

55973

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

GÖVDESİ BOŞLUKLU ÇELİK I-KİRİŞLERİN İNCELENMESİ

DOKTORA TEZİ

Y.Müh. Oğuz Cem ÇELİK

Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : 20 Kasım 1995

Tezin Savunulduğu Tarih : 8 Şubat 1996

Tez Danışmanı : Prof.Dr. Kaya ÖZGEN *kayzen* 1.03.1996
Diğer Jüri Üyeleri : Prof. Müfit YORULMAZ *M. Yorulmaz* 1.3.1996
Prof.Dr. Tevfik Seno ARDA *T. Seno* 4.3.1996
Prof.Dr. Sadettin ÖKTEN *S. Ökten* 1.3.96
Doç.Dr. Turgut KOCATÜRK *T. Kocatürk* 1.3.1996

ŞUBAT 1996

ÖNSÖZ

Çalışmalarım süresince sevgisini ve yardımlarını esirgemeyen hocam Prof.Dr. Kaya ÖZGEN' e ve öğrenim hayatım boyunca bana her türlü olanağı sağlayan aileme teşekkür ederim.



İÇİNDEKİLER

	Sayfa
-NOTASYON LİSTESİ	v
-ŞEKİL LİSTESİ	ix
-TABLO LİSTESİ	xi
-ÖZET	xii
-SUMMARY	xiii
BÖLÜM 1. GİRİŞ	1
1.1. Problemin Tanımı	1
1.2. Konuyla İlgili Çalışmalar	3
1.3. Çalışmanın Amacı ve Kapsamı	15
BÖLÜM 2. DIŞMERKEZ GÖVDE BOŞLUKLU ÇELİK I-KİRİŞLERDE KESME KUVVETİNİN BAŞLIKLARA DAĞILIMI	17
2.1. Giriş	17
2.2. Hesap Yöntemi	18
2.3. τ -Kesitlerde Kayma Yerdeğiştirmesi Katsayısının Belirlenmesi	21
2.3.1. Ağırlık Merkezinin Gövde İçinde Olması Durumu	23
2.3.2. Ağırlık Merkezinin Başlıkta Olması Durumu	25
2.4. Diğer Yöntemler	26
2.5. Sonuçların Değerlendirilmesi	28
BÖLÜM 3. DIŞMERKEZ GÖVDE BOŞLUKLU ÇELİK I-KİRİŞLERDE GÖÇME İNCELEMESİ	29
3.1. Giriş	29
3.2. Plastisitede Temel Kavramlar	30
3.2.1. Akma Koşulu ve Akma Yüzeyi	31
3.2.2. Limit Analiz Teoremleri	32
3.3. Tek Simetri Eksenli Homojen I-Kesitlerin $M+N$ Akma Eğrileri	33
3.3.1. Matematik Formülasyon	34
3.3.2. Değerlendirme	45
3.4. Kesme Kuvvetinin Etkisi	46

3.5. Bileşik Eğilmede ($M+N$) Akma Eğrilerinin Doğrusallaştırılması, Genel Değerlendirme - Sandviç Kesit Basitleştirmesi	47
3.6. Bir Dışmerkez Gövde Boşluklu Çelik I-Kirişte Göçme İncelemesi	49
3.6.1. Alt Sınır Çözümü	50
3.6.2. Üst Sınır Çözümü	51
3.6.2.1. Tekil Yük Boşluk Dışında	51
3.6.2.2. Tekil Yük Boşluk Üzerinde	56
3.6.2.3. Boşluksuz Kirişin Limit Yüğü	58
3.7. Kontrol Problemi	58
3.8. Değerlendirme	58
BÖLÜM 4. DIŞMERKEZ GÖVDE BOŞLUKLU ÇELİK I-KİRİŞLERİN BOŞLUK BÖLGESİNİN TAŞIMA GÜCÜ	60
4.1. Giriş ve Problemin Tanımı	60
4.2. Matematik Formülasyon	61
4.2.1. Dışmerkez Gövde Boşluklu I-Kesitin Moment Taşıma Gücü	62
4.2.2. Dışmerkez Gövde Boşluklu I-Kesitin Kesme Kuvveti Taşıma Gücü	64
4.2.3. Dışmerkez Gövde Boşluklu I-Kesitte Moment(M)+Kesme Kuvveti(V) Etkileşimi	67
4.3. Yönetmelik İlkeleri	69
4.4. Değerlendirme	69
BÖLÜM 5. SAYISAL ÖRNEKLER	71
5.1. Örnek 1	71
5.2. Örnek 2	76
5.3. Örnek 3	84
5.4. Örnek 4	87
5.5. Örnek 5	90
BÖLÜM 6. SONUÇLAR	92
-KAYNAKLAR	97
-ÖZGEÇMİŞ	103

NOTASYON LİSTESİ

A	:	Toplam kesit alanı.
$A.A.$	:	Eşit alan eksenı.
A_{ft}, A_{fb}	:	I-kesitte üst ve alt başlık alanları.
A_w	:	I-kesitte gövde alanı.
A_t, A_b	:	Üst ve alt başlık çubuklarının toplam kesit alanları.
A'_t, A'_b	:	Üst ve alt başlık çubuklarının azaltılmış toplam kesit alanları.
A_{wt}, A_{wb}	:	Üst ve alt başlık çubuklarının gövde alanları.
a_0	:	Boşluk uzunluğu.
$B_0, \dots, B_5$	:	Tek simetri eksenli I-kesitlere ilişkin gerçek akma eğrisinin elde edilmesinde kesit özelliklerine bağlı katsayılar.
b_b	:	I-kesitte alt başlık genişliği.
b_f	:	T-kesitin başlık genişliği.
b_t	:	I-kesitte üst başlık genişliği.
$C_1, \dots, C_6$	:	Kesit özelliklerine bağlı katsayılar.
c	:	$A.A.$ ile $G.A.$ arasındaki uzaklık.
D_d	:	Dış kuvvetlerin yaptığı iş.
D_i	:	Sistemin iç enerjisi.
E	:	Elastisite modülü.
E_d	:	Şekil değiştirme enerjisi.
$F(Q)$	:	Akma koşulu fonksiyonu.
$F_1, \dots, F_8$	:	Alt ve üst başlıkta birim düşey yerdeğiştirmeden oluşan uç kuvvetleri.
G	:	Kayma modülü
$G.A.$	:	Ağırlık merkezinden geçen yatay eksen.
h	:	I-kesitin toplam yüksekliği.
h_0	:	Boşluk yüksekliği.
h_w	:	I ve T-kesitin gövde yüksekliği.
I_t, I_b	:	Üst ve alt başlık kesitlerinin atalet momentleri.

J_1, J_2, J_3	:	Tek simetri eksenli I-kesitlere ilişkin gerçek akma eğrisinin elde edilmesinde kesit özelliklerine bağlı katsayılar.
$K_1, \dots, K_{10}$	:	Tek simetri eksenli I-kesitlere ilişkin gerçek akma eğrisinin elde edilmesinde kesit özelliklerine bağlı katsayılar.
k_{st}, k_{sb}	:	Üst ve alt başlıkların kayma yerdeğiştirmesi katsayıları.
k_1, k_2, k_3	:	Kayma yerdeğiştirmesi katsayısının hesabında kullanılan ara katsayılar.
k'_1, k'_2, k'_3	:	
L	:	Kiriş açıklığı.
M	:	Eğilme momenti.
M_d	:	Yük katsayıları ile arttırılmış eğilme momenti.
M_{max}	:	Kirişte maksimum eğilme momenti.
M_p	:	Kesitin pastikleşme momenti.
M'_p	:	Kesitin azaltılmış pastikleşme momenti.
M_t, M_b	:	Üst ve alt başlıkta sekonder eğilme momentleri.
M_{pt}, M_{pb}	:	Üst ve alt başlık kesitlerinin pastikleşme momentleri.
m	:	Boyutsuz eğilme momenti.
m_1, m_2	:	Doğrusallaştırılmış akma eğrilerinde en büyük boyutsuz moment değerleri.
N	:	Normal kuvvet.
N_d	:	Yük katsayıları ile arttırılmış normal kuvvet.
N_p	:	Kesitin pastikleşme normal kuvveti.
N_t, N_b	:	Üst ve alt başlıkta normal kuvvetler.
n	:	Boyutsuz normal kuvvet.
n_1, n_2	:	Doğrusallaştırılmış akma eğrilerinde en büyük boyutsuz moment değerlerine karşı gelen boyutsuz normal kuvvetler.
P	:	Sisteme etkiyen dış kuvvet.
P_d	:	Yük katsayılarıyla arttırılmış tasarım yükü.
P_t	:	Deneysel göçme yükü.
P^+_{lim}	:	Üst sınır limit yükü.
P^-_{lim}	:	Alt sınır limit yükü.
Q_i	:	Gerilme bileşenleri.
Q_x	:	Alan momenti.
$\dot{q}_i$	:	şekil değiştirme hızı vektörünün bileşenleri.

S_{xa}, S_{xb}	:	Boşluklu kesitte AA'nın üstünde ve altında kalan parçaların alan momentleri.
s_t, s_b	:	Üst ve alt başlık kesitlerinin yükseklikleri.
t	:	Başlık kesitinde dikdörtgen parçaların kalınlığı.
$t_{id}^{(i)}, t_{id}^{(b)}$	:	Üst ve alt başlıkların birim yerdeğiştirme sabiti.
t_f	:	T-kesitin başlık kalınlığı.
t_b	:	I-kesitte alt başlık kalınlığı.
t_t	:	I-kesitte üst başlık kalınlığı.
t_w	:	I ve T-kesitin gövde kalınlığı.
t'_w	:	I ve T-kesitte kesme kuvveti nedeniyle azaltılmış gövde kalınlığı.
V	:	Boşluk merkezindeki toplam kesme kuvveti.
V_A, V_B	:	Kirişin sol ve sağ mesnet tepkileri.
V_d	:	Yük katsayıları ile artırılmış kesme kuvveti.
V_t, V_b	:	Üst ve alt başlıklardaki kesme kuvvetleri.
V_p	:	Kesitin plastikleşme kesme kuvveti.
V_p	:	Boşluklu kesitin azaltılmış plastikleşme kesme kuvveti.
V_{pt}, V_{pb}	:	Üst ve alt başlıklardaki kesitlerin plastikleşme kesme kuvvetleri.
V_{pt}, V_{pb}	:	Üst ve alt başlıklardaki kesitlerin azaltılmış plastikleşme kesme kuvvetleri.
v	:	Boyutsuz kesme kuvveti.
x	:	Tekil yükün sağ mesnetten uzaklığı.
y_1, y_2, y_3	:	Kayma yerdeğiştirmesi katsayısının hesabındaki integrasyonun sınır değerleri.
y_g	:	Ağırlık merkezinin kesit alt başlığının dış yüzüne olan uzaklığı.
y_0	:	I-kesitte M+N durumunda plastik tarafsız eksenin yeri.
Z_x	:	Kesitin plastik mukavemet momenti.
z	:	AA' nın üst başlığın alt kenarına olan uzaklığı.
z_0	:	M+N durumunda normal kuvvet için etkili olan gerilme bloğunun yüksekliği.
α_t, α_b	:	Başlık çubuklarının eğilme ve kayma rijitliklerine bağlı bir katsayı.

α	:	I-kesitte üst başlık alanının toplam kesit alanına oranı.
γ_s	:	Kayma açısı.
$\dot{\gamma}$	:	Kayma şekil değiştirmesi hızı.
γ	:	I-kesitte alt başlık alanının toplam kesit alanına oranı.
η	:	I-kesitte gövde kalınlığının üst başlık genişliğine oranı.
ξ	:	I-kesitte gövde kalınlığının alt başlık genişliğine oranı.
$\dot{\kappa}$	:	Eğrilik hızı.
$\dot{\lambda}$	:	Birim boy değişimi hızı.
μ	:	Plastik şekil değiştirme parametresi.
δ_t, δ_b	:	Üst ve alt başlıkların düşey yerdeğiştirmeleri.
$\varepsilon_t, \varepsilon_b$	:	Üst ve alt başlık özellikleri ile boşluk boyutlarına bağlı katsayılar.
σ_y, σ'_y	:	Malzemede akma gerilmesi.
σ_v	:	Azaltılmış akma gerilmesi.
τ	:	Kayma gerilmesi.
$(\tau_{max})_t, (\tau_{max})_b$	:	Üst ve alt başlık kesitlerindeki maksimum kayma gerilmeleri.
ν	:	Poisson oranı.
Ψ^-	:	Alt sınır yük katsayısı.
Ψ^+	:	Üst sınır yük katsayısı.
Ψ_l	:	Kesin çözüme ilişkin limit yük katsayısı.
Ω_t, Ω_b	:	Üst ve alt başlıkta kesme kuvveti azaltma çarpanı.
ω_1	:	Boşluk uzunluğunun giriş açıklığına oranı.
ω_2	:	Tekil yükün sağ mesnete olan uzunluğunun giriş açıklığına oranı.

ŞEKİL LİSTESİ

	Sayfa
Şekil 2.1 Kirişte boşluk konumu ve başlıkların birim yerdeğiştirme durumu.	18
Şekil 2.2 Basit kaymada şekil değiştirme durumu.	21
Şekil 2.3 T-kesitin geometrik özellikleri.	23
Şekil 2.4 Ağırlık merkezi gövdede iken, alan momentlerinin hesabında yatay eksenin konumu.	24
Şekil 2.5 Ağırlık merkezi başlıkta iken, alan momentlerinin hesabında yatay eksenin konumu.	25
Şekil 3.1 Vierendeel kirişlerde olası göçme mekanizmaları.	29
Şekil 3.2 Rijit-plastik malzemede gerilme-şekil değiştirme diyagramları.	34
Şekil 3.3 Tek simetri eksenli I-kesit.	34
Şekil 3.4 (a) durumunda limit gerilme yayılışı.	36
Şekil 3.5 (b) durumunda limit gerilme yayılışı.	38
Şekil 3.6 (c) durumunda limit gerilme yayılışı.	39
Şekil 3.7 (d) durumunda limit gerilme yayılışı.	40
Şekil 3.8 (e) durumunda limit gerilme yayılışı.	41
Şekil 3.9 (f) durumunda limit gerilme yayılışı.	42
Şekil 3.10 (g) durumunda limit gerilme yayılışı.	43
Şekil 3.11 (h) durumunda limit gerilme yayılışı.	44
Şekil 3.12 Tek simetri eksenli I-kesitte $M+N$ akma eğrisi.	46
Şekil 3.13 Tek simetri eksenli I-kesitte gerçek ve yaklaşık $M+N$ akma eğrileri.	48
Şekil 3.14 Kiriş geometrisi ve göçme durumu.	49
Şekil 3.15 Bir gövde boşluklu basit kirişin boşluk bölgesindeki iç kuvvetler.	50
Şekil 3.16 Tek simetri eksenli sandviç kesitte akma koşulu.	52
Şekil 3.17 Boyutsuz limit yükün ω_1 ve ω_2' ye göre değişimi.	55
Şekil 3.18 Boşluk üzerinde tekil yük için mekanizma durumu.	56
Şekil 3.19 Boşluk üzerinde yük olması durumunda akma koşulu.	57

Şekil 3.20	Boşluk üzerinde tekil yük durumunda limit yükün ω_1 ile değişimi.	57
Şekil 4.1	Boşluk geometrisi ve boşluk bölgesinde iç kuvvet dağılımı.	61
Şekil 4.2	Moment ve kesme kuvveti taşıma limit durumunda gerilme yayılımı.	63
Şekil 4.3	Azaltılmış kesme kuvveti taşıma gücünün boşluk boyutlarıyla değişimi.	66
Şekil 4.4	Moment(M)+Kesme Kuvveti(V) etkileşim diyagramı.	68
Şekil 5.1	İncelenen kirişin geometrik özellikleri ve göçme mekanizması.	72
Şekil 5.2	1/2 NPI 200' de $M+N$ yaklaşık akma eğrileri.	73
Şekil 5.3	Bir gövde boşluklu çelik I-kirişin geometrik özellikleri.	77
Şekil 5.4	Üst ve alt başlıktaki τ -kesitler için doğrusallaştırılmış akma eğrileri.	80
Şekil 5.5	Bir dışmerkez gövde boşluklu kirişin geometrisi ve yükleme durumu.	84
Şekil 5.6	İki dışmerkez gövde boşluklu kirişin geometrisi ve göçme mekanizması.	87
Şekil 5.7	Üst ve alt başlıklarda gerçek ve doğrusallaştırılmış akma eğrileri.	89
Şekil 5.8	Bir gövde boşluklu kirişlerde, Sonlu Eleman Yöntemi (S.E.Y.) ile elde edilen yerdeğiştirme durumu.	90

TABLO LİSTESİ

	Sayfa
Tablo 3.1 Akma koşulları ve şekil değıştirme vektörünün bileşenleri.	53
Tablo 5.1 Çeşitli boşluk değerleri için üst ve alt başlıkların eğilme momenti, normal kuvvet ve kesme kuvveti taşıma güçleri.	78
Tablo 5.2 Deneysel ve kuramsal olarak elde edilen göçme yükleri.	83
Tablo 5.3 Kesme kuvvetinin başlıklara dağılımı.	85
Tablo 5.4 Değişik dışmerkez boşluk geometrileri için kesme kuvvetinin başlıklara dağılımı.	91



ÖZET

Bu çalışmada, gövdesi boşluklu çelik I-kirişlerin plastik kurama göre hesabında yararlanılabilecek yöntemler üzerinde durulmuştur. Çalışma altı ana bölümden oluşmaktadır.

Birinci bölümde, ele alınan problem tanımlanmış, bugüne kadar yapılan çalışmalardan ulaşılabilenler, varsayımlar ve bulgularla özetlenmiştir. Deneysel çalışmalarda ele alınan kiriş tipleri ve deney sonuçlarına etki eden faktörler üzerinde durulmuştur. Son olarak bu çalışmanın amacı ve kapsamı verilmiştir.

İkinci bölümde, dışmerkez gövde boşluklu çelik I-kirişlerin elastik ve plastik kurama göre hesabında karşılaşılan önemli problemlerden biri olan, kesme kuvvetlerinin başlıklara dağılımı problemi incelenmiştir. Birçok çalışmada problem basite indirgenerek, kesme kuvvetinin yalnızca üst başlık tarafından taşındığının varsayılmasına karşın, burada problem daha gerçekçi bir yaklaşımla ele alınarak analitik olarak çözülmüştür. Çözümde, kirişin düşey olarak yüklenmesi durumunda üst ve alt başlıkların aynı yerdeğiştirmeyi yapması koşulundan (uygunluk koşulu) yararlanılmıştır.

Üçüncü bölümde, dışmerkez gövde boşluklu çelik I-kirişlerde göçme incelemesi plastisitenin alt ve üst sınır teoremleri yardımıyla yapılmıştır. Önce plastisitenin temel kavramları üzerinde durulmuş, sonra göçme hesabında yararlanmak üzere tek simetri eksenli çelik I ya da T-kesitlerin bileşik eğilmesinde akma eğrileri boyutsuz kesit parametreleri cinsinden elde edilmiştir. Gerçek akma eğrilerinin yanında, göçme yükü hesaplarında oldukça kolaylık sağlayan tek simetri eksenli I-kesitler için sandviç kesit modeli geliştirilmiştir. Bu yoldan bir gövde boşluklu I-kirişte alt ve üst sınır teoremlerine göre göçme yükleri hesaplanmış ve ilgili bağıntılar verilmiştir. Göçme yükünün kirişle ilgili parametrelere göre değişimi eğrilerle verilmiştir.

Dördüncü bölümde, dışmerkez boşluklu çelik I-kirişlerin boşluk bölgesinin taşıma gücü diğer bir yoldan incelenmiştir. Bu yöntemde sekonder eğilme momentlerinin etkisi dikkate alınmış, göçmeye boşluk bölgesinde alt ve üst başlık elemanlarının uçlarında oluşan toplam dört adet plastik mafsalla ulaşıldığı varsayılmıştır. Burada, önce boşluklu kesitin eğilme momenti ve kesme kuvveti taşıma gücü hesaplanmakta, daha sonra bir etkileşim diyagramı ile boşluklu kesitin bileşik kesit zorları altında güvenli olup olmadığı kontrol edilmektedir.

Beşinci bölümde, bu çalışmada geliştirilen bağıntıların uygulanılışını göstermek ve mevcut literatürdeki kuramsal ve deneysel sonuçlarla karşılaştırmak amacıyla sayısal örnekler üzerinde durulmuştur.

Altıncı bölümde, bu çalışmada elde edilen bulgular özetlenmekte, konuyla ilgili ileride yapılabilecek çalışmalardan söz edilmektedir.

INVESTIGATION OF STEEL I-BEAMS WITH WEB OPENINGS

SUMMARY

An important problem in the design of high-rise buildings is depth restrictions due to economical, architectural and functional reasons. Since, steel I-shaped beams with web openings are extensively used in such buildings to allow the passage of utility ducts and piping, the height of the floors, which greatly affects the construction cost can significantly be reduced. For small spans this may not be possible, because the beam will be too shallow for the size of service. Beams with web openings are frequently used as Castella beams having a greater strength and rigidity than beams with equal sectional area and without openings. Another use of open-web beams can be defined as beams with arbitrarily placed openings. While considerable material saving can be obtained in Castella beams, the second case may lead to significant loss in strength and rigidity at the opening sections. On the other hand, structural behaviour of such beams is rather different from beams without openings. Numerous theoretical and experimental investigations have been made to predict the elastic and post-elastic strength of such beams. In steel I-beams with web openings, shear produced along an opening module dominates the overall beam behaviour. These shear forces create secondary bending moments at the ends of the T-shaped elements of the bottom and upper chords. One of the aims of the present study is to develop a rapid and simple method to take secondary bending moments, which is generally called the Vierendeel effect, into account in the plastic design of I-beams at unreinforced and reinforced, concentric or eccentric web openings.

In spite of several advantages of opening-up a beam, these openings reduce both shear and moment capacities of the beam at opening sections. The proposed methods mainly assume that the material is rigid-perfectly plastic without strain-hardening and contraflexure moment point occurs in the middle of the opening length. Since the determination of secondary bending moments depends on the shear produced along an opening, interaction between moment and shear has been controlled by von Mises yield criterion. On the other hand, interaction between primary bending moment and shear forces has also been taken into account at sections with openings by a piecewise linear approach. Therefore, not only the effects from primary bending of overall system, but also the effect of secondary bending moments are taken in the calculations. Outstanding examples are solved to show the importance of secondary bending moments on the ultimate strength of I-beams at opening sections. The results obtained by the proposed methods are compared with available experimental ones. Although the opening up of a rolled beam increases its plastic section modulus and the rigidity of the beam, a considerable reduction in strength at opening sections due to secondary bending effects, can be expected. The ultimate strength of an opening segment must be calculated accurately to determine whether reinforcement is necessary.

In the first chapter, some information is given about the previous studies on the elastic and plastic analyses of I-beams with web openings. For each study, the method used during the analysis, assumptions and results are evaluated. Finally, the scope and the aim of the thesis are given.

Since I-shaped beams with web openings are frequently used in steel or steel-concrete composite framed construction to obtain a considerable material saving, this very wide use of such beams requires more analytical and experimental investigations in order to provide a faster and reliable design procedure. Clawson and Darwin [14] presented an experimental investigation on the behaviour of composite beams with rectangular web openings. They have developed moment-shear interaction curves for a limited amount of particular beam sizes and opening configurations. Further, beams with high moment-shear ratios fail by general yielding in the steel below the neutral axis and crushing in the concrete. Beams with medium to low moment-shear ratios fail by the formation of plastic hinges in the steel below the opening, accompanied by a diagonal tension failure in the concrete slab. Another important result is that the test results indicate that the concrete slab significantly contributes to the overall shear strength of composite beams at web openings. Other studies have both analytical and experimental contribution to the present problem with some varying approximations. Although, it is possible to obtain rather exact formulae for the ultimate design of open-web I-beams [25], these formulae require cumbersome calculations. In this sense, this thesis describes specific design approaches for the post-elastic analysis of steel I-beams with web openings; secondary bending effects are considered under some simplified assumptions that lead us faster and sufficient results. Çelik and Özgen [36] developed some expressions for the plastic design of Castella beams by taking the secondary bending moments into consideration. Furthermore, the optimum sectional properties of I-beams with web openings have been investigated to get the maximum sectional values for moment of inertia, plastic and elastic section moduli for a given amount of material [51]. While many studies include the sectional calculations only, the effect of concentrated loads on the plastic behaviour of such beams is investigated for the different positions of concentrated loads on the beam [52]. Some design and construction principles are recommended based on the attained numerical results. Cho, on the other hand, investigated the slab behaviour in composite beams at web opening regions using the truss analogy and obtained satisfactory results with respect to the experimental ones [27].

In the second chapter, determination of shear force distribution in steel I-beams with eccentric web openings is investigated. The problem is reduced to the determination of shear deflection coefficients (k_s) of each flange members at the opening segment. As well known, the shear deflection coefficient of any section is defined as

$$k_s = \frac{A}{I_x^2} \int \int \frac{Q_x^2}{t^2} dA$$

Here A is the total area of the section, I_x is the moment of inertia, Q_x is the area moment of each segment according to the gravity center of the section and t is the thickness of each segment. Thus, the shear forces created by the unit displacements

of the flanges are calculated and shear force distribution is obtained by equating the displacements of top and bottom elements. This procedure gives the following expressions:

$$V_t = \frac{\frac{a_0^2}{31.2I_b} + \frac{k_{sb}}{A_b}}{\frac{a_0^2}{31.2} \left[\frac{1}{I_t} + \frac{1}{I_b} \right] + \frac{k_s}{A_t} + \frac{k_{sb}}{A_b}} V, \quad V_b = \frac{\frac{a_0^2}{31.2I_t} + \frac{k_s}{A_t}}{\frac{a_0^2}{31.2} \left[\frac{1}{I_t} + \frac{1}{I_b} \right] + \frac{k_s}{A_t} + \frac{k_{sb}}{A_b}} V$$

where

- V_t, V_b : top and bottom shear forces,
- a_0 : opening length,
- I_t, I_b : moment of inertia of top and bottom flanges,
- A_t, A_b : areas of top and bottom sections.

In the third chapter, collapse loads for steel I-beams with eccentric and concentric web openings under the effect of concentrated loads are determined by lower and upper bound theorems of limit analysis. The load may either be located on the top chord or far from the opening region. The most probable collapse mechanism is obtained as four-hinge mechanism at an opening module. The first part of this chapter mainly deals with the fundamental principles of structural plasticity. Although, there are many studies on the yield conditions of symmetrical steel I-sections, bending moment(M)+axial force(N) yield curves for monosymmetrical I-sections and for T-sections have not widely been examined. The derivation of a yield surface for steel structural members is a part of an investigation of post elastic behaviour of steel. Herein, this behaviour has been approximated by assuming the material to be rigid-plastic. Analytical expressions for the yield conditions of bar elements subjected to combined axial force and bending moment are obtained in a nondimensional form which provides simplicity in design. Since exact yield surfaces obtained analytically or experimentally are generally nonlinear, yield surface linearization has been carried out to provide simplicity in the plastic design. On the other hand, a piecewise yield condition is very useful from the mathematical point of view. Indeed, if the yield surface consists of plane faces, as long as the stress point remains on a given plane, the stress vector at yield retains the same direction normal to that plane and the yield mechanism does not change. In more complex problems, the determination of exact yield surface is complicated and needs cumbersome calculations. In many practical cases, the effect of shear force is very small. On the other hand, there are many ways to consider the effect of shear on the plastification moment of a section; this is done here by reducing the thickness of the web as given in the Turkish Code "*Rules For Plastic Design of Steel Structures*" (TS4561).

