
→
x
→

ODB: W44x230_35500.odb
Step: Step-1

Şekil 6.37. W44x230 en kesitli 35.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası şekli

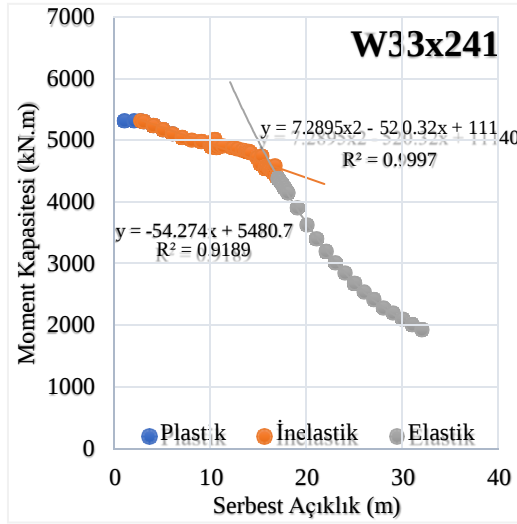


Z
↑
↓
X ODB: W44x230_35500.odb
Step: Step-1

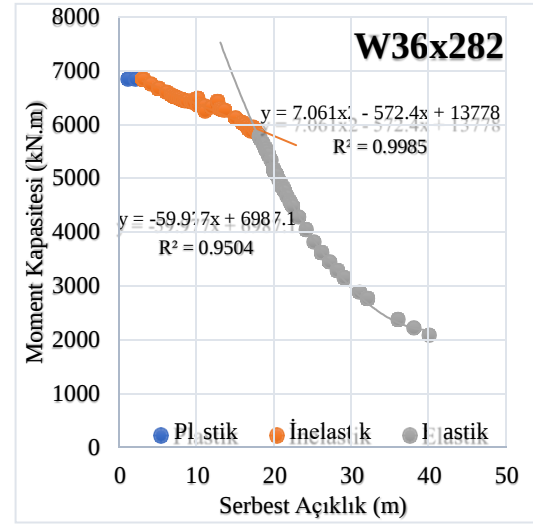
Şekil 6.38. W44x230 en kesitli 35.5 m uzunluğundaki kirişin analiz sonrası kesit görünüşü

6.1.6. Kirişlerin Moment/Uzunluk Grafikleri

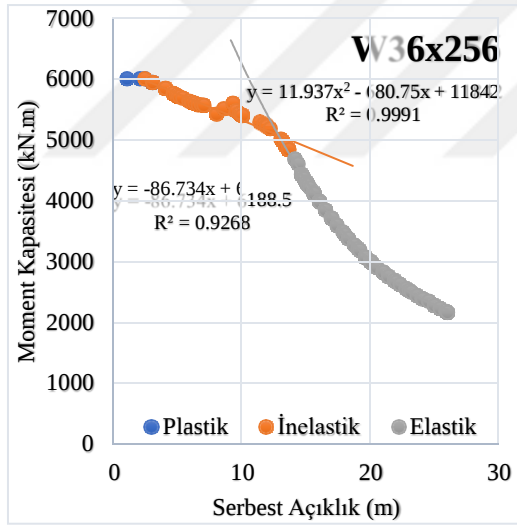
Sonlu elemanlar yöntemiyle analiz edilen kesitlerin bazılarına ait moment/serbest açıklık grafikleri Şekil 6.39-Şekil 6.48 da gösterilmiştir.



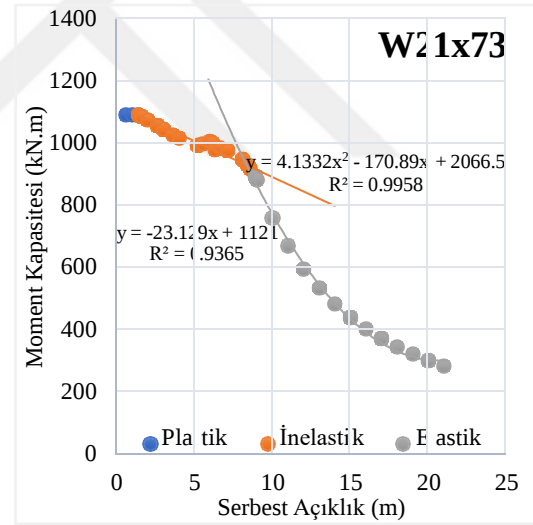
Şekil 6.39. W33x241 kesiti M/L Grafiği



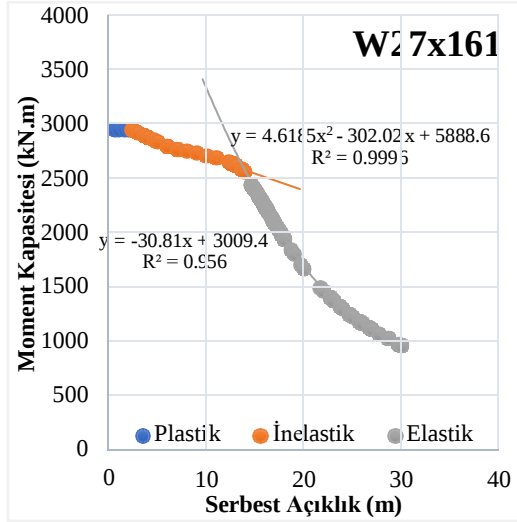
Şekil 6.40. W36x282 kesiti M/L Grafiği



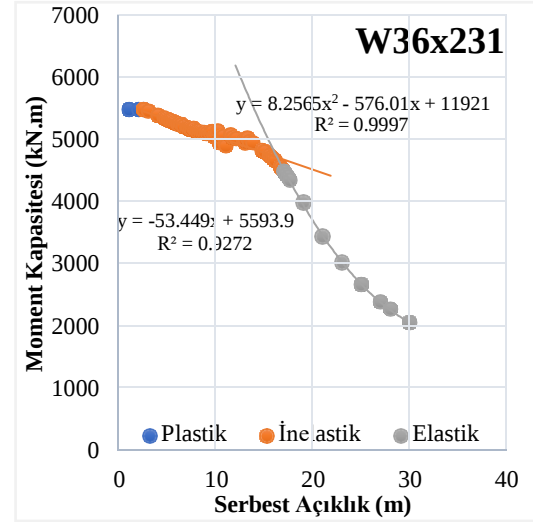
Şekil 6.41. W36x256 kesiti M/L Grafiği



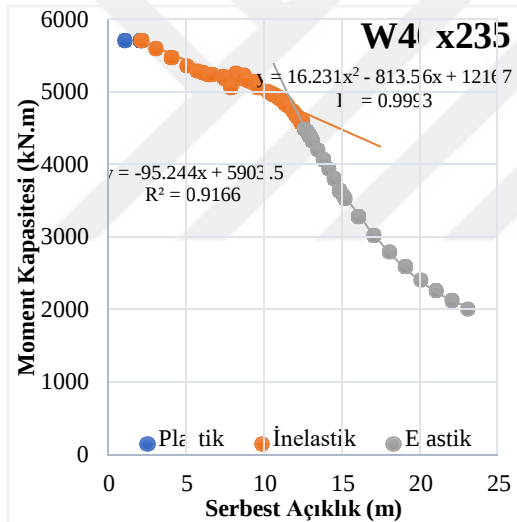
Şekil 6.42. W21x73 kesiti M/L Grafiği



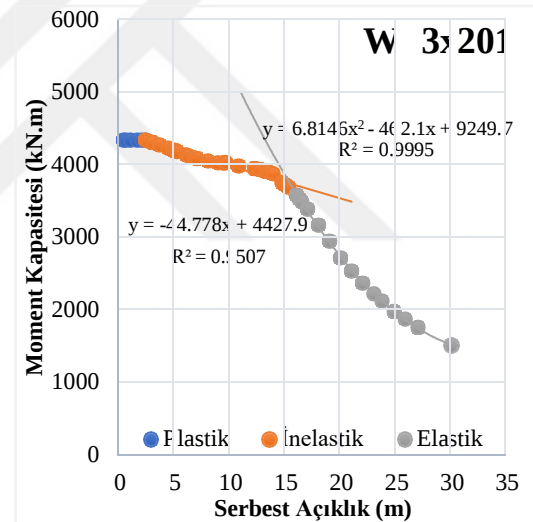
Şekil 6.43. W27x161 kesiti M/L Grafiği



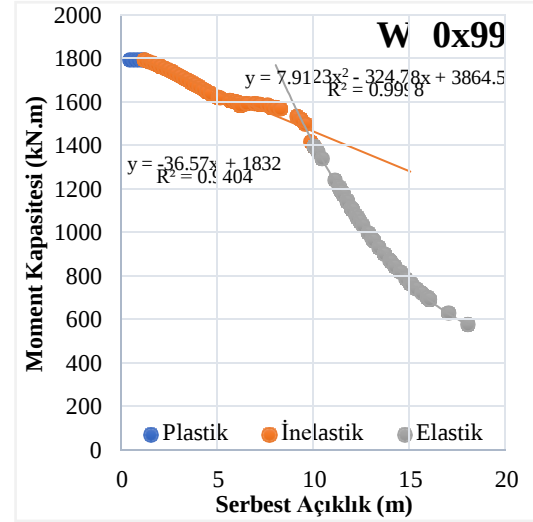
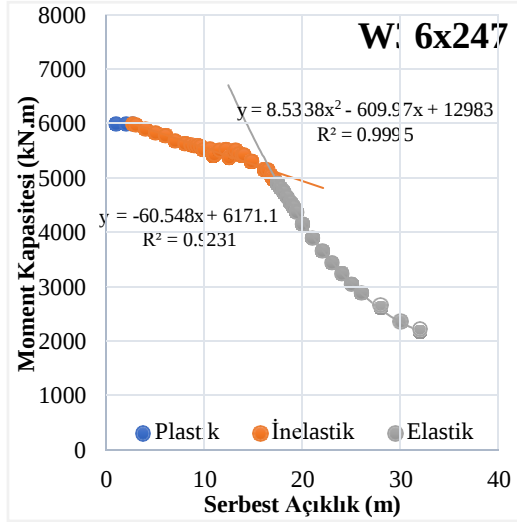
Şekil 6.44. W36x231 kesiti M/L Grafiği



Şekil 6.45. W40x235 kesiti M/L Grafiği



Şekil 6.46. W33x201 kesiti M/L Grafiği

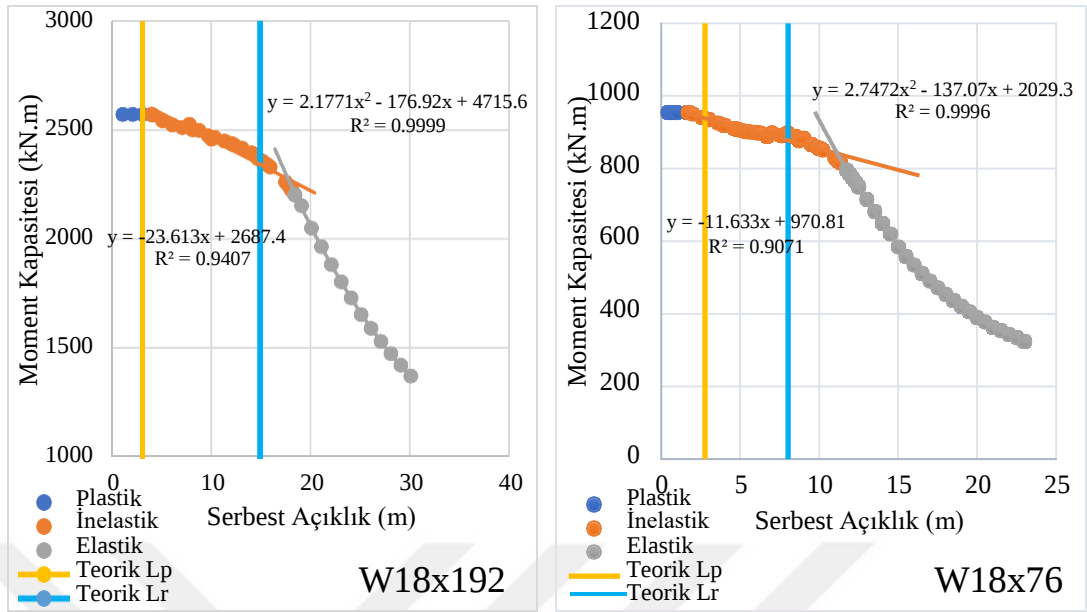


Şekil 6.47. W36x247 kesiti M/L Grafiği **Şekil 6.48.** W30x99 kesiti M/L Grafiği

Bu grafiklerin ortaya çıkardığı en önemli sonuç, grafiğin üç bariz bölgeye ayrılması ve bölgeler arasındaki sınır uzunlukların net olarak ortaya çıkarılabilmesidir. Analiz edilen diğer kesitlerin moment kapasitesi/serbest açıklık grafikleri EK1’de verilmektedir.

6.1.7. Nümerik Sınır Uzunluklarının Belirlenmesi

Elastik bölgenin hiperbolik olduğu (Euler hiperbolü) bilinmektedir. Bu bağlamda sonlu elemanlar analizleri ile elde edilen moment-serbest açıklık grafiklerinin hiperbolik kısımlarından birer eğilim çizgisi geçirilmiştir. Bu eğrinin ilgili değerlerin en az %99’unu temsil etmesine dikkat edilmiştir. Elastik olmayan bölgenin oluşturulmasında ise, plastik moment kapasitesi (M_p) değerinin altına düşülen ilk nokta ile elastik bölgenin başlangıç noktası doğrusal olarak birleştirilmiştir. Bu bölgedeki değerleri ortalama %90 oranında temsil eden doğrusal bir eğilim çizgisi geçirilmiştir. İki eğrinin kesişim noktası $L_{r(nümerik)}$ olarak belirlenmiştir. M_p moment değerine ulaşılan uzunluk ise $L_{p(nümerik)}$ olarak belirlenmiştir (Şekil 6.49).



Şekil 6.49. W18x192 ve W18x76 kesitlerinin moment kapasitesi/serbest açıklık grafiklerinin bölgelere ayrılması ve sınır uzunluklarının belirlenmesi

Analiz edilen her kesit için $L_{r(nümerik)}$ ve $L_{p(nümerik)}$ değerleri aynı yöntem ile belirlenmiştir. Ayrıca AISC360-16 [2]'da önerilen teorik formüller kullanılarak $L_{r(teorik)}$ ve $L_{p(teorik)}$ değerleri hesaplanmıştır.

Her kesit için teorik ve nümerik olarak belirlenen L_r ve L_p değerleri ve kesitlerin h/t_w gövde narinliği oranı ile $b_f/2t_f$ başlık narinliği oranı değerleri Çizelge 6.4.'te verilmiştir.

Çizelge 6.4. Analiz edilen kesitlerin nümerik ve teorik değerleri

Kesit	Narinlik Oranı		Teorik		Nümerik		$\frac{L_{p(nümerik)}}{L_{p(teorik)}}$	$\frac{L_{r(nümerik)}}{L_{r(teorik)}}$
	$b_f/2t_f$	h/t_w	L_p	L_r	L_p	L_r		
			m	m	m	m		
W18x311	2.18	11.25	3.13	23.36	5.55	26.02	1.770	1.114
W18x283	2.38	12.27	3.09	21.18	6.01	24.31	1.944	1.148
W27x307_tw50	3.52	12.95	3.30	17.06	4.80	19.52	1.455	1.144
W18x258	2.54	13.50	3.06	19.47	5.58	22.37	1.823	1.149
W18x234	2.74	14.11	3.01	18.01	4.99	20.77	1.655	1.154
W36x800	2.09	14.26	4.94	27.27	8.13	31.49	1.645	1.155
W18x211	2.97	15.77	2.98	16.33	4.29	18.91	1.438	1.158
W36x652	2.77	17.31	4.26	20.55	5.70	24.29	1.338	1.182
W18x192	3.29	18.00	2.99	14.82	3.91	17.78	1.308	1.199
W18x175	3.64	19.29	2.93	13.32	3.29	16.14	1.123	1.212
W30x391	3.21	20.64	3.90	16.97	4.41	20.69	1.131	1.220
W18x158	3.91	20.77	2.89	12.32	3.02	15.08	1.043	1.224
W36x529	2.94	20.85	4.26	18.82	4.97	22.96	1.166	1.220
W21x201	3.89	21.07	3.21	13.44	3.33	16.41	1.036	1.221
W24x250	3.50	21.29	3.30	14.00	3.54	17.16	1.073	1.226

Çizelge 6.4. devamı. Analiz edilen kesitlerin nümerik ve teorik değerleri

Kesit	Narinlik Oranı		Teorik		Nümerik		$\frac{L_{p(nümerik)}}{L_{p(teorik)}}$	$\frac{L_{r(nümerik)}}{L_{r(teorik)}}$
	$b_f/2t_f$	h/t_w	L_p	L_r	L_p	L_r		
			m	m	m	m		
W27x307	3.52	21.47	3.63	15.18	3.85	18.66	1.063	1.229
W44x230_tw46.0375	6.30	22.28	2.89	11.07	2.89	13.56	1.000	1.225
W30x357	3.44	22.60	3.88	15.87	4.05	19.76	1.044	1.245
W36x487	3.19	22.67	4.22	17.41	4.51	21.83	1.069	1.254
W33x221_tw35	6.30	22.77	3.35	11.79	3.00	14.43	0.898	1.224
W36x441	3.49	24.73	4.17	16.10	4.13	20.43	0.991	1.269
W30x326	3.73	25.11	3.85	14.85	3.69	18.97	0.959	1.278
W33x387	3.61	25.20	4.02	15.34	3.89	19.69	0.969	1.284
W33x354	3.91	26.42	3.96	14.32	3.66	18.35	0.923	1.281
W33x221_tw30	6.30	26.56	3.47	11.42	3.02	14.55	0.870	1.274
W40x235_tw35	3.80	26.58	2.39	8.56	2.38	10.97	0.995	1.281
W36x395	3.86	27.20	4.12	14.91	3.65	19.17	0.886	1.286
W33x318	4.27	29.53	3.93	13.59	3.37	17.77	0.856	1.307
W36x361	4.19	30.22	4.10	13.98	3.49	18.45	0.852	1.320
W44x230_tw33.3375	6.30	30.76	3.17	10.34	2.58	13.49	0.815	1.304