In the fourth chapter, an alternative design method based on the plastic theory is proposed. The method may be adopted to unreinforced, either eccentric or concentric web openings. The opening is considered under the effect of a positive bending

moment M and a shear force V at the centerline of the opening module. Here, the parts of the beam above and below the opening will be named as top and bottom tees respectively. No axial force acting on the section is considered. Secondary bending moments acting on the top and bottom tees are represented by M_t and M_b , while the shearing forces are taken as V_t and V_b . As in many analytical studies on open-web beams, it is assumed that the point of contraflexure is located at the center of the opening on both of the top and bottom tee elements, unless the opening is not subjected to other external loads. Some experimental results given by Clawson and Darwin [1] indicate that the assumption involving the contraflexure moment point may not be valid near the ultimate load. Basic design procedures involve determination of maximum nominal flexural capacity, maximum nominal shear capacity and interaction of flexure and shear. The maximum moment capacity M_p can easily be calculated by the well-known conventional methods taking into account the loss of material within the web. The maximum nominal shear capacity is based on a four-hinge mechanism of the opening module. Maximum shear capacity of the beam at opening sections is composed of the individual shear strengths of both top and bottom tees. If the tees are considered as geometrically equal, they contribute to the total shear strength with the same amount. Next, the problem is reduced to the determination of shear strengths of the bottom (V_{pb}) and the top (V_{pt}) elements. There are several methods to obtain the shear strength of any cross section. In the present study, in order to provide simplicity and rapid calculation, since the flange thicknesses of each stub are small in practice relative to the stub depths, the contribution of the flanges to the secondary bending moments is also small and can be neglected. In addition, the normal and shear stresses in the web of a stub are taken as uniform through the stub depth ignoring local equilibrium. When normal and shear stresses present at a section, as well known, these stresses are limited by the von Mises yield criterion. Finally, the reduced shear strength of top and bottom tee members due to secondary bending effects are attained as follows:

$$\overline{V}_{pt} = V_{pt} \left[\frac{\epsilon_t}{1 + \epsilon_t} \right]^{1/2}, \quad \overline{V}_{pb} = V_{pb} \left[\frac{\epsilon_b}{1 + \epsilon_b} \right]^{1/2}$$

where $\epsilon_t = 3(s_t/a_o)^2$ and $\epsilon_b = 3(s_b/a_o)^2$ are the coefficients depending on the sectional and opening properties. The variation of the shear strength reduction at opening sections due to the secondary bending moments is nonlinear with respect to the dimensionless ratio of a_o/s .

A yield surface for bending moment and shear force at an opening section is handled using a second order parabola interaction curve which relates the design moment and shear strengths M_d and V_d with maximum moment and shear capacities M_p and V_p . Although this approximation represents the weak interaction between flexure and shear and provides a good agreement with available test results given by Darwin and Donahey [5], it is further assumed here that this interaction can be taken by means of a bilinear curve whose intersection points on the second order parabola. These linear interaction curves provide a faster and simple proportioning in the design of open-web I-beams. On the other hand, a different interaction curve for bending moment and shear force is given in [10].

On the other hand, a brief evaluation of the existing codes on Steel I-Beams with Web Openings is given in this chapter. A new proposed specification is introduced. This specification covers the design of composite and noncomposite beams with web openings. It follows load and resistance factor design (LRFD) philosophy. Basic design procedures involve determination of maximum nominal flexural capacity, maximum nominal shear capacity and interaction of flexure and shear. The maximum nominal flexural capacity is calculated using standard strength procedures for both composite and noncomposite sections. The maximum nominal shear capacity is based on a simplified four-hinge mechanism, with one hinge at each corner of the opening. The general design approach is identical for composite and noncomposite members with or without opening reinforcement. The design procedures apply only to compact sections. Additional criteria are applied to ensure ductile behaviour and performance in accordance with the design expressions. The design procedure is valid for rectangular and circular openings. Criteria for placement of concentrated loads and positioning of openings are included.

In the fifth chapter, a number of examples are carried out to understand the use of developed design formulae. Furthermore, the results of different methods of analyses are compared with the ones obtained by linear Finite Element solution and existing experiments in literature. Both of the proposed design methods give conservative results with respect to the experimental ones.

In the last chapter, the conclusions of this thesis are outlined. The following results may be deduced from this study:

- o Web openings in steel I-beams highly reduce the strength of such beams due to secondary bending moments.
- o Interaction between primary moment and shear at opening sections is weak. In other words, the moment capacity at an opening section is relatively unaffected by the shear force, until the shear approaches the shear capacity of the section.
- o The Moment/shear force ratio at an opening section has a great effect on the mode of beam failure. Therefore, the present method is valid especially for relatively small M/V ratios.
- o If the opening dimensions are large enough with respect to beam dimensions, the strengthening of the vicinity of openings is strongly recommended to increase the shear and moment capacities as well as the rigidity of such beams.
- o The proposed design procedure provides rapid and practical solutions for the structural engineers.
- o The best position for an opening depends on the loading type and boundary conditions of the beam. Generally, noncomposite I-beams can accept openings in their webs fairly easily if the opening is at mid-span.

Near the support, where the shear is high the same size opening may require an unreasonable amount of stiffening or lesser opening.

- o The methods proposed here may easily be extended to the plastic analysis of steel-concrete composite and cold formed steel beams with web openings.



BÖLÜM 1. GİRİŞ

1.1. Problemin Tanımı

Çok katlı binalarda çoğunlukla karşılaşılan sorunlardan biri de yükseklik kısıtlamalarıdır. Bu durumda, döşeme kirişleri olarak kullanılan çelik yapı elemanlarının değişik düzenlemelerle en uygun sonucu verecek şekilde kullanılması bir çıkış yolu olmaktadır. Bu doğrultuda bir çözüm de, aynı malzeme miktarıyla çelik döşeme kirişlerinde daha büyük rijitlik ve mukavemet artışı sağlayan petek (Castella) kiriş kullanımı önem kazanmaktadır. Böylesi kirişler, döşeme düzeyinde donanım elemanlarının geçişini de ek bir yüksekliğe gerek kalmaksızın sağlamaktadır. Özellikle kiriş açıklıklarının ve yüklerin arttığı durumlarda, işçiliğin de gözönüne alınması koşuluyla petek kirişlerin kullanımı dolu gövdeli kirişlere göre büyük bir ekonomi getirmekte, kompozit/karma petek kirişlerin düzenlenmesi sözü edilen ekonomoyi daha da arttırmaktadır. Bu bağlamda, çok katlı binalarda döşeme sistemleri çoğunlukla hazır ya da yerinde dökme betonarme elemanlarla oluşturulduğundan, çelik kiriş ile betonarme döşeme arasında kayma bağlantılarının sağlanmasıyla kompozit petek kirişlerin kullanımı elverişli olmaktadır.

Gövdesi boşluklu çelik I-kirişlere, dolu gövdeli kirişlerde donanım geçişleri için oluşturulan boşluk durumunda da rastlanmaktadır. Çok katlı çelik binalarda böylesi kirişlerin kullanılması, getirdiği mimari üstünlükler nedeniyle artık kaçınılmaz olmuştur. Dolu gövdeli çelik kirişlerin gövdelerinde açılan boşluk boyutları, bu boşluklardan geçirilen elemanlara bağlı olarak değişir ve kiriş boyutlarına göre önemli büyüklüklerde olabilir. Böylece kirişin boşluklu kesitlerinde, kesit kaybının yolaçtığı önemli rijitlik ve mukavemet kayıpları ortaya çıkar. Uygulamada böylesi durumlarda boşluk çevresinin güçlendirilmesi yoluna gidilmektedir. Ancak, boşluk

çevresinin güçlendirilmesi, binada bu tür kirişlerin sayısının çok olması durumunda yapım maliyetini arttıracığından, olanaklar ölçüsünde, boşluklar kirişin uygun bölümlerinde oluşturularak, güçlendirme yapılmadan güvenlik sağlanabilir. Kesme kuvvetlerinin önemli ve boşluk boyutlarının büyük olduğu durumlarda, böylesi kirişlerde gövde boşluklarının kirişte oluşturduğu rijitlik ve mukavemetteki kayıplar daha da önem kazanmaktadır.

Uygulamada, bina kirişlerinde dikdörtgen, altıgen (ya da çokgen), eliptik ya da dairesel boşluklar alınmaktadır. Bu tür boşluk çevreleri değişik elemanlar yardımıyla, çeşitli şekillerde güçlendirilmekte, böylece kesit kaybının yolaçtığı etkiler azaltılarak dolu kesitlerinkine yakın bir rijitlik ve mukavemet sağlanabilmektedir.

Gövdesi boşluklu I-kirişlerde boşluklar bir ya da birden fazla, kiriş eksenine göre simetrik ya da dışmerkez, güçlendirilmiş ya da güçlendirilmemiş olabilir. Diğer taraftan gövdesi boşluklu kirişlerle yalnızca çelik kirişlerde değil, aynı zamanda ahşap, betonarme ve öngerilmeli beton kirişlerde de karşılaşılmaktadır. Betonarme döşemeli çelik I-kirişlerde, kayma elemanları yardımıyla kompozit/karma davranışın sağlanması, böylesi kirişlerde boşluk çevresinde güçlendirme yapılmadan güvenliğin sağlanması için çoğu zaman bir çıkış yolu olmaktadır. Böylece kesme kuvveti taşıma gücü zayıf olan boşluklu kesitte, betonarme döşemenin kesme kuvveti taşıma gücüne önemli oranlara varan katkısıyla problem çözülmektedir. Diğer taraftan, gövdesi boşluklu ve gövdesi boşluksuz (dolu gövdeli) kirişlerin düşey yükler altında davranışları da oldukça farklıdır. Bu farklı davranış, kirişte birincil eğilmelerin yanında, boşluk bölgesinde kesme kuvvetlerinin oluşturduğu sekonder (ikincil) eğilmelerden kaynaklanmakta, hatta boşluk, küçük moment(M)/kesme kuvveti(V) oranlı bir bölgede ise kirişin davranışında sekonder eğilmelerin etkisi baskın olmaktadır. Kiriş üzerindeki boşluk konumuna bağlı olmakla birlikte, genelde sekonder eğilmelerin etkisinin dikkate alınmadığı bir tasarım güvensiz sonuçlar vermektedir. Bu çalışmada da gövdesi boşluklu I-kirişlerin taşıma gücü hesabında, bu etkilerin dikkate alınabileceği yöntemler geliştirilmiştir.

1.2. Konuyla İlgili Çalışmalar

Plastisite konusunda yapılan ilk çalışmalar 1864 ve 1872 yılları arasında TRESCA'ya kadar uzanır. Bu çalışmalarda Tresca bilinen ilk akma koşulunu kullanmıştır. Ancak plastisite teorisindeki düzlem gerilme durumuna ilişkin temel kavramlar 1870' de St. VENANT, üç boyutlu gerilme durumuna ilişkin çalışmalar ise yine aynı yıllarda LEVY tarafından verilmiş, von MISES problemi genelleştirerek ilk kez plastik potansiyel kavramını ve bunun akma koşuluyla ilgisini açıklamıştır. Plastik teorinin yapılara uygulanması KAZINCZY tarafından gerçekleştirilmiş ve ilk olarak konsol kiriş üzerine deneyler yapılmıştır. Plastisitedeki ilk çalışmalar 1864 yılına kadar uzanmakla birlikte, taşıyıcı sistemlerin plastik teoriye göre sistematik hesabı ancak 1950 lerde başlayabilmektedir. Bu alanda elasto-plastik ve rijit-plastik malzeme varsayımları için limit analiz teoremleri (üst sınır ve alt sınır teoremleri) yardımıyla taşıma gücü hesapları DRUCKER-GREENBERG ve PRAGER ile HILL tarafından geliştirilmiştir. Bu arada GVOZDEV ve ILYUSHIN öncülüğünde plastisite ile ilgili çalışmalardan sözedilebilir. Diğer taraftan, HODGE ilk kez akma koşullarının doğrusallaştırılmasını (sandviç kesit modeli) önermiştir.

Gövdesi boşluklu çelik I-kirişlere ilişkin çalışmalar 1960' lı yıllarda başlamıştır. Plastisite üzerine yoğun çalışmaların olduğu bu yıllarda, böylesi kirişlerin özellikle taşıma güçlerini araştıran yayınlara rastlanmaktadır.

HODGE, Vierendeel kirişlerin göçme mekanizmalarını tekil yükler altında üst sınır teoremi yardımıyla incelemiştir [1].

DESCHAPELLES, gövdesi boşluklu kirişlerde kesit tesirlerinin hesaplanmasında yararlanılabilecek bir kiriş analogisi yöntemi geliştirmiştir. Bu yöntem yardımıyla gerek konsol gerekse bir ya da birden çok açıklıklı sürekli petek ya da Vierendeel kirişler ile konsol kiriş benzer şekilde boşluklu perdeler hesaplanabilmektedir [2].

BOWER, güçlendirilmemiş dikdörtgen gövde boşluklu I-kirişlerin davranışını ve taşıma gücünü incelemiştir [3].

CONGDON ve REDWOOD, güçlendirilmiş gövde boşluklu I-kirişlerin plastik davranışını kuramsal ve deneysel olarak incelemiş, güçlendirme elemanı miktarındaki değişimin kirişin taşıma gücüne etkisini araştırmışlardır. Bu çalışmada, aynı zamanda, değişen boşluk geometrisinin akmaya/göçmeye etkisi verilmiştir; geliştirilen bağıntılarda tam plastik davranış varsayımı yapılmış, yerel ve tümsel burkulma probleminin olmadığı öngörülmüştür. Deneysel çalışma sonucu, göçme anında boşluk bölgesinde birincil eğilmeden oluşan kesme kuvvetlerinin yolaçtığı aşırı göçme yerdeğiştirmeler gözlenmiştir. Bu çalışmada, deneylerden bulunan göçme yükleri ile hesap sonucu bulunan göçme yükleri birbirine oldukça yakın olup, bağıntılar güvenli tarafta kalan sonuçlar vermektedir [4].

BLODGETT, petek kirişlerin elastik hesap yöntemleri ve yapım kuralları üzerinde durmuştur. Burada, sekonder eğilmelerin etkisi için ve gövde levhalarında kiriş eksenine doğrultusunda oluşan kesme kuvvetlerinin hesabına yönelik bağıntılar önerilmiştir [5].

AGLAN ve REDWOOD, petek (Castella) kirişlerde gövde levhasının burkulması problemini incelemişlerdir. Bu çalışmada, kirişin taşıma gücüne, kesme kuvvetinin büyük olduğu bölgelerde gövde levhasının yanal burkulması yoluyla ulaştığı durumlar araştırılmış, buna ilişkin hesaplar sonlu farklar yöntemiyle yapılmıştır. Böylece herhangi bir geometriye sahip gövde levhaları için çözüm olanağı ortaya çıkmıştır. Malzemede pekleşen ideal elasto-plastik varsayımı yapılmış, elde edilen sonuçlar literatürde varolan deney sonuçları ile karşılaştırılmıştır [6].

DOUGLAS ve GAMBRELL, güçlendirilmemiş dışmerkez gövde boşluklu I-kirişlerde Vierendeel davranışın geçerliliğini kuramsal ve deneysel olarak incelemişlerdir. Bu amaçla, öncelikle boşluk bölgesindeki kesme kuvvetinin üst ve alttaki τ enkesitli elemanlar (üst başlık, alt başlık) arasında dağılımı fotoelastisite ile deneysel olarak incelenmiş ve kuramsal değerlerle karşılaştırılarak sonuçların uyumluluğunu göstermişlerdir. Değişik dışmerkezlik oranları için üst ve alt başlıkta oluşan elastik bölgedeki gerilme yayılışları elde edilmiş, boşluk köşelerindeki yerel gerilme yığılmalarının etkisi üzerinde durulmuştur. Bu bağlamda, gerilme yığılmalarının simetrik gövde boşluklu I-kirişlerde daha fazla

olduğu sonucuna varılmış, dışmerkezlik oranının kirişin elastik eğrisi üzerine fazla etkisi olmadığı belirtilmiştir. Sonuç olarak, böylesi kirişlerin tasarımında yararlanılabilecek etkileşim diyagramları von Mises kriteri yardımıyla elde edilmiş, çeşitli kesit ve boşluk geometrileri için eğrilerle verilmiştir [7].

WANG, SNELL ve COOPER, dışmerkez dikdörtgen gövde boşluklu çelik I-kirişlerin taşıma gücünü pekleşmenin etkisini almadan incelemişlerdir. Güçlendirme alt ve üst başlıkta aynı alanlı, başlıklara paralel levhalar şeklinde ve gövdenin her iki yüzünde alınmıştır. Boşluk bölgesinde dışmerkezliğin artması, kesme kuvvetinin küçük değerleri için moment taşıma gücünde azalmaya, büyük kesme kuvveti değerlerinde ise artışa neden olmaktadır. Ancak, taşıma güçlerindeki bu değişimin pek fazla olmadığı, dolayısı ile tasarımda dışmerkezliğin etkisinin terkedilebileceği önerilmektedir [8].

KNOSTMAN, COOPER ve SNELL, güçlendirilmiş dışmerkez gövde boşluklu I-kirişlerin boşluk kesitlerindeki kesme kuvvetinin başlıklara dağılımı problemini incelemişlerdir. Güçlendirilmiş boşluklar için geliştirilen genel bağıntılar güçlendirilmemiş boşluklu kirişlere de özel bir durum olarak uygulanabilmektedir. Önerilen bağıntılarda, boşluk bölgesindeki elemanlarda kayma şekil değiştirmelerinden oluşan ek yerdeğiştirmeler de alınmakta, literatürde verilen diğer bağıntılar, sonlu eleman yöntemiyle bulunan sonuçlar ve deney sonuçlarından elde edilen değerler birbirleriyle karşılaştırılmaktadır [9].

REDWOOD, BARANDA ve DALY, güçlendirilmemiş dikdörtgen ve dairesel, ince cidarlı gövde boşluklu kirişlerin davranışlarını deneysel olarak incelemişlerdir. Çok sayıda yapılan deneylerde boşluk üstü ve altındaki elemanların artan yükler altında gövdelerinin yanal yerdeğiştirme eğrileri çizilmiş, böylece sistemin burkulma ile göçmesine neden olan yükler elde edilmiştir. Böylesi kirişlerde davranışa etki eden pekçok parametre yanında, boşluk bölgesinde moment(M)/kesme kuvveti (V) oranının daha önemli olduğu vurgulanmıştır [10].

DOUGHERTY, güçlendirilmemiş gövde boşluklu I-kirişlerin düşey yükler altında elastik yerdeğiştirmelerini incelemiştir. Boşluk bölgesinde kayma şekil

değiştirmelerinden oluşan ek yerdeğiştirmelerin de hesaba katıldığı yöntemde, kirişin toplam yerdeğiştirmesi boşluğun kiriş eksenine göre simetrik ve dışmerkez olması durumlarında ayrı ayrı hesaplanmıştır. Verilen bağıntılar bir boşluk için geçerli olmakla birlikte, birbirine komşu boşluklar durumunda etkileşim problemi üzerinde değerlendirmeler yapılmıştır [11].

TODD ve COOPER, gövdesi boşluklu kompozit I-kirişlerin taşıma gücünü incelemişlerdir. Sistemde akmaya/göçmeye, boşluk bölgesinde dört adet plastik mafsallın oluşmasıyla ulaşıldığı varsayılmıştır. Boşluklu kesitin taşıma gücüne betonarme döşemenin katkısı terkedilmiş, değişen döşeme kalınlığının, boşluk boyutlarının ve dışmerkezlik oranının kirişin taşıma gücüne etkisi araştırılmıştır. Bu, moment ile kesme kuvveti arasında çizilen etkileşim diyagramları yardımıyla yapılmış, hesap sonuçları deney sonuçları ile karşılaştırıldığında oldukça güvenli değerler elde edilmiştir [12].

DOUGHERTY, komşu dikdörtgen gövde boşluklu elik I-kirişlerde gövde levhalarının burkulmasını deneysel ve kuramsal olarak incelemiştir. Gövde levhasının burkulmasına neden olan u momentlerin kritik değerleri elastik ve elastik olmayan burkulma teorilerine göre hesaplanmış, sonuçlar karşılaştırılmıştır [13].

CLAWSON ve DARWIN, dikdörtgen gövde boşluklu kompozit kirişlerin taşıma gücünü deneysel olarak incelemiştir. Bir ve iki boşluklu kirişlerin boşluk bölgelerindeki τ enkesitli elemanlarda, göçme anında gerilme dağılışları verilmiştir. Byleyi kirişlerin yük altındaki davranışlarının açıklanmasında oldukanmli sayılabilecek bu çalışmada, göçme anında betonarme döşemede çatlak şekilleri verilmiş ve moment(M)/kesme kuvveti(V) oranının göçmeye etkisi üzerinde durulmuştur. Deney ölçümlerinde, kiriş gmedenne çelikte pekleşme etkisi görülmüş ve göçmenin sünek bir şekilde gerçekleştiği gözlenmiştir. Bu çalışmada, betonarme döşemenin moment ve kesme kuvveti taşıma gücüne katkısı üzerinde de durulmuştur [14].

CLAWSON ve DARWIN, güçlendirilmemiş dikdörtgen gövde boşluklu kompozit I-kirişlerin taşıma güçlerinin hesabı için bir yöntem vermişlerdir. Önerilen yöntemde, betonarme döşemenin kesme kuvveti ve moment taşıma gücüne katkısı alınmaktadır. Çelikte ideal elasto-plastik malzeme varsayımı yapılmış, boşluklar simetrik ya da dışmerkez alınmıştır. Elde edilen sayısal sonuçlar yardımıyla moment+kesme kuvveti etkileşim diyagramları çizilmiş, bunlar varolan deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Önerilen bağıntılar genelde güvenli tarafta kalan sonuçlar vermektedir [15].

İŞLER, betonarme yüksek kirişlerde gövde boşluklarının taşıma gücüne etkisini, doğrusal olmayan sonlu eleman yöntemiyle incelemiş, kiriş üzerinde değişik konumlardaki dikdörtgen boşluk boyutları ve donatı düzenleri için göçme yüklerini hesaplamış ve önemli kesitlerde yük-yerdeğiştirme eğrilerini vermiştir [16].

DONOGHUE, güçlendirilmiş dikdörtgen gövde boşluklu kompozit I-kirişlerin plastik davranışını, fleksibl kayma bağlantısı durumunda incelemiştir. Güçlendirme elemanlarının miktarındaki değişimin taşıma gücüne etkisi eğrilerle verilmiştir [17].

NARAYANAN ve AVANESSIAN, varolan deney sonuçlarından gözlenen göçme modları yardımıyla, köşelerinde dairesel boşluk bulunan kiriş gövdelerinin kesme kuvveti taşıma gücünü incelemişlerdir. Dairesel boşluğun çapı ve değişik konumları için kesme kuvveti taşıma gücündeki değişim eğrilerle verilmiştir [18].

HILSON ve RODD, ahşap I-kirişlerde oluşturulan gövde boşluklarının, böylesi kirişlerin davranışına ve kesme kuvveti taşıma gücüne etkisini incelemiş, kiriş gövdesinde optimum boşluk konumunu araştırmıştır [19].

NARAYANAN ve AVANESSIAN, orta büyüklükte dikdörtgen boşluklar içeren çelik I-kirişlerin boşluklu kesitlerinde kesme kuvveti taşıma gücünü incelemişlerdir. Bu çalışmada, güçlendirme elemanının miktarının taşıma gücüne etkisi, önerilen bağıntılar ve deney sonuçları karşılaştırılarak sunulmuştur [20].

NARAYANAN ve DARWISH, dışmerkez dikdörtgen ve dairesel gövde boşluklu, narin gövde levhali I-kirişlerin kesme kuvveti taşıma gücünü kuramsal olarak incelemişlerdir. Gövde boşlukları basınç bölgesi üzerinde oluşturulmuş, önerilen bağıntıların verdiği sonuçlar, varolan deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır [21].

OKUBO ve NETHERCOT, petek kirişlerde gövdenin yanal burkulma yoluyla göçmesini deneysel olarak incelemiş, gövde levhasının yanal ve düşey yerdeğiştirmelerinin yük ile değişimini eğrilerle vermişlerdir. Diğer taraftan, eksenel basınç etkisindeki kolon analogisi yardımıyla gövde narinliğine bağlı olarak elastik ve plastik bölgedeki burkulma eğrilerinin deney sonuçlarıyla uyumluluğu araştırılmıştır [22].

NAIK, KUMAR ve RAJAIAH, basit eğilme etkisindeki dikdörtgen enkesitli kirişlerde optimum boşluk şekillerini, boşluk etrafındaki gerilme yığılmalarını minimum yapacak şekilde incelemişlerdir. Simetrik dikdörtgen gövde boşluğu durumunda, gerilme yığılmalarının olmadığı boşluk yüksekliği/kiriş yüksekliği oranının en büyük değerini 0.60 ve dairesel boşluk durumunda ise 0.45 olarak hesaplamışlardır [23].

DONAHEY ve DARWIN, trapezoidal kompozit döşeme plaklı kompozit I-kirişlerin plastik davranışını deneysel olarak incelemişlerdir. Gerçek boyutlardaki kirişlerin kullanıldığı bu çalışmada, döşeme nervürleri kiriş eksenine dik ve paralel olmak üzere ayrı ayrı düzenlenmiştir. Boşluk bölgesindeki moment(M)/kesme kuvveti(V) oranının, kayma bağlantısı elemanlarının miktarı ve düzeni ile döşeme kalınlığının kirişin taşıma gücü üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Değişik yükleme ve boşluk konumları için kiriş üzerinde değişik bölgelerde yük-yerdeğiştirme eğrileri çizilmiş, böylece yük altında davranışın sünek olduğu anlaşılmıştır. Benzer özellikteki gövdesi boşluklu kompozit ve yalın çelik kirişlerde moment-kesme kuvveti etkileşim diyagramları çizilerek kompozit kullanımın getirdiği üstünlük irdelenmiştir [24].

DARWIN ve DONAHEY, güçlendirilmemiş, simetrik ve dışmerkez, dikdörtgen gövde boşluklu kompozit kirişlerin taşıma gücünü kuramsal olarak incelemişlerdir. Önerilen yöntemde, önce kirişin boşluklu kesitine ilişkin moment ve kesme kuvveti taşıma gücü hesaplanmış, daha sonra bileşik kesit zorları($M+V$) altında yararlanılabilecek bir etkileşim diyagramı verilmiştir. Kullanımı oldukça basit bağıntılara götüren bu çalışmada, elde edilen sonuçlar deney sonuçları ile karşılaştırılmıştır [25].

LEE, kesme kuvveti ve moment etkisindeki dairesel ve kare gövde boşluklu kirişlerin göçmesini incelemiştir. Bu çalışmada, deneylerden gözlenen göçme modları esas alınarak, böylesi kirişlerin taşıma gücünü veren bağıntılar elde edilmiştir. Varılan kuramsal sonuçlar birçok yayında verilen deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır [26].

CHO, düşey, statik yükler altında, kompozit kirişlerde göçme anında betonarme döşemenin davranışını deneysel ve kuramsal olarak incelemiştir. Değişik yükleme ve boşluk konumları için boşluk kesitlerinde yük-yerdeğiştirme eğrileri çizilmiş, boşluk civarında gözlenen göçme modları ve betonarme döşemedeki çatlak şekilleri verilmiştir. Bu arada, boşluk bölgesindeki kayma bağlantısı(başlıklı saplama) miktarının sistemin davranışına etkisi de araştırılmıştır. Boşluk bölgesinde taşıma gücü hesabında, betonarme döşeme ve kayma bağlantılarını da dikkate alan bir kafes sistem analojisinden yararlanılmış, böylece elde edilen sonuçlar deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır [27].

LANGE ve KURZ, dışmerkez dikdörtgen gövde boşluklu kompozit kirişlerin taşıma güçlerinin hesabında yararlanılabilecek bir yöntem vermişlerdir; kirişte göçmeye boşluk bölgesinde oluşan dört plastik mafsalla ulaşıldığı varsayılmış, bir moment-kesme kuvveti etkileşim diyagramı önerilmiştir [28].

SCHORIES, tekil yükler etkisindeki dairesel boşluklu çelik kirişlerin davranışını ve taşıma gücünü, sekonder eğilmelerin de etkisini hesaba katarak kuramsal ve deneysel olarak incelemiş, dairesel boşluk çapındaki değişimin kesme kuvveti taşıma gücüne etkisini vermiştir [29]. Bir diğer çalışmada, dairesel, dikdörtgen ve

uzamsal, simetrik gövde boşluklu I-kirişlerin gövde levhaları için elastik kritik burkulma katsayıları hesaplanmıştır [30].

MANSUR, LEE, TAN ve LEE, gövdesi boşluklu betonarme sürekli kirişlerin göçme davranışını deneysel olarak incelemişlerdir. Kirişler dikdörtgen enkesitli alınmış, açıklık sayısının, boşluk boyutları ve konumlarının taşıma gücüne etkisi araştırılmıştır. Sürekli kirişlere ilişkin sınırlı yayınlardan biri olan bu çalışmada, değişik yük, açıklık ve boşluk konumları için, önemli kesitlerde yük-yerdeğiştirme eğrileri verilmiştir. Boşluk boyutları arttıkça, doğal olarak Vierendeel etkisinin artmakta ve buna bağlı olarak taşıma gücünde azalma olduğu görülmüştür [31]. Bir başka çalışmada, MANSUR, TAN, LEE ve LEE, büyük gövde boşluklu basit ve sürekli betonarme kirişlerin göçmeye kadarki yük-yerdeğiştirme eğrilerini parça-parça doğrusal bölümlerden oluşacak şekilde incelemişlerdir. Betonarme kesitlerde çatlama nedeniyle azaltılmış atalet momenti alınmış, hesapla bulunan eğriler deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Önerilen yöntemle sürekli kirişlerde mesnet tepkileri de tahmin edilen göçme modları yardımıyla hesaplanabilmektedir [32].

THEVENDRAN ve SHANMUGAM, gövdesi dikdörtgen ve dairesel boşluklu basit ve konsol kirişlerin yanal burkulmasını incelemişlerdir. Güçlendirilmemiş, simetrik boşluklu I-kirişlerin kritik yanal burkulma yükünün enerji yöntemiyle hesaplandığı bu çalışmada, elde edilen sonuçlar deneysel sonuçlarla karşılaştırılarak yöntemin uygunluğu gösterilmiştir [33].

ROBERTS ve AL-AMERY, narin gövdeli ve dikdörtgen boşluklu kompozit kirişlerin kesme kuvveti taşıma gücünü deneysel ve kuramsal olarak incelemişlerdir. Deneylerden gözlenen göçme modları verilmiş, kayma elemanlarının böylesi kirişlerin boşluk bölgelerinde taşıma gücüne etkisi tartışılmıştır. İncelenen kompozit kirişlerde kesme kuvveti taşıma gücünün simetrik gövde boşluklarıyla yaklaşık olarak doğrusal bir şekilde azaldığı sonucuna varılmıştır [34].

ITO, FUJIWARA ve OKAZAKI, gövdenin üst bölümünde trapezoidal boşluklar bulunan çelik I-kirişlerin düşey yükler altında elasto-plastik davranışını

incelemişlerdir. Vierendeel etkisinin alındığı bu çalışmada deneysel ve kuramsal moment-kesme kuvveti etkileşim diyagramları çizilerek birbirleriyle karşılaştırılmıştır [35].

ÇELİK ve ÖZGEN, petek kirişlerde sekonder eğilmelerin boşluk kesitlerindeki taşıma gücüne etkisini incelemişlerdir. Bu çalışmada, önce boşluklu kesitin kesme kuvveti taşıma gücü boşluk boyutlarına bağlı olarak hesaplanmış, daha sonra birincil eğilmeden oluşan eğilme momentlerinin etkisi, önerilen bir moment-kesme kuvveti etkileşim eğrisi ile kontrol edilmiştir. Geliştirilen bağıntılar sayısal bir örnek üzerinde açıklanmış, sekonder eğilmelerin etkisi alınarak ve alınmayarak yapılan hesaplardan elde edilen sonuçlar tartışılmıştır [36].

DRDACKY, gövdesinde çok sayıda küçük boyutta boşluklar içeren kirişlerin stabilitesini deneysel ve kuramsal olarak incelemiş, kritik yük hesabı için yarı ampirik bir bağıntı önermiştir [37].

LINDNER, trapezoidal gövde levhalı ve boşluklu I-kirişlerin kesme kuvveti taşıma gücünü deneysel ve kuramsal olarak incelemiştir. Trapezoidal gövde levhalarının kesitin kesme kuvveti ve moment taşıma gücünü önemli ölçüde arttırdığı gözlenmiştir [38].

SCHORIES, dairesel gövde boşluklu kirişlerde kesme kuvveti taşıma gücünün boşluk boyutlarıyla değişimini incelemiştir [39].

LAWSON, CHUNG ve PRICE, gövdesinde büyük dikdörtgen boşluklar bulunan kompozit kirişlerin davranışını ve taşıma gücünü deneysel olarak incelemişlerdir. Boşluk civarındaki güçlendirmenin ve boşluk dolayısıyla ek yerdeğiştirmelerin etkisi ile betonun kesme kuvveti taşıma gücüne katkısı araştırılmıştır. Deneyler sırasında, zayıflamış kesitin kesme kuvveti etkisinde, alt başlığın birincil eğilmeden oluşan çekme kuvveti altında ve alt ve üst başlıklarda dört plastik mafsallı oluşumuyla üç ayrı tip göçme modu gözlenmiş, değişik moment(M)/kesme kuvveti(V) oranları için belirtilen göçme modlarına ilişkin değerlendirmeler yapılmıştır. Kirişlerde göçmenin sünek olduğu izlenmiş, yerel ve tümsel burkulma

problemiyle karşılaşmamıştır. Bileşik kesit zorları altında moment+normal kuvvet durumu için ikinci dereceden bir etkileşim bağıntısı verilmiş, kessitteki kesme kuvveti/kesme kuvveti taşıma gücü oranının 0.60' dan küçük olması durumunda kesme kuvvetinin etkisinin terkedilebileceği önerilmiştir [40].

KENNEDY ve ABDALLA, dikdörtgen gövde boşluklu, dikdörtgen ve τ -kesitli önerilmeli beton kirişlerin düşey statik yükler altında davranışını doğrusal olmayan sonlu eleman yöntemiyle ve deneysel olarak incelemişlerdir. Boşluk geometrisinin ve konumunun, kiriş kesitinin, yükün boşluğa uzaklığının ve boşluk çevresindeki donatı düzeni ve miktarının taşıma gücüne etkisi araştırılmıştır. Diğer taraftan, böylesi kirişlerde boşluğun dışmerkez olması durumunda kesme kuvvetinin başlıklara dağılımı için bir bağıntı önerilmiştir [41].

BAYRAMOĞLU, yarım NPI başlıklı, dikdörtgen boşluklu, küt kaynaklı, yanal burkulması önlenmiş çelik I-kirişlerin davranışını deneysel olarak incelemiştir. Bu çalışmada, boşluk geometrisi ve kiriş açıklığı bakımından altı tip kirişte açıklık ortasında düşey olarak etkiyen yük altında kirişin göçmesi araştırılmıştır [42].

SCHORIES, güçlendirilmiş ve güçlendirilmemiş gövde boşluklu kompozit kirişlerin plastik davranışını incelemiştir. Hesaplarda, sekonder eğilme momentleri ile boşluk kesitinde birincil eğilmeden oluşan normal kuvvetin taşıma gücüne etkisi önerilen bir akma eğrisi ile dikkate alınmış, elde edilen değerler deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır [43].

EINSIEDLER, petek kirişlerin elastik ve plastik davranışını incelemiştir. Bu çalışmada böylesi kirişlerin yerdeğiştirme hesabı için bağıntılar geliştirilmiş, plastik hesapta moment, normal kuvvet ve kesme kuvvetinin etkisi alınmıştır [44].

MANSUR, HUANG, TAN ve LEE, gövdesi dikdörtgen boşluklu betonarme kirişlerin düşey yükler altında yerdeğiştirmelerini kuramsal olarak incelemişlerdir. Kiriş bir ya da birden çok açıklıklı ve boşluklu olabilmekte, boşluk bölgesini eşdeğer sürekli ortama dönüştürerek direkt deplasman yöntemiyle sistemde iç kuvvetler ve buna

karşı gelen yerdeğiştirmeler hesaplanabilmektedir. Boşluk bölgesinde tanımlanan çubuk için eşdeğer eğilme ve kayma rijidliği tanımlanarak, eleman rijitlik matrisine ilave edilmektedir [45].

CHO ve REDWOOD, betonarme ve kompozit döşemeli, gövde boşluklu kompozit kirişlerde göçme anında döşemenin davranışını kafes sistem analogisi yardımıyla kuramsal ve deneysel olarak incelemişlerdir. Böylece, kompozit kirişlerde döşeme ile kiriş arasındaki ayrılma davranışı formüle edilebilmektedir. Bu arada, betonarme döşemenin boşluklu kesitin kesme kuvveti taşıma gücüne katkısı araştırılmış, elde edilen kuramsal ve deneysel sonuçlar karşılaştırılmıştır [46,47].

TSE ve DAYAWANSA, gövdesi boşluklu yalın çelik ve kompozit I-kirişlerin düşey yükler altında yerdeğiştirmelerini kuramsal olarak incelemişler, elde edilen sonuçları deneylerle karşılaştırmışlardır. Böylesi kirişlerin yerdeğiştirme hesabına yönelik sınırlı araştırmalardan biri olan bu çalışmada, kesme kuvvetinin boşluk bölgesinde başlıklara dağılımı için de bağıntılar verilmiştir. Değişik yükleme durumu ve boşluk koşullarındaki basit kirişlerde yük-yerdeğiştirme eğrileri elde edilmiştir [48].

ASCE TASK COMMITTEE, güçlendirilmemiş ve güçlendirilmiş gövde boşluklu yalın çelik ve kompozit kirişlerin taşıma güçlerinin hesabına ilişkin ilkeler önermişlerdir. Çok sayıda kuramsal ve deneysel çalışmanın temel alındığı bu öneri yönetmelikte, öncelikle boşluklu kesite ilişkin kesme kuvveti ve moment taşıma gücü hesaplanmış, daha sonra eğilme momenti ve kesme kuvveti etkileşimi için bir bağıntı verilmiştir. Yerel ve tümsel burkulma problemi, yorulma ve yerdeğiştirme hesabı gibi ikincil etkiler için gerekli tasarım ilkeleri ile boşluk boyutlarına ve konumlarına ilişkin kısıtlamalar verilmiştir. Önerilen hesap yöntemi ve bağıntılar bir sayısal örnek üzerinde açıklanmış, sonuçlar tartışılmıştır [49,50].

ÇELİK ve ÖZGEN, gövdesinde simetrik boşluklar bulunan homojen I-kirişlerin optimum kesit özelliklerini incelemişlerdir. Bu çalışmada, amaç fonksiyon olarak kesit alanı alınmış, kesiti oluşturan belli bir malzeme miktarıyla, atalet momenti,

elastik ve plastik mukavemet momentlerini maksimum yapan malzeme yayılımı hesaplanmış, çeşitli gövde boşluk oranları için ön tasarımda yardımcı olabilecek eğriler düzenlenmiştir. Diğer taraftan, boşluklu ve boşluksuz kesite ilişkin elastik ve plastik moment taşıma kapasiteleri karşılaştırılmıştır [51]. Bir başka çalışmada, ÇELİK ve ÖZGEN, gövdesinde dikdörtgen boşluklar bulunan çelik I-kirişlerde tekil yüklerin kirişin akmasına/göçmesine etkisini incelemişlerdir. Yapılan hesaplarda birincil eğilmelerden oluşan normal ve kesme kuvvetlerin boşluklu kesitteki elemanların eğilme momenti taşıma gücüne etkisi önerilen akma eğrileri ile dikkate alınmıştır. Boşluk nedeniyle kirişin taşıma gücündeki kaybın mertebesi, değişik boşluk oranları ve tekil yükün konumu için eğrilerle verilmiştir. Bu arada, tekil yükün boşluk üzerinde olması durumunda kirişte göçme incelemesi yapılmış, limit yükün değişimi değişik boşluk boyutları için hesaplanmıştır [52]. Benzer bir çalışmada, ÇELİK ve ÖZGEN, simetrik gövde boşluklu çelik I-kirişlerin boşluk bölgelerindeki taşıma gücünü, sekonder eğilmelerin etkisini de hesaba katarak incelemişlerdir. Çalışmada önce boşluklu kesitin moment ve kesme kuvveti taşıma güçleri için bağıntılar geliştirilmiş, sonra eğilme momenti ve kesme kuvveti etkisi altındaki boşluklu kesitler için doğrusallaştırılmış bir akma eğrisi önerilmiştir. Hesaplar plastik akma koşulları altında geliştirilmiş, diğer bir deyişle kirişte yerel ve tümsel stabilite probleminin olmadığı ya da önlendiği varsayılmıştır. Kesme kuvveti taşıma gücündeki azalma, boşluk boyutlarına bağlı olarak bir eğri ile verilmiştir. Elde edilen bağıntılar, böylesi kirişlerin plastik hesabını önemli ölçüde kolaylaştırmaktadır [53].

BODE, STENGEL ve KUNZEL, gövdesi boşluklu çelik kompozit kirişlerin davranışını deneysel olarak incelemişlerdir. Deneylerde kullanılan kirişler boşluk civarı güçlendirilmiş ve güçlendirilmemiş olarak sınıflandırılmıştır. Boşluk bölgesinin eğilme momenti ve kesme kuvveti taşıma gücü hesabında Vierendeel tipi göçme esas alınmıştır. Değişik boşluk geometrileri, konumları ve güçlendirme biçimleri için yük - yerdeğiştirme eğrileri elde edilmiş, deneysel ve kuramsal sonuçların uyum içinde oldukları gösterilmiştir. Sekonder eğilmelerin etkisini de dikkate alan yöntemde, birincil eğilmeden oluşan kesme kuvveti ve başlıklardaki normal kuvvetin etkisi ilgili akma eğrileri yardımıyla kontrol edilmiştir [54 , 55].

1.3. Çalışmanın Amacı ve Kapsamı

Bu çalışmada, güçlendirilmemiş ve güçlendirilmiş, dışmerkez gövde boşluklu çelik I-kirişlerin elastik ötesi, plastik davranışı incelenmiştir. Bu kapsamda ağırlıklı olarak

- o Boşluk kesitinde kesme kuvvetinin alt ve üst başlıklara dağılımının belirlenmesi,
- o Kirişin tümünde göçmeye/akmaya neden olan limit yükün, değişik boşluk boyutları ve konumu için hesaplanması,

sorularına yanıt aranmıştır. Bunlarla birlikte,

- o Taşıma gücü hesaplarında kullanılmak üzere, eğilme momenti(M)+normal kuvvet(N) etkisindeki tek simetri eksenli çelik I-kesitlerde gerçek ve doğrusallaştırılmış akma eğrileri, kesite ilişkin boyutsuz değişkenler cinsinden elde edilmiş,
- o Kiriş üzerinde büyük bir boşluk olması durumunda, boşluk bölgesinin taşıma gücünün tahminine yönelik bağıntılar geliştirilmiş,
- o Varolan deney sonuçları ile önerilen bağıntıların uygunluğu araştırılmıştır.
- o Sonuç olarak, geliştirilen bağıntılar ve yapılan hesaplamalar yardımıyla tasarımda yararlanılabilecek ilkelerin önerilmesi amaçlanmıştır.

Ülkemizde gövdesi boşluklu çelik I-kirişlerin hesabında yararlanılabilecek yol gösterici bir yönetmeliğin olmaması nedeniyle, konuya bilimsel katkının yanında, bu çalışmanın amaçlarından biri de konuya ilişkin mühendislik uygulamalarında hızlı ve kullanımı kolay hesap yöntemlerinin geliştirilmesidir. Güncelliği nedeniyle

plastik kuram esas alınmakla birlikte, elastik kurama göre hesapta da kullanmak üzere bağıntılar geliştirilebilir.



BÖLÜM 2. DIŞMERKEZ GÖVDE BOŞLUKLU ÇELİK I-KİRİŞLERDE KESME KUVVETİNİN BAŞLIKLARA DAĞILIMI

2.1. Giriş

Dışmerkez gövde boşluklu çelik I-kirişlerin tasarımında karşılaşılan önemli problemlerden biri boşluk kesitlerinde birincil eğilmeden oluşan kesme kuvvetinin başlıklara dağılımının belirlenmesidir. Güçlendirilmemiş simetrik gövde boşluklu kirişlerde kesme kuvvetinin başlıklar arasında eşit dağıldığı kabul edilse de, dışmerkez boşluklu kirişlerde bu dağılımın eşit olmayacağı açıktır. Birçok çalışmada problem basite indirgenerek, güvenli tarafta kalan bir yaklaşımla, kesme kuvvetinin büyük bir yüzdesinin üst başlık tarafından taşındığı düşünülmüş, böylece alt başlık gergi gibi alınarak bütün kesme kuvveti üst başlığa verilmiştir [Örneğin 48]. Bu bağlamda, kompozit kirişler durumunda, üst başlığın eşdeğer atalet momenti ve kesit alanı daha büyük olduğundan, bu varsayımın daha da uygun olduğunu söylemek mümkündür.

Boşluk kesitlerinde kesme kuvvetinin başlıklara dağılımının hesabında analitik, sayısal ya da deneysel yöntemler kullanılmaktadır. Kesin ve bazı basitleştirici varsayımlar nedeniyle yaklaşıklık içeren analitik yöntemlere literatürde sıkça rastlanmaktadır. Bunlarda problem başlıkların kesit şekline bağlı kayma yerdeğiştirmesi katsayısının (k_s) hesaplanmasına indirgenmektedir. Bu katsayının hesaplanmasından sonra alt ve üst başlık elemanlarının birim yerdeğiştirmelerinden oluşan kesme kuvvetleri oranlanarak kesme kuvveti dağılımı hesaplanabilir. Sayısal yöntemlerden yaygın olarak kullanılanı Sonlu Eleman Yöntemi' dir. Bu yöntem yardımıyla önce kiriş üçgen ya da dikdörtgen elemanlara (kiriş gövdesi) ve çubuk elemanlara (başlık) ayrılır. Kirişe etki eden yükler

Böylece alt ve üst başlıklarda kesme kuvvetleri

$$V_b = t_{i_b}^{(b)} \delta_b, \quad V_t = t_{i_t}^{(t)} \delta_t \quad (2.1)$$

şeklinde yazılabilir. Burada t_{i_b} çubuğun düşey birim yerdeğiştirme sabiti olup, kayma şekil değiştirmelerini de içeren biçimi ile, a_0 boşluk uzunluğu, EI başlığın eğilme rijitliği olmak üzere

$$t_{i_b} = \frac{12EI}{a_0^3} \left[\frac{1}{1+\alpha_t} \right] \quad (2.2)$$

bağıntısıyla verilebilir [56]. α_t katsayısı kesit özelliklerine ve kayma modülü G ye bağlı olarak

$$\alpha_t = \frac{12EI}{a_0^2 GA'} \quad (2.3)$$

şeklindedir. A' azaltılmış kesit alanı, kesit özelliklerine göre hesaplanan kayma yerdeğiştirmesi katsayısı cinsinden

$$A' = \frac{A}{k_s} \quad (2.4)$$

olarak yazılabilir. Buna göre alt ve üst başlık elemanları aynı düşey yerdeğiştirmeyi yapacaklarından ($\delta_t = \delta_b$), kesme kuvveti dağılımı (2.1) bağıntısı yardımıyla

$$\frac{V_t}{V_b} = \frac{t_{i_b}^{(t)}}{t_{i_b}^{(b)}} \quad (2.5a)$$

$$\frac{V_t}{V_b} = \frac{I_t}{I_b} \left[\frac{1+\alpha_b}{1+\alpha_t} \right] \quad (2.5b)$$

yazılabilir. Gerekli düzenlemeler yapırsa, üst ve alt başlık kesme kuvvetlerinin oranı

$$\frac{V_t}{V_b} = \frac{\left[\frac{a_0^2}{12I_b \frac{E}{G}} + \frac{k_b}{A_b} \right]}{\left[\frac{a_0^2}{12I_t \frac{E}{G}} + \frac{k_t}{A_t} \right]} \quad (2.6a)$$

ya da $E/G = 2(1+\nu) \approx 2.6$ alınarak

$$\frac{V_t}{V_b} = \frac{\left[\frac{a_0^2}{31.2I_b} + \frac{k_b}{A_b} \right]}{\left[\frac{a_0^2}{31.2I_t} + \frac{k_t}{A_t} \right]} \quad (2.6b)$$

bulunur. Diğer taraftan boşluk merkezindeki toplam kesme kuvveti V olduğuna göre

$$V = V_t + V_b \quad (2.7)$$

ve bu son iki bağıntı yardımıyla üst ve alt başlığa etki eden kesme kuvvetleri sırasıyla

$$V_t = \left[\frac{\frac{a_0^2}{31.2I_b} + \frac{k_b}{A_b}}{\frac{a_0^2}{31.2} \left[\frac{1}{I_t} + \frac{1}{I_b} \right] + \frac{k_t}{A_t} + \frac{k_b}{A_b}} \right] V \quad (2.8a)$$

$$V_b = \left[\frac{\frac{a_0^2}{31.2I_t} + \frac{k_t}{A_t}}{\frac{a_0^2}{31.2} \left[\frac{1}{I_t} + \frac{1}{I_b} \right] + \frac{k_t}{A_t} + \frac{k_b}{A_b}} \right] V \quad (2.8b)$$

yazılabilir. Bağıntılardan da görüleceği üzere, burada bilinmeyen katsayılar k_t ve k_b ' dir. Bu katsayılar alt ve üst başlık kesitlerinin şekillerine ve boyutlarına bağlı olarak her kesit için farklıdır. Diğer bir deyişle, burada problem τ - kesitler için kayma yerdeğiştirmesi katsayısının hesabına indirgenmiştir.

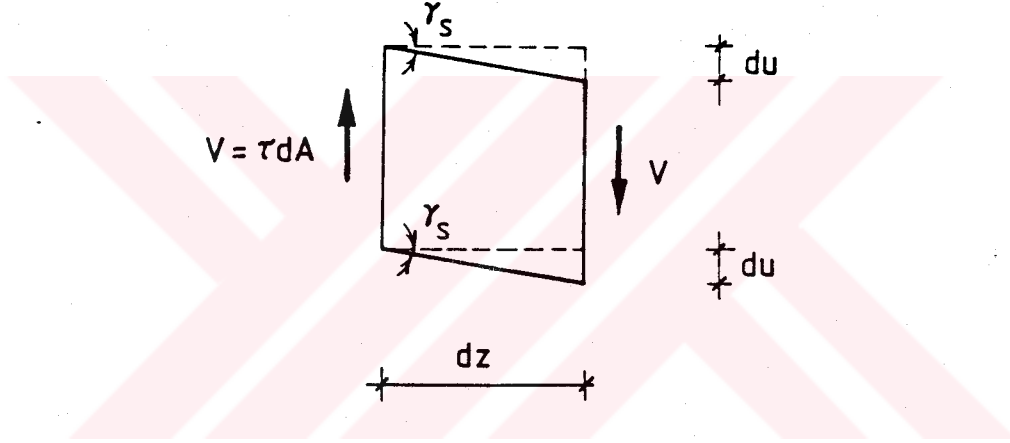
2.3. T- Kesitlerde Kayma Yerdeğiştirmesi Katsayısının Belirlenmesi

Basit kayma etkisindeki bir elemanın şekil değiştirme durumu verilmiştir (şekil 2.2). Doğrusal elastik malzeme ve küçük yerdeğiştirme koşulları altında, böyle bir elemanda kayma yerdeğiştirmesi

$$du = \frac{\tau}{G} dz \quad (2.9)$$

yazılabilir. Diğer taraftan kayma şekil değiştirmesinin / açısının

$$\gamma_s = \frac{\tau}{G} = k_s \frac{V}{GA} \quad (2.10)$$



şekil 2.2. Basit kaymada şekil değiştirme durumu.

olduğu bilinmektedir [Örneğin 57]. Burada τ kayma gerilmesini, V kesite etkiyen kesme kuvvetini ve k_s kayma yerdeğiştirmesi katsayısını göstermektedir. Bu katsayının, kesitin her noktasındaki kayma açısının farklı olmasından ileri gelen bir düzeltme katsayısı olduğu ve her kesitte değişik değerler alacağı bilinmektedir. İncelenen elemanda du yerdeğiştirmesinde V kesme kuvvetinin yaptığı iş

$$dE = \frac{1}{2} V du \quad (2.11)$$

ya da $A' = A/k_s$ (indirgenmiş kesit alanı) alınarak

$$dE = \frac{V^2}{2GA'} dz \quad (2.12)$$

yazılabilir. Böylece L uzunluktaki bir çubuk için toplam şekil değiştirme enerjisi

$$E_d = \frac{1}{2} \int_0^L \frac{V^2}{GA'} dz \quad (2.13)$$

bulunur. Diğer taraftan, kesme kuvvetinin yaptığı iş kesit üzerinde değişken olan kayma gerilmelerinin yaptığı işe eşitlenir

$$\frac{1}{2} V u = \frac{1}{2} \iiint \frac{\tau^2}{G} dA dz \quad (2.14)$$

ve Q_x alan momenti olmak üzere, kesitin herhangi bir yerinde kayma gerilmesini veren

$$\tau = \frac{V Q_x}{I_x t} \quad (2.15)$$

bağıntısı dikkate alınırsa, herhangi bir kesit için kayma yerdeğiştirme katsayısı

$$k_s = \frac{A}{I_x^2} \iint \frac{Q_x^2}{t^2} dA \quad (2.16)$$

elde edilir. Burada

A : Tüm kesit alanı,

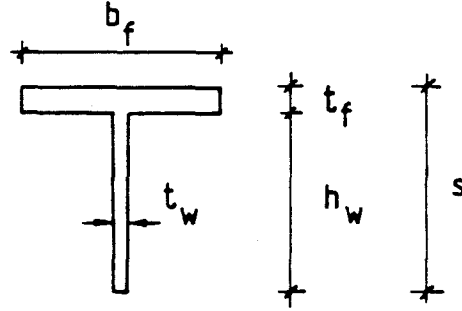
I_x : Tüm kesitin ağırlık merkezinden geçen yatay eksene göre atalet momenti,

Q_x : Kesiti oluşturan her bir dikdörtgen elemanın ağırlık merkezine göre alan momenti,

t : Her bir elemanın kalınlığı

alınmaktadır.

τ - kesitin geometrik özellikleri Şekil 2.3' de verilmektedir.



Şekil 2.3. T- kesitin geometrik özellikleri.

Ele alınan T- kesite ilişkin kayma yerdeğiştirmesi katsayısının hesabında kesit üç parçaya ayrılacaktır; başlık, ağırlık merkezinin üstünde kalan parça ve alt gövde parçası. Herbir parçanın kayma yerdeğiştirmesi katsayısına katkısı, integrallerinin ayrı ayrı alınıp toplanmasıyla belirlenir:

$$k_s = \frac{A}{I_x^2} (k_1 + k_2 + k_3) \quad (2.17)$$

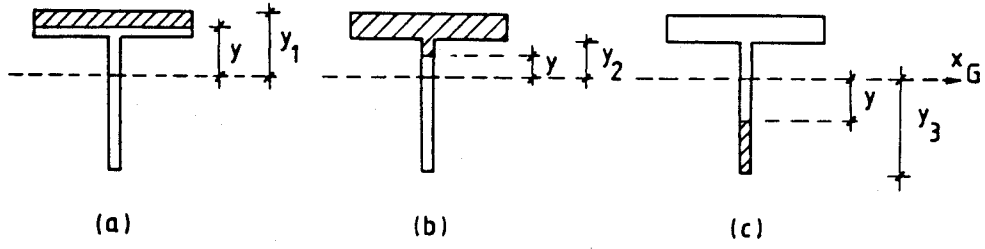
T- kesitlerde k_i lerin hesabında, kesit boyutlarına bağlı olmak üzere ağırlık merkezinin gövdede ve başlık içinde olması gibi iki ayrı durumla karşılaşmaktadır. Bu nedenle k_i değerleri her iki durum için ayrı ayrı hesaplanmalıdır.

2.3.1. Ağırlık Merkezinin Gövde İçinde Olması Durumu

Q_i alan momentlerinin belirlenmesinde ele alınan durumlar Şekil 2.4 ' de verilmiştir. (a) durumunda gerekli integrallerin alınıp düzenlenmesiyle k_1 için

$$k_1 = \frac{b_f}{4} \left[\frac{8}{15} y_1^5 - y_1^4 y_2 + \frac{2}{3} y_1^2 y_2^3 - \frac{y_2^5}{5} \right] \quad (2.18)$$

elde edilir.



Şekil 2.4. Ağırlık merkezi gövdede iken, alan momentlerinin hesabında yatay eksenin konumu.

(b) durumunda k_2 için ise C_1 , C_2 , C_3

$$C_1 = b_f^2 t_f^2 y_2^2 + b_f^2 t_f^3 y_2 + b_f^2 \frac{t_f^4}{4} + b_f t_f t_w y_2^3 + \frac{b_f t_f^2 t_w}{2} y_2^2 + \frac{t_w^2}{4} y_2^4 \quad (2.19)$$

$$C_2 = b_f t_f t_w y_2 + \frac{t_w^2 y_2^2}{2} + \frac{b_f t_f^2 t_w}{2} \quad (2.20)$$

$$C_3 = \frac{t_w^2}{4} \quad (2.21)$$

şeklinde kesit geometrisine bağlı katsayılar olmak üzere

$$k_2 = \frac{1}{t_w} \left[C_1 y_2 - \frac{C_2}{3} y_2^3 + \frac{C_3}{5} y_2^5 \right] \quad (2.22)$$

elde edilir.