Çizelge 6.4. devamı. Analiz edilen kesitlerin nümerik ve teorik değerleri

Kesit	Narinlik Oranı		Teorik		Nümerik		$\frac{L_{p(nümerik)}}{L_{p(teorik)}}$	$\frac{L_{r(nümerik)}}{L_{r(teorik)}}$
	$b_f/2t_f$	h/t_w	L_p	L_r	L_p	L_r		
			m	m	m	m		
W33x221_tw25	6.30	31.88	3.62	11.24	2.72	14.79	0.752	1.316
W33x291	4.54	33.47	3.94	12.95	3.11	17.50	0.791	1.351
W18x71	4.69	33.75	1.80	5.76	1.39	7.79	0.770	1.353
W36x330	4.43	33.88	4.10	14.38	3.27	19.00	0.797	1.321
W44x335_tw30	4.57	34.29	3.61	11.40	3.06	15.59	0.849	1.368
W33x263	5.04	35.86	3.87	12.18	2.89	16.58	0.746	1.361
W36x256	3.50	36.13	2.85	9.36	2.40	12.86	0.841	1.374
W36x302	4.93	36.27	4.07	12.82	2.80	17.54	0.687	1.369
W40x324	4.38	36.50	3.81	12.13	2.99	16.65	0.785	1.372
W27x161	6.59	37.09	3.40	10.17	2.34	13.90	0.686	1.367
W40x235_tw25	3.80	37.21	2.60	8.31	2.17	11.42	0.835	1.375
W44x335-tf75	2.71	38.09	4.14	15.58	3.36	20.39	0.810	1.309
W18x76	8.00	38.57	2.76	8.03	1.71	11.16	0.619	1.390
W33x241	5.77	38.62	3.87	11.67	2.71	16.31	0.701	1.397
W40x297	4.89	38.67	3.78	11.64	3.00	16.31	0.792	1.400

Çizelge 6.4. devamı. Analiz edilen kesitlerin nümerik ve teorik değerleri

Kesit	Narinlik Oranı		Teorik		Nümerik		$\frac{L_{p(nümerik)}}{L_{p(teorik)}}$	$\frac{L_{r(nümerik)}}{L_{r(teorik)}}$
	$b_f/2t_f$	h/t_w	L_p	L_r	L_p	L_r		
			m	m	m	m		
W36x282	5.32	38.86	4.06	12.42	2.92	17.44	0.717	1.404
W21x73	5.15	39.25	1.96	5.93	1.39	8.34	0.712	1.406
W33x221_tf50	4.00	39.92	4.14	14.16	3.09	19.13	0.747	1.351
W44x335	4.57	40.50	3.74	11.49	2.81	16.39	0.751	1.426
W27x146	7.00	40.60	3.43	9.99	2.21	13.83	0.646	1.385
W27x129	4.44	40.60	2.35	7.24	1.76	10.29	0.748	1.423
W33x221_tf35	5.72	41.49	3.89	11.64	2.63	16.59	0.675	1.425
W36x247	6.00	41.69	3.99	11.79	2.68	16.78	0.672	1.424
W33x221	6.30	41.83	3.82	11.21	2.52	15.96	0.661	1.425
W44x335_tf25.4	8.00	42.00	3.23	9.75	2.10	14.00	0.651	1.437
W33x221_tf25	8.00	42.54	3.63	10.42	2.25	15.47	0.620	1.484
W33x221_tf20	10.00	43.07	3.44	9.92	1.93	14.74	0.562	1.486
W40x235_tf50	3.02	44.08	2.86	9.29	2.28	12.97	0.795	1.397
W18x55	6.00	45.00	1.78	5.17	1.15	7.36	0.644	1.423
W40x277	5.08	45.08	3.85	11.46	2.56	16.41	0.665	1.432

Çizelge 6.4. devamı. Analiz edilen kesitlerin nümerik ve teorik değerleri

Kesit	Narinlik Oranı		Teorik		Nümerik		$\frac{L_{p(nümerik)}}{L_{p(teorik)}}$	$\frac{L_{r(nümerik)}}{L_{r(teorik)}}$
	$b_f/2t_f$	h/t_w	L_p	L_r	L_p	L_r		
			m	m	m	m		
W40x235	3.80	45.08	2.72	8.33	2.06	11.94	0.758	1.433
W21x68	6.00	45.14	1.91	5.56	1.23	7.92	0.645	1.425
W36x231	6.60	45.33	3.98	11.44	2.51	16.30	0.631	1.425
W30x173	7.06	45.40	3.69	10.53	2.26	15.11	0.614	1.436
W33x201	7.00	45.64	3.81	10.87	2.37	15.44	0.621	1.420
W33x169	4.60	45.64	2.67	7.98	1.90	11.36	0.711	1.423
W44x290	5.08	46.29	3.72	10.99	2.54	15.80	0.683	1.438
W40x235_tf25	6.03	46.50	2.40	7.22	1.54	10.21	0.642	1.414
W40x249	5.48	48.67	3.81	11.08	2.44	15.80	0.640	1.425
W44x262	5.48	49.69	3.68	10.66	2.37	15.31	0.645	1.436
W33x141	6.13	50.20	2.55	7.38	1.60	10.55	0.627	1.429
W33x152	5.47	50.20	2.66	7.72	1.70	11.09	0.637	1.436
W30x116	6.00	50.22	2.36	6.81	1.43	9.70	0.606	1.425
W30x124	5.60	50.22	2.40	6.93	1.57	9.96	0.654	1.437
W30x108	7.00	50.44	2.27	6.56	1.34	9.33	0.589	1.424

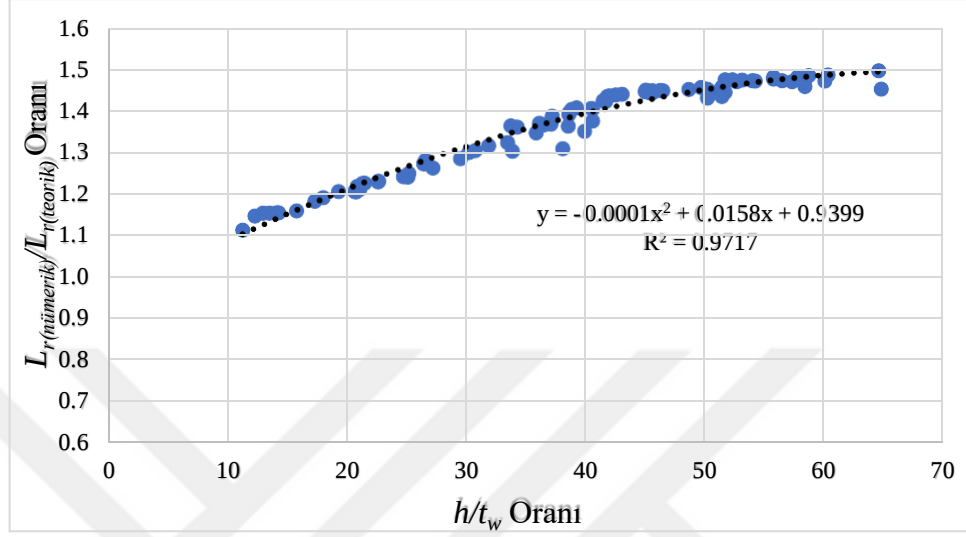
Çizelge 6.4. devamı. Analiz edilen kesitlerin nümerik ve teorik değerleri

Kesit	Narinlik Oranı		Teorik		Nümerik		$\frac{L_{p(nümerik)}}{L_{p(teorik)}}$	$\frac{L_{r(nümerik)}}{L_{r(teorik)}}$
	$b_f/2t_f$	h/t_w	L_p	L_r	L_p	L_r		
			m	m	m	m		
W24x76	6.55	51.43	2.06	5.86	1.19	8.45	0.578	1.442
W44x335_tw20	4.57	51.44	3.92	11.57	2.52	16.57	0.644	1.432
W24x62	6.22	51.71	1.43	4.22	0.80	6.11	0.561	1.446
W24x68	8.00	51.71	1.96	5.61	1.11	8.10	0.568	1.444
W21x62	6.00	52.33	1.97	5.60	1.15	8.22	0.583	1.467
W21x55	8.25	52.67	1.84	5.19	0.97	7.58	0.529	1.461
W33x221_tw15	6.30	53.13	3.98	11.29	2.34	16.52	0.588	1.464
W18x35	6.86	54.00	1.30	3.74	0.76	5.50	0.584	1.474
W21x48	9.29	54.24	1.74	4.97	0.76	7.28	0.436	1.467
W33x118	7.67	55.78	2.47	7.04	1.34	10.36	0.544	1.471
W33x130	6.57	55.78	2.57	7.31	1.38	10.80	0.537	1.476
W30x99	7.64	56.50	2.29	6.49	1.15	9.58	0.503	1.474
W44x230_tf44	4.55	57.32	3.95	11.52	2.27	17.12	0.576	1.485
W44x230_tf40	5.00	57.78	3.88	11.11	2.32	16.53	0.599	1.487
W44x230_tf36.5125	5.48	58.18	3.81	10.78	2.26	15.96	0.595	1.480

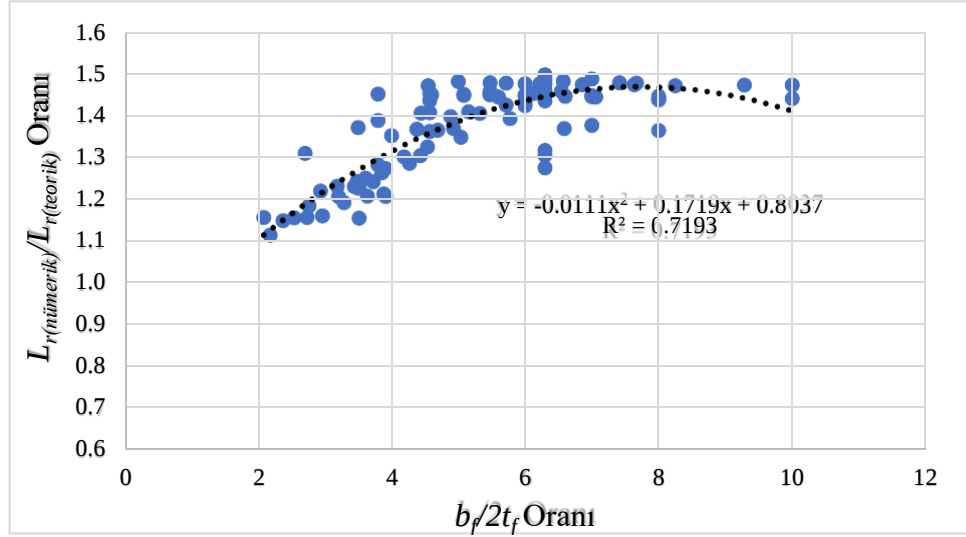
Çizelge 6.4. devamı. Analiz edilen kesitlerin nümerik ve teorik değerleri

Kesit	Narinlik Oranı		Teorik		Nümerik		$\frac{L_{p(nümerik)}}{L_{p(teorik)}}$	$\frac{L_{r(nümerik)}}{L_{r(teorik)}}$
	$b_f/2t_f$	h/t_w	L_p	L_r	L_p	L_r		
			m	m	m	m		
W44x230_tf35	5.72	58.36	3.78	10.63	2.14	15.66	0.566	1.473
W40x199	7.41	58.40	3.72	10.30	1.93	15.02	0.518	1.458
W40x215	6.30	58.40	3.84	10.71	2.10	15.80	0.548	1.475
W44x230	6.30	58.73	3.70	10.37	2.01	15.39	0.542	1.484
W44x230_tf20	10.00	60.07	3.30	9.35	1.31	13.58	0.396	1.453
W24x55	7.00	60.33	1.44	4.17	0.63	6.17	0.439	1.480
W40x235_tw15	3.80	62.02	2.89	8.47	1.71	12.88	0.591	1.521
W44x230_tw15.875	6.30	64.60	3.77	10.42	1.83	15.88	0.485	1.523
W44x335_tw15.875	4.57	64.80	4.07	11.68	2.29	17.78	0.562	1.522
W33x221_tw10	6.30	79.69	4.21	11.51	1.55	18.35	0.369	1.594
W44x230_tw12.7	6.30	80.75	3.92	10.56	1.00	16.83	0.254	1.594
W44x335_tw12.7	4.57	81.00	4.20	11.82	1.53	19.01	0.365	1.608
W40x235_tw10	3.80	93.03	3.09	8.68	0.55	14.94	0.178	1.722
W44x230_tw10	6.30	102.55	4.07	10.71	-	19.24	-	1.797

Nümerik analizlerden ve analitik hesaplamalardan elde edilen sonuçlardan $L_{r(nümerik)}/L_{r(teorik)}$ ve $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranlarının gövde narinliği ve başlık narinliğine göre değişimleri Şekil 6.50/Şekil 6.53'te gösterilmiştir.



Şekil 6.50. L_r oranının gövde narinliği oranına göre değişimi

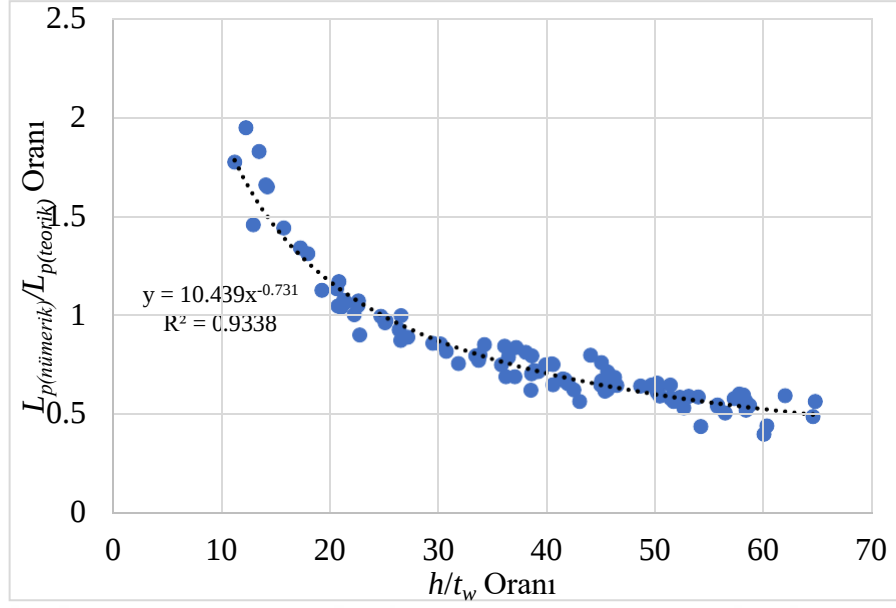


Şekil 6.51. L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi

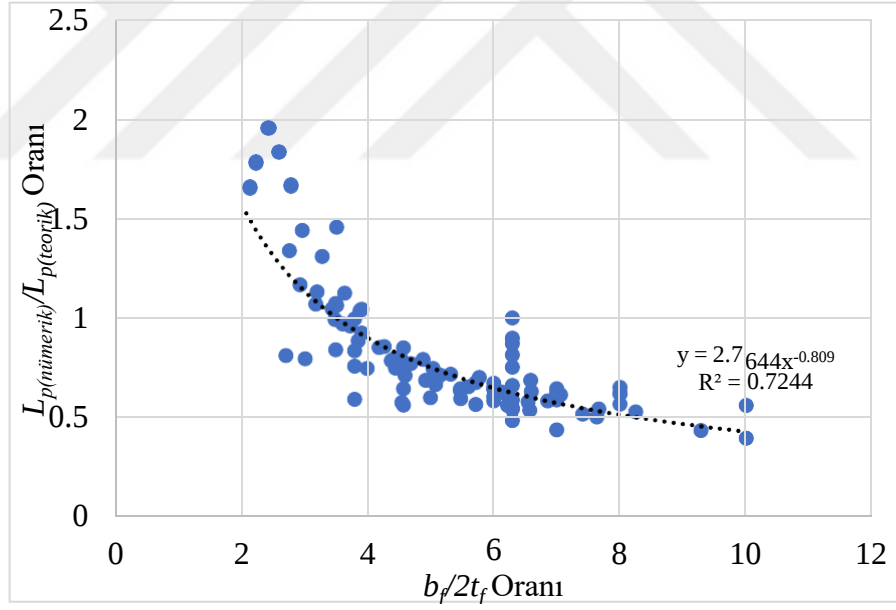
Gövde narinliğinin artması ve başlık narinliğinin azalması kesit gövdesinde buruşma ihtimalini arttırmaktadır. Bu durum kesitlerin elastik olmayan davranış gösterdiği bölgeyi genişletmektedir. Başka bir ifade ile kesitlerin yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalması L_p sınırını kısaltmakta L_r sınırını uzatmaktadır.

Yapılan analizler sonucunda gövde narinliği oranı arttıkça nümerik olarak belirlenen inelastik sınır uzunluğu değeri $L_{r(nümerik)}$ 'in teorik olarak AISC-360-16 [2]'nın önerdiği formül ile belirlenen $L_{r(teorik)}$ değerine oranının arttığı Şekil 6.50'de görülmektedir. Bu durum yönetmelikte önerilen formülün kesit gövdesinde meydana gelen gövde buruşmalarının etkisini dikkate almamasından kaynaklanmaktadır. Ancak yapılan analizlerde başlık kompaktlığının artması, başka bir ifade ile başlık narinliğinin azalmasının etkisi ile L_r oranının artması beklenirken Şekil 6.51'da bu etkinin ortaya çıkmadığı görülmüştür.

Gövde buruşmalarının etkisi ile kesit plastik moment kapasitesine daha kısa uzunluklarda ulaşmaktadır. Başka bir ifade ile kesitin L_p sınır uzunluğu teorik olarak belirlenenenden daha kısa olmaktadır. Bu bağlamda L_p oranı gövde narinliği oranı arttıkça azalmaktadır (Şekil 6.52). Ancak başlık narinliğinin azalmasının gövde buruşmalarını tetikleyici etkisi analizlerde ortaya çıkmamıştır (Şekil 6.53).