Benzer şekilde (c) durumunda üçüncü parça için

$$k_3 = \frac{2}{15} t_w y_3^5 \quad (2.23)$$

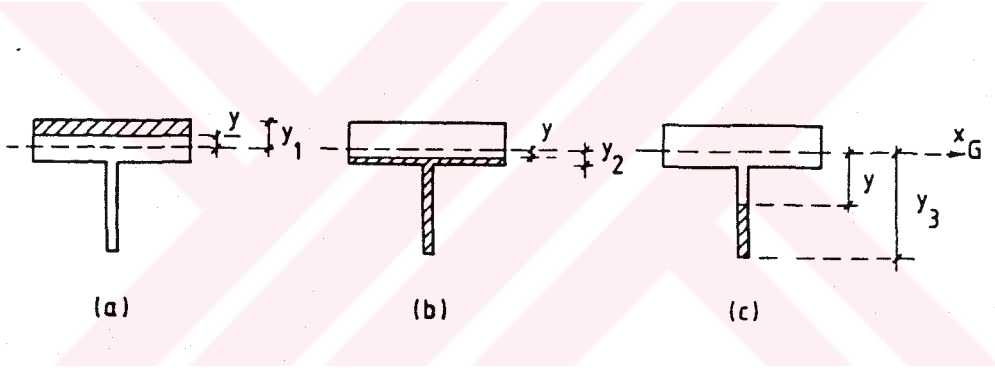
bulunur. Sonuç olarak kesite ilişkin k_x değeri (2.17) bağıntısıyla hesaplanabilir. Diğer taraftan, k_x değerinde çoğu zaman k_1 ' in (başlık) katkısı diğerlerine göre daha azdır. Böylece $k_1 \approx 0$ alınarak (2.17) yerine

$$k_s = \frac{A}{I_x^2} (k_2 + k_3) \quad (2.24)$$

yazılabilir.

2.3.2. Ağırlık Merkezinin Başlıkta Olması Durumu

Gövdesi boşluklu I-kirişlerde boşluk yüksekliği çoğu zaman kiriş yüksekliğinin %60~%70' ine kadar ulaşabildiğinden, alt ve üst başlıktaki τ - kesitlerin ağırlık merkezleri bazen kesitin başlığı içinde kalmaktadır (Şekil 2.5). Bu durumda, kayma yerdeğiştirmesi katsayısı (k_s) 'nün hesabında yukarıda verilen bağıntıların kullanılamayacağı ve yeni durum için benzer yolla bu katsayının hesaplanması gereği açıktır.



Şekil 2.5. Ağırlık merkezi başlıkta iken, alan momentlerinin hesabında yatay eksenin konumu.

Böylece yukarıda verilen verilen hesap yöntemi ile bağıntılar elde edilmiş ve sonuçları aşağıda verilmiştir. (a) durumu için

$$k_1' = \frac{2}{15} y_1^5 b_f \quad (2.25)$$

elde edilir. (b) durumunda C_4, C_5, C_6

$$C_4 = \frac{t_w^2}{4} (y_3^4 - 2y_3^2 y_2^2 + y_2^4) + \frac{t_w b_f}{2} (y_3^2 - y_2^2) y_2^2 + \frac{b_f^2}{4} y_2^4 \quad (2.26)$$

$$C_5 = \frac{t_w b_f}{2} (y_3^2 - y_2^2) + \frac{b_f^2}{2} y_2^2 \quad (2.27)$$

$$C_6 = \frac{b_f^2}{4} \quad (2.28)$$

şeklinde kesit geometrisine bağlı katsayılar olmak üzere

$$k_2' = \frac{1}{b_f} \left(\frac{C_6}{5} y_2^5 - \frac{C_5}{3} y_2^3 + C_4 y_2 \right) \quad (2.29)$$

bulunur. (c) durumunda ise

$$k_3' = \frac{t_w}{4} \left(\frac{8}{15} y_3^5 - \frac{y_2^5}{5} + \frac{2}{3} y_3^2 y_2^3 - y_3^4 y_2 \right) \quad (2.30)$$

elde edilir. Sonuç olarak, böyle bir kesitte kayma yerdeğiştirmesi katsayısı

$$k_s' = \frac{A}{I_x^2} (k_1' + k_2' + k_3') \quad (2.31)$$

bağıntısı yardımıyla hesaplanabilir. Ağırlık merkezinin başlık içinde olması durumunda, artık başlık alanı ve dolayısıyla başlık kalınlığı büyük olduğundan, birinci durumda olduğu gibi k_1' 'nün terkedilmesi olanaklı değildir.

2.4. Diğer Yöntemler

Dışmerkez gövde boşluklu çelik I- kirişlerde, boşluk bölgesindeki yük dağılımını inceleyen diğer yöntemlerin verdiği sonuç bağıntılar üzerinde durulacaktır. Bu bağıntıların hepsi belirli bir yaklaşıklık içermekte, büyük dışmerkezlik değerleri için sonuçlar arasındaki fark açılmaktadır. Buna göre kayma yerdeğiştirmesi katsayısını terkederek ve başlıkların toplam yerdeğiştirmesinde eğilme momenti ve kesme kuvvetinin etkilerini hesaba katan

$$\frac{V_t}{V_b} = \left[\frac{\frac{a_0^2}{12EI_b} + \frac{1}{GA_{wb}}}{\frac{a_0^2}{12EI_t} + \frac{1}{GA_{wt}}} \right] \quad (2.32)$$

bağıntısı verilmektedir [58]. Burada A_{wb} ve A_{wt} , sırasıyla alt ve üst başlıkların gövde alanlarını göstermektedir.

Diğer taraftan, çoğu zaman problem daha da basite indirgenerek kesme kuvvetinin, başlık kesitlerinin atalet momentleri ile orantılı olarak dağıtılmasını öngören

$$\frac{V_t}{V_b} = \frac{I_t}{I_b} \quad (2.33)$$

bağıntısı ve benzer şekilde kesit alanları ile orantılı olarak dağılımını veren

$$\frac{V_t}{V_b} = \frac{k_{sb} A_t}{k_{sb} A_b} \quad (2.34)$$

bağıntısı, ya da daha basit olarak yalnızca gövde alanlarının dikkate alınmasıyla

$$\frac{V_t}{V_b} = \frac{A_{wt}}{A_{wb}} \quad (2.35)$$

şeklinde önerilmektedir [9].

Diğer taraftan, yukarıdaki bağıntılara ek olarak, hem başlık alanını hem de atalet momentini içeren ve Sonlu Eleman Yöntemi ile bulunan sonuçlara oldukça yakın değerler veren

$$\frac{V_t}{V_b} = \frac{\sqrt{A_t I_t}}{\sqrt{A_b I_b}} \quad (2.36)$$

amprik bağıntısı da önerilmektedir [41].

2.5. Sonuçların Değerlendirilmesi

Dışmerkez gövde boşluklu çelik I- kirişlerin boşluk bölgesinde kesme kuvveti dağılımı incelenmiştir. Böylesi kirişlerin elastik ve plastik hesabında öncelikle yapılması gereken, bu yük dağılımının belirlenmesidir. Gerçekte gövde boşluklu kirişin içten hiperstatik bir sistem olmasına karşın, problem basite indirgenmiş ve tasarımda yararlanılabilecek bağıntılar geliştirilmiştir. Daha önce de belirtildiği gibi, önerilen bu bağıntıların yanında, alt başlık gergi gibi alınıp, boşluk kesitindeki tüm kesme kuvveti üst başlığa verilerek de hesaplar yapılmaktadır.

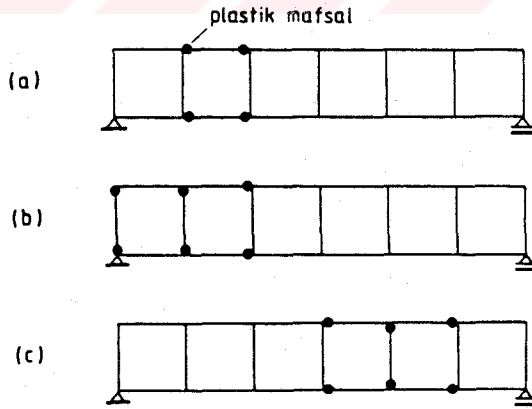
Güçlendirilmiş boşluk kesiti durumunda k , katsayısı, yukarıda önerilen ve τ -kesitlere uygulanan hesap yöntemiyle kolaylıkla incelenebilir. Ancak, görüldüğü üzere τ -kesitler için bile bağıntıların aldığı şekil karmaşıktır. Bu nedenle hesabı uzatmamak için oldukça iyi sonuçlar veren (2.32) bağıntısı güçlendirilmiş kesit durumunda rahatlıkla kullanılabilir.

Burada geliştirilen ve literatürde verilen diğer bağıntıların sayısal olarak geniş bir değerlendirmesi ileride örnekler bölümünde verilecektir.

BÖLÜM 3. DIŞMERKEZ GÖVDE BOŞLUKLU ÇELİK I- KİRİŞLERDE GÖÇME İNCELEMESİ

3.1. Giriş

Bu bölümde, gövdesinde dikdörtgen boşluklar bulunan çelik I-kirişlerin düşey yükler altında göçmesi incelenecektir. Böylesi kirişlerin düşey yükler altındaki davranışının Vierendeel kirişlere benzediği daha önce belirtilmişti. Dolayısıyla, göçme incelemesi yapılırken Vierendeel kirişlerinin göçme mekanizmalarından yararlanılabilir (Şekil 3.1), [1]. Diğer taraftan, varolan literatürde boşluklu kiriş sisteminin göçmesinin incelenmesine yönelik araştırmaların sınırlı kaldığı, genellikle boşluk kesitinin taşıma gücünün tahmini üzerine çalışmaların yoğunlaştığı görülmektedir [4,8,12,15,53 vb.].



Şekil 3.1. Vierendeel kirişlerde olası göçme mekanizmaları.

Belirtilen göçme mekanizmalarından gövdesi boşluklu kirişlere uygun olanı, boşluk bölgesinin akmasını/göçmesini simgeleyen Şekil 3.1a durumudur. Ancak, yükleme

durumu, boşluk konumu ve boyutları ile yükün şiddeti ve yerine bağlı olarak, boşluk bölgesi göçmeden, boşluksuz kesitlerde göçme olabileceği de gözönüne alınmalıdır [52]. Göçme incelemesi limit analiz teoremleri yardımıyla yapılmaktadır. Bu nedenle, önce kısaca plastisitedeki temel kavramlar üzerine değinilecektir.

3.2. Plastisitede Temel Kavramlar

Dış yükler etkisindeki yapılarda, iç kuvvetlerin artmadan şekil değiştirmelerin artmaya başladığı yüke plastisitede plastik göçme yükü, akma yükü ya da limit yük adı verilir. Sisteme birden çok yük etkimesi ve orantılı yükleme durumunda, yükler bir parametreye (Ψ) bağlanabildiğinde sistemin göçme yüküne karşı gelen yük parametresine de göçme yükü parametresi (Ψ_c) denir. Limit yüke ulaşıldığında, yapıda yerel ya da tümsel bir göçme olur. Plastisitede yapılan basitleştirici varsayımlar uyarınca limit yükün hesabında, yapıda herhangi bir stabilite probleminin olmadığı ya da bir şekilde önlendiği, diğer bir deyişle hesapların yalnızca plastik koşullar altında yapılabileceği öngörülmektedir. Bunun yanında, denge denklemlerinin sistemin yerdeğiştirmemiş durumunda yazılabileceği, dolayısıyla ikinci mertebe etkilerinin terkedilebileceği ve stabilite koşulları yanında yorulma, çatlak, artık gerilmeler ve malzemenin pekleşmesi gibi ikincil etkilerin sistemin göçme yüküne etkisi olmayacağı varsayılmaktadır.

Plastik göçme, kabuk ve plaklar gibi yüzeysel taşıyıcı sistemlerde yeterli miktarda akma/kırılma çizgilerinin oluşumuyla, çerçeve ve kemer gibi çubuk sistemlerde kalıcı şekil değiştirmelerin yığıldığı yer olarak tanımlanan yeterli sayıda plastik mafsallın oluşmasıyla gerçekleşmektedir. Çubuk sistemlerde göçme durumu "mekanizma" olarak isimlendirilmektedir. Akma çizgileri ve plastik mafsalların dışında kalan elastik sistem bölümlerinin rijit cisim hareketi yaptıkları öngörülmektedir.

3.2.1. Akma Koşulu ve Akma Yüzeyi

Yapıda plastik akmanın başladığı gerilme kombinasyonuna (Q_i) akma koşulu, bu koşulun ifade edildiği fonksiyonun $[F(Q_i)]$ belirlediği yüzeye de akma yüzeyi ya da karşılıklı etki yüzeyi adı verilmektedir. Akma yüzeyinin kapalı ve konveks (dış bükü) olduğu bilinmektedir [Örneğin 59]. Bu tanımlamaya göre plastisitede akma koşulu

$$F(Q_i)=0, \quad i=1,2,\dots,n \quad (3.1)$$

ile belirmektedir. Devam eden bir akma söz konusu olduğundan şekil değiştirmeler yerine şekil değiştirme hızları, disipasyonlar (yutulan enerji) yerine disipasyon hızları ile hesap yapılmaktadır. Böylece genelleştirilmiş gerilme bileşenlerinin sayısı kadar genelleştirilmiş şekil değiştirme hızları ortaya çıkar. Bu hızlar

$$\dot{q} = \mu \frac{\partial F(Q_i)}{\partial Q_i}, \quad \mu \geq 0 \quad (3.2)$$

olarak hesaplanmaktadır. Genel durumda, n boyutlu bir uzayda Q_i gerilme bileşenlerine bağlı $Q(Q_1, Q_2, \dots, Q_n)$ gerilme kombinasyonuna karşı gelen şekil değiştirme hızı vektörü $\dot{q}(\dot{q}_1, \dot{q}_2, \dots, \dot{q}_n)$, tanımlanan akma yüzeyine her noktada diktir. Buna akma ya da normallik kuralı denir. Plastik akmada yutulan enerji (enerji disipasyonu) ile sisteme etkiyen dış kuvvetlerin yaptığı iş birbirlerine eşittir. Bu eşitlik virtüel iş teoremi yardımıyla

$$D_i = D_d, \quad D_i = \sum_{i=1}^{i=n} Q_i \dot{q}_i, \quad D_d = \sum_{j=1}^{j=m} P_j \delta_j \quad (3.3)$$

şeklinde yazılabilir. Burada P_j sisteme etkiyen dış kuvveti, δ_j ise sistemde kuvvetin etkidiği noktadaki yerdeğiştirmeyi göstermektedir. Örneğin, genelleştirilmiş gerilmelerin eğilme momenti (M), normal kuvvet (N) ve kesme kuvvetinden (V) oluşması durumunda akma koşulu $F(M,N,V)=0$ ve sistemin iç enerjisi

$$D_I = M\dot{\kappa} + N\dot{\lambda} + V\dot{\gamma} \quad (3.4)$$

şeklinde yazılabilir. Burada $\dot{\kappa}$ eğrilik hızını (değişme miktarını), $\dot{\lambda}$ birim boy değişimi hızını ve $\dot{\gamma}$ kayma şekil değiştirmesi hızını göstermektedir. Şekil değiştirme hızlarının tanımını uyarınca bu değerler

$$\dot{\kappa} = \mu \frac{\partial F}{\partial M}, \quad \dot{\lambda} = \mu \frac{\partial F}{\partial N}, \quad \dot{\gamma} = \mu \frac{\partial F}{\partial V}, \quad \mu \geq 0 \quad (3.5)$$

olarak elde edilir.

Gövdesi boşluklu I-kirişlerin boşluk kesitlerinde τ ya da tek simetri eksenli I-kesitlere sıkça rastlanmaktadır. Böylesi kirişlerin yük altındaki davranışları nedeniyle, boşluk bölgesinde sözkonusu kesitlere ilişkin akma bağıntılarına gereksinim vardır. Bu bağıntılar ve dik eksen takımında belirledikleri akma eğrileri Bölüm 3.3' de elde edilecektir.

3.2.2. Limit Analiz Teoremleri

Birçok problemde yapıların gerçek limit yüklerinin hesabı oldukça güçtür. Bu gibi durumlarda limit analiz teoremlerini kullanmak bir çıkış yolu olmaktadır. Bu teoremler üç grupta toplanabilir:

Statik ya da Alt Sınır Teoremi :

Denge denklemlerini ve akma koşulunu sağlayan bir gerilme alanına karşı gelen yük gerçek limit yüke eşit ya da daha küçüktür, ($\Psi^- \leq \Psi_I$).

Kinematik ya da Üst Sınır Teoremi :

Kinematik uygun bir hız alanına karşı gelen yük gerçek limit yükten büyük ya da ona eşittir, ($\Psi^+ \geq \Psi_I$).

Kesin Çözüm ya da Bileşik Teorem :

Statik ve kinematik sınır teoremlerini sağlayan bir yük gerçek limit yüküdür, ($\Psi^+ = \Psi^- = \Psi_I$). Bu koşulları sağlayan limit yükün tek değerli olduğu bilinmektedir [1].

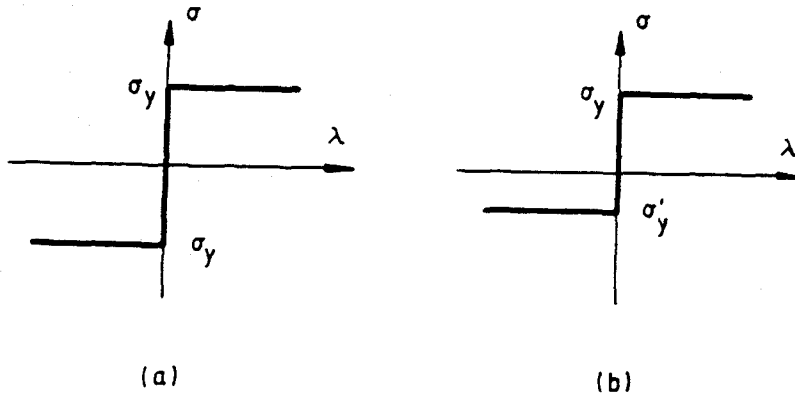
3.3. Tek Simetri Eksenli Homojen I-Kesitlerin $M+N$ Akma Eğrileri

Çift simetri eksenli I-kesitlere ilişkin "eğilme momenti (M) + normal kuvvet (N)" akma eğrilerinin sıkça incelenmiş olmasına karşın, tek simetri eksenli homojen I ya da τ kesitlerin akma eğrileri üzerine çalışmaların sınırlı kaldığı görülmektedir [60]. Enkesitlerinde tek simetri eksenli bulunan taşıyıcı sistem elemanlarına kiriş, kolon, çerçeve, kemer ve burada incelenen gövdesi boşluklu I-kirişlerin boşluk bölgelerinde rastlanır. Dolayısıyla uygulamada çokça karşılaşılan problem, bu tip kesitlerin bileşik eğilmesinde ($M+N$) taşıma gücünün belirlenmesi için akma eğrilerinin elde edilmesidir. TS4561 [61] dahil, konu ile ilgili pekçok yönetmelikte tek simetri eksenli kesitlere ilişkin akma eğrileri ya verilmemiş ya da simetrik kesitlere ilişkin eğrilerin kullanılabileceği doğrultusunda yetersiz denebilecek önerilere rastlanmaktadır.

Çubuk sistemlerde normal kuvvet ve kesme kuvvetlerinin varlığı çoğu zaman ikincil bir etki olarak dikkate alınmaktadır. Bu kuvvetlerin yeterince küçük olması durumunda, kesitin moment taşıma gücüne etkisi terkedilmektedir.

Bileşik eğilme etkisindeki kesitlerde, plastik tarafsız eksen kesiti artık iki eşit alana bölmez. Diğer bir deyişle, eşit alan eksenli ile plastik tarafsız eksen çakışmaz. Plastik tarafsız eksenin yeri normal kuvvetin işaretine ve büyüklüğüne bağlı olarak değişir. Çift simetri eksenli I-kesitlerde normal kuvvetin varlığı her zaman plastikleşme momentini azaltıcı yönde etkilerken, tek simetri eksenli kesitlerde eğilme momenti yanında normal kuvvetin varlığı bazı durumlarda kesitin moment taşıma gücünü artırabilir.

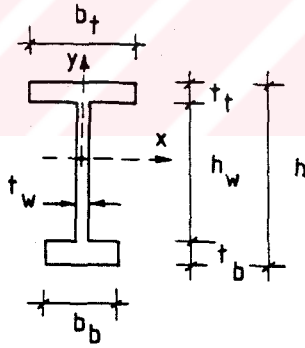
Akma bağıntıları çıkarılırken, malzemenin rijit-plastik olduğu (Şekil 3.2a), pekleşme etkisinin terkedilebileceği, çekme ve basınçta akma gerilmelerinin aynı olduğu ve herhangi bir stabilite probleminin olmadığı ya da bir şekilde önlendiği, yalnızca plastik akma koşulları düşünülmüştür. Bununla birlikte, farklı akma gerilmeli malzemelerden üretilmiş I-kesitler de (Şekil 3.2b) burada izlenecek yolla rahatlıkla incelenerek ilgili akma bağıntıları elde edilebilir.



Şekil 3.2. Rijit-plastik malzemede gerilme-şekil değiştirme diyagramları.

3.3.1. Matematik Formülasyon

Tek simetri eksenli I-kesite ilişkin geometrik büyüklükler Şekil 3.3' de verilmektedir. Kesite eğilme momenti (M) ve normal kuvvet (N) etkimektedir. Normal kuvvet çekme iken, eğilme momenti alt başlıkta çekme, üst başlıkta basınç oluşturacak şekilde pozitif alınmıştır.



Şekil 3.3. Tek simetri eksenli I-kesit.

Kesit tesirleri artarak

$$F(M, N) = 0 \quad (3.6)$$

akma koşulunun belirlediği sınır değerlere eşit olunca şekil değiştirmeler sonsuza ulaşır, diğer bir deyişle kesit akar. Bu akma koşulunun dik koordinat sisteminde kapalı ve konveks bir eğriyi gösterdiği belirtilmişti. Hesaplarda kolaylık ve genellik sağladığı için boyutsuz moment ($m = M/M_p$) ve boyutsuz normal kuvvet ($n = N/N_p$)

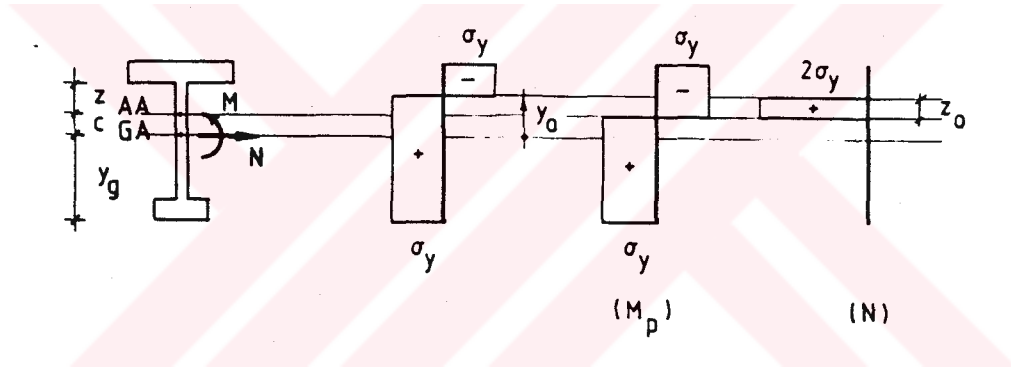
ile işlemlerin yürütülmesi uygun olmaktadır. M_p ve N_p sırasıyla kesitin plastikleşme momentini ve plastikleşme normal kuvvetini göstermektedir. Bu tip kesitlerde akma bağıntılarının plastik tarafsız eksenin farklı konumlarına göre elde edilmesi gerekir. Kesitin geometrik özelliklerine, iç kuvvetlerin büyüklüklerine ve yönüne bağlı olarak plastik tarafsız eksen gövdede, üst ya da alt başlıkta olabilir. Diğer taraftan kesiti iki eşit alana ayıran yatay eksenin ve ağırlık merkezinin yerine bağlı olarak da akma bağıntıları ayrı ayrı elde edilmelidir. Buna göre farklı durumlar ortaya çıkmaktadır:

- a) Eşit alan ekseni, ağırlık merkezi ve plastik tarafsız eksen gövdede, normal kuvvet çekme;
- b) Eşit alan ekseni ve ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen üst başlıkta, normal kuvvet çekme;
- c) Eşit alan ekseni, ağırlık merkezi ve plastik tarafsız eksen gövdede, normal kuvvet basınç;
- d) Eşit alan ekseni ve ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen alt başlıkta, normal kuvvet basınç;
- e) Eşit alan ekseni üst başlıkta, ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen üst başlıkta , normal kuvvet çekme;
- f) Eşit alan ekseni üst başlıkta, ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen üst başlıkta , normal kuvvet basınç;
- g) Eşit alan ekseni üst başlıkta, ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen gövdede, normal kuvvet basınç;
- h) Eşit alan ekseni üst başlıkta, ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen alt başlıkta , normal kuvvet basınç;

1) Eşit alan eksen ve ağırlık merkezinin üst başlıkta olması durumu, bu tip kesitlerle pek fazla karşılaşılmadığı için incelenmemiştir. Böylesi kesitler dikdörtgen kesitlere oldukça yakındır.

(a) Eşit alan eksen, ağırlık merkezi ve plastik tarafsız eksen gövdede, normal kuvvet çekme.

Tek simetri eksenli I-kesitin başlık alanlarının birbirine yakın olması durumunda, diğer bir deyişle, simetrik I-kesite yakın tek simetri eksenli I-kesitlerde eşit alan eksen ve ağırlık merkezi gövdede olur. Böylesi kesitlerde kesitin aktığı andaki gerilme yayılımı ve bu gerilme yayılımının, limit momentin ve kesite etkiyen normal kuvvetin ayrı ayrı düşünülüp birleştirilmesiyle nasıl elde edilebileceği verilmiştir (Şekil 3.4).



Şekil 3.4. (a) durumunda limit gerilme yayılımı

Kesitin üst başlık, gövde, alt başlık ve toplam alanları sırasıyla

$$A_f = b t_f, \quad A_w = h_w t_w, \quad A_b = b t_b \quad (3.7a)$$

$$A = A_f + A_w + A_b \quad (3.7b)$$

olur. Tanımlanan büyüklükler yardımıyla, kesitin plastik mukavemet momenti

$$Z_x = \frac{A_f}{2 t_w} (A - 2 A_f + t_f t_w) + \frac{A_b}{2 t_w} (2 A_w + t_b t_w - A + 2 A_f) + \dots$$

$$\dots + \frac{1}{8t_w} [(A - 2A_{f1})^2 + [2A_w - (A - 2A_{f1})]^2] \quad (3.8)$$

olarak elde edilir. Şekil 3.4 yardımıyla kesite etkiyen normal kuvvet

$$N = 2\sigma_y t_w z_o \quad (3.9a)$$

olur. Kesitin plastikleşme normal kuvveti ise

$$N_p = \sigma_y A \quad (3.9b)$$

yazılabilir. Bu durumda boyutsuz normal kuvvet

$$n = \frac{N}{N_p} = \frac{2t_w z_o}{A} \quad (3.9c)$$

elde edilir. $c = h_w - y_g + t_b - z$ ve $z_o = y_o - c$ alınarak kesite etkiyen moment, denge denklemi yardımıyla

$$M = M_p - 2\sigma_y z_o t_w \left(c + \frac{z_o}{2}\right) \quad (3.10a)$$

$$\frac{M}{M_p} = 1 - \left(\frac{N}{N_p}\right) \frac{Ac}{Z_x} - \left(\frac{N}{N_p}\right)^2 \frac{A^2}{4t_w Z_x} \quad (3.10b)$$

elde edilir. Bağıntılarda genelliği sağlamak için, boyutsuz kesit özellikleri $\alpha = A_w/A$, $\beta = A_{f1}/A$, $\gamma = A_{f2}/A$, $\eta = t_w/b_1$ ve $\xi = t_w/b_2$ olarak tanımlanırsa, bu durumda akma koşulu

$$\left(\frac{M}{M_p}\right) + B_0 \left(\frac{N}{N_p}\right) + B_1 \left(\frac{N}{N_p}\right)^2 = 1.00 \quad (3.11a)$$

ya da boyutsuz kesit tesirleri ve geometrik özellikleri cinsinden

$$m + B_0 n + B_1 n^2 = 1.00 \quad (3.11b)$$

şeklinde yazılabilir. Bu bağıntı $n \leq \gamma + \alpha - \beta$ durumunda geçerlidir. B_0 ve B_1 katsayıları boyutsuz kesit özelliklerine bağlı olup

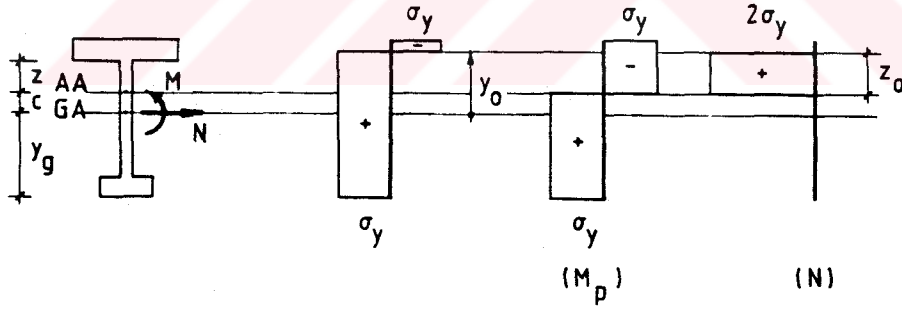
$$B_0 = \frac{4[\alpha(1 - \frac{\alpha}{2} - \gamma\xi) + \beta(1 - \alpha - \gamma\xi - \frac{\beta\eta}{2}) - \gamma\xi(\frac{\gamma}{2} - 1) - \frac{1}{2}]}{2\beta(1 - 2\beta + \beta\eta) + 2\gamma(2\alpha + \gamma\xi + 2\beta - 1) + \frac{1}{2}[(1 - 2\beta)^2 + [2\alpha - (1 - 2\beta)]^2]} \quad (3.12a)$$

$$B_1 = \frac{1}{2\beta(1 - 2\beta + \beta\eta) + 2\gamma(2\alpha + \gamma\xi + 2\beta - 1) + \frac{1}{2}[(1 - 2\beta)^2 + [2\alpha - (1 - 2\beta)]^2]} \quad (3.12b)$$

alınmaktadır.