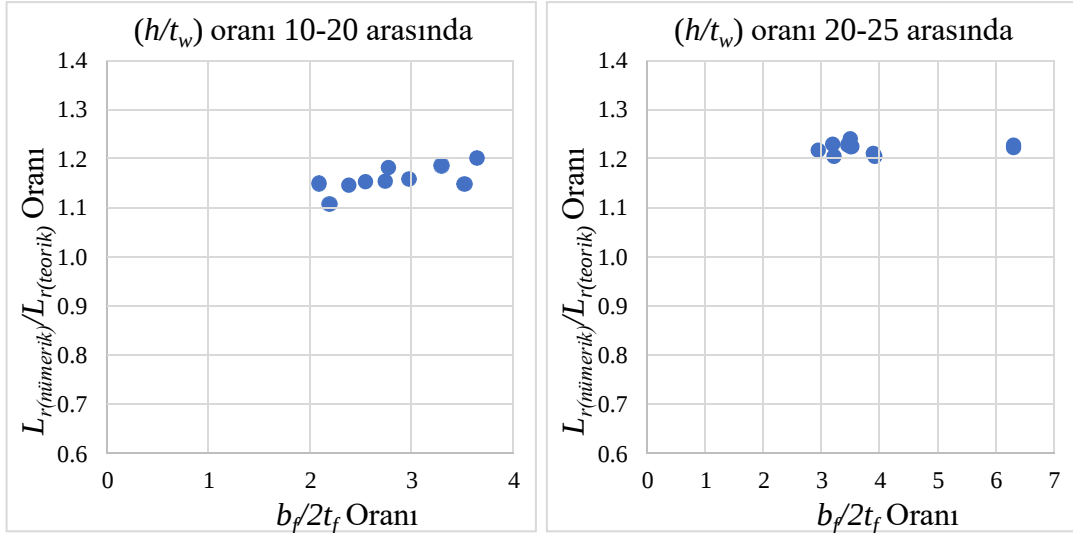


Şekil 6.52. L_p oranının gövde narinliği oranına göre değişimi

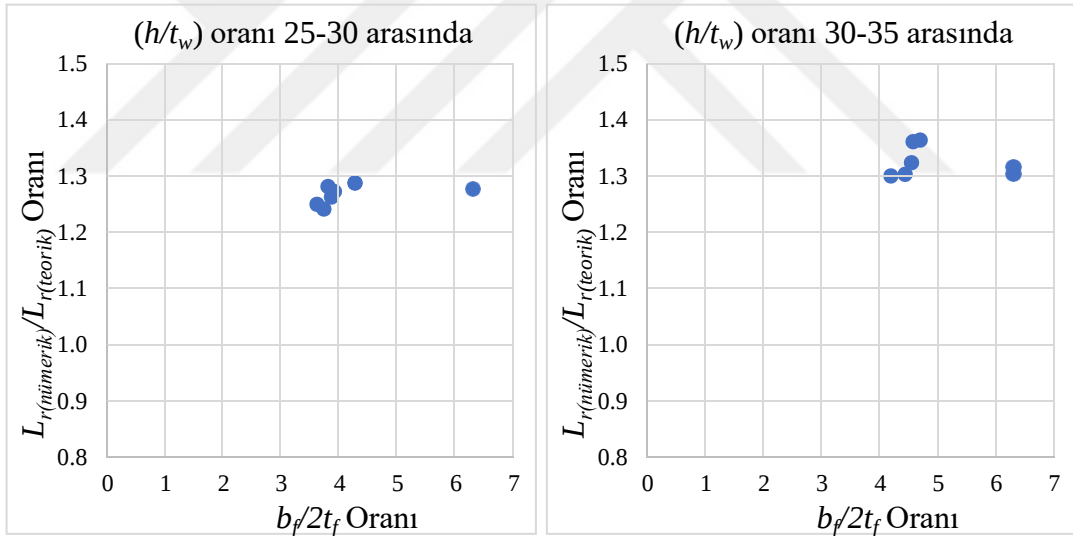


Şekil 6.53. L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi

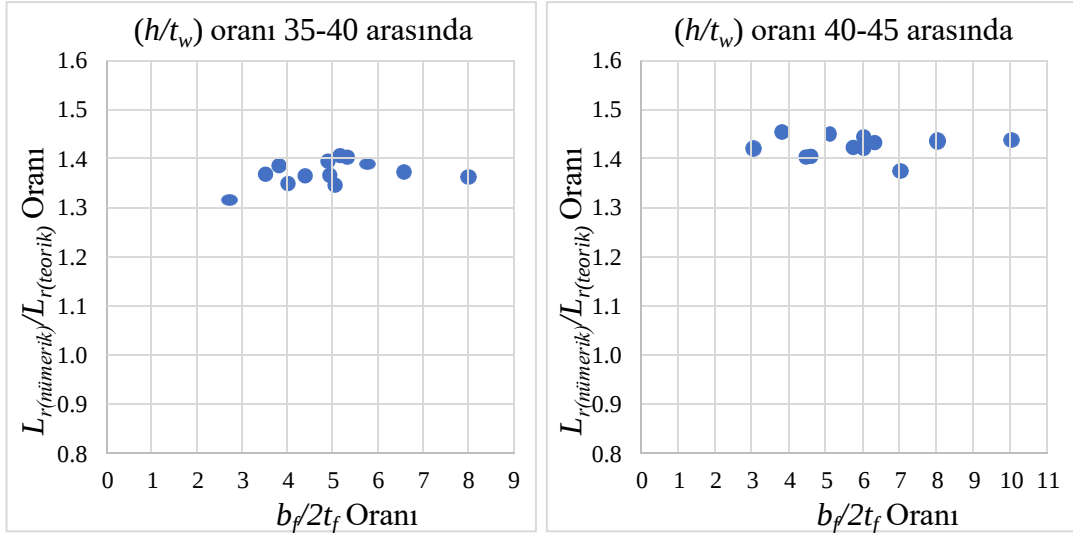
Tüm kesitler birlikte incelendiğinde başlık narinliği ve gövde narinliği aralığı çok geniş tutulduğundan başlık narinliği etkisi tam olarak ortaya çıkmamıştır. Bu nedenle kesitlerin başlık narinlikleri değişiminin etkisini görmek için gövde narinlikleri yakın kesitler için grafikler üretilmiştir (Şekil 6.54-Şekil 6.58).



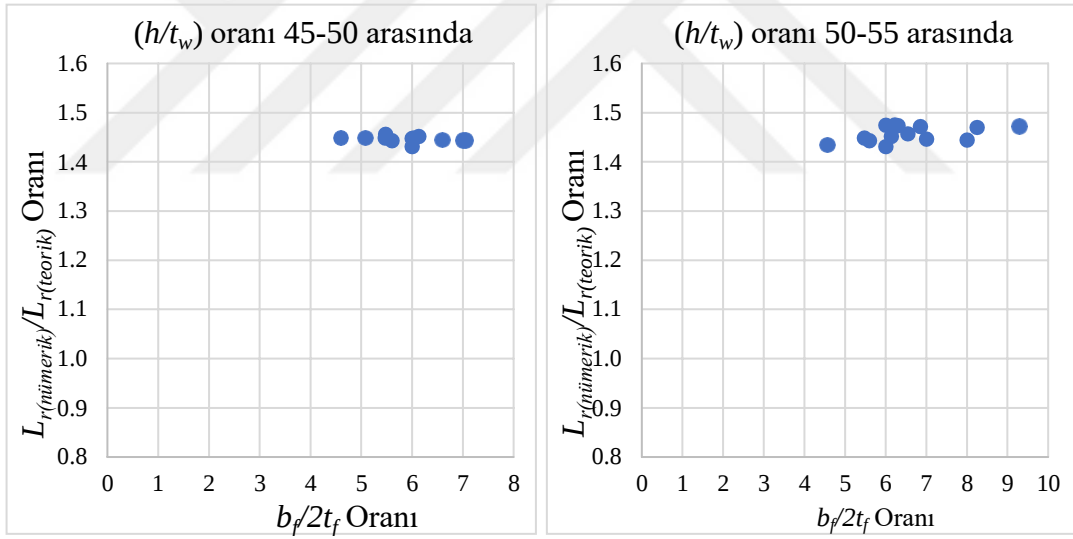
Şekil 6.54. Gövde narinliği oranı (10-20) ve (20-25) arasında iken L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi



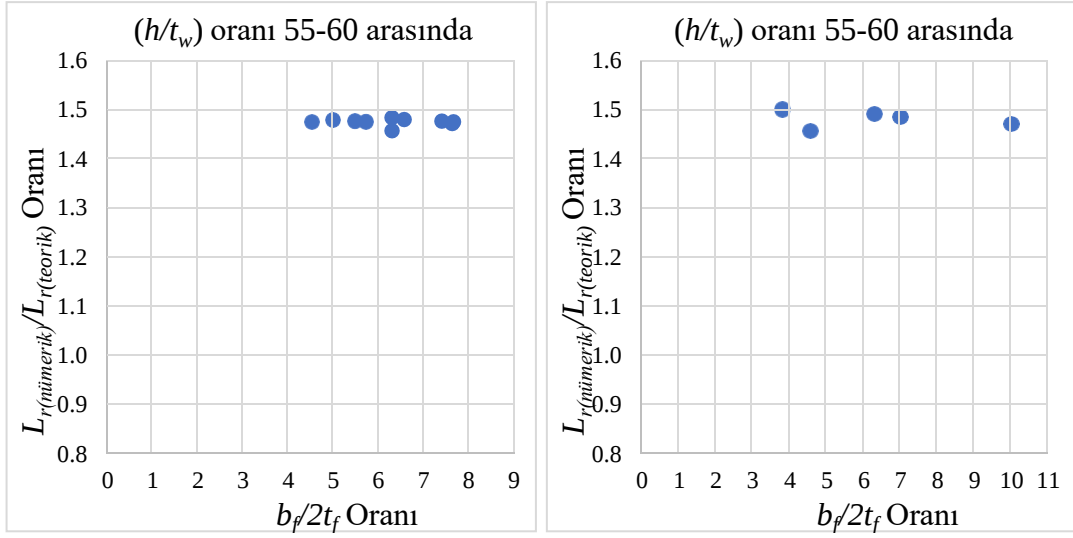
Şekil 6.55. Gövde narinliği oranı (25-30) ve (30-35) arasında iken L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi



Şekil 6.56. Gövde narinliği oranı (35-40) ve (40-45) arasında iken L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi

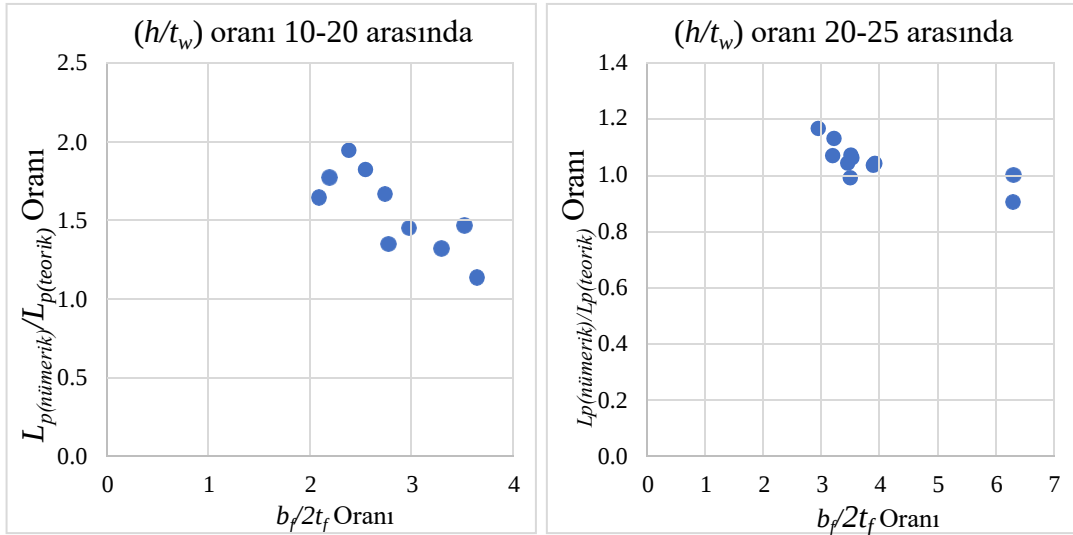


Şekil 6.57. Gövde narinliği oranı (45-50) ile (50-55) arasında iken L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi

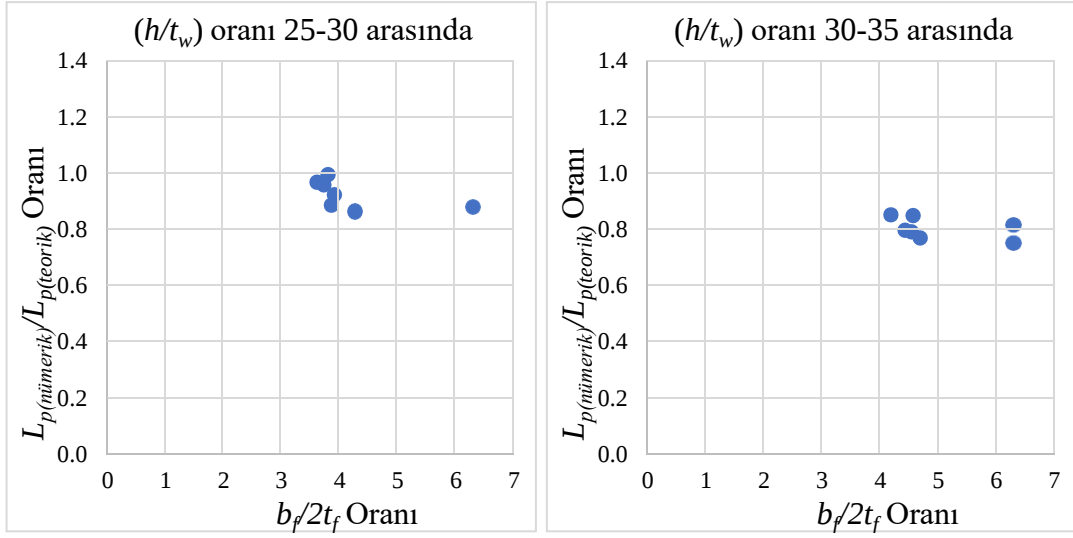


Şekil 6.58. Gövde narinliği oranı (55-60) ile (60-65) arasında iken L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi

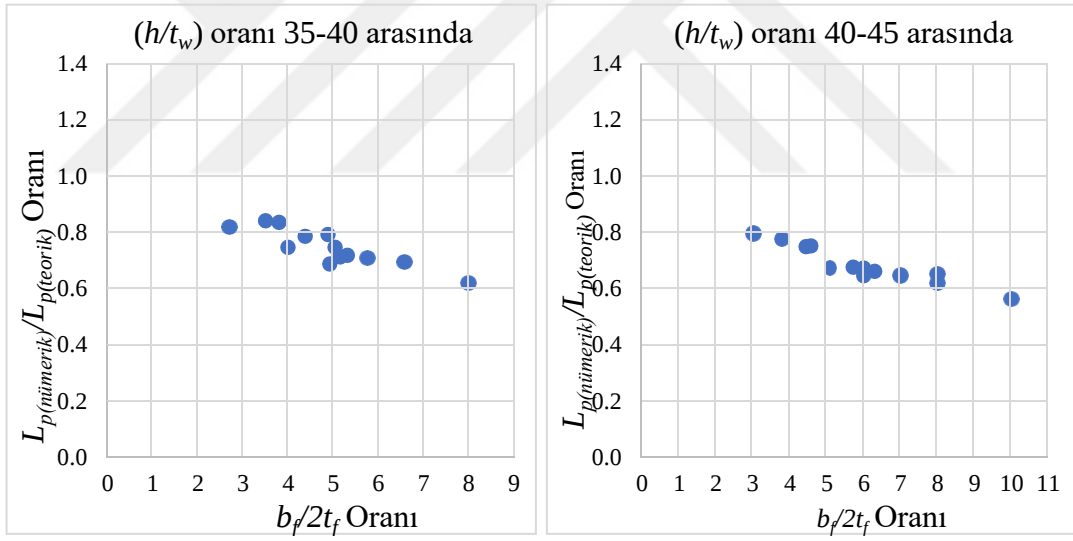
Şekil 6.54 ile Şekil 6.58 arasında yer alan grafikler başlık narinliği oranının L_r oranı üzerindeki etkisinin gövde narinliği oranı kadar baskın olmadığını göstermektedir. Bu bağlamda nümerik olarak belirlenen L_r değerleri üzerinde başlık narinliği oranı beklenen şekilde etkili olmamıştır.



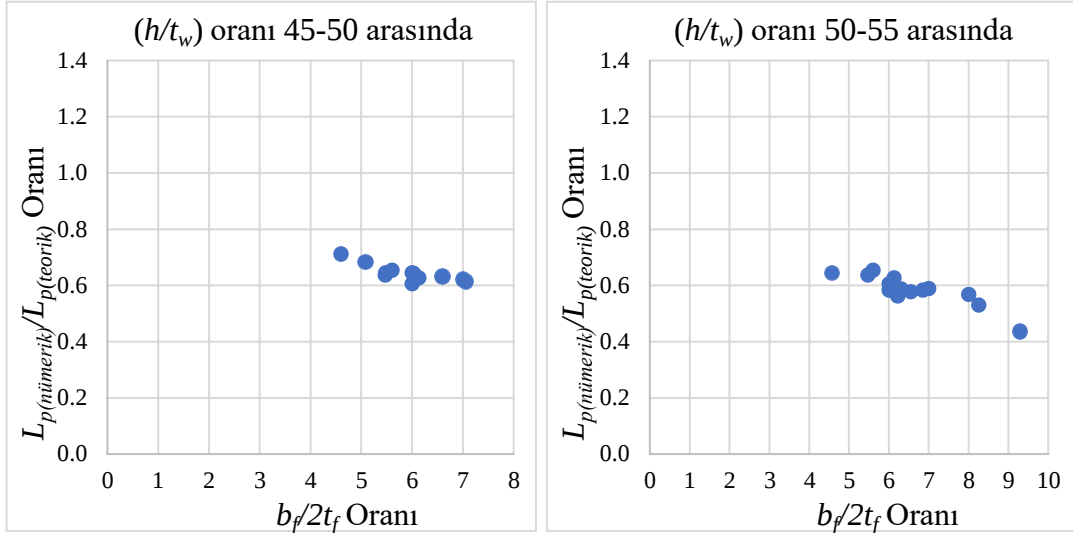
Şekil 6.59. Gövde narinliği oranı değişimi (10-20) ve (20-25) arasında iken L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi



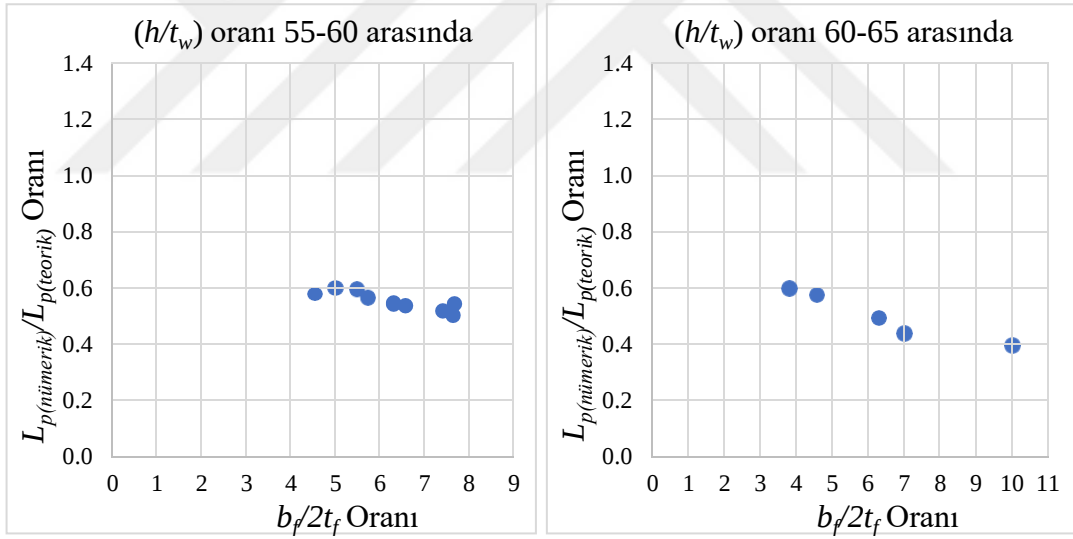
Şekil 6.60. Gövde narinliği oranı değişimi (25-30) ve (30-35) arasında iken L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi



Şekil 6.61. Gövde narinliği oranı değişimi (35-40) ve (40-45) arasında iken L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi

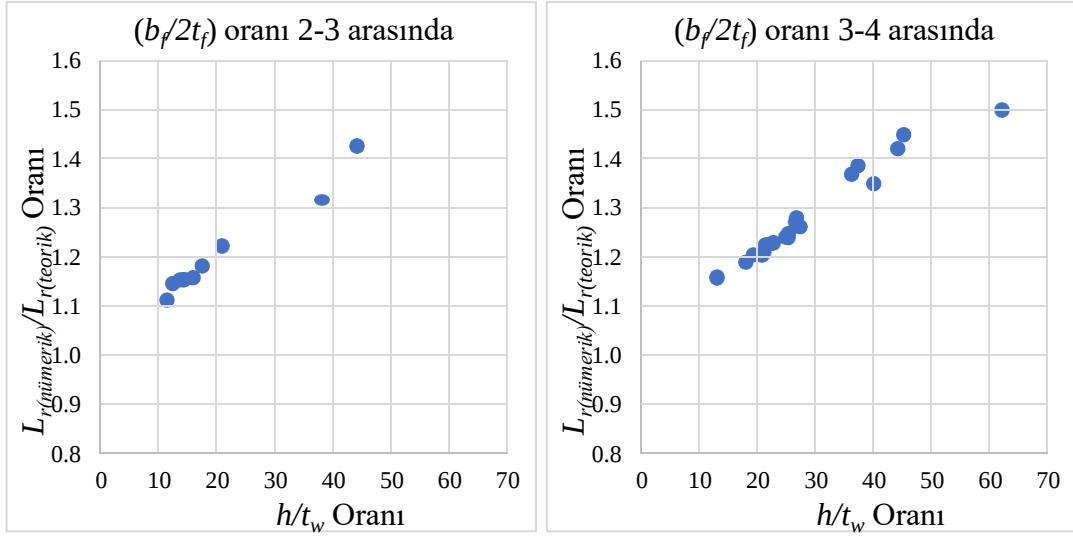


Şekil 6.62. Gövde narinliği oranı değişimi (45-50) ve (50-55) arasında iken L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi

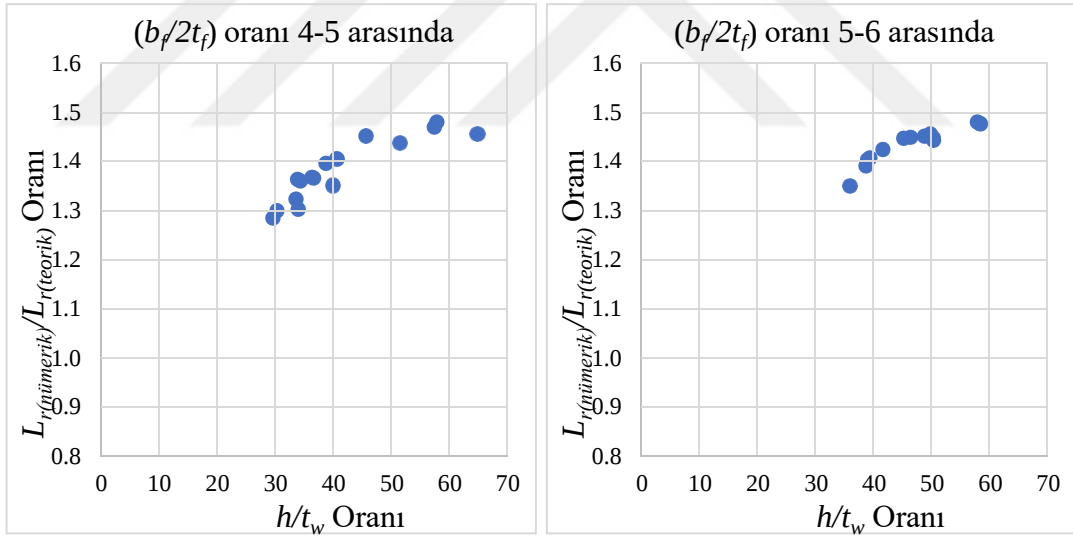


Şekil 6.63. Gövde narinliği oranı değişimi (55-60) ve (60-65) arasında iken L_p oranının başlık narinliği oranına göre değişimi

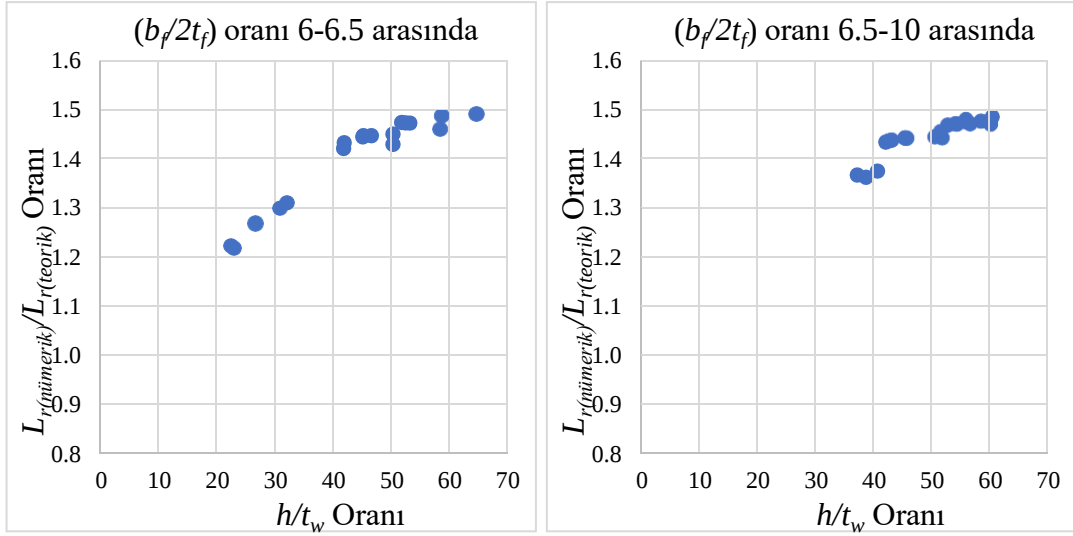
Yapılan analizlerde başlık narinliği oranının $L_r(nümerik)/L_r(teorik)$ ve $L_p(nümerik)/L_p(teorik)$ oranları üzerindeki etkisi beklenildiği şekilde ve gövde narinliği kadar belirgin ortaya çıkmamıştır. Gövde narinliğinin; başlık narinliği sabite yakın olduğunda $L_r(nümerik)/L_r(teorik)$ oranına göre dağılımları Şekil 6.64-Şekil 6.66'de verilmiştir.



Şekil 6.64. Başlık narınlığı oranı değişimi (1-2) ve (3-4) arasında iken L_r oranının gövde narınlığı oranına göre değişimi

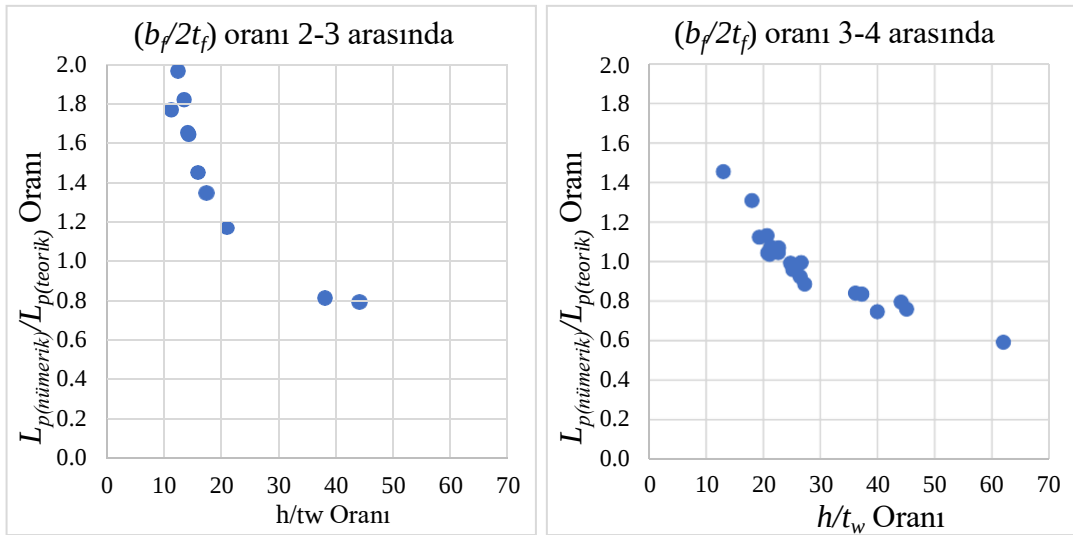


Şekil 6.65. Başlık narınlığı oranı değişimi (4-5) ve (5-6) arasında iken L_r oranının gövde narınlığı oranına göre değişimi

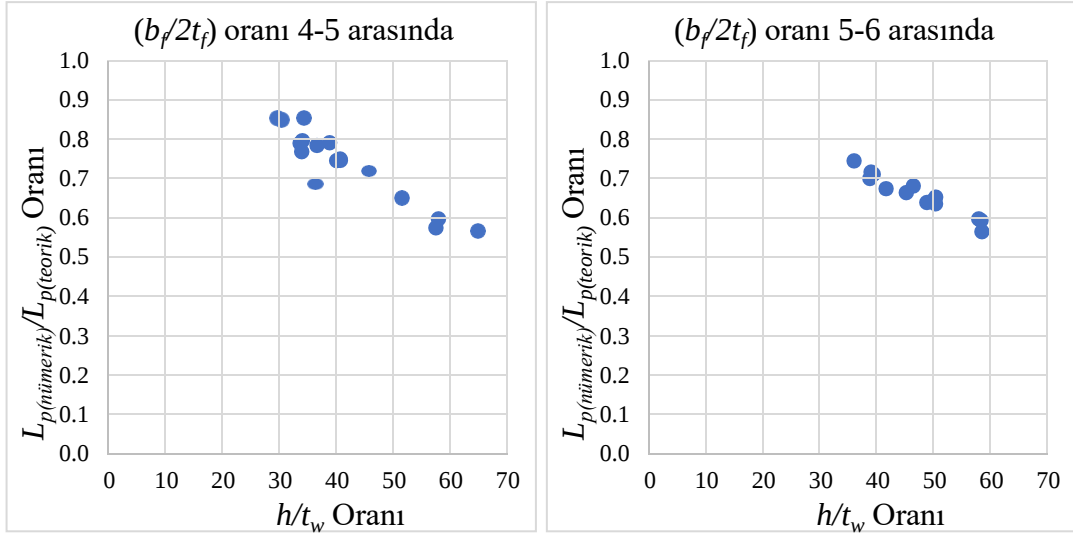


Şekil 6.66. Başlık narinliği oranı değişimi (6-6.5) ve (6.5-10) arasında iken L_r oranının gövde narinliği oranına göre değişimi

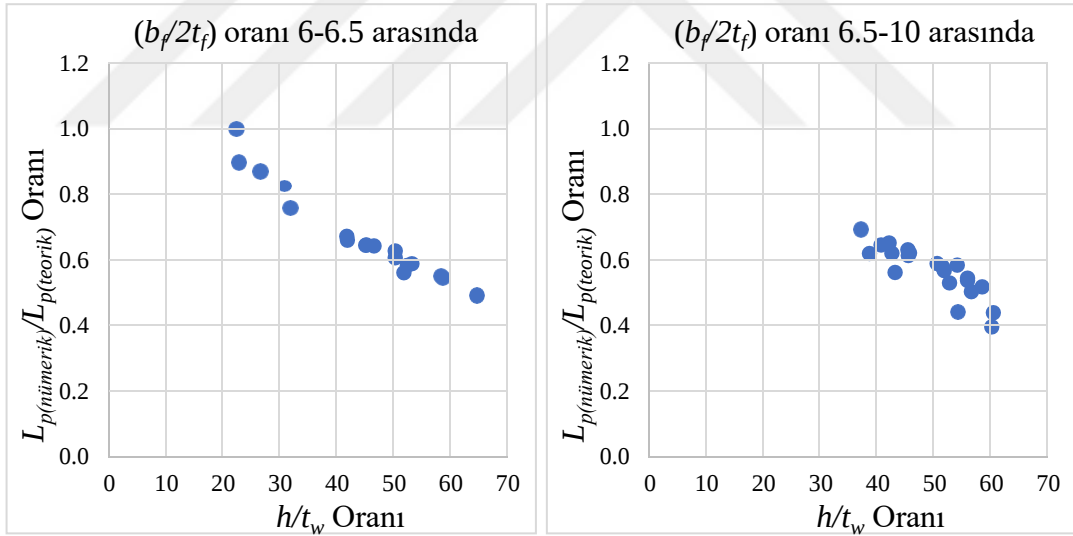
Şekil 6.64-Şekil 6.66’de verilen grafiklerden kesitlerin gövde narinliği (h/t_w) oranı arttıkça $L_{r(nümerik)}/L_{r(teorik)}$ oranının da arttığı görülmektedir. Başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranı sabite yakın olduğunda $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranının gövde narinliği oranına göre değişimi Şekil 6.67-Şekil 6.69’da verilmiştir.



Şekil 6.67. Başlık narinliği oranı değişimi (2-3) ve (3-4) arasında iken L_p oranının gövde narinliği oranına göre değişimi



Şekil 6.68. Başlık narinliği oranı değişimi (4-5) ve (5-6) arasında iken L_p oranının gövde narinliği oranına göre değişimi



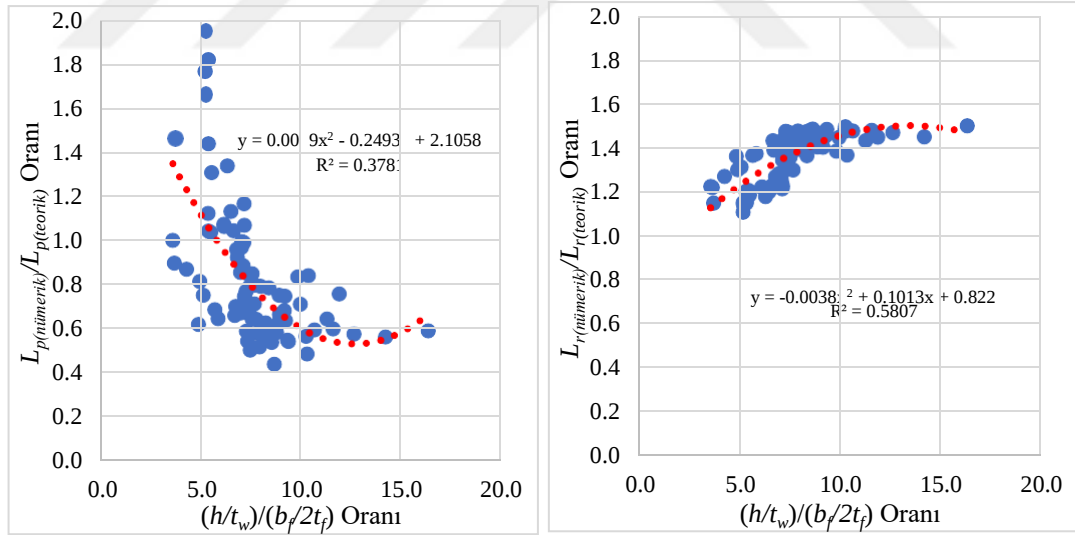
Şekil 6.69. Başlık narinliği oranı değişimi (6-6.5) ve (6.5-10) arasında iken L_p oranının gövde narinliği oranına göre değişimi

Şekil 6.67-Şekil 6.69’da verilen grafiklerden kesitlerin gövde narinliği (h/t_w) oranı azaldıkça $L_r(nümerik)/L_r(teorik)$ oranının arttığı görülmektedir.

7. İSTATİSTİKSEL ÇALIŞMA

Sonlu elemanlar analizleri sonucunda elde edilen nümerik L_r ve L_p değerlerinin AISC-360-16 [2] yönetmeliğinin önerdiği formüllerden elde edilen teorik L_r ve L_p değerleri ile ilişkisini daha iyi açıklayabilmek için istatistiksel yöntemlerden faydalanılmıştır.

Literatürde yapılan çalışmalarda kesitin gövde narinliğinin (h/t_w) başlık narinliğine ($b_f/2t_f$) oranının, başka bir ifade ile “(h/t_w)/($b_f/2t_f$)” oranının, artması durumunda gövde buruşmalarının ortaya çıkma ihtimalinin arttığı ifade edilmiştir. Bu doğrultuda elde edilen $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ ve $L_p(\text{nümerik})/L_p(\text{teorik})$ oranlarının “(h/t_w)/($b_f/2t_f$)” oranına göre dağılımları incelenmiş ve Şekil 7.1’de grafik olarak sunulmuştur.



Şekil 7.1. $L_p(\text{nümerik})/L_p(\text{teorik})$ ve $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ oranlarının “(h/t_w)/($b_f/2t_f$)” oranına göre dağılımları

Şekil 7.1’de yer alan grafikler incelendiğinde genel dağılımın literatürdeki çalışmalarla benzeştiği görülmektedir. Ancak söz konusu dağılımlara MS Excel programı [69] yardımıyla oluşturulan eğilim çizgilerinin determinasyon katsayı (R^2) değerlerinin yeterli düzeyde olmadığı görülmektedir. Bu durum, gövde narinlik oranının (h/t_w) gövde buruşmaları üzerindeki etkisinin, başlık narinlik oranı ($b_f/2t_f$) etkisinden daha baskın olması ve her kesit için söz konusu narinlik oranlarının aynı düzeyde etkili olmamasından kaynaklanmaktadır. Bu nedenle, çalışma kapsamında gövde ve başlık narinliği değerlerinin “ $(h/t_w)/(b_f/2t_f)$ ” şeklinde oranlanarak tek bir bağımsız değişken olarak düşünülmesi yerine, iki ayrı bağımsız değişken olarak değerlendirilerek regresyon denklemi ile ifade edilmesi yoluna gidilmiş ve bu aşamada çoklu regresyon analizleri yapılmıştır.

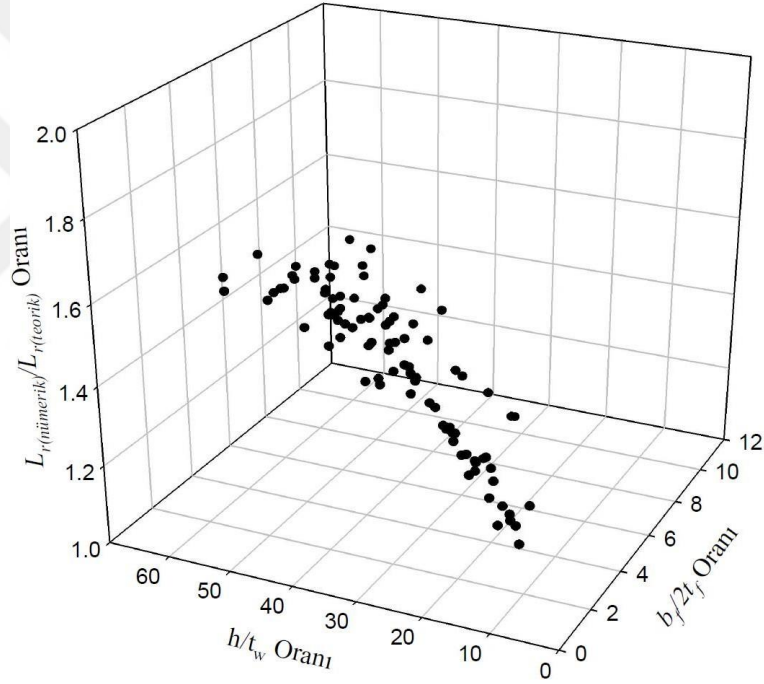
7.1. Çoklu Regresyon Analizi

Çoklu regresyon analizi; birden fazla bağımsız değişken ($X_1, X_2, X_3, \dots, X_n$) ile bir bağımlı değişken (Y) arasındaki ilişkiyi incelemek için pek çok alanda kullanılan istatistiksel bir yöntemdir. Çoklu regresyon analizi, basit analize kısmen benzemekle birlikte bağımsız değişken sayısının çoğalması ile regresyon denklemi katsayılarının hesaplanması uğraştırıcı ve zaman alıcı olmaktadır. Genellikle çoklu regresyon analizlerinde bilgisayar yazılımlarından faydalanılmaktadır. Bu çalışma kapsamında regresyon denklemlerinin elde edilmesinde IBM SPSS Statistics [70] yazılımından faydalanılmıştır.