(b) Eşit alan eksen ve ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen üst başlıkta, normal kuvvet çekme.

Normal kuvvetin daha da arttığı durumda plastik tarafsız eksenin yeri üst başlığa doğru kayar. Bu duruma ilişkin gerilme yayılımı verilmektedir (Şekil 3.5).



Şekil 3.5. (b) durumunda limit gerilme yayılımı.

Yukarıda izlenen yolla, denge denklemleri yardımıyla

$$z_0 = \frac{[n - (\gamma + \alpha - \beta)(\eta - 1)/\eta]A}{2b_t} \quad (3.13)$$

elde edilir. Boyutsuz katsayılar

$$B_2 = 2(\gamma + \alpha - \beta)(\eta - 1) \quad (3.14a)$$

$$B_3 = (\gamma + \alpha - \beta)^2(\eta - 1) \quad (3.14b)$$

$$\overline{B}_0 = B_0 - B_1 B_2 \quad (3.14c)$$

$$\overline{B}_1 = \eta B_1 \quad (3.14d)$$

$$\overline{B}_2 = B_1 B_3 \quad (3.14e)$$

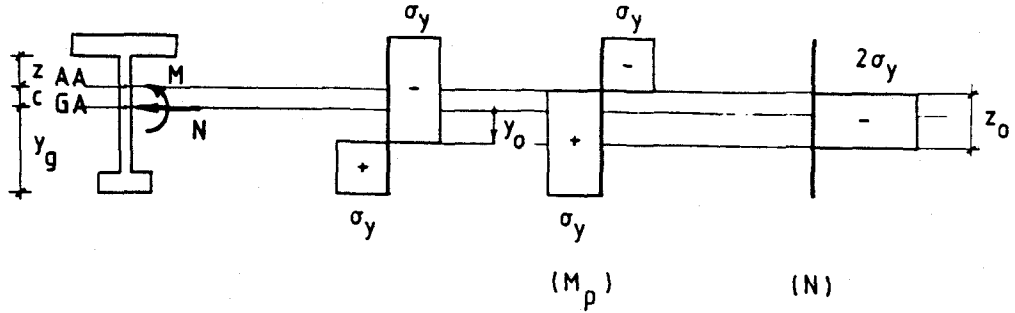
alınarak bu durum için akma koşulu

$$m + \overline{B}_0 n + \overline{B}_1 n^2 + \overline{B}_2 = 1.00 \quad (3.15)$$

olur. Bu bağıntı $n \geq \gamma + \alpha - \beta$ durumunda geçerlidir.

(c) Eşit alan eksen, ağırlık merkezi ve plastik tarafsız eksen gövdede, normal kuvvet basınç.

Normal kuvvet basınç ve plastik tarafsız eksen gövdede iken, limit durumda gerilme yayılımı verilmiştir (Şekil 3.6).



Şekil 3.6. (c) durumunda limit gerilme yayılımı.

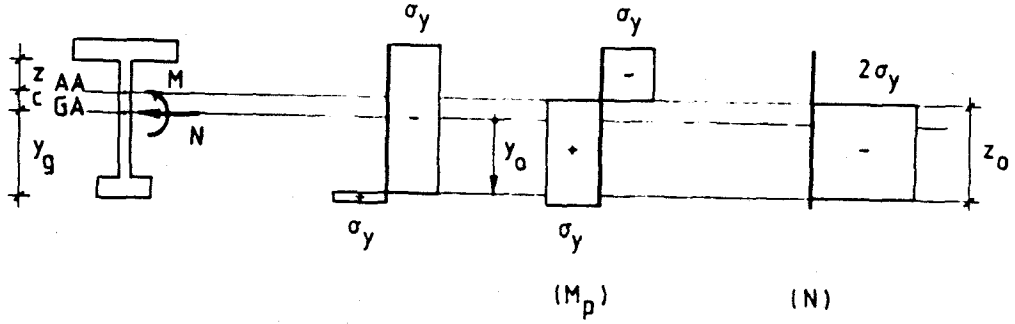
Bu durumda akma koşulu

$$m - B_0 n + B_1 n^2 = 1.00 \quad (3.16)$$

olur. Bu bağıntı $n \leq (c + y_g - t_b) 2t_w / A$ durumunda geçerlidir.

(d) Eşit alan eksen ve ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen alt başlıkta, normal kuvvet basınç.

Normal kuvvet daha da arttığı zaman plastik tarafsız eksen alt başlığa kayar. Limit durumda buna ilişkin gerilme yayılımı verilmiştir (Şekil 3.7).



Şekil 3.7. (d) durumunda limit gerilme yayılımı.

Burada benzer yolla boyutsuz katsayılar

$$B_4 = 2(\alpha + \beta - \gamma)(\xi - 1) \quad (3.17a)$$

$$B_5 = [4\alpha(\beta - \gamma) + (\gamma + \alpha - \beta)^2](1/\xi - 1) - (\alpha + \beta - \gamma)^2(\xi - 1)^2/\xi \quad (3.17b)$$

$$\overline{B}_0 = B_1 B_4 + B_0 \quad (3.17c)$$

$$\overline{B}_1 = \xi B_1 \quad (3.17d)$$

$$\overline{B}_2 = B_1 B_5 \quad (3.17e)$$

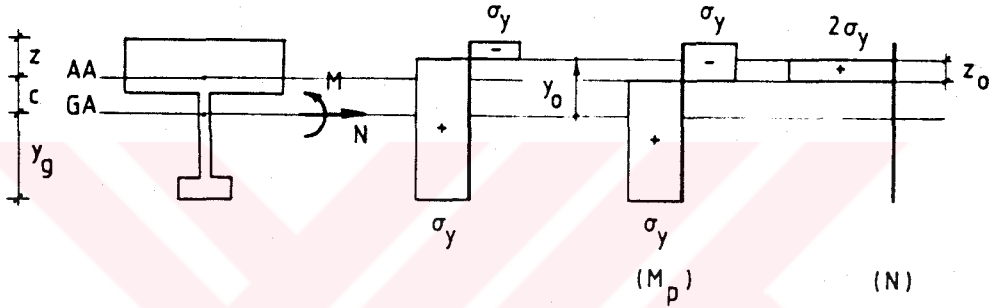
olmak üzere akma koşulu

$$m - \overline{B}_0 n + \overline{B}_1 n^2 - \overline{B}_2 = 1.00 \quad (3.18)$$

elde edilir. Bu bağıntı $n \geq (h_w - z)2b_y/A + (\alpha + \beta - \gamma)(\xi - 1)/\xi$ durumunda geçerlidir.

(e) Eşit alan eksenini üst başlıkta, ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen üst başlıkta, normal kuvvet çekme.

Eşit alan ekseninin üst başlıkta olması durumuna dolu gövdeli kiriş ve kolonlarda pek karşılaşılmamasına karşın, özellikle dışmerkez gövde boşluklu çelik I-kirişlerin boşluk bölgelerinde ortaya çıkan τ ya da tek simetri eksenli I-kesitlerde bu eksen başlık içinde olabilmektedir. Bu nedenle, bu özel durumun da incelenmesi gereği açıktır. Normal kuvvetin çekme, eşit alan ekseninin ve plastik tarafsız eksenin üst başlıkta olması durumunda limit gerilme yayılımı Şekil 3.8' de verilmiştir.



Şekil 3.8. (e) durumunda limit gerilme yayılımı.

Denge denklemleri yardımıyla akma koşulu

$$m + K_1 n + K_2 n^2 = 1.00 \quad (3.19)$$

olarak elde edilir. Boyutsuz katsayılar

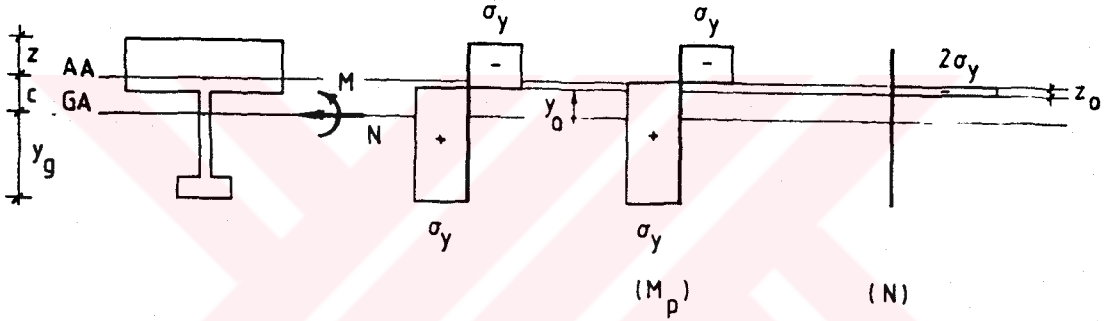
$$K_1 = \frac{[\beta(1 - \frac{\gamma\xi}{\eta} - \frac{\alpha}{\eta} - \frac{\beta}{2}) + \frac{\alpha}{\eta}(1 - \frac{\alpha}{2} - \gamma\xi) - \frac{\xi\gamma^2}{2\eta} + \frac{\gamma\xi}{\eta} - \frac{1}{2}]}{[\alpha(\frac{\alpha}{2\eta} + \beta + \frac{\gamma}{\eta} - \frac{1}{2}) + \beta(\frac{\beta}{2} + \gamma - \frac{1}{2}) + \gamma(\frac{\gamma\xi}{\eta} - \frac{1}{2}) + \frac{1}{4}]} \quad (3.20a)$$

$$K_2 = \frac{1}{[4\alpha(\frac{\alpha}{2\eta} + \beta + \frac{\gamma}{\eta} - \frac{1}{2}) + 4\beta(\frac{\beta}{2} + \gamma - \frac{1}{2}) + 4\gamma(\frac{\gamma\xi}{\eta} - \frac{1}{2}) + 1]} \quad (3.20b)$$

olur. Bu akma bağıntısı $n \leq (h - y_g - c)2b_t/A$ durumunda geçerlidir.

(f) Eşit alan eksenini üst başlıkta, ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen üst başlıkta, normal kuvvet basınç.

Plastik tarafsız eksenin üst başlıkta ve normal kuvvetin basınç olması durumunda limit gerilme yayılımı Şekil 3.9' da verilmiştir.



Şekil 3.9. (f) durumunda limit gerilme yayılımı.

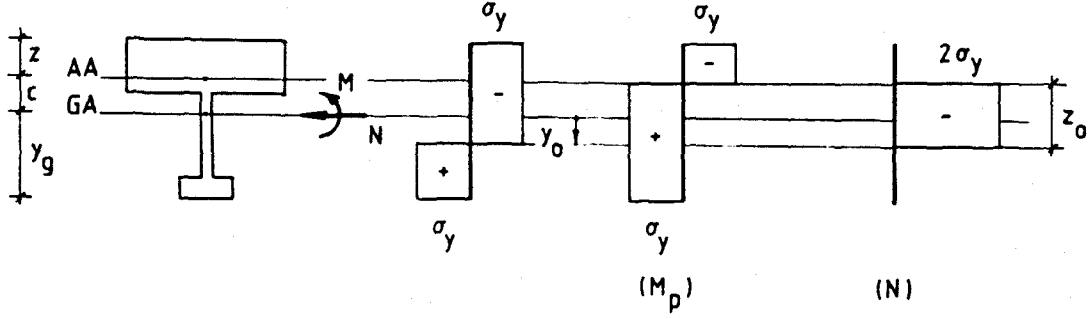
Bu durumda akma koşulu

$$m - K_1 n + K_2 n^2 = 1.00 \quad (3.21)$$

olur. Bu bağıntı $n \leq (c - h_w + y_g - t_b)2b_t/A$ durumunda geçerlidir.

(g) Eşit alan eksenini üst başlıkta, ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen gövdede, normal kuvvet basınç.

Plastik tarafsız eksenin gövdede ve normal kuvvetin basınç olması durumuna ilişkin limit durumda gerilme yayılımı Şekil 3.10' da verilmiştir.



Şekil 3.10. (g) durumunda limit gerilme yayılımı.

Benzer şekilde, denge denklemleri yardımıyla akma koşulu

$$m - K_4 n + K_5 n^2 - K_7 = 1.00 \quad (3.22)$$

şeklinde elde edilir. Bu bağıntı $n \leq (h_w + t_f - z) 2t_w / A + 2(t_f - z)(b_f - t_w) / A$ durumunda geçerlidir. Burada boyutsuz katsayılar

$$K_3 = \frac{2}{\eta} (1 - \eta) (2\beta - 1) \quad (3.23a)$$

$$K_4 = K_1 + K_2 K_3 \quad (3.23b)$$

$$K_5 = -\frac{K_2}{\eta} \quad (3.23c)$$

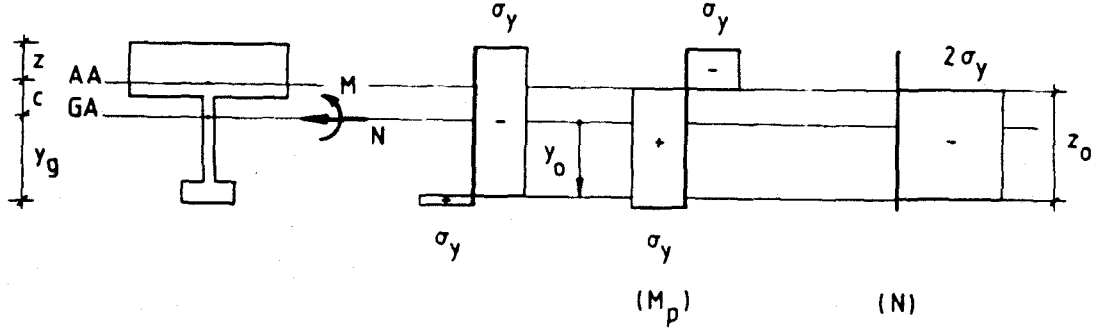
$$K_6 = [(\eta - 1) - \frac{1}{\eta} (1 - \eta)^2 (2\beta - 1)^2 + 4\beta (1 - \eta) (1 - \beta)] \quad (3.23d)$$

$$K_7 = K_2 K_6 \quad (3.23e)$$

olarak alınmıştır.

(h) Eşit alan eksen üst başlıkta, ağırlık merkezi gövdede, plastik tarafsız eksen alt başlıkta, normal kuvvet basınç.

Son olarak plastik tarafsız eksenin alt başlıkta ve normal kuvvetin basınç olması durumu incelenecektir. Buna ilişkin limit durumda gerilme yayılımı Şekil 3.11' de verilmektedir.



Şekil 3.11. (h) durumunda limit gerilme yayılımı

Bu durumda da denge denklemleri yardımıyla akma koşulu

$$m - J_1 n + J_2 n^2 - J_3 = 1.00 \quad (3.24)$$

olur. Burada boyutsuz katsayılar

$$K_8 = \frac{2\xi}{\eta} \left[\frac{2}{\xi} (\beta\eta + \alpha) - 2(\alpha + \beta) - \frac{\eta}{\xi} + 1 \right] \quad (3.25a)$$

$$K_9 = \frac{4\alpha}{\xi} (2\beta - 1) + 4\alpha(1 - 2\beta) - 4\beta^2 + 4\beta - 1 - \dots$$

$$\dots - \frac{4\alpha^2}{\eta} \left(1 - \frac{1}{\xi} \right) - \frac{\xi}{\eta} \left[\frac{2}{\xi} (\beta\eta + \alpha) - 2(\alpha + \beta) - \frac{\eta}{\xi} + 1 \right]^2 \quad (3.25b)$$

$$K_{10} = \frac{\xi}{\eta} \quad (3.25c)$$

$$J_1 = K_1 - K_2 K_8 \quad (3.25d)$$

$$J_2 = K_2 K_{10} \quad (3.25e)$$

$$J_3 = K_2 K_9 \quad (3.25f)$$

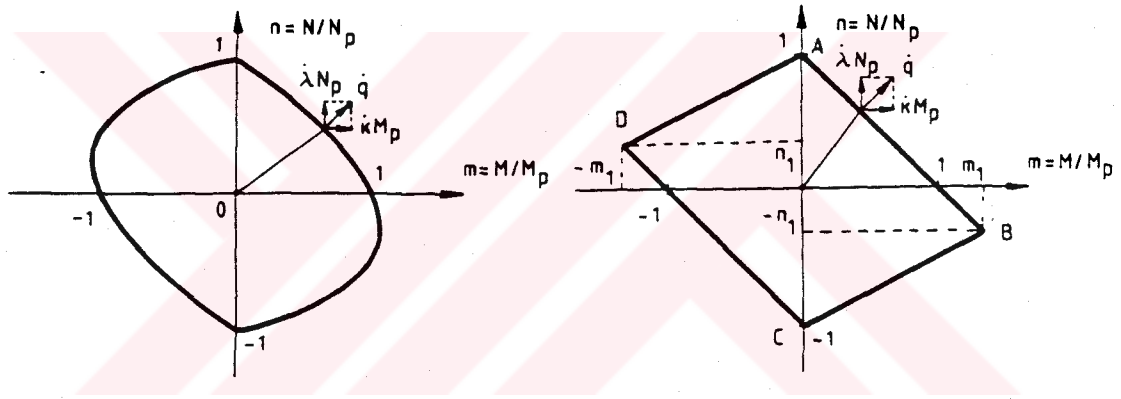
alınmaktadır.

3.3.2. Değerlendirme

Elde edilen bu bağıntılar, tek simetri eksenli I-kesitlerin $M+N$ akma koşullarını kesin olarak verirler. Bağıntılar çıkarılırken de belirtildiği gibi, kesitin geometrisine, normal kuvvetin işaretine, büyüklüğüne ve buna bağlı olarak plastik tarafsız eksenin yerine göre akma bağıntıları değişir. Bu bağıntılar gerek kesitin geometrisi bakımından, gerekse iç kuvvetler bakımından boyutsuz duruma getirildiklerinden geneldirler. Diğer bir deyişle, verilen herhangi bir tek simetri eksenli I-kesitte boyutsuz kesit özellikleri hesaplandıktan sonra, boyutsuz normal kuvvetin her bir değeri için boyutsuz moment değerleri rahatlıkla hesaplanabilir. En genel durumda bir yüzey olarak ortaya çıkan akma koşulu, burada iki iç kuvvetin etkisi dikkate alındığından dik koordinat sisteminde kapalı bir eğriyi göstermektedir. Ancak, kesit simetrik olmadığından ve birçok değişkenin varlığı nedeniyle akma eğrilerine ilişkin çıkarılan bağıntılar yalın gözükmemektedir. Bu nedenle, hesaplarda yapılabilecek olası hataları azaltmak için basit bir bilgisayar programı hazırlamak uygun olmaktadır. Böylece giriş bilgileri olarak kesitin geometrik özellikleri alındığında, böylesi kesitler için her bir boyutsuz normal kuvvete karşı gelen boyutsuz moment değerleri istenen sıklıkta hesaplanarak elde edilebilir. Tipik bir tek simetri eksenli homojen I-kesitin $M+N$ bileşik eğilmesinde

akma eğrisinin genel biçimi verilmiştir (Şekil 3.12). Bu şekil üzerindeki herhangi bir noktada şekil değiştirme vektörü ve bileşenleri gösterilmektedir. Bağıntılar genel olduğundan, tanımlanan boyutsuz oranların belirli değerleri için literatürde verilen bazı özel kesitlere ilişkin akma eğrileri kolayca elde edilebilir. Bu özel durumlar aşağıda özetlenmiştir:

- $\beta=\gamma$ ve $\eta=\xi$ ise simetrik I-kesit,
 - $\alpha=0.00$, $\eta=0.00$ ve $\xi=0.00$ ise sandviç kesit,
 - $\eta=1.00$ ve $\xi=1.00$ ise dikdörtgen kesit,
 - $\gamma=0.00$, $\xi=1.00$ ve $A_f \leq A_w$ ise τ -kesit,
 - $\beta=0.00$, $\eta=1.00$ ve $A_b \leq A_w$ ise $\perp$ -kesit
- şeklinde elde edilmektedir.



Şekil 3.12. Tek simetri eksenli I-kesitte $M+N$ akma eğrisi.

3.4. Kesme Kuvvetinin Etkisi

Eğilme momenti, normal kuvvet ve kesme kuvveti etkisindeki çubuk elemanlarda kesme kuvvetinin de akma koşulunu veren bağıntıya sokulması mümkündür. Böylece akma bağıntısının $F(M, N, V)=0$ şeklinde olacağı açıktır. Ancak, simetrik kesitlerde bile bu bağıntıların ne derece karmaşık olacağı bilinmemektedir. Bu nedenle, bu çalışmada kesme kuvvetinin etkisi TS4561 [61]'de simetrik I-kesitler için önerilen ilkeler doğrultusunda, yaklaşık olarak hesaba katılacaktır.

Kesme kuvvetinin yalnızca gövde tarafından taşındığı varsayımıyla, fiktif gövde kalınlığı

$$t'_w = t_w \sqrt{1 - \left(\frac{V}{V_p}\right)^2} \quad (3.26)$$

olarak alınır. Bundan sonraki hesaplar artık bu fiktif gövde kalınlığı ile yalnızca $M+N$ etkisinde yürütülür. Burada V_p kesitin kesme kuvveti taşıma gücü olup TS4561 [61]'de

$$V_p = 0.52 A_w \sigma_y \quad (3.27)$$

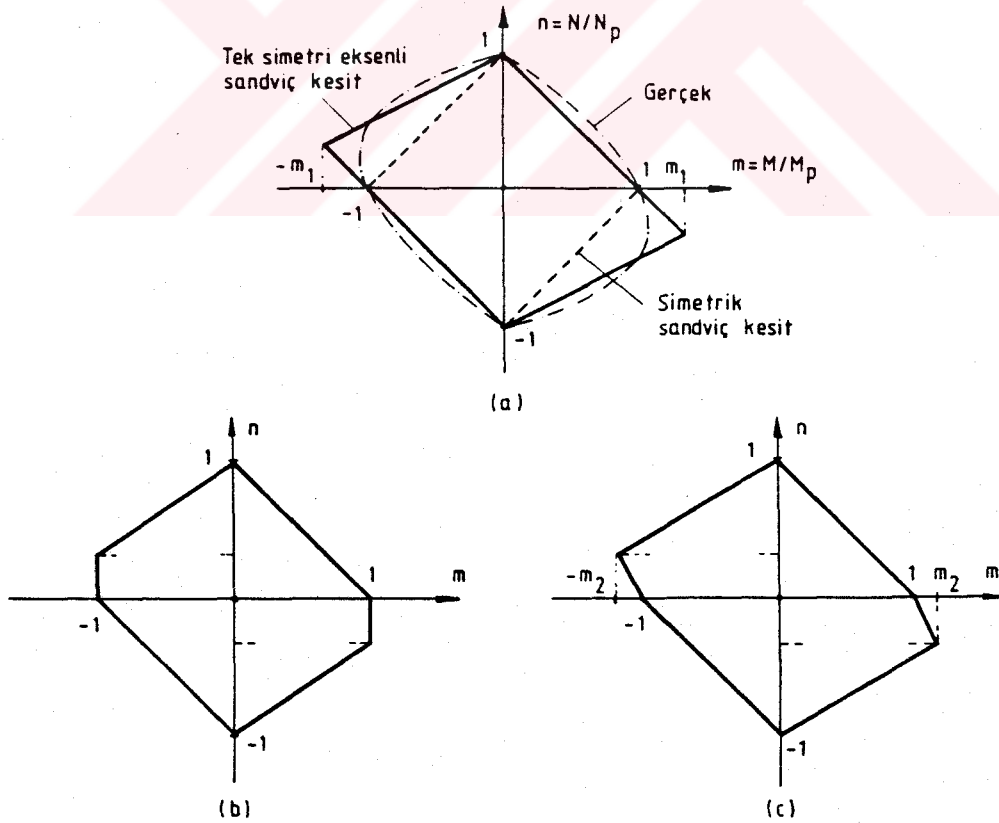
bağıntısı ile verilmektedir. Buradaki 0.52 katsayısı, $\sigma_y/\sqrt{3}$ değerinin 0.90 güvenlik katsayısı ile çarpımından elde edilmektedir.

3.5. Bileşik Eğilmede ($M+N$) Akma Eğrilerinin Doğrusallaştırılması, Genel Değerlendirme- Sandviç Kesit Basitleştirmesi

Bileşik kesit zorları altındaki çubuk elemanlarda, deneysel ve kuramsal olarak elde edilen akma yüzeylerinin biçimi genelde doğrusal değildir. Simetrik kesitli elemanlarda akma yüzeyinin simetrik olmasına karşın, tek simetri eksenli homojen I-kesitlerde ve simetrik olarak donatılmayan betonarme kesitlerde akma yüzeyleri simetrik olmaz. Birçok plastisite probleminin çözümünde, akma yüzeylerinin /eğrilerinin doğrusallaştırılması oldukça uygun sonuçlar vermektedir. Bu doğrusallaştırma işleminde değişik yollar izlenebilir. Bunlardan başlıcası, gerçek akma eğrisi üzerindeki bir ya da birden fazla noktanın doğru parçaları ile birleştirilmesiyle elde edilenidir. Bu noktalar, koordinat sisteminin merkezinden eşit açılarla çizilen doğruların gerçek akma eğrisini kestiği yerler olarak alınabilir. Kuramsal olarak sonsuz sayıda doğru parçası alındığında gerçek akma eğrisine ulaşılacağı açıktır. Ancak, çoğu zaman birkaç doğru parçasının alınması yeterli olmakta, böylece yapılan yaklaşıklık güvenli tarafta kalmaktadır. Örneğin, dik koordinat sisteminde, iki gerilme bileşeninin olması durumunda her bir çeyrek bölge için dört ara noktanın alınması önerilmektedir [62]. Doğrusallaştırma ile daha önce sözü edilen akma koşulu ve normallik kuralı aynen sağlanır.

Doğrusallaştırmada ara nokta alınmaksızın bir doğru parçası kullanılırsa, bu en basit durum olan sandviç kesite karşı gelir. Bu yaklaşıklık birçok problemin çözümünü oldukça kolaylaştırır. Çubuklar, plaklar ve kabukların plastik hesabında sandviç kesit varsayımı sıkça yapılmaktadır [1,59,63]. Bu varsayım, sözü edilen sistemlerin plastik göçme yüklerinin hesabında özellikle şekil değiştirme hızlarının değerlerinin ve doğrultularının belirlenmesinde kolaylık sağlamaktadır.