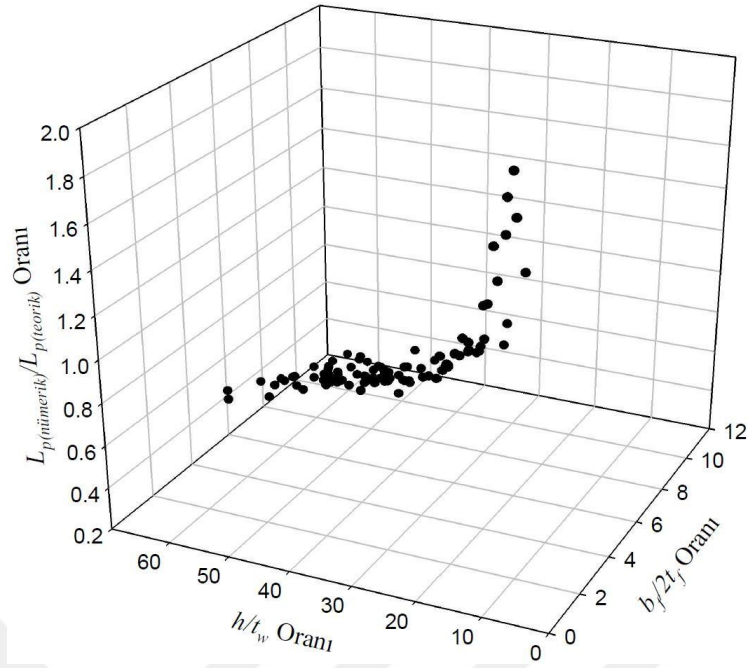
Doktora tezi kapsamında ele alınan tüm kesitlere ilişkin bağımlı değişkenler $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ ve $L_p(\text{nümerik})/L_p(\text{teorik})$ oranlarının bağımsız değişkenler başlık narinliği ($b_f/2t_f$) ve gövde narinliği (h/t_w) oranlarına göre dağılımları üç boyutlu grafik olarak Şekil 7.2 ve Şekil 7.3’te verilmiştir. Şekil 7.2’deki grafik incelendiğinde kesitin gövde narinliği (h/t_w) oranının artmasıyla $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ oranının da arttığı görülmektedir. Ayrıca başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranının $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ oranı üzerinde, gövde narinliği (h/t_w) oranı kadar baskın düzeyde etkili olmadığı görülmektedir. Şekil 7.3’teki grafik

incelendiğinde ise kesitin gövde narinliği (h/t_w) oranının artmasıyla $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranının azaldığı ve başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranının Şekil 7.2'ye benzer şekilde bağımlı değişken ($L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranı) üzerinde beklenen şekilde etkili olmadığı görülmektedir.

H. M. Raghunath [71] regresyon analizlerinde değişkenlerin ve sabitin güvenilir olması için en az 20 veri setinin bulunması gerektiğini belirtmiştir. Çalışma kapsamında ele alınan kesitlerin sayısı değerlendirildiğinde regresyon analizleri için yeterli sayıda veri bulunmaktadır.



Şekil 7.2. $L_{r(nümerik)}/L_{r(teorik)}$ oranının başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranı ve gövde narinliği (h/t_w) oranına göre değişimi



Şekil 7.3. $L_p(nümerik)/L_p(teorik)$ oranının başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranı ve gövde narinliği (h/t_w) oranına göre değişimi

7.2. $L_r(nümerik)/L_r(teorik)$ ve $L_p(nümerik)/L_p(teorik)$ Oranları İçin Uygulanan Çoklu Regresyon Analizleri

Yürütülen çoklu regresyon analizleri bir bağımlı değişkenin iki veya daha fazla bağımsız değişken üzerindeki ilişkisini incelemek için kullanılan bir yöntemdir. Bu amaçla $L_r(nümerik)/L_r(teorik)$ bağımlı değişkeni için gövde narinliği oranı (h/t_w) ve başlık narinliği oranı ($b_f/2t_f$) bağımsız değişkenlerine göre regresyon analizi yapılmıştır. Ayrıca $L_p(nümerik)/L_p(teorik)$ bağımlı değişkeni için de gövde narinliği oranı (h/t_w) ve başlık narinliği oranı ($b_f/2t_f$) bağımsız değişkenlerine göre analizler gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmalar sonucunda $L_r(nümerik)/L_r(teorik)$ ve $L_p(nümerik)/L_p(teorik)$ oranlarının başlık ve gövde narinliklerine göre dağılımlarını en uygun temsil edilen regresyon eğrileri elde edilmiştir.

7.2.1. L_r Değeri için Doğrusal Regresyon Analizi

Başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranı ve gövde narinliği (h/t_w) oranı bağımsız değişkenleri kullanılarak $L_r(nümerik)/L_r(teorik)$ bağımlı değişkenini yorumlamak için yapılan çok değişkenli regresyon analizi sonucunda elde edilen anlamlı regresyon modeline göre ($F(2,95)=681.874$, $p<0.001$), bağımlı değişkendeki varyansın %93.7'si ($R^2=0.937$) bağımsız değişkenler tarafından açıklanmaktadır.

Bu durumda gövde narinliği (h/t_w) bağımsız değişkeni, $L_r(nümerik)/L_r(teorik)$ oranı bağımlı değişkenini olumlu ve anlamlı olarak yorumlamaktadır. $\beta=0.877$, $t(95)=23.376$, $p\leq 0.001$, $pr^2=0.86$

Burada β katsayısı, bağımsız değişkendeki 1 birimlik standart sapma değişiminin bağımlı değişkende kaç birimlik standart sapma değişimine yol açtığını ifade eden bir katsayıdır. Yapılan doğrusal regresyon analizinde β katsayısı, gövde narinliği (h/t_w) oranındaki 1 birimlik standart sapma değişiminin $L_r(nümerik)/L_r(teorik)$ oranı bağımlı değişkeninde 0.877 birimlik standart sapma değişimine neden olduğu anlamına gelmektedir. “ p ” değeri istatistikte anlamlılığın bir ölçütüdür ve regresyon katsayılarının anlamlılığına ilişkin p olasılığında 3 sınır değer kullanılarak ($p\leq 0.001$, $p\leq 0.01$ ve $p\leq 0.05$) değişkenin anlamlılığı ifade edilmektedir. “ pr^2 ” ifadesi kısmi korelasyon katsayısını belirtmektedir. Regresyon katsayılarının anlamlılığına ilişkin t istatistiğinde t değerleri, regresyon katsayılarının standart hatalara bölünmesi ile bulunur. F , regresyon katsayılarının sıfıra eşit olup olmadığına ilişkin tümel F değeridir. Regresyona ilişkin olarak yapılan varyans analizi (ANOVA) sonucunda elde edilmektedir. F değeri anlamlı olduğu durumda regresyon katsayısından en az biri sıfırdan farklıdır ve böylece ilgili değişkenin regresyon modeline katkısının anlamlı olduğunu belirtir [72].

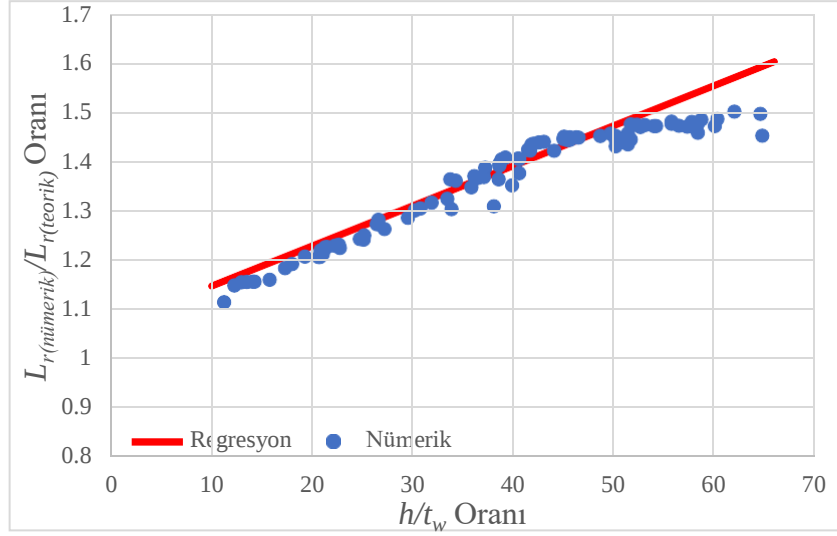
Başlık narinliği ($b_f/2t_f$) bağımsız değişkeni $L_{r(nümerik)}/L_{r(teorik)}$ oranı bağımlı değişkenini olumlu ve anlamlı olarak yorumlamaktadır. $\beta=0.093$, $t(95)=3.262$, $p=0.002<0.01$, $pr^2=0.1$

Yapılan doğrusal regresyon analizinde β katsayısı başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranındaki 1 birimlik standart sapma değişiminin $L_{r(nümerik)}/L_{r(teorik)}$ oranı bağımlı değişkeninde 0.093 birimlik standart sapma değişimine neden olduğu anlamına gelmektedir.

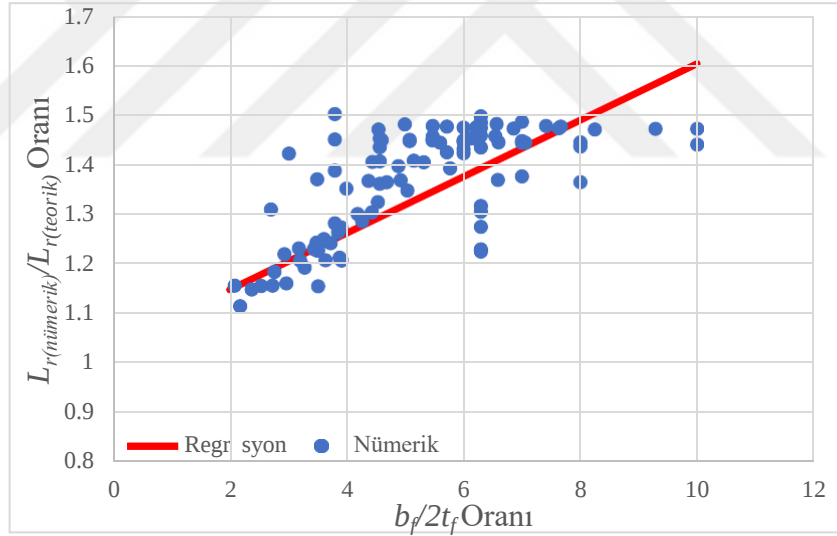
Yapılan doğrusal regresyon analizi sonucunda Eşitlik 7.1'deki regresyon denklemi elde edilmiştir.

$$\xi^*_{doğrusal} = 1.061 + 0.007(h/t_w) + 0.008(b_f/2t_f) \quad (7.1)$$

L_r değerleri için yapılan doğrusal regresyon analizi sonucunda elde edilen $\xi^*_{doğrusal}$ (Eşitlik 7.1) eğrisi ile nümerik analizler sonucu elde edilen ve yönetmelik [2] formüllerine göre hesaplanan değerlerin oranlanması ile belirlenen $L_{r(nümerik)}/L_{r(teorik)}$ değerlerinin gövde narinliği ve başlık narinliği oranlarına göre dağılımları sırasıyla Şekil 7.4 ve Şekil 7.5 verilmiştir. Şekil 7.4'teki grafik incelendiğinde Eşitlik 7.1'deki regresyon eğrisinin gövde narinliğine göre dağılımlarının büyük oranda uyumlu olduğu anlaşılmaktadır. Eşitlik 7.1'deki regresyon eğrisinin başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranına göre dağılımının, gövde narinliği (h/t_w) oranına göre dağılımı kadar uyumlu olmadığı Şekil 7.5'ten görülmektedir.

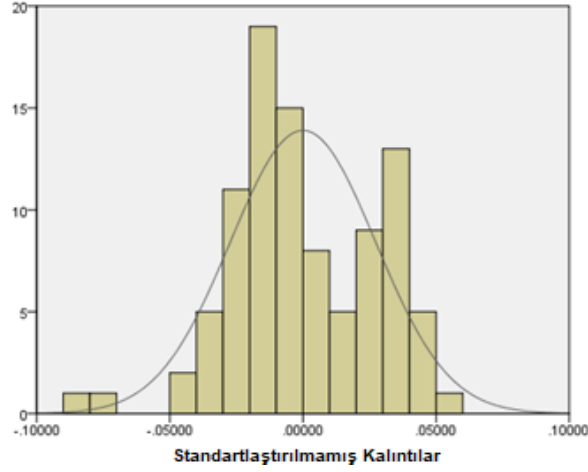


Şekil 7.4. Eşitlik 7.1’te verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin gövde narinliği oranına göre dağılımı



Şekil 7.5. Eşitlik 7.1’te verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin başlık narinliği oranına göre dağılımı

Regresyon modelinin tahmin ettiği değer ile gözlemlenen değer arasındaki farkı ifade eden standartlaştırılmamış kalıntılar diyagramı Şekil 7.6’da verilmiştir. Kalıntıların normal dağılıma uygun olduğu görülmektedir.



Şekil 7.6. $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ bağımlı değişkeni için yapılan doğrusal regresyon analizindeki kalıntıların dağılımı

7.2.2. L_r Değeri için Doğrusal Olmayan Regresyon Analizi

$L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ değerinin bağımsız değişkenlerle en iyi şekilde temsil edildiği eğriyi belirlemek için doğrusal olmayan regresyon analizi yapılmıştır. Bu bağlamda $(b_f/2t_f)$ ve (h/t_w) bağımsız değişkenleri için polinom dönüşümü uygulanmıştır. Bu dönüşümde (h/t_w) oranı ve $(b_f/2t_f)$ oranı için sırasıyla 6. bölümde Şekil 6.50 (L_r oranının gövde narinliği oranına göre değişimi) ve Şekil 6.51’de (L_r oranının başlık narinliği oranına göre değişimi) verilen grafiklerdeki dağılımlara MS Excel programı [69] yardımıyla oluşturulan parabolik eğilim çizgilerinin denklemleri olan Eşitlik 7.2 ve Eşitlik 7.3 kullanılmıştır.

$$P\left(\frac{h}{t_w}\right) = -0.0001\left(\frac{h}{t_w}\right)^2 + 0.0158\left(\frac{h}{t_w}\right) + 0.9399 \quad (7.2)$$

$$P\left(\frac{b_f}{2t_f}\right) = -0.0111\left(\frac{b_f}{2t_f}\right)^2 + 0.1719\left(\frac{b_f}{2t_f}\right) + 0.8037 \quad (7.3)$$

Polinom başlık narinliği $P(b_f/2t_f)$ oranı ve polinom gövde narinliği $P(h/t_w)$ oranı bağımsız değişkenleri kullanılarak $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ bağımlı değişkenini yorumlamak için yapılan çok değişkenli regresyon analizi sonucunda elde edilen anlamlı regresyon modeline göre ($F(2,95)=1633.015$, $p<0.001$), bağımlı değişkendeki varyansın %97.3'ü ($R^2=0.973$) bağımsız değişkenler tarafından açıklanmaktadır.

$P(h/t_w)$ bağımsız değişkeni, $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ oranı bağımlı değişkenini olumlu ve anlamlı olarak yorumlamaktadır. $\beta=0.907$, $t(95)=29.163$, $p\leq 0.001$, $pr^2=0.90$

Burada; yapılan doğrusal olmayan regresyon analizinde β katsayısı polinom gövde narinliği $P(h/t_w)$ oranındaki 1 birimlik standart sapma değişiminin $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ oranı bağımlı değişkeninde 0.907 birimlik standart sapma değişimine neden olduğu anlamına gelmektedir. “ p ” değeri istatistikte anlamlılığın bir ölçütü olarak kullanılmaktadır. Regresyon katsayılarının anlamlılığına ilişkin p olasılığında 3 sınır değerden ($p\leq 0.001$, $p\leq 0.01$ ve $p\leq 0.05$) biri tercih edilerek değişkenin anlamlılığı ifade edilmektedir.

$P(b_f/2t_f)$ bağımsız değişkeni $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ oranı bağımlı değişkenini olumlu olarak yorumlamaktadır. $\beta=0.093$, $t(95)=2.997$, $p=0.004<0.01$, $pr^2=0.09$

Doğrusal olmayan regresyon analizinde $P(b_f/2t_f)$ bağımsız değişkenin β katsayısı 0.093 olarak belirlenmiştir. Buradan polinom başlık narinliği $P(b_f/2t_f)$ bağımsız değişkenindeki 1 birimlik standart sapma değişiminin $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ oranı bağımlı değişkeninde 0.093 birimlik standart sapma değişimine neden olduğu anlaşılmaktadır.

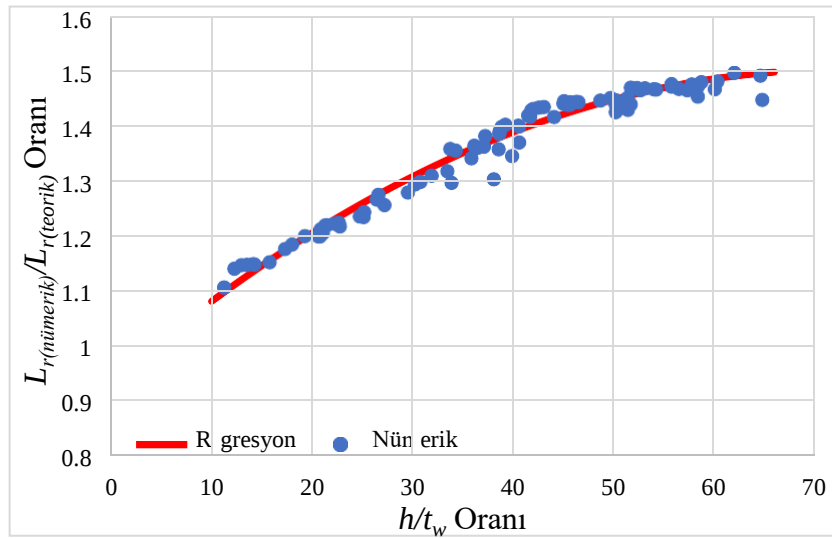
Yapılan doğrusal olmayan regresyon analizi sonucunda Eşitlik 7.4'teki regresyon denklemi elde edilmiştir.

$$\xi^* = 0.068 + 0.828[P(h/t_w)] + 0.109[P(b_f/2t_f)] \quad (7.4)$$

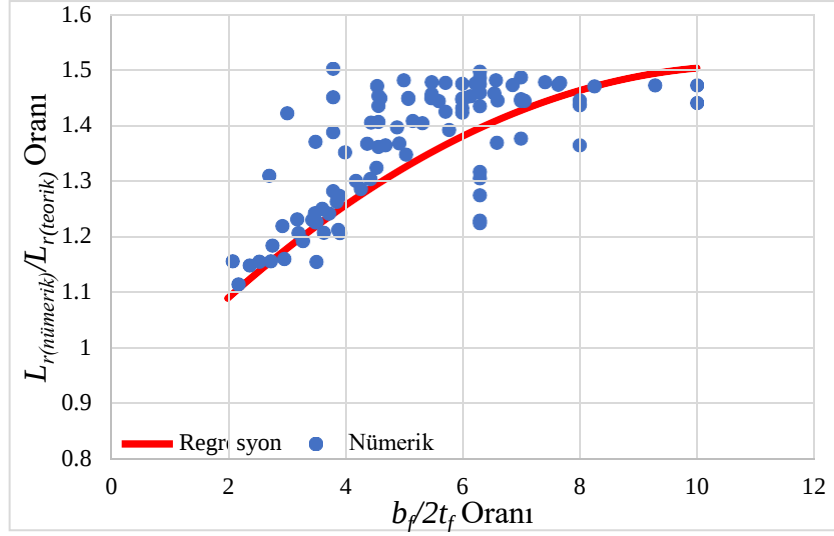
Eşitlik 7.4'te başlangıçta uygulanan polinom dönüşümleri ($P(h/t_w)$ ve $P(b_f/2t_f)$) yerine yazılırsa Eşitlik 7.5 elde edilir.

$$\xi^* = 0.068 + 0.828[(-0.001(\frac{h}{t_w})^2 + 0.0158(\frac{h}{t_w}) + 0.9399) + 0.109[-0.0111(\frac{b_f}{2t_f})^2 + 0.1719(\frac{b_f}{2t_f}) + 0.8037]] \quad (7.5)$$

L_r değerleri için yapılan doğrusal olmayan regresyon analizi sonucunda elde edilen ξ^* (Eşitlik 7.5) eğrisi ile nümerik analizler sonucu elde edilen ve yönetmelik [2] formüllerine göre hesaplanan değerlerin oranlanması ile belirlenen $L_{r(nümerik)}/L_{r(teorik)}$ değerlerinin gövde narinliği ve başlık narinliği oranlarına göre dağılımları sırasıyla Şekil 7.7 ve Şekil 7.8'de verilmiştir. Şekil 7.7'deki grafik incelendiğinde Eşitlik 7.5'teki doğrusal olmayan regresyon eğrisinin gövde narinliğine göre dağılımlarının büyük oranda uyumlu olduğu anlaşılmaktadır. Eşitlik 7.5'teki regresyon eğrisinin başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranına göre dağılımının gövde narinliği (h/t_w) oranına göre dağılımı kadar uyumlu olmadığı Şekil 7.8'den görülmektedir.

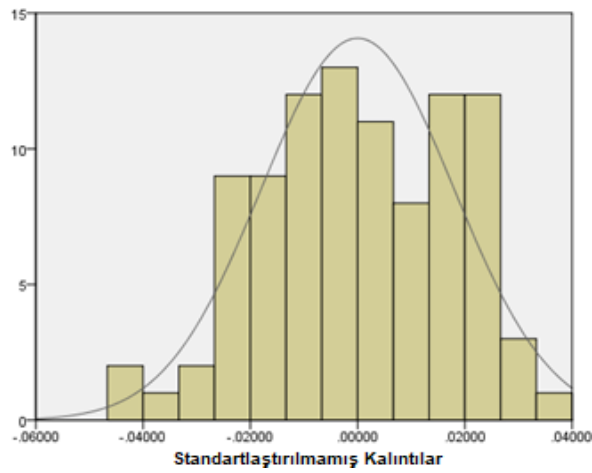


Şekil 7.7. Eşitlik 7.5'te verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin gövde narinliği oranına göre dağılımı



Şekil 7.8. Eşitlik 7.5’te verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin başlık narinliği oranına göre dağılımı

L_r değerleri için oluşturulan doğrusal olmayan regresyon modelinin tahmin ettiği değer ile gözlemlenen değer arasındaki farkı ifade eden standartlaştırılmamış kalıntılar diyagramı Şekil 7.9’da verilmiştir. Kalıntıların normal dağılıma uygun olduğu görülmektedir.



Şekil 7.9. $L_r(nümerik)/L_r(teorik)$ bağımlı değişkeni için yapılan doğrusal olmayan regresyon analizindeki kalıntıların dağılımı

7.2.3. L_p Değeri için Doğrusal Olmayan Regresyon Analizi

$L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ değerinin bağımsız değişkenlerle en iyi şekilde temsil edildiği eğriyi belirlemek için doğrusal olmayan regresyon analizi yapılmıştır. $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranı bağımlı değişkeninin (h/t_w) ve $(b_f/2t_f)$ bağımsız değişkenlerine göre ayrı ayrı çizilen ve 6. bölümde verilen sırasıyla Şekil 6.52 ve Şekil 6.53'teki grafikler incelendiğinde bağımsız değişkenin her iki bağımlı değişken ile üstel ('eksponansiyel') bir ilişkisi olduğu görülmektedir. Bu bağlamda $(b_f/2t_f)$ ve (h/t_w) bağımsız değişkenlerinin doğal logaritmaları alınmıştır.

$Ln(b_f/2t_f)$ ve $Ln(h/t_w)$ bağımsız değişkenleri kullanılarak $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ bağımlı değişkenini yorumlamak için yapılan çok değişkenli regresyon analizi sonucunda elde edilen anlamlı regresyon modeline göre ($F(2,95)= 624.024$, $p<0.001$), bağımlı değişkendeki varyansın %93.1'ini ($R^2=0.931$) bağımsız değişkenler tarafından açıklanmaktadır.

$Ln(h/t_w)$ bağımsız değişkeni $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranı bağımlı değişkenini negatif ve anlamlı olarak yorumlamaktadır. $\beta=-0.756$, $t(95)=16.603$, $p<0.001$, $pr^2=0.75$

Buradan; yapılan doğrusal olmayan regresyon analizinde β katsayısı gövde narinliği $Ln(h/t_w)$ oranındaki 1 birimlik standart sapma değişiminin $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranı bağımlı değişkeninde -0.756 birimlik standart sapma değişimine neden olduğu anlaşılmaktadır. $Ln(h/t_w)$ 'nin $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranı üzerinde anlamlı olduğu ($p<0.001$) anlaşılmaktadır.

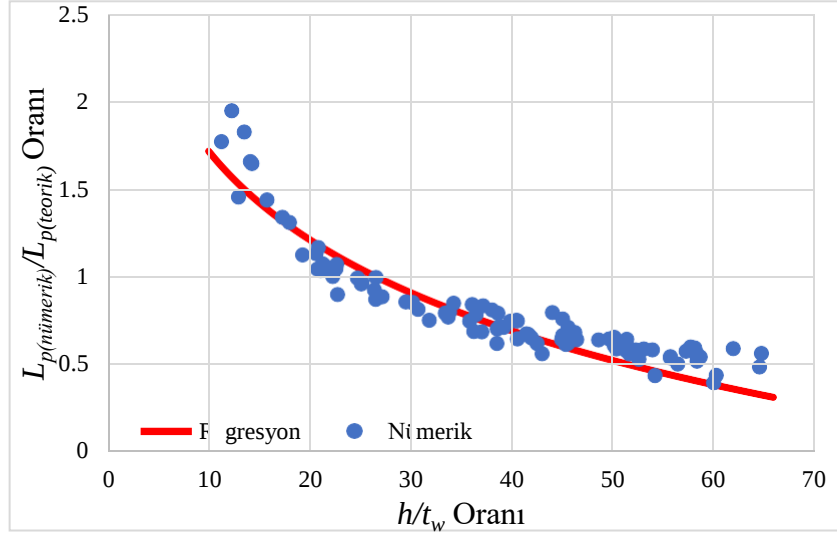
$Ln(b_f/2t_f)$ bağımsız değişkeni $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranı bağımlı değişkenini negatif ve anlamlı olarak yorumlamaktadır. $\beta=-0.247$, $t(95)=-5.434$, $p<0.001$, $pr^2=0.24$

Doğrusal olmayan regresyon analizinde elde edilen β katsayısından başlık narinliği $Ln(b_f/2t_f)$ oranındaki 1 birimlik standart sapma değişiminin $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranı bağımlı değişkeninde -0.247 birimlik standart sapma değişimine neden olduğu görülmektedir. $Ln(b_f/2t_f)$ 'nin $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranı üzerinde anlamlı olduğu ($p<0.001$) anlaşılmaktadır.

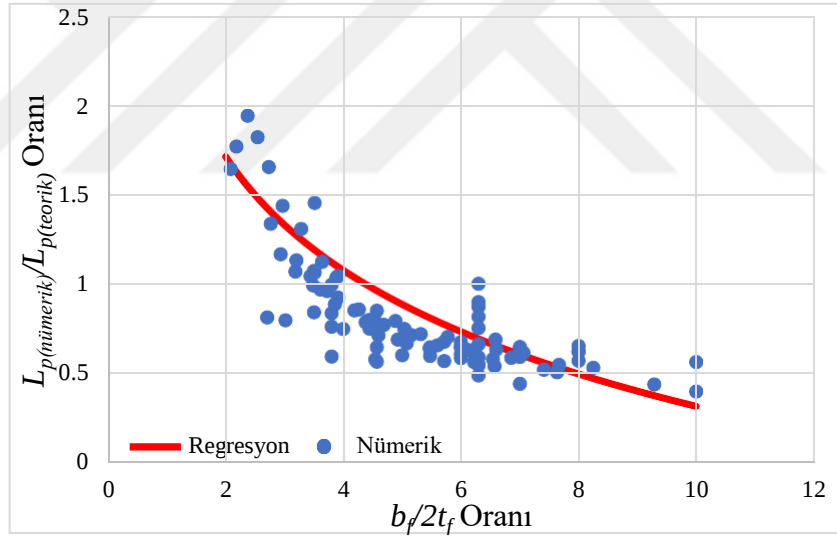
Yapılan doğrusal olmayan regresyon analizi sonucunda elde edilen regresyon denklemi Eşitlik 7.6'da verilmiştir:

$$\eta^* = 3.138 - 0.55 \ln(h/t_w) - 0.226 \ln(b_f/2t_f) \quad (7.6)$$

L_p değerleri için yapılan doğrusal olmayan regresyon analizi sonucunda elde edilen η^* (Eşitlik 7.6) eğrisi ile nümerik analizler sonucu elde edilen ve yönetmelik [2] formüllerine göre hesaplanan değerlerin oranlanması ile belirlenen $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ değerlerinin gövde narinliği ve başlık narinliği oranlarına göre dağılımları sırasıyla Şekil 7.10 ve Şekil 7.11'de verilmiştir. Şekil 7.10 ve Şekil 7.11'deki grafikler incelendiğinde Eşitlik 7.6'da verilen doğrusal olmayan regresyon eğrisinin, bağımlı değişkenin gövde narinliği (h/t_w) oranı ve başlık narinliği ($b_f/2t_f$) oranına göre dağılımları ile büyük oranda uyumlu olduğu anlaşılmaktadır.

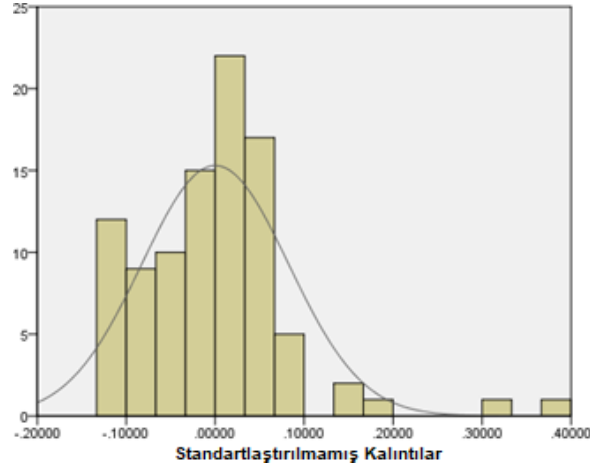


Şekil 7.10. Eşitlik 7.6’da verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin gövde narinliği oranına göre dağılımı



Şekil 7.11. Eşitlik 7.6’da verilen regresyon eğrisi ile sonlu elemanlar analizi verilerinin başlık narinliği oranına göre dağılımı

Standartlaştırılmamış kalıntılar diyagramı Şekil 7.12’de verilmiştir. Kalıntıların dağılımının normal dağılıma uygun olduğu Şekil 7.12’den görülmektedir.



Şekil 7.12. $L_p(\text{nümerik})/L_p(\text{teorik})$ bağımlı değişkeni için yapılan doğrusal olmayan regresyon analizindeki kalıntıların dağılımı

Nümerik analizlerde ele alınan kirişlerde gövde kesitinde buruşmalar meydana gelmiş ve kesitler yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalarak göçmüştür. AISC360-16 [2]'da önerilen L_r formülü yanal burulmalı burkulmaya maruz kalan kesitler için elastik bölge sınır uzunluğunu belirlemede kullanılmaktadır. Kirişlerin gövdelerinde oluşan gövde buruşmaları etkisi dikkate alınmadan salt yanal burulmalı burkulma modu için önerilen L_r formülünün gövdedeki buruşma etkilerini de dikkate alacak şekilde revize edilmesi uygun olacaktır. Bu bağlamda yapılan regresyon analizi çalışması sonucunda $L_r(\text{nümerik})/L_r(\text{teorik})$ oranı bağımlı değişkeninin, (h/t_w) gövde narinliği oranı ve $(b_f/2t_f)$ başlık narinliği oranı bağımsız değişkenlerince en uyumlu temsil edildiği regresyon eğrisi denklemi Eşitlik 7.5 olarak belirlenmiştir.

7.3. Yanal Buruşmalı Burkulmaya Maruz Kalan Kesitler için Önerilen L_r ve L_p

Formüllerinin Değerlendirilmesi

Bu doktora çalışması kapsamında yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalan çift simetri eksenli I en kesitlerde L_r için Eşitlik 7.5'te gösterilen ξ^* ve L_p için Eşitlik 7.6'da gösterilen η^* katsayıları belirlenirken herhangi bir güvenlik katsayısı dikkate alınmamıştır. Yapısal güvenilirlik, çelik yapı elemanlarının yük ve dayanım katsayılarına göre tasarımı (YDKT) prensibine göre Ellingwood [73] ve Galambos [74]'un çalışmalarıyla önerilen β güvenilirlik endeksi ile ölçülebilmektedir. Ancak literatürdeki çalışmalarda, yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalan kesitlerin elastik ve plastik sınır uzunluklarını belirlenmesi hakkında güvenilirlik endeksinin tayini için yeterli büyüklükte veri hacmi bulunmamaktadır. Bu nedenle önerilen katsayıların kullanımında emniyetli tarafta kalacak şekilde istatistiksel olarak güven aralığının belirlenmesi uygun olacaktır.

İstatistikte güven aralığı, bir örneklem araştırmasındaki istatistiki bir parametrenin yerinin tahmininin popülasyon için de geçerli olma ihtimalini belirtmektedir. Araştırmalarda %90, %95, %99 güven seviyeleri sıklıkla kullanılmaktadır.

Güven seviyesinin %99 olarak belirlenmesi durumu; bir örneğe dayalı olarak hesaplanan istatistiksel değerin %99 ihtimalle belirlenen güven aralığı dahilindeki tüm popülasyon için de geçerli olması anlamına gelmektedir. Doktora çalışması kapsamında Şekil 7.13'te teorik olarak gösterilen %99 güven aralığının seçilmesi durumunda sırasıyla Eşitlik 7.5 ve Eşitlik 7.6 ile belirlenen ξ^* ve η^* katsayı eğrileri en olumsuz durum gözetilerek ötelenmiştir.



Şekil 7.13. %99 Güven aralığı

Çalışma kapsamında kirişlerin yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalmasında literatürde de sıklıkla değinilen gövde narinliği oranı ve başlık narinliği oranı dikkate alınmıştır, ancak söz konusu stabilite sorunun oluşmasında başka parametrelerin de etkili olabileceği ihtimali göz ardı edilmemelidir. Formülün oluşturulmasında kullanılan verinin sınırları Çizelge 7.1’de gösterilmiştir.

Çizelge 7.1. Çalışma kapsamında kullanılan verinin maksimum ve minimum sınırları

Parametreler		Minimum	Maksimum
<i>Girdi</i>	h/t_w	11.25	64.80
	$b_f/2t_f$	2.09	10.00
<i>Çıktı</i>	$L_r(\text{nümerik})$	0.63	8.13
	$L_p(\text{nümerik})$	5.50	31.51
	$L_r(\text{teorik})$	3.74	27.27
	$L_p(\text{teorik})$	1.30	4.94

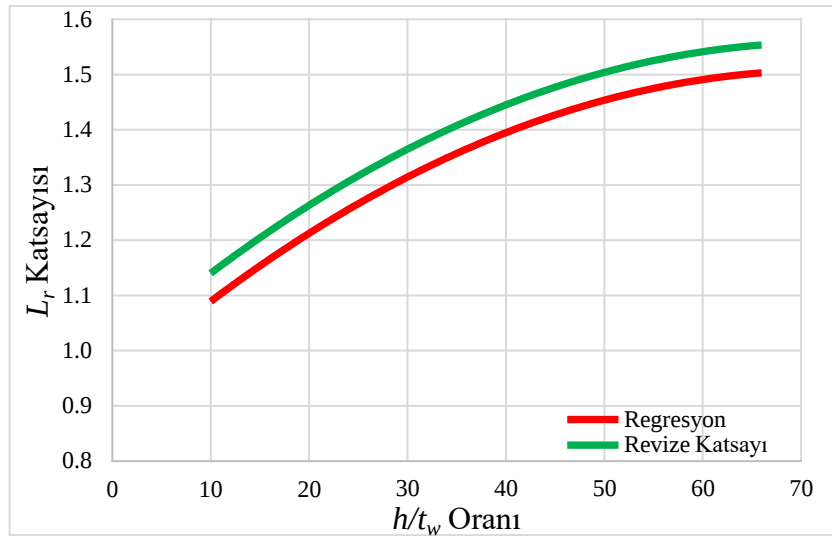
Gövde buruşmaları üzerinde akma, etkin bir parametre olduğu için yanal buruşmalı burkulma özellikle kesitin elastik olmayan bölgesinde ortaya çıkmaktadır. Yapılan çalışma, yanal buruşmalı burkulmanın kesitin elastik olmayan (inelastik) davrandığı bölgeyi genişlettiğini göstermiştir. İnelastik davranış, elemanın rijitliklerini ve dolayısıyla moment kapasitesini azaltacağından kirişin yanal buruşmalı burkulmaya

uğraması ihtimalini arttırmaktadır. Tasarımda istenmeyen bu kritik durumun elastik ve plastik sınırların daha emniyetli bir şekilde çizilmesi için, güven aralığına göre önerilen L_p formülünün azaltılması ve L_r formülünün artırılması uygun olmaktadır.