Bu çalışmada, elde edilen gerçek akma eğrileri yanında, yukarıda belirtilen basitleştirici varsayımların kullanılmasıyla sandviç kesite ilişkin akma eğrilerinin tek simetri eksenli I-kesitlerde nasıl alınabileceği tartışılacaktır. Bu tip kesitlerde, ağırlık merkezinden geçen yatay eksenin üstünde ve altında kalan alanların, aynı yükseklikteki bir kesitin üst ve alt başlık alanları olarak alınmasıyla tek simetri eksenli sandviç kesit elde edilebilir. Bu ve gerçek kesite ilişkin $(M+N)$ akma eğrisi Şekil 3.13a' da verilmiştir.



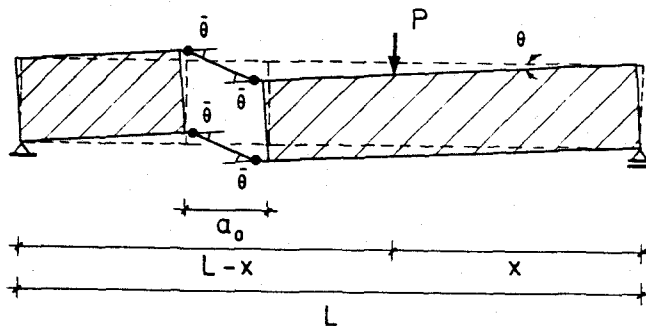
Şekil 3.13. Tek simetri eksenli I-kesitte gerçek ve yaklaşık $M+N$ akma eğrileri.

Çoğu zaman tek simetri eksenli sandviç kesit için önerilen akma eğrisi yeterli olmakla birlikte, burada Şekil 3.13b ve c ' de önerilen eğrilerin daha hassasiyet gerektiren durumlarda kullanılabileceği görülmektedir. Büyük sistemlerde, sonlu eleman yöntemi ile artan-azalan yükler altında göçme yükü hesaplanırken, akma koşullarının doğrusallaştırılması, incelemenin her adımında elde edilen denklem takımını doğrusallaştırdığı için üstünlük sağlamaktadır.

3.6. Bir Dışmerkez Gövde Boşluklu Çelik I-Kirişte Göçme İncelemesi

Böylesi kirişlerin düşey tekil yükler altında göçmesi incelenecektir. Yayıllı yükler yeter sıklıkta tekil yüklerle değiştirilebileceğinden tek bir yük tipinin alınması uygun görülmüştür. Çelik binaların döşeme kirişlerinde tesisat geçişleri için bırakılan boşluk ya da boşluklar, kirişin herhangi bir yerinde olabilir. Bu bölümde kirişin üzerinde tek bir boşluk olması durumu incelenecektir. Uygulamada, genelde yapısal hesaplar sonucu iç kuvvetler belirli olduğundan, doğrudan göçme yükünün hesabı yerine, daha çok belirli bir iç kuvvet kombinasyonuna göre boşluk kesitinin güvenliği araştırılmaktadır. Ancak, ilk önce kirişin davranışını açıklamak amacıyla bir tekil yükle yüklü kirişin göçme incelemesi, plastisitenin alt sınır ve üst sınır teoremleri yardımıyla ayrı ayrı yapılarak, plastik göçme yükleri hesaplanacak ve basitleştirici varsayımların etkisi araştırılacaktır. Bu amaçla, üst sınır teoremine göre hesapta normal kuvvetin işinin dikkate alınıp alınmamasının plastik göçme yüküne etkisi gösterilecektir.

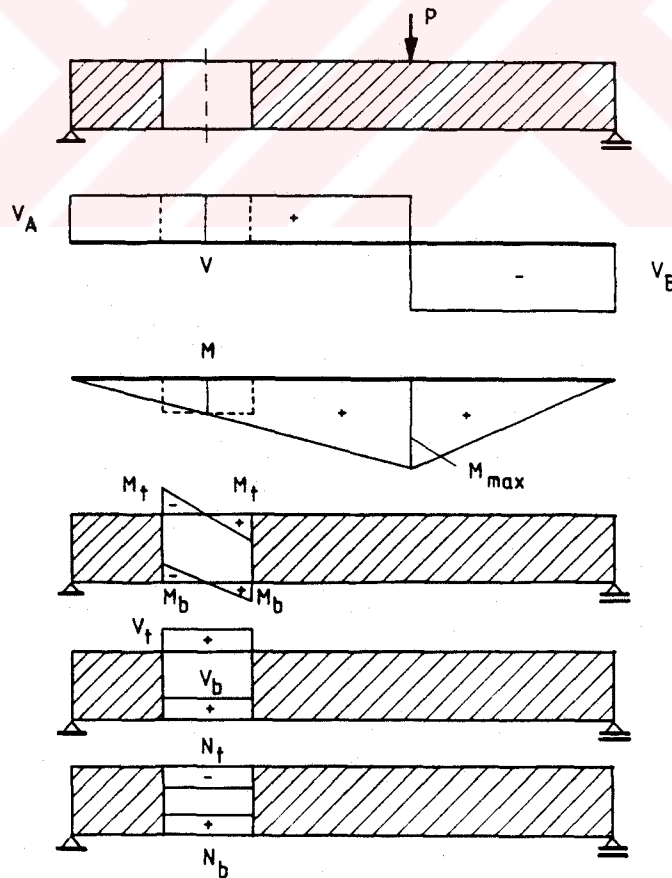
Kiriş, boşluk konumu, yükleme durumu ve göçme anında olası mekanizma biçimi Şekil 3.14' de verilmektedir.



Şekil 3.14. Kiriş geometrisi ve göçme durumu.

3.6.1. Alt Sınır Çözümü

Bu durumda aranan limit yükün denge ve akma koşullarını sağlaması gerektiği bilinmektedir. Böylece, önce boşluk bölgesindeki elemanlarda dış yükten oluşan iç kuvvetler hesaplanmalıdır. Bu değerler hesaplanırken birincil eğilmeden oluşan etkilerin yanında, kirişin Vierendeel davranışı nedeniyle oluşan sekonder eğilmelerin de dikkate alınması gerekir. Diğer bir deyişle, boşluk bölgesinde birincil eğilmeden oluşan kesme kuvvetlerinin üst ve alt başlıkta oluşturdukları sekonder eğilme momentleri hesaplanmalıdır. Bu momentler hesaplanırken, boşluk kesitine etkiyen kesme kuvveti Bölüm 2' de önerilen yöntemle alt ve üst başlık arasında dağıtılıp, moment sıfır noktalarının başlık elemanlarının orta açıklıklarından geçtiği varsayımı ile istenen sekonder eğilme momentlerine ulaşılabilir. Böylece gerçekte içten hiperstatik olan bir sistem, yapılan varsayımlarla daha basit bir şekilde incelenebilmektedir. Bu işlemlerin bir basit kiriş üzerinde açıklaması aşağıda verilmiştir (Şekil 3.15).



Şekil 3.15. Bir gövde boşluklu basit kirişin boşluk bölgesinde iç kuvvetler.

Boşluk merkezindeki iç kuvvet dağılımı dış yüke bağlı olarak belirli olduğundan, akma koşullarında yerine konursa, kirişe ilişkin alt sınır yükü

$$f(Q_i(P))=0 \quad (3.28)$$

eşitliğinin çözümü ile elde edilir. Burada doğrusal akma koşullarının kullanılması birinci dereceden bir denklemin çözümünü, gerçek akma eğrisinin kullanılması ise ikinci dereceden bir denklemin çözümünü gerektirir. Boşluk bölgesindeki elemanlarda akma eğrileri genelde simetrik olmadığından, her plastik mafsallın oluşumuna karşı gelen bölgede bu çözümün yapılp, elde edilen P yüklerinden en elverişsiz olanının dikkate alınması gereği açıktır.

3.6.2. Üst Sınır Çözümü

Gövdesi boşluklu çelik I-kirişlerin düşey tekil yükler altında göçme incelemesi bu kez plastisitenin üst sınır teoremine dayanan mekanizma yöntemiyle yapılacaktır. Boşluk bölgesinde birincil eğilmeden oluşan normal ve kesme kuvvetlerinin alt ve üst başlık elemanların sekonder eğilme momenti taşıma gücüne etkisi hesaplarda dikkate alınacaktır. İnceleme tekil yükün boşluk dışında ve boşluk üzerinde olması durumlarına göre ayrı ayrı yapılacaktır.

3.6.2.1. Tekil Yük Boşluk Dışında

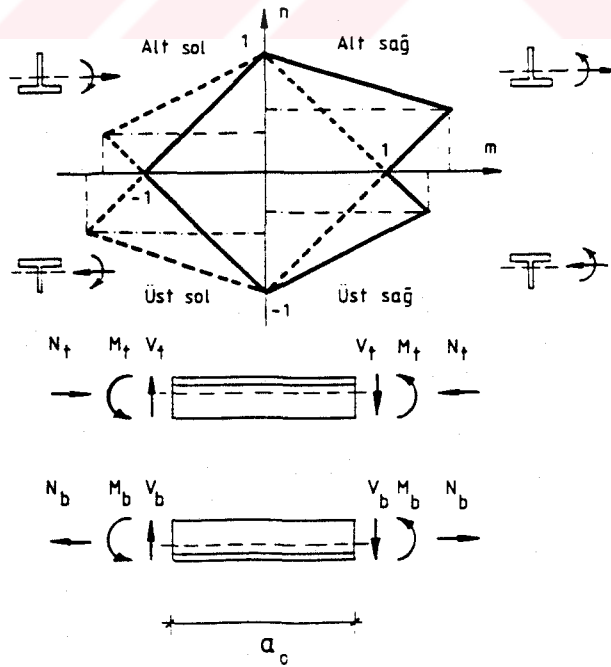
Vierendeel kiriş davranışı nedeniyle , göçmeye neden olan mekanizma durumuna boşluğun üst ve altındaki çubukların uçlarında oluşan dört adet plastik mafsalla ulaşılr (Şekil 3.13). Böylece kiriş, boşluk dışındaki rijit parçalar ve plastikleşen boşluk bölgesi olmak üzere üç bölgeye ayrılmaktadır. Şeklin geometrisinden

$$\bar{\theta} = \frac{L}{a_o} \theta \quad (3.29)$$

yazılabilir. Bu mekanizma durumuna karşı gelen dış kuvvetlerin işi

$$\sum D_d = \sum_{i=1}^n P_i \theta x_i \quad (3.30)$$

olur. Sistemin plastik mafsallarında oluşan iç enerjinin hesabında momentin yanında normal kuvvetin de etkisi dikkate alınacaktır. Bunun yapılabilmesi için boşluk kesitinde, mafsalların olduğu uçlarda iç kuvvet değerlerinin ve akma koşulunun bilinmesi gerekir. Bölüm 2' de önerilen yöntemle iç kuvvet dağılımının belirlendiği düşünülürse, ya gerçek akma eğrisi ya da doğrusallaştırılmış bir akma eğrisi yardımıyla problemin çözümü gerçekleştirilebilir. Doğal olarak, elde edilen göçme yükü seçilen akma koşuluna doğrudan bağlıdır. Burada örnek olması bakımından, tek simetri eksenli kesitlerde sandviç kesit basitleştirmesi ile elde edilen akma eğrisi yardımıyla çözüm yapılacaktır, bu çözümle gerçek ve simetrik sandviç kesitlere ilişkin akma eğrileri ile elde edilen plastik göçme yükünün aldığı değerler karşılaştırılacaktır. Daha önce belirtildiği gibi, sistemin iç enerjisinin hesabında dönme ve eksenel şekil değiştirmeler dikkate alınacak, kayma şekil değiştirmesinin toplam işe etkisi terkedilecektir; kesme kuvvetinin plastikleşme momentine etkisinin ne şekilde dikkate alınabileceği önceki alt bölümlerde belirtilmişti.



Şekil 3.16. Tek simetri eksenli sandviç kesitte akma koşulu.

Bundan böyle, basitlik için eğrilik hızı $\dot{\kappa}$ yerine noktasız biçimi κ ve eksenel şekil değiştirme hızı $\dot{\lambda}$ yerine λ kullanılacaktır. Bu tanımlamaya göre şekil değiştirme hızları

$$\kappa = \mu \frac{\partial F(M, N)}{\partial M} \quad (3.31a)$$

$$\lambda = \mu \frac{\partial F(M, N)}{\partial N} \quad (3.31b)$$

olur. Herbir bölgedeki akma koşulları ve şekil değiştirme vektörünün bileşenlerinin aldığı değerler Tablo 3.1' de verilmiştir.

Tablo 3.1. Akma koşulları ve şekil değiştirme vektörünün bileşenleri.

BÖLGE	AKMA KOŞULU	Ş.D. Vektörü Bileşenleri
AB	$m+n=1.00$	$\mu(1,1)$
BC	$[(1-n_1)/m_1]m-n=1.00$	$\mu([(1-n_1)/m_1], -1)$
CD	$-m-n=1.00$	$\mu(-1, -1)$
AD	$-[(1-n_1)/m_1]m+n=1.00$	$\mu(-[(1-n_1)/m_1], 1)$

İç kuvvetlerin işi ise

$$\sum D_i = \sum_{j=1}^4 (M_j \kappa_j + N_j \lambda_j) \quad (3.32)$$

olur. Akma eğrisi üzerindeki bölgeler, boşluk bölgesindeki çubuk elemanların her bir ucundaki iç kuvvet durumuna karşı gelmektedir. Dolayısıyla, göçme anında her bir uçta oluşan plastik mafsalların iç enerjisinin toplamı, sistemin iç enerjisini vermektedir. Böylece, yapılması gereken seçilen akma koşuluna bağlı olarak her bir bölgede bu enerjinin hesaplanmasıdır.

AB doğrusu üzerinde

$$\kappa M_p = \lambda N_p \quad (3.33)$$

yazılabilir. İç kuvvetin işi

$$D_i = \left(\frac{M}{M_p}\right) M_p \kappa + \left(\frac{N}{N_p}\right) N_p \lambda \quad (3.34a)$$

$$D_i = M_p \kappa \left(\frac{M}{M_p} + \frac{N}{N_p}\right) \quad (3.34b)$$

$$D_i = M_p \kappa (m+n) = \kappa M_p \quad (3.34c)$$

olarak elde edilir. Görüldüğü gibi akma koşulunun bu bölgesinde iç kuvvetlerin işi, normal kuvvetten etkilenmemektedir. Diğer taraftan, CD bölgesinde de aynı değer elde edilir.

Benzer şekilde, BC doğrusu üzerinde

$$\kappa = \mu \left(\frac{1-n_1}{m_1}\right) \frac{1}{M_p} \quad (3.35a)$$

$$\lambda = -\mu \frac{1}{N_p} \quad (3.35b)$$

ve

$$\frac{\kappa M_p}{\lambda N_p} = -\left(\frac{1-n_1}{m_1}\right) \quad (3.35c)$$

alınarak, bu durumda iç kuvvetlerin işi

$$D_i = \mu = \left(\frac{m_1}{1-n_1}\right) M_p \kappa \quad (3.36)$$

elde edilir.

Yine benzer şekilde AD doğrusu üzerinde hesaplar tekrarlanırsa aynı değer elde edilir.

Toplam iç enerji ise

$$\sum D_i = 2M_p \kappa \left(1 + \frac{m_1}{1-n_1}\right) \quad (3.37)$$

olur. Böylece dış ve iç işlerin eşitliğinden, üst ve alt başlık elemanlarının özdeş olmaları ve simetrik boşluk durumunda, $a_0 = \omega_1 L$, $x = \omega_2 L$ alınırsa, limit yük olarak

$$P_{\lim} = \frac{2M_p}{\omega_1 \omega_2 L} \left(1 + \frac{m_1}{1-n_1}\right) \quad (3.38)$$

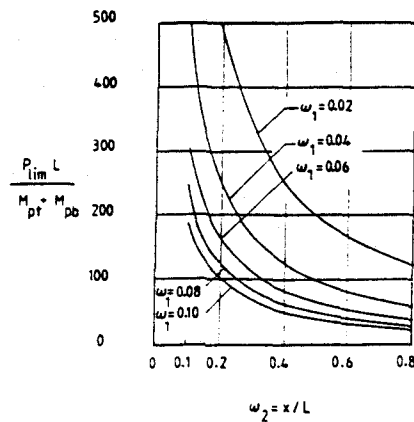
elde edilir. Buradan özel durumlara geçmek mümkündür. Örneğin, akma koşulu olarak simetrik sandviç kesitlere ilişkin bağıntı ($n_1=0$, $m_1=1$) ve simetrik boşluk konumu alınırsa, limit yük için

$$P_{\lim} = \frac{4M_p}{\omega_1 \omega_2 L} \quad (3.39)$$

bağıntısı bulunur [52]. Dışmerkez gövde boşluklu kirişlerde üst ve alt başlıkların plastikleşme momentleri sırasıyla M_{pt} ve M_{pb} alınırsa, sandviç kesit idealleştirilmesi ile limit yük

$$P_{\lim} = \frac{2}{\omega_1 \omega_2 L} (M_{pt} + M_{pb}) \quad (3.40)$$

olarak elde edilir. Bu özel durumda boyutsuz limit yükün boşluk konumuna ve boyutlarına göre değişimi verilmiştir (Şekil 3.17).

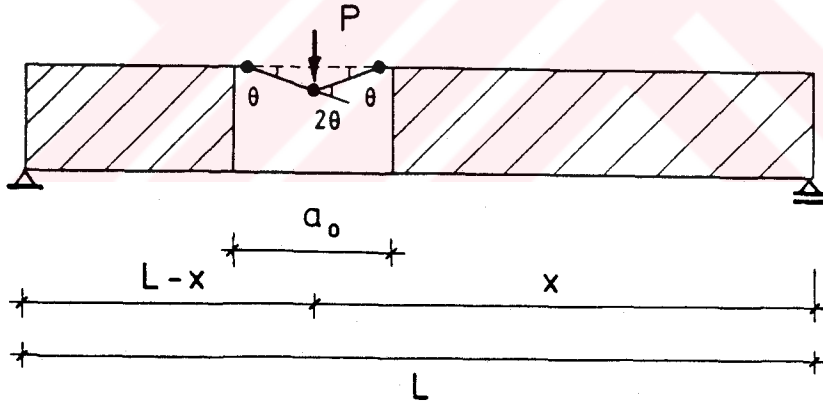


Şekil 3.17. Boyutsuz limit yükün ω_1 ve ω_2 'ye göre değişimi.

3.6.2.2. Tekil Yük Boşluk Üzerinde

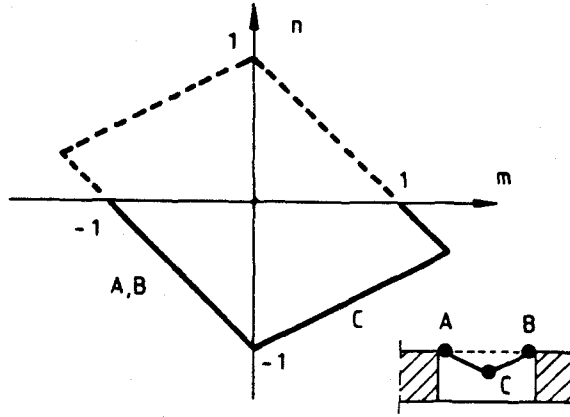
Konuya ilişkin öneri yönetmeliğe göre [49], boşluk üzerinde tekil yüke izin verilmemekte, ancak zorunlu durumlarda gerekli ek hesapların yapılarak güvenliğin sağlandığının kanıtlanması istenmektedir. Gövdesi boşluklu I-kirişlerin hesap esaslarının geliştirilmesine yönelik kuramsal ve deneysel çalışmalarda bu özel yükleme durumu üzerinde pek durulmamıştır [52]. Oysa, uygulamada böylesi durumlarla sıkça karşılaşilmektedir. Öneri yönetmeliğin kısıtlayıcı koşullarına karşın, burada tasarımda yararlanılabilecek bir hesap yöntemi geliştirilerek, bir boşluğun giderilebileceği düşünülmüştür.

Tekil yük boşluğun üzerinde ve ortasında iken olası mekanizma durumu bellidir (Şekil 3.18). Burada, kirişin boşluk bölgesindeki üst başlığında üç mafsal oluşmakta, sistem yerel bir göçme ile servis dışı kalmaktadır. Boşluk boyutları ve konumuna bağlı olarak daha değişik akma durumları da ortaya çıkabilir.



Şekil 3.18. Boşluk üzerinde tekil yük için mekanizma durumu.

Verilen mekanizma durumuna karşı gelen limit yük, benzer şekilde iç ve dış işler eşitlenerek hesaplanabilir. Tek simetri eksenli sandviç kesite ilişkin akma eğrisi alınır, bu durumda m eksenli altında kalan doğru parçalarının kullanılacağı açıktır (Şekil 3.19).



Şekil 3.19. Boşluk üzerinde yük olması durumunda akma koşulu.

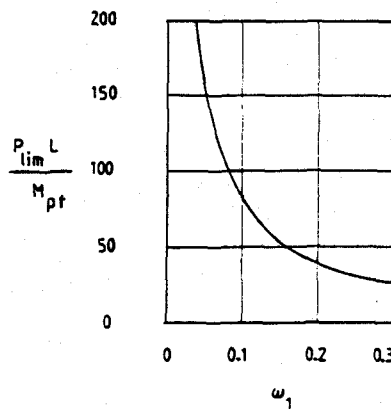
Benzer şekilde limit yük

$$P_{lim} = 4 \left(1 + \frac{m_1}{1 - n_1} \right) \frac{M_{pt}}{\omega_1 L} \quad (3.41)$$

olarak elde edilir. Akma koşulu olarak simetrik sandviç kesite ilişkin değerler kullanılırsa ($n_1 = 0$, $m_1 = 1$), limit yük

$$P_{lim} = \frac{8M_{pt}}{\omega_1 L} \quad (3.42)$$

olur. Bu durumda, olası ω_1 değerleri için boyutsuz limit yükün değişimi verilmiştir (Şekil 3.20). Verilen eğri incelendiğinde, limit yükteki azalmanın boşluk genişliğindeki artıstan büyük ölçüde etkilendiği ve değişimin doğrusal olmadığı görülmektedir.



Şekil 3.20. Boşluk üzerinde tekil yük durumunda limit yükün ω_1 ile değişimi.

3.6.2.3. Boşluksuz Kirişin Limit Yüğü

Bu duruma ilişkin limit yük bilinen yolla hesaplandığında, $x=\omega_2 L$ alınarak

$$P_{\text{lim}} = \frac{M_p}{\omega_2(1-\omega_2)L} \quad (3.43)$$

elde edilir. Göçme, tekil yükün altında plastik mafsallın oluşmasıyla ortaya çıkar; burada M_p boşluksuz kirişin moment taşıma gücüdür. Kiriş boşluğunun konumu ve boyutları ile tekil yükün boşluğa olan uzaklığına bağlı olarak, bazı durumlarda boşluklu kesit akmadan, boşluksuz kesitlerde plastik mafsall oluşarak da kiriş göçebilir.

3.7. Kontrol Problemi

Bu bölümde, dış yükler etkisi altında kesit tesirleri bilinen bir dışmerkez gövde boşluklu kirişte, boşluk bölgesinde taşıma gücüne göre güvenliğin sağlanıp, sağlanmadığının kontrolu yapılacaktır. Uygulamada da çoğu zaman bu tür problemle karşılaşlmaktadır. Bunun için, daha önce tek simetri eksenli I ve T kesitler için elde edilen $M+N$ akma eğrilerinden yararlanılacaktır. Böylece, üst ve alt başlık çubuklarının bu bileşik kesit zorları altında güvenliğı için (m,n) noktaları akma eğrisinin içinde ya da en çok üstünde olması gerekir. Yapılan hesaplarda yük arttırma katsayısı olarak, düşey statik karakterli yüklerde 1.70 değeri alınabilir [61].

3.8. Değerlendirme

Gövdesinde dikdörtgen boşluklar bulunan çelik I-kirişlerin tekil yükler altında göçmesi incelenmiştir. Tekil yükün boşluk üzerinde ya da boşluk dışında olması durumlarına göre göçme yükleri hesaplanmıştır. Tekil yük boşluk dışında iken göçme mekanizmasına, boşluk bölgesinde 4 plastik mafsallın oluşmasıyla ulaşılmakta, kirişteki iç işin hesabında momentin yanında normal kuvvetin etkisi de hesaba katılmaktadır. Boşluk bölgesindeki kesitler ve akma eğrileri simetrik olmadığından, normal kuvvetin basınç olması durumunda kesitin sekonder

moment taşıma gücü ve buna bağlı olarak limit yük artmaktadır. Limit yüklerin hesabında, tek simetri eksenli ve simetrik I-kesitlere ilişkin akma bağıntıları kullanılmış, bu limit yüklerin bazı özel durumlarda aldığı değerler verilmiştir. Elde edilen bağıntılar boşluk oranına, tekil yükün yerine ve kesit özelliklerine bağlı olduğundan, limit yük üzerinde bu parametrelerin etkisini görmek olanağı ortaya çıkmıştır. Göçme yükü hesabında tekil yükün konumunun çok önemli olduğu, örneğin, tekil yük boşluk dışında iken, boşluk genişliği arttıkça ve tekil yük boşluğa yaklaştıkça, beklendiği üzere, boyutsuz limit yükün hızla azaldığı görülmektedir. Daha önce de belirtildiği gibi boşluksuz kesitte akma olup olmadığı her durumda kontrol edilmelidir. Bu duruma, özellikle küçük boşluk oranlarında ve tekil yükün boşluktan uzakta olduğu konumlarda rastlanmaktadır. Diğer taraftan, boşluk üzerindeki tekil yük yerel göçmeye neden olmaktadır; ilgili öneri yönetmelikte [49], buna izin verilmemesinin nedeni de budur. Bu durumda hesaplanan limit yük, alt başlığın birincil eğilmeden oluşan normal kuvvet etkisinde akmadan (n/l), üst başlığın bileşik kesit zorları altında akmasına karşı gelen yüküdür. Tekil yükün boşluk genişliğinin ortasında alınması örnektir; yükün herhangi bir yerde olması durumunda hesap yolu aynıdır.

Önerilen hesap yöntemi ile elde edilen bağıntılar, tek açıklıklı, bir tekil yük ile yüklü ve bir boşluklu kiriş için verilmekle birlikte, çok açıklıklı, birçok yük ve birden fazla boşluklu kirişlerde de benzer bağıntılar geliştirilebilir.

BÖLÜM 4. DIŞMERKEZ GÖVDE BOŞLUKLU ÇELİK I-KİRİŞLERİN BOŞLUK BÖLGESİNİN TAŞIMA GÜCÜ

4.1. Giriş ve Problemin Tanımı

Gövdesi boşluklu çelik I-kirişlerin plastik hesabında sekonder eğilmelerin de hesaba katıldığı bir başka yöntem üzerinde durulacaktır. Bu tür kirişlerde göçmeye, boşluk bölgesinde alt ve üst başlık elemanlarının uçlarında oluşan toplam 4 adet plastik mafsalla ulaşıldığı belirtilmişti. Bu kez, boşluklu kesitin eğilme momenti ve kesme kuvveti taşıma gücü ayrı ayrı hesaplanıp , önerilecek bir $M+V$ etkileşim diyagramı yardımıyla boşluk bölgesinin güvenli olup olmadığı araştırılacaktır. Burada bir kontrol problemi söz konusu olduğu için, herhangi bir mesnet koşullu ve birçok açıklıklı kat ve döşeme kirişleri hesaplanabilmektedir. Bunun için öncelikle yapılması gereken, boşluk kesitinde birincil eğilmeden oluşan iç kuvvetlerin belirlenmesidir. Kompozit kirişler incelemenin kapsamı dışında tutulmasına karşın, önerilecek hesap yöntemiyle benzer bağıntılara kolayca ulaşılabilir.

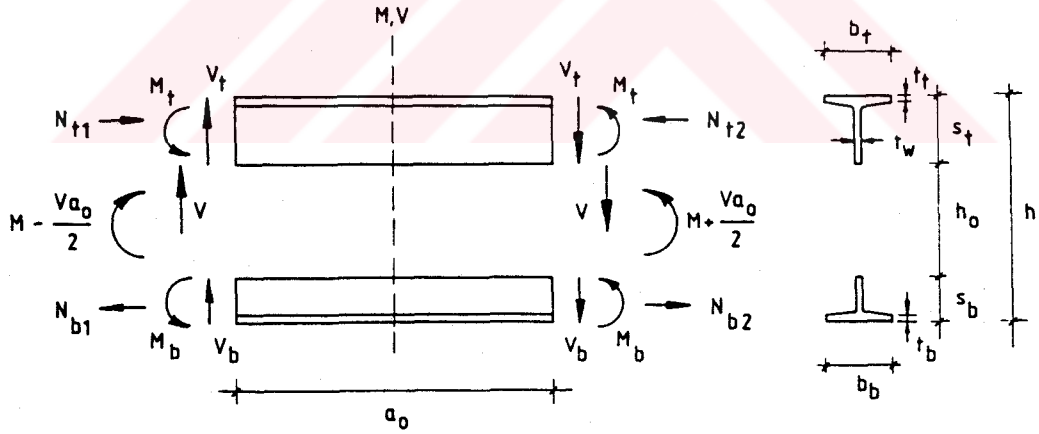
Kirişin birincil eğilmesinden başlıklarda oluşan kesme kuvvetleri sekonder eğilme momentlerini oluşturduğu için, boşluk bölgesinin kesme kuvveti taşıma gücü bu momentler nedeniyle azalır. Bu etkinin alınmadığı bir tasarımın güvenli olduğu söylenemez. Hesaplar, genellik bakımından dışmerkez boşluklu durum için yapılmakla birlikte, simetrik boşluk gibi özel durumlara ilişkin bağıntılara da geçilebilmektedir. Diğer taraftan, dışmerkezliğin kirişin alt başlığına kayması durumunda, alt başlık gergi gibi alınarak kesme kuvvetinin yalnızca üst başlık tarafından taşındığı varsayımı ile geliştirilen yaklaşık bağıntıların gerçek çözüme yakınlıkları üzerinde durulacaktır. Elde edilen bağıntılar boşluğun

geometrisine ve kesit özelliklerine bağlı olduğundan, bu parametrelerdeki değişimin boşluk bölgesinin taşıma gücüne etkisi gösterilecektir.

Çelik malzeme ve kiriş için önceki bölümlerde yapılan varsayımlar burada da geçerlidir.

4.2. Matematik Formülasyon

Ele alınan kiriş parçası ve geometrik özellikleri ile boşluk bölgesindeki iç kuvvet durumu Şekil 4.1' de gösterilmiştir. Uygulanacak hesap yönteminde kirişe normal kuvvet etkilediği, gövde boşluğu ile zayıflayan kesitin güçlendirilmediği, çelikte tam plastik koşulların sağlandığı ve pekleşmenin olmadığı varsayılmaktadır. Bu arada boşluklu enkesitte üst başlıkta yanal burkulmanın olmadığı ya da önlendiği yapılan varsayımlar arasındadır. Gövde boşluğunun açıklığı a_0 , yüksekliği h_0 ile gösterilmektedir.



Şekil 4.1. Boşluk geometrisi ve boşluk bölgesinde iç kuvvet dağılımı.

Üst başlık boyutları b_t , t_t ve s_t ile, gövde kalınlığı t_w ve alt başlık boyutları ise b_b , t_b ve s_b ile gösterilmektedir (Şekil 4.1). Boşluk merkezindeki eğilme momenti M ve kesme kuvveti V , üst ve alt başlıklardaki kesme kuvvetleri V_t ve

V_b , bu kesme kuvvetlerinin oluşturduğu sekonder eğilme momentleri ise sırasıyla M_i ve M_b alınmaktadır. Boşluk uzunluğu, genelde kirişin açıklığına göre çok küçük olduğundan, birincil eğilmeden oluşan iç kuvvet değerlerinin boşluk boyunca değişmediği varsayılmış, üst ve alt başlıkta moment sıfır noktası boşluk uzunluğunun ortasında alınmıştır [14].

Boşluk bölgesinde düşey denge denklemi

$$V = V_i + V_b \quad (4.1)$$

bağıntısını verir. Simetrik boşluk ve özdeş başlıklar durumunda $V_i = V_b = V/2$ olacağı, buna karşılık dışmerkez boşluklu durumda ve başlıkların geometrik özelliklerinin farklı olduğu simetrik boşluk durumunda kesme kuvveti dağılımının Bölüm 2' de geliştirilen bağıntılar yardımıyla belirlenmesi gereği açıktır.

Şekil 4.1' de üst ve alt başlıkta moment denge denklemi yardımıyla

$$V a_0 = 2M_i, \quad V_b a_0 = 2M_b \quad (4.2)$$

eşitlikleri yazılabilir. Böylece sekonder eğilme momentleri, boşluk uzunluğu ve ilgili başlıktaki kesme kuvveti değeri ile hesaplanabilmektedir. Simetrik boşluk ve özdeş başlıklar durumunda bu momentler eşit olur ve

$$M_i = M_b = \frac{V a_0}{4} \quad (4.3)$$

değerini alır.

4.2.1. Dışmerkez Gövde Boşluklu I-Kesitin Moment Taşıma Gücü

Kesitin moment taşıma gücüne ulaştığı limit durumda gerilme yayılımı Şekil 4.2' de verilmektedir. Şeklin geometrisinden dışmerkez boşluklu kesiti iki eşit alana ayıran eksenin yeri

4.2.2. Dışmerkez Gövde Boşluklu I-Kesitin Kesme Kuvveti Taşıma Gücü

Boşluklu kesitin kesme kuvveti taşıma gücü V_p ile gösterilecektir. Bu değerin, üst (V_{pt}) ve alt (V_{pb}) başlıktaki kesitlerin kesme kuvveti taşıma güçlerinin toplamına eşit olacağı açıktır. Bu tanımlamaya göre boşluklu kesitin kesme kuvveti taşıma gücü

$$V_p = V_{pt} + V_{pb} \quad (4.8)$$

olur. Boşluk bölgesinin, kesme kuvveti taşıma gücüne ulaştığı limit durumda gerilme yayılımı Şekil 4.2' de verilmiştir. Simetrik gövde boşluğu ve özdeş başlık elemanlarının varlığında $V_{pt} = V_{pb} = V_p / 2$ olur. Böylece problem, üst ve alt başlık elemanlarının kesme kuvveti taşıma güçlerinin hesabına indirgenmektedir. τ - kesitlerin başlık kalınlıklarının yüksekliklerine göre küçük olması nedeniyle, başlıkların sekonder eğilme momentlerine katkısı terkedilecektir. Böylece normal ve kayma gerilmeleri τ - kesitin gövdesinde düzgün yayılı varsayılarak, buradaki yerel dengenin terkedilmesiyle de hesaplarda büyük basitlik sağlanmaktadır.

Kesme kuvveti ve eğilme momentinin birlikte olduğu mukavemet durumlarında, kesitin gövdesindeki azaltılmış akma gerilmesi von Mises akma koşulu ile aşağıdaki bağıntı ile hesaplanmaktadır [Örneğin 1]:

$$\sigma_v = (\sigma_y^2 - 3\tau^2)^{1/2} \quad (4.9)$$

Burada σ_y malzemenin akma gerilmesini, σ_v azaltılmış akma gerilmesini ve τ kayma gerilmesini göstermektedir. Böylece, üst ve alt başlıkların kesme kuvveti taşıma gücü sırasıyla

$$V_{pt} = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} t_w s_t, \quad V_{pb} = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} t_w s_b \quad (4.10)$$

yazılabilir. Burada, başlık kalınlığı terkedildiğinden τ -kesitlerin tüm yükseklikleri alınmıştır. (4.10) bağıntısından akma gerilmesi

$$\sigma_y = \frac{\sqrt{3}}{t_w s_t} V_{pt} , \quad \sigma_y = \frac{\sqrt{3}}{t_w s_b} V_{pb} \quad (4.11)$$

elde edilir. Limit durumda sekonder eğilme momentleri yaklaşık olarak

$$M_t = \frac{t_w s_t^2}{2} \sigma_v , \quad M_b = \frac{t_w s_b^2}{2} \sigma_v \quad (4.12)$$

elde edilir. (4.2) bağıntısı yardımıyla

$$V_t = \frac{t_w s_t^2}{a_0} \sigma_v , \quad V_b = \frac{t_w s_b^2}{a_0} \sigma_v \quad (4.13)$$

bulunur. σ_v yerine (4.9) ' da , σ_y yerine (4.11) ' de verilen bağıntılar yazılıp, kesitte düzgün yayıldığı varsayılan kayma gerilmeleri yerine

$$(\tau_{\max})_t = \frac{V_t}{t_w s_t} , \quad (\tau_{\max})_b = \frac{V_b}{t_w s_b} \quad (4.14)$$

alınırsa, üst ve alt başlıkların kesme kuvveti taşıma güçleri

$$\overline{V}_{pt}^2 = \left[\frac{3s_t^2}{a_0^2 + 3s_t^2} \right] V_{pt}^2 , \quad \overline{V}_{pb}^2 = \left[\frac{3s_b^2}{a_0^2 + 3s_b^2} \right] V_{pb}^2 \quad (4.15)$$

olur. Ya da $\varepsilon_t = 3(s_t/a_0)^2$ ve $\varepsilon_b = 3(s_b/a_0)^2$ alınırsa, başlıklarda sekonder momentler nedeniyle azaltılmış kesme kuvveti taşıma güçleri

$$\overline{V}_{pt} = V_{pt} \left[\frac{\varepsilon_t}{1 + \varepsilon_t} \right]^{1/2} , \quad \overline{V}_{pb} = V_{pb} \left[\frac{\varepsilon_b}{1 + \varepsilon_b} \right]^{1/2} \quad (4.16)$$

elde edilir. Böylece, tüm boşluklu kesitin azaltılmış kesme kuvveti taşıma gücü $\Omega_t = (\varepsilon_t / 1 + \varepsilon_t)^{1/2}$ ve $\Omega_b = (\varepsilon_b / 1 + \varepsilon_b)^{1/2}$ alınarak

$$\overline{V}_p = V_{pt} \Omega_t + V_{pb} \Omega_b \quad (4.17)$$

yazılabilir. Burada boşluk geometrisine bağlı olan boyutsuz Ω katsayıları " kesme kuvveti azaltma çarpanı " olarak anılacaktır. Gövde boşluksuz kirişte $\Omega_t = \Omega_b = 1$ ve $\overline{V}_p = V_{pt} + V_{pb}$ olacağı açıktır. Diğer taraftan, simetrik gövde boşluklu ve özdeş başlık elemanlı kirişlerde $\varepsilon_t = \varepsilon_b = \varepsilon$ alınarak [36]' da verilen

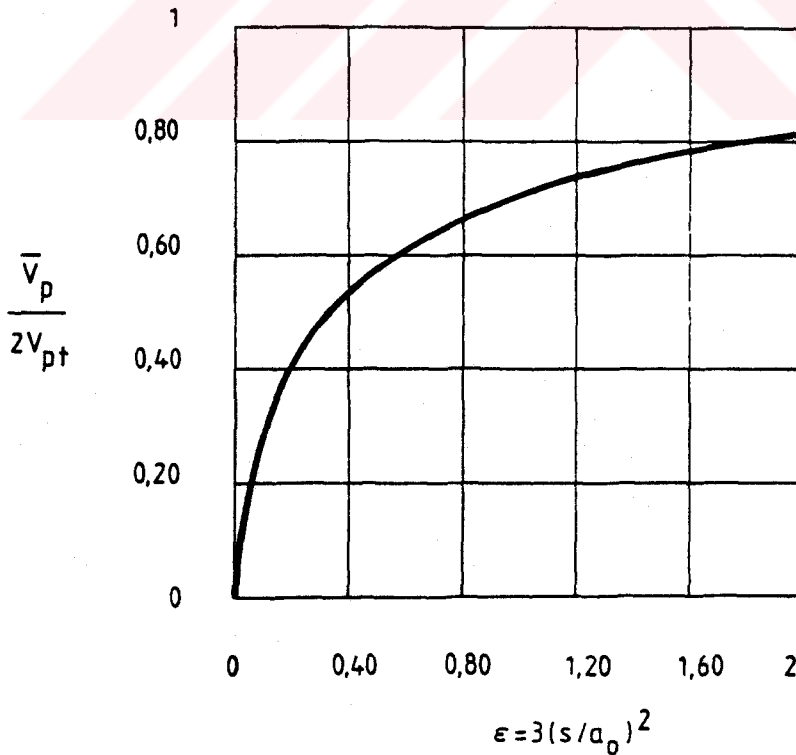
$$\bar{V}_p = 2V_{pt} \left[\frac{\epsilon}{1+\epsilon} \right]^{1/2} \quad (4.18)$$

bağıntısına ulaşılır. Azaltılmış kesme kuvveti taşıma gücünün boşluk boyutlarıyla değişimi verilmiştir (Şekil 4.3).

Daha önce belirtildiği gibi bu tip kirişlerin hesabında yapılabilecek diğer bir yaklaşım da alt başlığın gergi gibi alınarak kesme kuvvetinin yalnızca üst başlık tarafından taşınmasıdır. Bu duruma ilişkin kesme kuvveti taşıma gücü, yalnızca üst başlığinkine eşit olur ve böylece

$$\bar{V}_p = \bar{V}_{pt} = V_{pt} \left[\frac{\epsilon_t}{1+\epsilon_t} \right]^{1/2} \quad (4.19)$$

bağıntısına ulaşılır. Simetrik kesitlerde bu varsayımın yapılması fazla güvenli bir yaklaşım olacağından pek uygun görünmemekle birlikte, dışmerkez gövde boşluklu yalın çelik ve kompozit kirişlerde gerçeğe oldukça yakın sonuçlara götürmektedir.



Şekil 4.3. Azaltılmış kesme kuvveti taşıma gücünün boşluk boyutlarıyla değişimi.

4.2.3. Dışmerkez Gövde Boşluklu I-Kesitte Moment -Kesme Kuvveti Etkileşimi

Eğilme momenti ve kesme kuvveti etkisindeki dışmerkez gövde boşluklu çelik I-kirişlerde kesme kuvvetinin moment taşıma gücüne etkisi incelenecektir. Bilindiği gibi çelik yapı elemanlarında akma eğrilerinin elde edilmesi çeliğin elastik ötesi davranışı ile ilgilidir. Böylesi kirişlerde moment ve kesme kuvveti etkileşiminin oldukça zayıf olduğu yapılan deneysel ve kuramsal araştırmalar sonucu ortaya çıkmıştır [Örneğin 14, 15, 25, 36] . Diğer taraftan, kiriş teorisinin geçerli olduğu (kiriş açıklığının kiriş yüksekliğine oranı $1/5 \sim 1/10$) ve statik olarak yüklenmiş yapı elemanlarında kesme kuvvetinin etkisinin terkedilebileceği bilinmektedir [1]. Bileşik iç kuvvetler etkisindeki kesitlerin akma eğrileri kesit geometrik özelliklerine bağlı olmasına karşın, kolay ve çabuk tasarım için karışık bağıntılara gitmek yerine, yukarıda sözü edilen zayıf etkileşimi ortaya koyacak yaklaşık bir eğri geçirmek çoğu zaman kestirme bir yol olarak görünmektedir. Dikdörtgen ve dolu gövdeli simetrik I-kesitlerin kesmeli eğilmesinde yararlanılabilecek gerçek ve yaklaşık $M+V$ akma eğrileri [64]' de verilmiştir.

Boşluk merkezindeki yük katsayıları ile attırılmış hesap iç kuvvetleri M_d ve V_d olarak alınırsa akma koşulu [36]' da

$$\left(\frac{M_d}{M_p}\right)^3 + \left(\frac{V_d}{V_p}\right)^3 = 1.00 \quad (4.20a)$$

bağıntısı ile verilmektedir. Boyutsuz büyüklükler olarak $m = M_d / M_p$ ve $v = V_d / V_p$ alınırsa

$$m^3 + v^3 = 1.00 \quad (4.20b)$$

olur. Bu bağıntı yardımıyla çeşitli (m, v) değerleri için eğilme momenti - kesme kuvveti akma eğrisini çizmek mümkündür. Burada bu kez bu bağıntı yerine benzeri olan

$$m^2 + v^2 = 1.00 \quad (4.21)$$

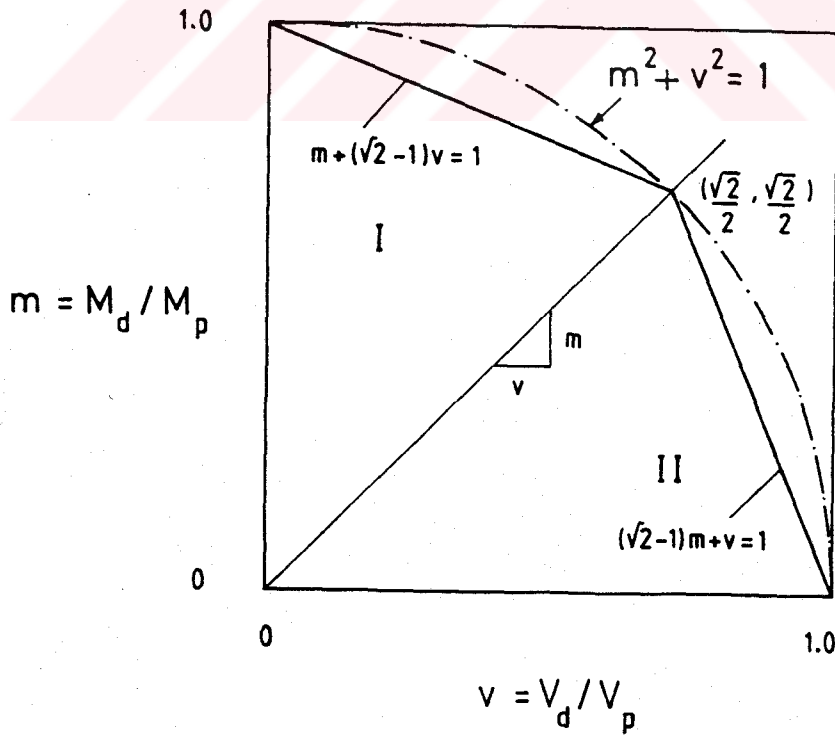
ikinci derece parabolü alınacaktır. Bu eğrinin yukarıda sözü edilen etkileşimi yeterince temsil etmesine karşın, her dörtte bir bölgede kesişme noktaları ikinci derece parabolü üzerinde olan doğrular alınacaktır (Şekil 4.4). Böylece yapılan bu yaklaşım ile doğrular ve parabol arasındaki bölgede kalan değerler terk edilmektedir. Buna göre I. bölgede

$$m + (\sqrt{2} - 1)v = 1.00 \quad (4.22)$$

bağıntısı ve II. bölgede

$$(\sqrt{2} - 1)m + v = 1.00 \quad (4.23)$$

bağıntısı akma koşulu olarak elde edilir. Bu doğrusallaştırılmış akma eğrileri simetrik ya da dışmerkez gövde boşluklu I-kirişlerin tasarımını oldukça kolaylaştırmaktadır.



Şekil 4.4. Moment (M) + Kesme kuvveti (V) etkileşim diyagramı.

4.3. Yönetmelik İlkeleri

Bazı ülke yönetmeliklerinde petek kirişlerle ilgili hesap ve yapılm ilkelerinin verilmesine karşın, burada ele alınan şekliyle gövdesi boşluklu çelik I-kirişlerin plastik kurama göre hesabında yararlanılabilecek bir yönetmelik gerek yurdumuzda gerekse diğer ülkelerde henüz yoktur. Bununla birlikte, çeşitli araştırmacıların kuramsal ve deneysel çalışmalarının sonuçlarına dayanan bazı ilkeler bir öneri yönetmelik olarak sunulmuş ve uygulaması örneklerle verilmiştir [49,50]. Bu öneri yönetmelik gövdesi boşluklu yalın çelik ve çelik+beton kompozit kirişleri kapsamaktadır. Bölüm 4' de önerilen yöntemle benzer bir yolla boşluklu kesitin plastik moment ve kesme kuvveti taşıma gücü hesaplanıp, bir etkileşim diyagramı yardımıyla taşıma gücü kontrol edilmektedir.

Tasarımda, gövdenin ve basınç başlığının burkulma problemi için ilkeler verilmiştir. Gövde boşluk oranı için 0.70 değeri üst sınır olarak verilmektedir. Bu yönetmeliğe göre boşluk üzerinde tekil yüklere izin verilmemekte, boşluk kenarının herhangi bir mesnete en az kiriş yüksekliği(h) kadar uzak olması öngörülmektedir. Birden çok boşluk olması durumunda, boşluk boyutlarına ve kesme kuvvetinin değerine bağlı olarak etkileşimin alınması gereken sınırlar önerilmektedir. Bağıntılar dikdörtgen boşluk durumu için geliştirilmekle birlikte, dairesel boşluk durumunda da bir dönüştürme işlemi yardımıyla aynı bağıntılar kullanılabilirliği belirtilmektedir. Örneğin, D_0 dairesel boşluk çapı olmak üzere eğilme durumunda boşluk yüksekliği olarak $h_0=D_0$, kesme durumunda $h_0=0.9D_0$ ve boşluk açıklığı olarak $a_0=0.45D_0$; güçlendirme var ise $h_0=D_0$ ve $a_0=0.45D_0$ alınması önerilmektedir.

4.4. Değerlendirme

Gövdesi boşluklu çelik I-kirişlerin plastik teoriye göre hesabı, boşluk bölgesindeki sekonder eğilme momentlerinin etkisi de gözönüne alınarak incelenmiştir. Burada kirişin boşlukları dikdörtgen alınmakla birlikte, uygulamada başka geometriye sahip boşluklar kullanıldığında verilen hesap yöntemi rahatlıkla kullanılabilir. Geliştirilen bağıntılar genel olduğundan dışmerkez boşluklar yanında simetrik

boşluklar da incelenebilir. Burada sekonder eğilmelerin taşıma gücüne etkisinin hesabında $M+V$ durumunda von Mises akma koşulundan yararlanılmıştır. Boşluklu kesitin basit eğilme durumundaki moment taşıma gücü bilinen denge denklemleri yardımıyla hesaplanmış, kesite kesme kuvvetinin de etkimesi durumunda yaklaşık bir karşılıklı etkileşim diyagramı önerilmiştir. Bu diyagram gövdesi boşluklu kesite etkileyen moment ve kesme kuvveti arasında zayıf bir etkileşimi ortaya koymaktadır. Bunun yanında deneysel ve diğer kuramsal araştırmalar bu zayıf etkileşimi doğrulamaktadır. Önerilen bağıntılar yardımıyla, geometrisi belirli bir kesitte $M+V$ etkileşim diyagramı kolayca çizilebilir.

Boşluk merkezindeki iç kuvvetler belirlendikten ve sırasıyla boşluklu kesitin moment ve kesme kuvveti taşıma gücü geliştirilen bağıntılarla hesaplandıktan sonra, önerilen $M+V$ karşılıklı etkileşim diyagramı yardımıyla boşluk bölgesinin güvenli olup olmadığına karar verilir. Benzer şekilde, aynı hesap yolu izlenerek moment ya da kesme kuvvetinden biri biliniyorsa diğerinin alabileceği en büyük değer de belirlenebilir.

BÖLÜM 5. SAYISAL ÖRNEKLER

Ele alınan problemin çözümüne yönelik olarak geliştirilen bağıntıların kullanımını ve yeterliliğini göstermek için, seçilen sayısal örnekler üzerinde durulacak ve literatürde varolan deneysel sonuçlarla bağıntıların verdiği sonuçlar karşılaştırılacaktır.

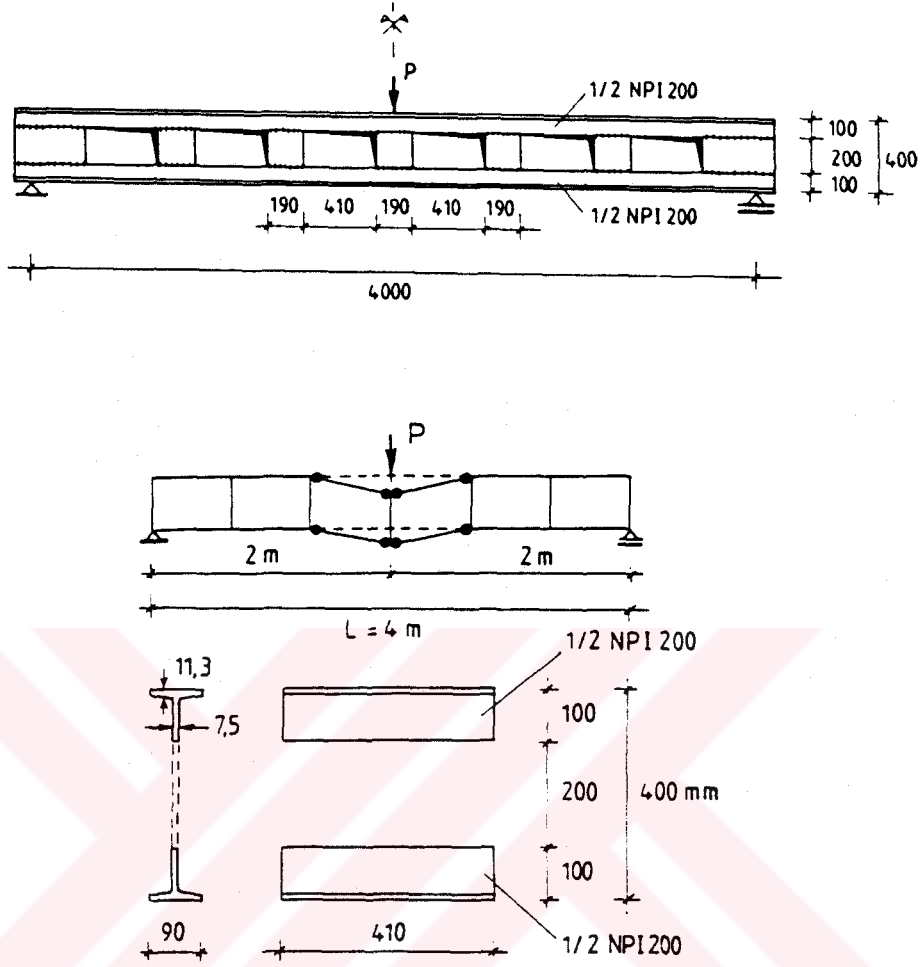
Örnek 1.

İlk olarak [42]' de taşıma gücü deneysel olarak incelenen E11 kirişi ele alınacaktır. Bu kirişe ilişkin geometrik özellikler, yükleme durumu ve göçme mekanizması Şekil 5.1' de verilmiştir. Kiriş, NPI200 hadde profili uzunluğu boyunca ortasından kesilerek ve ∇ 8x190x200 boyutlarındaki ara levhaların küt kaynaklar yardımıyla, T- kesitli üst ve alt başlıklara kaynaklanmasıyla elde edilmiştir. Kirişin açıklığı $L=4$ m yüksekliği $h=400$ mm, boşluk uzunluğu ve yüksekliği sırasıyla $a_0=410$ mm ve $h_0=200$ mm seçilmiştir. Artan düşey statik yük altında kirişte göçme yükü olarak $P=115$ kN değeri verilmektedir [42]. Sözü edilen çalışmada çelik malzemenin akma gerilmesi deneyle $\sigma_y=23$ kN/cm² olarak bulunmuştur.