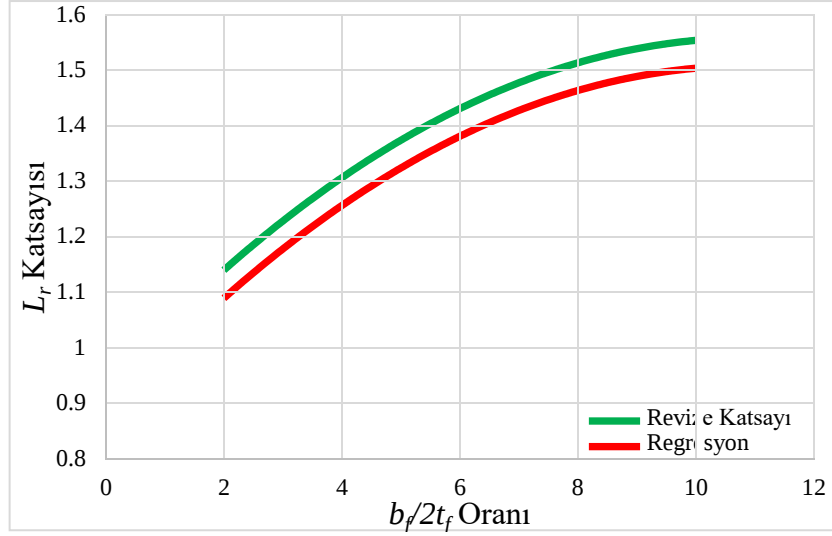
Eşitlik 7.5'te önerilen yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalan kesitlerin L_r sınır uzunluğunu belirlemede kullanılacak olan ξ^* katsayısı denklemi en olumsuz sonuçları verecek şekilde %99 güven aralığında yeniden değerlendirilmiştir. %99 güven aralığı seçilmesi ile en olumsuz durumun daha fazla öne çıkarılması amaçlanmıştır. Yapılan güven aralığı çalışmasından Eşitlik 7.7 elde edilmiştir.

$$\xi = 0.121 + 0.829[P(h/t_w)] + 0.106[P(b_f/2t_f)] \quad (7.7)$$

Bu durumda AISC 360-16 [2] yönetmeliğinde önerilen ve Eşitlik 1.2'de verilen denklem ile L_r sınır uzunluğu belirlendikten sonra Eşitlik 7.7'de verilen denklem kullanılarak tespit edilen ξ katsayısı ile çarpılarak revize edilmesi önerilmektedir. Sırasıyla Şekil 7.14 ve Şekil 7.15'te regresyon analizi ile elde edilen ξ^* katsayısı ve %99 güven aralığına göre büyütülen revize ξ katsayısının gövde narinliği (h/t_w) ve başlık narinliği ($b_f/2t_f$) değerlerine göre değişimi gösterilmektedir.



Şekil 7.14. %99 güven aralığında revize L_r katsayısının h/t_w oranına göre değişimi



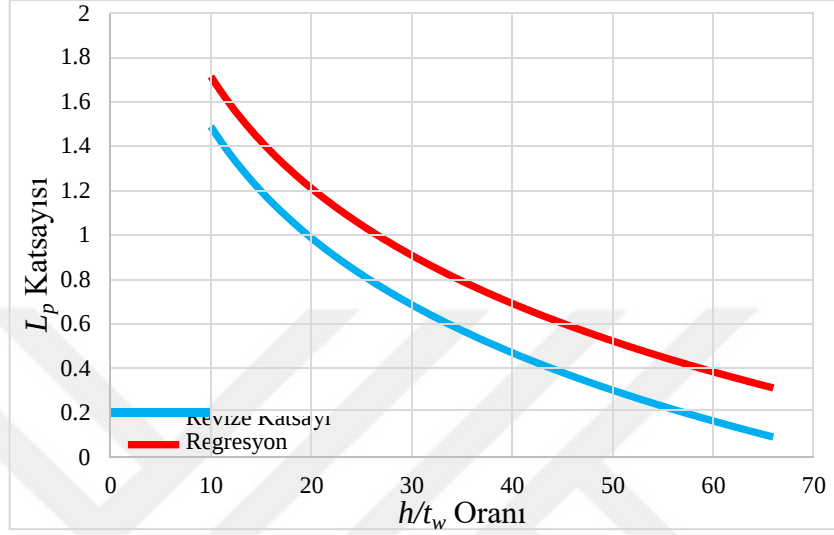
Şekil 7.15. %99 güven aralığında revize L_r katsayısının b_f/t_f oranına göre değişimi

AISC 360-16 [2]'nin önerdiği L_p sınır uzunluğu değerinin belirlenmesinde kullanılan Eşitlik 1.1'de verilen denklemin de L_r uzunluğu değerini belirlemek için kullanılan denkleme benzer şekilde gövde buruşmalarının etkisi dikkate alındığında revize edilmesi önerilmektedir. Bu bağlamda yapılan regresyon analizi çalışması sonucunda $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranı bağımlı değişkeninin, (h/t_w) gövde narinliği oranı ve $(b_f/2t_f)$ başlık narinliği oranı bağımsız değişkenlerince en uyumlu şekilde temsil edildiği regresyon eğrisi denklemi Eşitlik 7.6'da verilmiştir. Ancak Eşitlik 7.6'da önerilen gövde kesitinde buruşmanın ortaya çıkması durumu için kesitlerin L_p sınır uzunluğunu belirlemede kullanılacak katsayı denkleminin emniyet kaygıları göz önüne alınarak en olumsuz sonuçları kapsayacak şekilde, %99 güven aralığında yeniden değerlendirmesi yapılmış ve Eşitlik 7.8 elde edilmiştir.

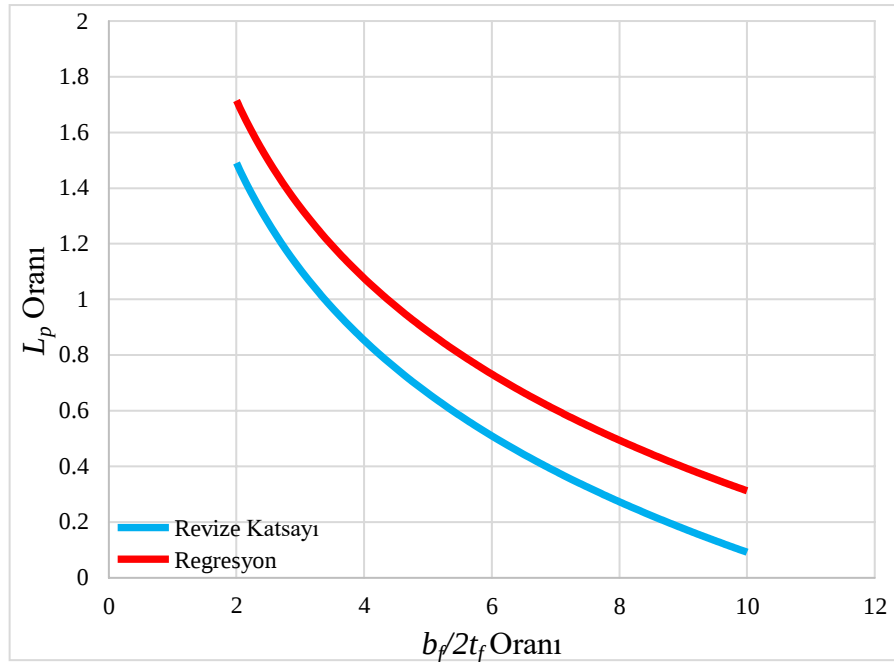
$$\eta = 2.909 - 0.548 \ln(h/t_w) - 0.226 \ln(b_f/2t_f) \quad (7.8)$$

AISC 360-16'nın önerdiği L_p formülünün, Eşitlik 7.8'de verilen denklem kullanılarak kesitin gövde narinliği oranı (h/t_w) ve başlık narinliği oranı $(b_f/2t_f)$ 'ye bağlı olarak belirlenecek η katsayısı ile çarpılarak yanal buruşmalı burkulma sınır durumu için

revize edilmesi uygun olacaktır. Sırasıyla Şekil 7.16 ve Şekil 7.17’de regresyon analizi ile elde edilen η^* katsayısı ve %99 güven aralığına göre küçültülen revize η katsayısının gövde narinliği (h/t_w) ve başlık narinliği ($b_f/2t_f$) değerlerine göre değişimi gösterilmektedir.



Şekil 7.16. %99 güven aralığında revize L_p katsayısının h/t_w oranına göre değişimi



Şekil 7.17. %99 güven aralığında revize L_p katsayısının $b_f/2t_f$ oranına göre değişimi

7.4. Önerilen Formülün Çift Simetri Eksenli I En Kesitli Avrupa Kesitleri için Değerlendirilmesi

Yapılan nümerik, analitik ve istatistiki çalışmalar neticesinde yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalan kesitlerin elastik ve plastik sınır uzunluğu değerlerini belirlemek için önerilen sırasıyla ξ ve η katsayıları çift simetri eksenli Avrupa I profilleri için uygulanmış ve yönetmeliğin önerdiği teorik formülle hesaplanan değerlerle karşılaştırılmıştır (Çizelge 7.2).

Çizelge 7.2'den L_r sınır uzunluğunu belirlemek için Avrupa I en kesitlerinde gövde buruşmalarını dikkate alan ξ katsayısı kullanıldığında kesitin elastik olmayan davranış gösterdiği sınır uzunluğu değerinin (L_r) en az %17.52 oranında, en çok %34.83 oranında arttığı görülmektedir. Yine Çizelge 7.2'den L_p sınır uzunluğunu belirlemede, gövde buruşmalarını dikkate alan η katsayısı kullanıldığında; plastik sınır uzunluğu (L_p) değerinin en az %1.54 oranında, en çok %383.24 oranında azaldığı görülmektedir. Ayrıca gövde narinliği oranı diğer kesitlere göre küçük olan IPE80, IPN80, IPN100 kesitlerinde η katsayısının L_p sınır uzunluklarını %5 ile %10 arasında arttırdığı görülmektedir.

Avrupa I en kesitleri Türkiye'de çelik yapı inşaatlarında yaygın olarak kullanılmaktadır. Söz konusu kesitlerin akmanın etkisiyle ortaya çıkacak gövde buruşmalarına bağlı olarak YBŞB sınır durumuna maruz kalmasıyla plastik ve elastik sınır uzunlukları değişmekte ve bu durum Türkiye'de kullanılan kesitlerin tasarımını önemli ölçüde etkilemektedir.

Çizelge 7.2. Önerilen formüllerin Avrupa kesitleri için uygulanması

Kesit	Narinlik Oranı		Teorik		Önerilen		±% Fark	
	$b_f/2t_f$	h/t_w	L_p	L_r	L_p	L_r	L_p	L_r
			m	m	m	M	±%	±%
IPE80	4.42	15.68	0.44	1.96	0.47	2.40	6.06	18.18
IPE100	4.82	18.20	0.52	2.12	0.50	2.65	-3.79	20.05
IPE120	5.08	21.23	0.60	2.26	0.52	2.89	-15.29	22.00
IPE140	5.29	23.87	0.69	2.44	0.55	3.18	-25.96	23.55
IPE160	5.54	25.44	0.77	2.64	0.58	3.49	-33.59	24.44
IPE180	5.11	24.00	0.86	2.84	0.68	3.71	-25.20	23.55
IPE200	5.88	28.39	0.93	3.08	0.63	4.16	-48.18	25.95
IPE220	5.98	30.10	1.04	3.33	0.66	4.55	-56.45	26.73
IPE240	6.12	30.71	1.13	3.62	0.70	4.96	-60.56	27.02
IPE270	6.62	33.27	1.26	3.90	0.71	5.43	-78.15	28.14
IPE300	7.01	35.01	1.40	4.23	0.73	5.94	-92.17	28.85
IPE330	6.96	36.13	1.48	4.47	0.75	6.31	-98.08	29.25
IPE360	6.69	37.33	1.58	4.75	0.78	6.75	-101.70	29.63
IPE400	6.67	38.49	1.65	4.94	0.79	7.05	-108.40	30.01
IPE450	6.51	40.30	1.72	5.10	0.79	7.34	-117.31	30.57
IPE500	6.25	41.76	1.80	5.32	0.81	7.70	-122.38	30.97
IPE550	6.10	42.13	1.86	5.52	0.84	8.00	-122.09	31.05
IPE600	5.79	42.83	1.95	5.78	0.88	8.40	-120.69	31.19
IPE750x137*	7.74	59.57	2.27	6.37	0.47	9.77	-383.24	34.83
IPE750x196+	5.28	43.92	2.39	7.09	1.10	10.32	-117.22	31.36
IPN80	3.56	15.49	0.39	1.92	0.44	2.33	10.76	17.52
IPN100	3.68	17.20	0.46	2.08	0.49	2.56	5.28	18.79
IPN120	4.08	18.75	0.53	2.28	0.52	2.86	-1.54	20.04
IPN140	3.84	19.54	0.60	2.49	0.58	3.13	-2.45	20.40
IPN160	3.89	20.38	0.67	2.71	0.63	3.42	-5.29	20.94
IPN180	3.94	21.07	0.74	2.93	0.68	3.73	-7.68	21.38
IPN200	3.98	21.65	0.81	3.15	0.73	4.03	-9.71	21.74

Çizelge 7.2. devamı. Önerilen formüllerin Avrupa kesitleri için uygulanması

Kesit	Narinlik Oranı		Teorik		Önerilen		±% Fark	
	$b_f/2t_f$	h/t_w	L_p	L_r	L_p	L_r	L_p	L_r
			m	m	m	m	±%	±%
IPN220	4.02	22.15	0.87	3.38	0.78	4.33	-11.46	22.05
IPN240	4.05	22.57	0.94	3.61	0.83	4.64	-12.98	22.30
IPN260	4.01	22.66	1.00	3.83	0.89	4.92	-12.97	22.33
IPN280	3.91	22.71	1.05	4.03	0.94	5.18	-12.46	22.31
IPN300	3.86	22.78	1.10	4.21	0.98	5.42	-12.24	22.32
IPN320	3.79	22.82	1.15	4.42	1.03	5.68	-11.83	22.30
IPN340	3.74	22.87	1.20	4.60	1.08	5.92	-11.66	22.30
IPN360	3.67	22.69	1.25	4.83	1.13	6.20	-10.56	22.16
IPN380	3.63	22.74	1.30	5.02	1.18	6.44	-10.47	22.17
IPN400	3.59	22.78	1.35	5.21	1.22	6.70	-10.21	22.16
IPN450	3.50	22.78	1.48	5.71	1.35	7.33	-9.52	22.11
IPN500	3.43	22.78	1.60	6.22	1.47	7.97	-8.96	22.06
IPN550	3.33	23.79	1.74	6.71	1.57	8.67	-11.09	22.57
IPN600	3.32	22.78	1.85	7.22	1.71	9.25	-8.11	22.00

8. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

8.1. Sonuçlar

Yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalan çift simetri eksenli I en kesitli çelik kirişlerin elastik ve plastik burkulma boyu limitlerinin belirlenmesi amacıyla yapılan bu çalışma kapsamında; 72 adet Amerikan standart W (geniş başlıklı) enkesit ile bu kesitlerin başlık ve gövde kalınlığı değerleri değiştirilerek elde edilen 33 ilave kesitten oluşan toplam 105 farklı kiriş kesiti üzerinde 18.000 adet burkulma analizi yapılmıştır. Bu analizler, ABAQUS [14] sonlu elemanlar paket programı ile gerçekleştirilmiş ve farklı kiriş geometriklerinin teşkilinde Python [68] programlama dili kullanılmıştır.

Her kirişin uzunluğu, Python [68] programlama dili yardımıyla 0.6 metre aralıklarla artırılarak, her kiriş uzunluğu için ABAQUS [14] yazılımında doğrusal olmayan (nonlinear) burkulma analizi yapılmıştır. Kiriş uzunluğu, elastik sınır uzunluk değerinin ötesinde bir değere kadar artırılmıştır. Doğrusal olmayan analizlerin gerçekleştirilebilmesi için gerekli olmasından dolayı, kirişlere açıklık ortasında ve kesit geometrik merkezi hizasında $L/5000$ oranında yanal geometrik önkusur tanımlanmıştır. Kesitlerin gövde buruşmasına uygun seçilmesinden dolayı, analiz edilen tüm kesitlerde kiriş gövdelerinde buruşmalar ortaya çıkmıştır. Her kiriş kesiti için moment kapasitesi ile serbest kiriş uzunluğu arasındaki ilişkiyi gösteren grafik çizilmiş ve elastik ile plastik burkulma sınır uzunlukları bu grafikten elde edilmiştir. Sonlu eleman analizlerinden elde edilen bu sınır değerler, Amerikan AISC 360-16 [2] yönetmeliğinde yer alan yanal burulmalı burkulma formüllerinden elde edilen ilgili değerler ile karşılaştırılmıştır. Bu sayede, gövde buruşması etkisiyle bu sınır uzunluk değerlerinde ortaya çıkan farklılaşmalar sayısal olarak ifade edilmiştir. Sonlu eleman analizlerinden elde edilen uzunluk değerleri ile AISC 360-16 [2] formülünden elde edilen tahmini değerler arasındaki oranlar üzerine regresyon analizleri gerçekleştirilmiş ve yönetmeliklerde yer alan plastik-inelastik ile inelastik-elastik sınır

uzunluk formülleri, regresyon analizlerinden elde edilen bu ilave ifadeler yardımıyla yeniden düzenlenmiştir. Birçok önemli sonuca ulaşılmış olsa da bu çalışmanın başlıca sonuçlarını aşağıdaki gibi özetlemek mümkündür:

- Kiriş uzunluğu, kesitin plastik sınır uzunluğuna yaklaştıkça gövde kesitinde buruşmalar artmış, elastik sınırın ötesinde ise gövdede ortaya çıkan buruşmalar azalmıştır. Bu durum kirişin serbest uzunluğunun azalmasıyla birlikte elastik olmayan davranışın artmasından ve tarafsız eksen ile basınç başlığı arasındaki gövde kesitinde akmanın ortaya çıkmasından kaynaklanmaktadır. Buna göre, gövde buruşmalarının oluşmasında; kirişin yanal yönde desteklenmemiş serbest açıklığında, kesitin basınç başlığı ile tarafsız eksen arasındaki bölgenin akmasının etkin bir parametre olduğu belirlenmiştir.
- Sonlu eleman analizleri yardımıyla belirlenen elastik sınır uzunluğu değerlerinin teorik olarak belirlenen değerlerden daha büyük çıktığı görülmüştür. Bu durum yönetmelik formülünün kesit gövdelerinde oluşan buruşma etkilerini dikkate almamasından kaynaklanmaktadır.
- Analiz edilen kesitler arasında gövde narinliği oranı küçük olan kesitlerde nümerik yöntem ile belirlenen plastik sınır uzunluğu değerleri, yönetmeliğin önerdiği L_p sınır uzunluğu formülünden hesaplanan ilgili değerleri aşmaktadır. Bu durum, gövde narinliği küçük olan kesitlerde buruşma ihtimalinin daha az olmasından kaynaklanmaktadır.
- Analiz edilen kesitlerden gövde narinliği oranı 25'ten büyük olanlarda genel olarak, nümerik yöntem ile belirlenen plastik sınır uzunluğu değeri ($L_{p(nümerik)}$) yönetmeliğin önerdiği teorik sınır uzunluğu formülüne göre hesaplanan ($L_{p(teorik)}$) değerden küçük çıkmıştır. Bu duruma kesitlerin gövde narinliği arttıkça plastik kapasitelerine ulaşabilme ihtimallerinin azalması neden olmaktadır.
- Yapılan literatür taraması sonucunda kirişlerin gövde narinliği oranı arttıkça ve başlık narinliği oranı azaldıkça gövde kesitinde buruşma ihtimalinin arttığı görülmüştür. Sonlu elemanlar yöntemi ile yapılan analizler sonucunda belirlenen nümerik sonuçlar ve AISC 360-16 [2] yönetmeliğinin önerdiği teorik formüller kullanılarak hesaplanan teorik sonuçlar ise, kesitlerin gövde narinliği oranı arttıkça nümerik/teorik elastik burkulma sınır uzunluğu ($L_{r(nümerik)}/L_{r(teorik)}$) oranının arttığını, plastik oranın ($L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$) ise azaldığını göstermiştir.

Ancak başlık narinliği oranının etkisi literatürdeki gibi net olarak ortaya çıkmamıştır.

- $L_{r(nümerik)}/L_{r(teorik)}$ ve $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ değerlerinin başlık narinliği ve gövde narinliği oranlarına göre dağılımlarının incelendiği grafiklerden gövde narinliği oranının nümerik ve teorik değerler arasındaki farkın açılmasında baskın bir parametre olduğu, başlık narinliği oranının ise daha zayıf bir parametre olduğu görülmüştür.
- Gövdede meydana gelen buruşmaların tetiklemesiyle ortaya çıkan yanal buruşmalı burkulma modunun kesitlerde inelastik bölgeyi genişlettiği tespit edilmiştir.
- Elde edilen sonuçların istatistiksel olarak değerlendirilmesi neticesinde $L_{r(nümerik)}/L_{r(teorik)}$ ve $L_{p(nümerik)}/L_{p(teorik)}$ oranlarının kesitlerin gövde ve başlık narinliklerine göre dağılımlarını en uygun şekilde temsil eden regresyon denklemleri ve eğrileri belirlenmiştir. Söz konusu regresyon denklemleri yardımıyla (h/t_w) ve $(b_f/2t_f)$ parametreleri kullanılarak yönetmeliğin yanal burulmalı burkulma için önerdiği teorik formüller yanal buruşmalı burkulma için güncellenmiştir.

8.2. Öneriler

Çift simetri eksenli I profilili kirişler gövde kesitinin narin olduğu ve/veya başlık kompaktlığının yüksek olduğu durumlarda yanal buruşmalı burkulmaya maruz kalarak göçebilirler. Yürürlükte bulunan çelik yapı tasarım yönetmelikleri, ciddi bir stabilite problemi olan yanal buruşmalı burkulma formüllerini dikkate almamaktadır. Yapılan bu doktora çalışması yürürlükteki çelik yapı tasarım şartnamelerine yanal buruşmalı burkulma moduna ilişkin formüllerin de dahil edilmesi ihtiyacını ortaya koymuştur.

Kirişlerde yanal buruşmalı burkulma (YBŞB) şeklinde, yanal burulmalı burkulmadan (YBLB) farklı olarak gövde kesitinde buruşmalar ortaya çıkmaktadır. Yapısal çeliğin

akması kesit gövdesinde buruşmaların ortaya çıkmasında ve YBŞB modu üzerinde oldukça etkilidir. Yapılan çalışma ile YBŞB'nin kesitlerin inelastik davrandığı bölgeyi genişlettiği belirlenmiştir. Bu bağlamda kiriş elemanı elastik olmadığından, elastisite modülüne bağlı olan rijitlik değerleri azalır ve elemanın burkulma dayanımı düşer. Daha doğru bir tasarım için yapısal çelik eleman kesitlerinin inelastik davrandığı bölgenin sınırları yanal buruşmalı burkulma modu dikkate alınarak belirlenmelidir. Bu kapsamda elastik sınır uzunluğu değeri belirlenirken yönetmeliğin önerdiği L_r formülünde, kiriş kesitinin başlık ve gövde narinliği parametrelerine bağlı olarak Eşitlik 7.7'de önerilen denklem ile belirlenecek ξ çarpanın kullanılması önerilmektedir.

AISC 360-16 şartnamesinde önerilen plastik sınır uzunluğu (L_p) değerinin belirlenmesinde ise Eşitlik 7.8'de önerilen denkleme göre belirlenecek η katsayısının kullanılması faydalı olacaktır.

KAYNAKÇA

- [1] T. V. Galambos, Guide to Stability Design Criteria of Metal Structures, 5th ed., New York: John Wiley & Sons, Inc., 1998.
- [2] ANSI/AISC 360-16., American Institute of Steel Construction, Specification for Structural Steel Buildings, 2016.
- [3] G. Theodore V, Structural members and frames. 1968.
- [4] S. P. Timoshenko, J. M. Gere, Theory of Elastic Stability. New York, 1961.
- [5] M. W. White, The Lateral-Torsional Buckling of Yielded Structural Steel Members, 1956.
- [6] T. Kusuda, G. R. Sarubbi, B. Thürlimann, The Spacing of Lateral Bracing in Plastic Design, Pennsylvania, 1960.
- [7] P. W. Hoadley, Practical significance of LRFD beam buckling factors, J. Struct. Eng. (United States), 1991.
- [8] AISC, Specification for structural steel buildings (Allowable Stress Design and Plastic Design), AS Des., 1989.
- [9] T. M. Roberts, P. S. Jhita, Lateral, local and distortional buckling of I-beams, Thin-Walled Struct., vol. 1, no. 4, pp. 289–308, Jan. 1983.
- [10] M. A. Bradford, A. Wee, Analysis of buckling tests on beams on seat supports, J. Constr. Steel Res., 1994.
- [11] K. E. Barth, D. W. White, Finite element evaluation of pier moment-rotation characteristics in continuous-span steel I Girders, Eng. Struct., 1998.
- [12] Y. L. Pi, N. S. Trahair, Distortion and warping at beam supports, 1999.
- [13] Y. L. Pi, N. S. Trahair, Distortion and warping at beam supports, J. Struct. Eng. New York, N.Y., 2000.
- [14] Simulia 3DS, Abaqus Analysis User's Manual, University of Cambridge - Faculty of Mathematics, 2015.

- [15] Y. L. Pi, M. A. Bradford, N. S. Trahair, Inelastic analysis and behavior of steel I-beams curved in plan, *J. Struct. Eng.* New York, N.Y., 2000.
- [16] D. W. White, S. K. Jung, Simplified Lateral Torsional Buckling Equations for I-and Channel-Section Members, Atlanta, GA., 2003.
- [17] American Institute of Steel Construction (AISC), Load and Resistance Factor Design Specification for Steel Buildings. Chicago, IL, 1999.
- [18] D. W. White, S. K. Jung, Effect of web distortion on the buckling strength of noncomposite discretely-braced steel I-section members, *Eng. Struct.*, 2007.
- [19] American Association of State and Highway Transportation Officials (AASHTO), AASHTO LRFD Bridge Design Specifications. Washington, D.C., 2004.
- [20] American Institute of Steel Construction (AISC), Specification for Structural Steel Buildings. Chicago, 2005.
- [21] D. W. White, Y. D. Kim, Unified flexural resistance equations for stability design of steel I-section members: Moment gradient tests, *J. Struct. Eng.*, 2008.
- [22] ASCE 7-10., Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures, ASCE 7-10, American Society of Civil Engineers, Reston, VA., 2000.
- [23] J. Lindner, T. Glitsch, Vereinfachter Nachweis für I- und U-Träger beansprucht durch doppelte Biegung und Torsion, *Stahlbau*, 2004.
- [24] ANSYS User's Manual Release 12.0.1. Canonsburg, Pennsylvania, USA, 2009.
- [25] C. S. Desai, A computer system for analysis and design: CANDICE, *Adv. Eng. Softw.*, 1979.
- [26] Lindner, J., Scheer, J., Schmidt, H., Beuth-Kommentare, Stahlbauten, Erläuterungen zu DIN 18800, Teil 1 bis Teil 4, *Stahlbau*, 1998.
- [27] D. W. White, Unified flexural resistance equations for stability design of steel I-section members: Overview, *J. Struct. Eng.*, 2008.
- [28] T. Zirakian, H. Showkati, Experiments on distortional buckling of I-beams, *J. Struct. Eng.*, 2007.

- [29] American Institute of Steel Construction (AISC), Load and resistance factor design specification for structural steel buildings. Chicago, 1986.
- [30] Standards Association of Australia, AS 4100 steel structures. 1998.
- [31] D. W. White, S. K. Jung, Unified flexural resistance equations for stability design of steel I-section members: Uniform bending tests, *J. Struct. Eng.*, 2008.
- [32] A. M. I. Sweedan, Elastic lateral stability of I-shaped cellular steel beams, *J. Constr. Steel Res.*, 2011.
- [33] M. R. Soltani, A. Bouchaïr, M. Mimoune, Nonlinear FE analysis of the ultimate behavior of steel castellated beams, *J. Constr. Steel Res.*, 2012.
- [34] Lusas 13, Lusas Manual, finite element analysis Ltd. Version 13.5. UK, 2003.
- [35] E. Ellobody, Interaction of buckling modes in castellated steel beams, *J. Constr. Steel Res.*, vol. 67, no. 5, pp. 814–825, May 2011.
- [36] T. Anapayan, M. Mahendran, D. Mahaarachchi, Lateral distortional buckling tests of a new hollow flange channel beam, *Thin-Walled Struct.*, 2011.
- [37] Standards Association of Australia, AS 4600 Cold-formed steel structures. Australia, 1996.
- [38] I. Kalkan, A. Buyukkaragoz, A numerical and analytical study on distortional buckling of doubly-symmetric steel I-beams, *J. Constr. Steel Res.*, vol. 70, pp. 289–297, Mar. 2012.
- [39] K. M. El-Sawy, A. M. I. Sweedan, M. I. Martini, Moment gradient factor of cellular steel beams under inelastic flexure, *J. Constr. Steel Res.*, 2014.
- [40] Y. Wang, L. Yang, B. Gao, Y. Shi, H. Yuan, Experimental study of lateral-torsional buckling behavior of stainless steel welded I-section beams, *Int. J. Steel Struct.*, 2014.
- [41] D. Sonck, J. Belis, Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams, *J. Constr. Steel Res.*, 2015.
- [42] EN 1993-1-1, Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. 2005.

- [43] R. V. Southwell, On the Analysis of Experimental Observations in Problems of Elastic Stability, Proc. R. Soc. A Math. Phys. Eng. Sci., 1932.
- [44] C. Massey, Elastic and inelastic lateral instability of I-beams., Eng., 1963.
- [45] N. Trahair, Deformations of Geometrically Imperfect Beams, J. Struct. Div., 1969.
- [46] H. R. Meck, “Experimental Evaluation of Lateral Buckling Loads, ASCE J Eng Mech Div, 1977.
- [47] T. Zirakian, Lateral-distortional buckling of I-beams and the extrapolation techniques, J. Constr. Steel Res., 2008.
- [48] L. Subramanian, D. W. White, Reassessment of the Lateral Torsional Buckling Resistance of I-Section Members: Uniform-Moment Studies, J. Struct. Eng., 2017.
- [49] American Association of State and Highway Transportation Officials (AASHTO), AASHTO LRFD bridge design specifications. Washington, DC., 2015.
- [50] American Welding Society, AWS D1.1/D1.1M:2010, Structural Welding Code - Steel, 2010.
- [51] L. Subramanian, D. W. White, Reassessment of the Lateral Torsional Buckling Resistance of Rolled I-Section Members: Moment Gradient Tests, J. Struct. Eng., 2017.
- [52] R. D. Ziemian, Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures: Sixth Edition. 2010.
- [53] C. G. Salmon, J. E. Johnson, and F. A. Malhas, Differential Equation for Elastic Lateral-Torsional Buckling, Steel Structures Design and Behavior, 5th ed., 2008, pp. 417–422.
- [54] M. A. Bradford, Lateral-Distortional buckling of steel I-Section members, J. Constr. Steel Res., 1992.
- [55] B. W. Schafer and S. Ádány, Understanding and classifying local, distortional

and global buckling in open thin-walled members, Structural Stability Research Council - Proceedings 2005 Annual Stability Conference, 2005.

- [56] Y. K. Cheung, Finite strip method, Finite Strip Method, Structural Analysis, 1976.
- [57] G. J. Hancock, Local, Distortional, and Lateral Buckling of I-Beams, ASCE J Struct Div, 1978.
- [58] D. A. Nethercot, N. S. Trahair, Inelastic Lateral Buckling of Determinate Beams, ASCE J Struct Div, 1976.
- [59] M. A. Bradford, Inelastic buckling of tapered monosymmetric I-beams, Eng. Struct., 1989.
- [60] M. A. Bradford, Buckling strength of deformable monosymmetric I-beams, Eng. Struct., 1988.
- [61] Çevre ve Şehircilik Bakanlığı, Çelik Yapıların Tasarım, Hesap ve Yapım Esaslarına Dair Yönetmelik. 2016.
- [62] AISC-360, AISC 360-16 Specification and Commentary, American Institute of Steel Construction, 2016.
- [63] Azer Arastunoğlu Kasımcı, Sonlu Elemanlar Metodu Temelleri ve Yapı Mekaniğinde Uygulamaları, 3. Baskı. Nobel Yayınları, 2018.
- [64] S. Chen, Y. Jia, Numerical investigation of inelastic buckling of steel-concrete composite beams prestressed with external tendons, Thin-Walled Struct., 2010.
- [65] A. Özel, S. Şen, and M. Belevi, Effects of residual stresses caused by different types of loading on silent chain strength, TURKISH J. Eng. Environ. Sci., 1998.
- [66] A. Özel, S. Şen, and M. Belevi, Farklı yükleme tipleriyle elde edilen artik gerilmelerin disli zincir mukavemetine etkisi, Turkish J. Eng. Environ. Sci., 1998.
- [67] T. V. Galambos and R. L. Ketter, Columns Under Combined Bending and Thrust, J. Eng. Mech. Div., 1959.
- [68] G. Van Rossum and F. L. Drake, Python Reference Manual, October, 2006.

- [69] Microsoft Corporation, “Microsoft Excel.” 2016.
- [70] IBM Corp. Released, “IBM SPSS Statistics version 25.0,” 2017. 2017.
- [71] H. M. Raghunath, Hydrology: Principles, Analysis, and Design. New Age International Publisher, 2006.
- [72] D. Erdem, M. Kağan, and F. Tanhan, Regresyon Analizi, Available: <https://www.istatistik.gen.tr/?p=83#:~:text=> (Erişim tarihi: 11.01.2021).
- [73] B. Ellingwood, J. G. MacGregor, T. V. Galambos, and C. A. Cornell, Probability Based Load Criteria: Load Factors and Load Combinations., ASCE J Struct Div, 1982.
- [74] T. V. Galambos, B. Ellingwood, J. G. MacGregor, and C. A. Cornell, Probability Based Load Criteria: Assessment of Current Design Practice., ASCE J Struct Div, 1982.

ÖZGEÇMİŞ

Adı Soyadı : Mehmet Fethi ERTENLİ

Doğum Tarihi :

Yabancı Dil : İngilizce

Eğitim Durumu

Lisans : Kırıkkale Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği, 2012

Lisans : Anadolu Üniversitesi, Kamu Yönetimi, 2013

Yüksek Lisans : Kırıkkale Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği ABD, 2015

Çalıştığı Kurum/Kurumlar ve Yıl/Yıllar

Karabük Üniversitesi/Mühendislik Fakültesi, Araştırma Görevlisi, 2016-Halen

Yayınları (Alan İndeksli)

- Ertenli, M. F., Kalkan, İ., Büyükkaragöz, A., “Gövde Buruşmalarının Elastik Olmayan Yanal Burkulma Sınır Uzunluğuna Etkisi,” *J. Polytech.*, 2021.

Yayınları (Diğer)

- Ertenli, M. F., Kalkan, İ., Büyükkaragöz, A., “Elastik Olmayan Yanal Buruşmalı Burkulmaya Maruz Kalan Çift Simetri Eksenli Çelik I Kirişlerde Gövde Buruşmalarının Etkilerinin İncelenmesi” The 2nd International Symposium of Engineering Applications on Civil Engineering and Earth Sciences (IEACES2020), Karabük, Türkiye, 23-25 Eylül 2020
- Kısa M. H., Battal Şal, Ö., Ertenli, M. F., Umarusman, H. B., “GFRP Donatılı Beton Kaplamaların Türkiye’deki Kaplama Türleri ile Karşılaştırılması” The

2nd International Symposium of Engineering Applications on Civil Engineering and Earth Sciences (IEACES2020), Karabük, Türkiye, 23-25 Eylül 2020

- Baş, S., Ertenli, M. F., Kalkan, İ., “Estimation of the Lateral Distortional Buckling (LDB) Moments of Doubly-Symmetric Steel Cellular I Beams” 13th International Congress on Advances in Civil Engineering (ACE2018), İzmir, Türkiye, 12-14 Eylül 2018
- Başaran, B., Ertenli, M. F., Baş, S., Kalkan, İ., “Polimer (FRP) Beton Donatısının Aderansını ve Kenetlenme Boyunu Etkileyen Faktörler” Ulusal Yapı Mekaniği Laboratuvarları Toplantısı–2017 (YMLT2017), Trabzon, Türkiye, 17 - 18 Kasım 2017
- Kalkan, İ., Ertenli, M. F., Baş, S. “Petek Kirişlerde Yanal Stabilite Sorununun İncelenmesi ve Karşılaştırmalı Sonuçlar” 6. Çelik Yapılar Sempozyumu, Eskişehir, Türkiye, 9 - 11 Aralık 2015

Araştırma Alanları: Çelik Yapılar, Sayısal Modelleme, Betonarme Yapılar

EKLER

EK 1. Analiz edilen diğer kesitlerin moment kapasitesi/serbest açıklık grafikleri

Bu ek kısmında, doktora çalışması kapsamında ele alınan diğer tüm kesitlerin moment kapasitesi/serbest açıklık grafikleri gösterilmektedir. Ek 1'de sunulan grafikler incelendiğinde her bir grafiğin plastik, elastik olmayan ve elastik şeklinde üç bariz bölgeye ayrıldığı ve bölgeler arasındaki sınır uzunlukların net olarak anlaşıldığı görülmektedir.