En elverişsiz boşlukların kiriş simetri ekseninin solunda ve sağındakilerin olacağı açıktır. Bu boşlukların merkezindeki iç kuvvetler

$$M=0,85P , V=\frac{P}{2}$$

olur. Birincil eğilmeden oluşan kesme kuvveti, simetriden dolayı başlıklara eşit olarak dağılır. Böylece üst ve alt başlıklara etkiyen kesme kuvvetleri ve bunların yolaçtığı sekonder eğilme momentleri (4.3) bağıntısı yardımıyla



Şekil 5.1. İncelenen kirişin geometrik özellikleri ve göçme mekanizması.

$$V_t = V_b = \frac{P}{4}, \quad M_t = M_b = 0.05125P$$

bulunur. Diğer taraftan, üst ve alt başlık alanları $A_t = A_b = 16.70 \text{ cm}^2$, plastik mukavemet momenti $Z_{xt} = 41.74 \text{ cm}^3$ olarak hesaplanmıştır. τ - enkesitli elemanların toplam yüksekliği $s_t = s_b = 10 \text{ cm}$ ' dir. Buna göre üst ve alt başlıkların eğilme momenti taşıma güçleri

$$M_{pt} = M_{pb} = 23.41,74 = 960,02 \text{ kNcm}$$

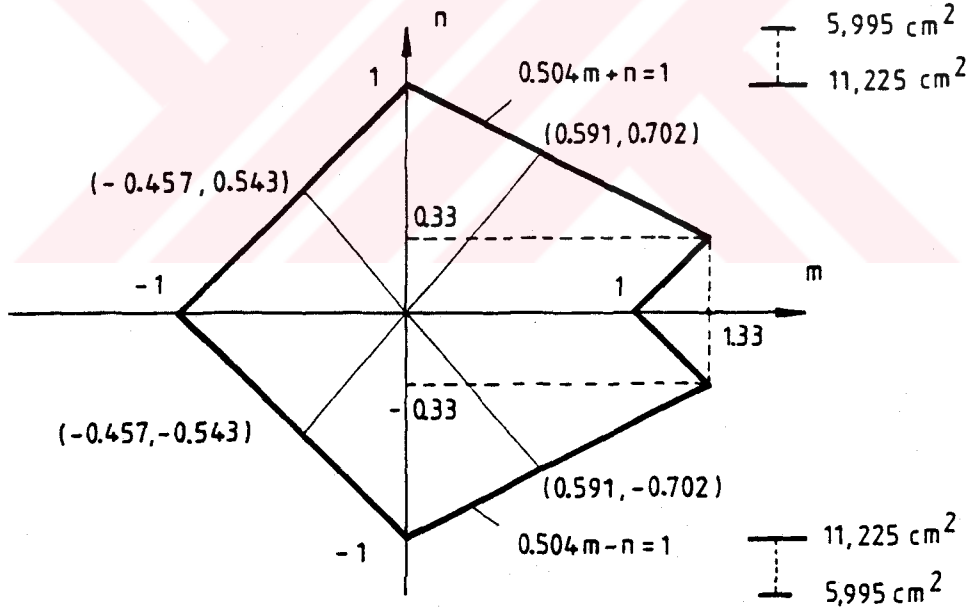
olur. Boşluk merkezi boyunca kesme kuvveti ve birincil eğilme momentinin sabit olduğu varsayımı ile, boyutsuz moment ve normal kuvvet

$$m = \frac{M}{M_{pr}} = \frac{0,05125P}{9,60} = 0,00534P, \quad n = \frac{N}{N_{pr}} = \frac{2,434P}{384,1} = 0,00634P$$

elde edilir. Alt ve üst başlıktaki normal kuvvet (N), boşluk merkezine etkiyen birincil eğilme momentinin başlık kesitlerinin ağırlık merkezleri arasındaki uzunluğa bölünmesiyle elde edilmiştir. Böylece boyutsuz iç kuvvetlerin oranı

$$\frac{m}{n} = 0,842$$

bulunur. Problemin alt sınır çözümü, akma ve denge koşullarını sağlayan yükür. Burada, akma koşulu olarak tek simetri eksenli kesitler için önerilen sandviç kesit modelinden yararlanılacaktır. Buna göre alt ve üst başlık için elde edilen $M+N$ akma eğrisi Şekil 5.2' de boyutsuz oranlar cinsinden verilmiştir.



Şekil 5.2. 1/2 NPI 200' de $M+N$ yaklaşık akma eğrileri.

Ele alınan kirişin göçme yükü önceki bölümlerde önerilen yöntemlerle ayrı ayrı incelenecektir.

Yöntem 1: Alt Sınır Çözümü

Boşluk bölgesindeki boyutsuz iç kuvvetlerin değerleri yukarıda belirlenmişti. Akma koşulu olarak tek simetri eksenli sandviç kesit alınır

$$0,00534P + 0,00634P = 1, \quad P^- = 85,616 \text{ kN}$$

bulunur.

Yöntem 2: Üst Sınır Çözümü

Kirişe ilişkin göçme mekanizması Şekil 5.1' de verilmiştir. Bu göçme durumuna karşı gelen yükün üst sınır yükü olduğu bilinmektedir. Bölüm 3' te izlenen yolla benzer şekilde iç ve dış işlerin eşitliği yardımıyla aranan üst sınır yükü bulunabilir. Akma koşulu olarak simetrik sandviç kesite ilişkin eğri alınır, simetrik boşluk konumu için

$$P^+_{\lim} = \frac{8M_{pt}}{a_0} \quad (5.1)$$

bağıntısına varılır. Diğer taraftan tek simetri eksenli sandviç kesite ilişkin akma koşulu alındığında, normal kuvvetin işi de hesaba katılırsa bu kiriş ve yükleme durumu için göçme yükü

$$P^+_{\lim} = \frac{4M_{pt}}{a_0} \left(1 + \frac{m_1}{1-n_1}\right) \quad (5.2)$$

olur. Buna göre $M+N$ etkileşimi dikkate alınmadan (5.1) bağıntısı

$$P^+_{\lim} = \frac{8,9,60}{0,41} = 187,317 \text{ kN}$$

değerini, (5.2) bağıntısı ise

$$P^+_{\lim} = \frac{4,9,60}{0,41} \left(1 + \frac{1,33}{1-0,33}\right) = 279,578 \text{ kN}$$

değerini verir. Normal kuvvetin varlığı nedeniyle, τ -kesitlerin plastikleşme momentleri akma eğrileri yardımıyla (5.1) ve (5.2)' de yerlerine konularak göçme yükleri sırasıyla 98,154 kN ve 146,499 kN elde edilir.

Kesme kuvvetinin etkisini (3.26) bağıntısıyla hesaba katmak mümkündür. Sonraki örneklerde bu etki ayrıntılı olarak incelenecektir.

Yöntem 3: Boşluk Bölgesinin Göçmesine Neden Olan Limit Yük

Bölüm 4' de dışmerkez gövde boşluklu çelik I-kirişler için geliştirilen taşıma gücü bağıntılarından yararlanılacaktır. Sekonder eğilmelerin de hesaba katıldığı bu yöntemin kullanımı kolay ve çabuktur. Simetrik boşluklu kesitte eğilme momenti taşıma gücü (4.7) bağıntısı yardımıyla

$$M_p = 16,70.23.(20+2.7,46) = 13412,772 \text{ kNcm} = 134,13 \text{ kNm}$$

elde edilir. Üst ve alt başlıkların kesme kuvveti taşıma gücü (4.10) bağıntısı yardımıyla

$$V_{pt} = V_{pb} = \frac{23}{\sqrt{3}} \cdot 0,75 \cdot 10 = 99,593 \text{ kN}$$

olur. Boşluk geometrisine bağlı katsayı simetri nedeniyle

$$\epsilon_t = \epsilon_b = 3\left(\frac{10}{41}\right)^2 = 0,178$$

elde edilir. Böylece başlıklarda sekonder eğilme momentleri nedeniyle azaltılmış kesme kuvveti taşıma gücü

$$\overline{V}_{pt} = \overline{V}_{pb} = 99,593 \left(\frac{0,178}{1+0,178} \right)^{1/2} = 38,714 \text{ kN}$$

dır. Tüm boşluklu kesitin kesme kuvveti taşıma gücü ise

$$\overline{V}_p = 2.38,714 = 77,428 \text{ kN}$$

olur. $M+V$ karşılıklı etki diyagramında bölgenin belirlenmesi için boyutsuz iç kuvvetlerin oranlarını hesaplamak yeterlidir. Burada $m/v=0,981$ olarak elde edilmiştir. Bu değer Şekil 4.4' de verilen eğride II. bölgeyi vermekte, bu bölge ile ilgili akma bağıntısı (4.23) yardımıyla

$$(\sqrt{2}-1)\frac{0,85P}{134,13}+\frac{0,5P}{77,428}=1, P_{lim}=110,101 \text{ kN}$$

bulunur. Diğer taraftan bu akma koşulu yerine (4.21)' de verilen bağıntı kullanılsaydı limit yük olarak $P_{lim}=110,526$ kN bulunacaktı. Bu değerlerin birbirlerine yakın olmasının nedeni, akma eğrisinde I ve II bölgelerinin kesişme noktasına yakın düşmesidir. Bu kesişme noktası da gerçek eğri üzerindedir.

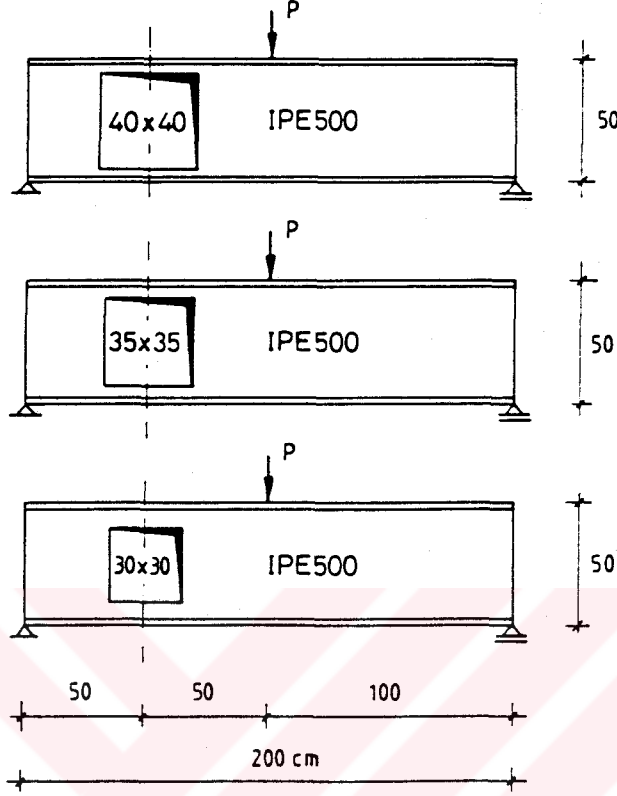
Taşıma gücü deneysel olarak [42]' de incelenen gövdesi boşluklu çelik kiriş, bu çalışmada önerilen yöntemlerle tekrar ele alınmıştır. Deneyde bulunan göçme yükünün burada önerilen bağıntılarla bulunan yüklere oranları, alt sınır çözümünde 1,343, üst sınır çözümünde normal kuvvetin işi alınmadan 1,172, normal kuvvetin işi alındığında 0,785 ve boşluk bölgesinin göçmesini veren çözümde 1,044' dür. Bu örnek için yöntemler arasında deney sonucuna en yakın değeri veren Bölüm 4' de önerilen bağıntıdır. Bunun nedeni, seçilen göçme mekanizmasının uygunluğu ile akma ve denge koşullarının sağlanmasıdır; dolayısıyla gerçek çözüme yakınlığı düşünülebilir. Deneyde E11 epruveti için göçme anında bulunan en büyük yerdeğiştirme 14,66 mm olarak verilmektedir. Bu değer 4 metre açıklığındaki bir kirişin göçmesinde küçük sayılabilir. Dolayısıyla, [42]' de verilen göçme yükü büyük bir olasılıkla tam plastik göçme yükü olmamaktadır. Bilindiği üzere, çubuk sistemler tam plastik göçme yüküne ulaşmadan burkulma gibi diğer ikincil etkiler altında da göçebilir. Bu çalışmada ikincil etkilerin plastik göçme yüküne etkisi terkedilmiştir.

Petek(Castella) kiriş gibi birden fazla boşluklu kirişler de önerilen yöntemler yardımıyla incelenebilir.

Örnek 2.

Bu kez [65]' de yine deneysel olarak incelenen üç tip kiriş ele alınacaktır. Kiriş geometrisi ve yükleme durumu Şekil 5.3' de verilmektedir. IPE 500 hadde profilinden üretilen kirişin açıklığı $L=2$ m ve boşluk merkezi sol mesnetten 500 cm

uzaklıktadır. Tekil yük kiriş açıklığının ortasında etmektedir. 40x40, 35x35 ve 30x30 olmak üzere üç tip boşluk geometrisi için inceleme yapılacaktır.



Şekil 5.3. Bir gövde boşluklu çelik I-kirişin geometrik özellikleri [65].

Boşluklar kiriş eksenine göre simetrik alınmıştır. Kiriş açıklığının yüksekliğe oranı 4 olduğundan, kesme kuvvetinin etkisini görmek bakımından bu örneğin böylesi kirişlerin davranışını iyi yansıtabilecek bir örnek olduğu düşünülmektedir. Sözüedilen boşluk durumları için deneyde bulunan göçme yükleri sırasıyla 173 kN, 309 kN ve 536 kN verilmektedir. Bu değerler, elde edilen yük-yerdeğiştirme eğrilerinin maksimum ordinatlarıdır.

Dolu kesitte ;

atalet momenti : $I_x = 48200 \text{ cm}^4$,

elastik mukavemet momenti : $S_x = 1930 \text{ cm}^3$

plastik mukavemet momenti : $Z_x = 2194 \text{ cm}^3$ 'dür.

Buna göre kesitin plastikleşme momenti

$$M_p = 2194.24 = 52656 \text{ kNcm} = 526,56 \text{ kNm}$$

olur.

Tablo5.1. Çeşitli boşluk değerleri için üst ve alt başlıkların eğilme momenti, normal kuvvet ve kesme kuvveti taşıma güçleri.

Boşluk Boyutu	S_{xa} [cm ³]	S_{xa} [cm ³]	$Z_{xt}=Z_{xb}$ [cm ³]	$M_{pt}=M_{pb}$ [kNm]	$N_{pt}=N_{pb}$ [kN]	$V_{pt}=V_{pb}$ [kN]
40x40	7,868	13,452	21,320	5,117	851,232	70,668
35x35	9,025	25,890	34,915	8,380	912,432	106,002
30x30	10,282	44,440	54,722	13,133	973,632	141,335

Bu değer maksimum momente eşitlenirse göçme yükü olarak

$$\frac{P}{2} = 526,56, P_{lim} = 1053,12 \text{ kN}$$

bulunur. Dolu kesitin kesme kuvveti taşıma gücü

$$V_p = \frac{24}{\sqrt{3}} \cdot 1,02 \cdot 42,6 = 602,09 \text{ kN}$$

dır. Kesme kuvvetinin eğilme momenti taşıma gücüne etkisi (3.26) bağıntısı yardımıyla azaltılmış gövde kalınlığı

$$t_w' = 1,02 \sqrt{1 - \left(\frac{526,56}{602,09}\right)^2} = 0,495 \text{ cm}$$

olmak üzere artık kesme kuvveti yokmuş gibi benzer hesaplar yapılırsa, yeni kesitin plastikleşme momenti

$$M_p' = 436,762 \text{ kNm}$$

ve buna bağlı olarak

$$P_{lim} = 873,524 \text{ kN}$$

elde edilir.

Yöntem 1: Alt Sınır Çözümü (40x40 Boşluk Durumu)

a-) Simetrik Sandviç Kesit Varsayımı (Kare Akma Koşulu)

Üst ve alt başlıklarda oluşan iç kuvvetler

$$V_t = V_b = 0,25P, \quad N_t = N_b = \frac{0,25P}{0,4791} = 0,522P, \quad M_t = M_b = 0,05P$$

olarak hesaplanır. $M+N$ etkileşiminde bu değerler yerine yazılırsa

$$\frac{0,05P}{5,117} + \frac{0,522P}{851,232} = 1, \quad P_{\text{lim}}^- = 96,297 \text{ kN}$$

elde edilir. Bu yük için üst ve alt başlıktaki kesme kuvveti

$$V_t = V_b = 0,25 \cdot 96,297 = 24,074 \text{ kN}$$

olur. Kesme kuvvetinin taşıma gücüne etkisi, gövde kalınlığı

$$t_w' = 1,02 \sqrt{1 - \left(\frac{24,074}{70,668} \right)^2} = 0,959 \text{ cm}$$

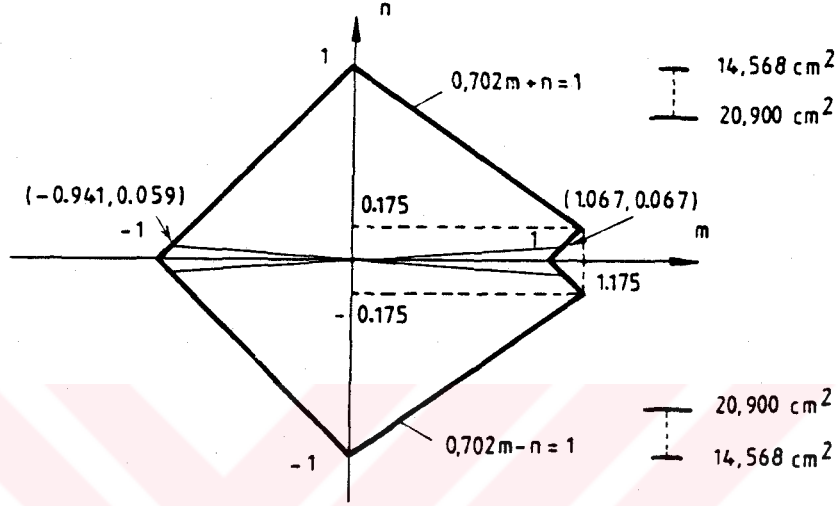
alınarak $M_{pt}' = 4,997 \text{ kNm}$ olarak hesaplanır ve aynı akma koşulunda yerine yazılırsa $P_{\text{lim}}^- = 94,169 \text{ kN}$ elde edilir.

b-) Tek Simetri Eksenli Sandviç Kesit Varsayımı

τ -kesitli elemanlara ilişkin gerçek akma eğrileri yerine tek simetri eksenli sandviç kesitler için geliştirilen akma koşullarının kullanılabileceği belirtilmişti. Buna göre akma eğrisinin biçimi Şekil 5.4' de verilmiştir. Akma eğrisinde bulunulan bölgenin belirlenmesi için boyutsuz moment ve normal kuvvet oranının hesaplanması gerekir. Bu oran

$$\frac{m}{n} = \frac{0,05P/5,117}{0,522P/851,232} = 15,934$$

olup, akma eğrisinde bu orana karşı gelen noktalar, kare akma koşulunun geçerli olduğu bölgeye düştüklerinden, bu durumda da simetrik sandviç kesit için elde edilen göçme yükü elde edilir.



Şekil 5.4. Üst ve alt başlıktaki τ-kesitler için doğrusallaştırılmış akma eğrileri.

Yöntem 2: Üst Sınır Çözümü

a-) Simetrik Sandviç Kesit Varsayımı

(3.39) bağıntısı ile $\omega_1 = 40/200 = 0,20$, $\omega_2 = 100/200 = 0,50$ alınarak üst sınır göçme yükü

$$P_{lim}^+ = \frac{4.5,117}{0,20 \cdot 0,50 \cdot 2} = 102,34 \text{ kN}$$

ve bu yük altında üst ve alt başlıklarda oluşan kesme kuvvetleri

$$V_t = V_b = 0,25 \cdot 102,34 = 25,585 \text{ kN}$$

olur. Böylece kesme kuvvetinin etkisi, gövde kalınlığının yukarıdaki gibi azaltılmasıyla hesaba sokulabilir. Bu yapıldığında $P_{lim}^+ = 99,620 \text{ kN}$ elde edilir. Diğer taraftan $M+N$ etkileşim diyagramı yardımıyla azaltılmış plastikleşme

momentleri alınırsa limit yük olarak 102,750 kN, kesme kuvvetinin etkisi de alınırsa 100,018 kN elde edilir.

b-) Tek Simetri Eksenli Sandviç Kesit Varsayımı

m/n oranı kare akma koşulunun geçerli olduğu bölgeye düştüğünden hesaplanan göçme yükü, simetrik sandviç kesit için hesaplanan yükür.

Yöntem 3: Boşluk Bölgesinin Göçmesine Neden Olan Limit Yük

Simetrik boşluklu kesitte eğilme momenti taşıma gücü (4.7) bağıntısı yardımıyla

$$M_p = 851,232.0,4791 = 407,825 \text{ kNm}$$

bulunur. Üst ve alt başlıkların kesme kuvveti taşıma gücü (4.10) bağıntısı yardımıyla Tablo 5.1' de $V_{pt} = V_{pb} = 70,668 \text{ kN}$ olarak verilmişti. Boşluk geometrisine bağlı katsayı, simetri nedeniyle

$$\epsilon_t = \epsilon_b = 3\left(\frac{5}{40}\right)^2 = 0,047$$

olarak elde edilir. Böylece başlıklarda sekonder eğilme momentleri nedeniyle azaltılmış kesme kuvveti taşıma gücü

$$\overline{V}_{pt} = \overline{V}_{pb} = 70,668 \left(\frac{0,047}{1+0,047} \right)^{1/2} = 14,973 \text{ kN}$$

ve tüm boşluklu kesitin kesme kuvveti taşıma gücü

$$\overline{V}_p = 2.14,973 = 29,946 \text{ kN}$$

dır. Örnek 1' de yapıldığı gibi $M+V$ karşılıklı etki diyagramında bulunan bölgenin belirlenmesi için boyutsuz iç kuvvetlerin oranlarını hesaplamak yeterlidir. Burada $m/v=0,037$ olarak elde edilmiştir. Bu değer Şekil 4.4' de verilen eğride II. bölgeyi vermekte, bu bölge ile ilgili akma bağıntısı (4.23) yardımıyla limit yük olarak

$$(\sqrt{2}-1) \frac{0,25P}{407,825} + \frac{0,5P}{29,907} = 1, \quad P_{lim} = 58,919 \text{ kN}$$

bulunur.

35 cm x 35 cm ve 30 cm x 30 cm boyutlarındaki gövde boşluklu kirişler için benzer hesaplar yapılmış, bu çalışmada geliştirilen bağıntıların verdiği sonuçlar ile deney sonuçları Tablo 5.2' de özetlenmiştir. Tabloda da görüldüğü üzere deney sonuçları esas alınarak yapılan değerlendirmede, gerek [65]' de elde edilen, gerekse bu çalışmada elde edilen göçme yükleri deneyde elde edilen gerçek göçme yükünden güvenli tarafta kalarak farklıdır. Bu çalışma kapsamında yapılan varsayımlar nedeniyle böylesi güvenli sonuçlara ulaşmak doğaldır. Önceki bölümlerde de belirtildiği üzere problemin çözümü araştırılırken tam plastik koşullar düşünülmüş, başlıktaki T-kesitlerin kalınlıkları gövde yüksekliği yanında terkedilmiştir. Bilindiği üzere kesit ve malzeme özelliklerine bağlı olarak, çelik yapı elemanları gerçekte rijit plastik malzeme varsayımı ile hesaplanan plastikleşme momentinin ötesinde bir momenti pekleşme etkisi nedeniyle taşıyabilir. Bu etki normal ölçülerdeki çelik kesitlerde plastikleşme momentinin % 30-45' ine varmaktadır [66]. Diğer taraftan, üst ve alt sınır yükleri hesaplanırken doğrusallaştırılmış akma koşullarının kullanıldığı da unutulmamalıdır. Deney koşullarının ve diğer ikincil etkilerin varlığı da düşünüldüğünde kuramsal olarak varılan sonuçların yeterli olduğu söylenebilir.

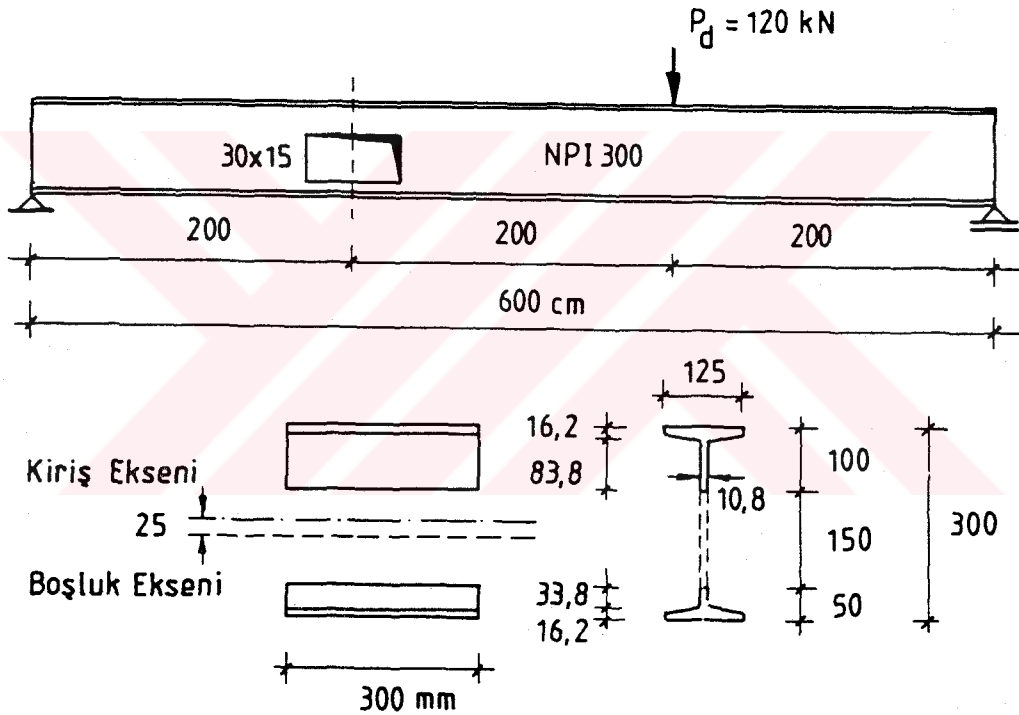
Tablo 5.2' nin son kolonunda boşluk bölgesinin göçmesi yöntemi ile elde edilen yükler incelendiğinde başlık kalınlığında yapılan ihmalin önemi ortaya çıkmaktadır; büyük boşluk oranlarında elde edilen çözüm gövde yüksekliğinin azalması nedeniyle deney yükünden hızla uzaklaşmakta, daha küçük boşluk oranları için gerek deney yüküne gerekse üst ve alt sınır teoremleriyle elde edilen yüke yakın değerler elde edilmektedir. Diğer taraftan, kesme kuvvetinin üst ve alt sınır teoremleri ile bulunan göçme yükleri üzerine fazla etkili olmadığı görülmektedir. Boşluksuz kirişin aynı yükleme durumunda göçme yükünün 1053,120 kN olduğu düşünülürse, bu örnekte boşluğun kirişin göçme yükünü ne derece azalttığı anlaşılmaktadır.

Tablo 5.2. Deneysel ve kuramsal olarak elde edilen göçme yükleri.

Açıklama	Boşluk Boyutu	PETERSEN [65]		BU ÇALIŞMA					
		DENEY	TEORİ	ALT SINIR		ÜST SINIR		Boşluk Bölgesinin Göçmesi	
		[kN]	[kN]	Kesme Yok	Kesme Var	Kesme Yok	Kesme Var		
LİMİT YÜK	40x40	173	102.5	96.297	94.169	102.75	100.018	58.919	
P _U P _d		1	0.592	0.557	0.544	0.594	0.578	0.341	
LİMİT YÜK	35x35	309	191.5	152.744	146.959	193.363	180.395	142.5	
P _U P _d		1	0.62	0.494	0.476	0.626	0.584	0.461	
LİMİT YÜK	30x30	536	350.2	229.262	216.203	357.918	297.143	265.43	
P _U P _d		1	0.653	0.428	0.403	0.668	0.554	0.495	

Örnek 3.

Bu kez bir kontrol problemi incelenecektir. NPI300 profilinden üretilen kirişin açıklığı $L=6$ m, kiriş eksenine göre dışmerkez olan boşluk $150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ boyutlarında ve boşluk düşey eksen sol mesnetten 2 m uzaklıktadır. Yük katsayılarıyla arttırılmış tekil yükün şiddeti $P_d=120 \text{ kN}$ ve sol mesnetten 4 m uzaklıkta etmektedir (Şekil 5.5). Burada basit kiriş seçilmekle birlikte, birden çok açıklıklı sürekli kiriş ya da kat çerçevelerinin kirişleri de aynı yolla incelenebilir; öncelikle yapılması gereken, hangi sistem olursa olsun kesit tesiri diyagramlarının çizilmesi, böylece boşluk merkezindeki iç kuvvetlerin belirlenmesidir.



Şekil 5.5. Bir dışmerkez gövde boşluklu kirişin geometrisi ve yükleme durumu.

Şeklin geometrisinden, kiriş ve boşluk eksenleri arasındaki fark olarak tanımlanan dışmerkezliğin 25 mm olduğu görülmektedir. Önceki örneklerin hesap yolu izlenirse üst başlıkta ;

$$M_{pt}=12,436 \text{ kNm} , V_{pt}= 149,649 \text{ kN} \text{ ve } N_{pt}=703,200 \text{ kN},$$

alt başlıkta ise

$$M_{pb}=4,095 \text{ kNm} , V_{pb}=74,825 \text{ kN} \text{ ve } N_{pb}=573,600 \text{ kN}$$

olarak bulunur.

Diğer taraftan, birincil eğilmeden dolayı boşluk merkezindeki iç kuvvetler denge denklemleri yardımıyla $M=80$ kNm ve $V=40$ kN olur.

Boşluk kiriş eksenine göre dışmerkez olduğu için, birincil eğilmeden oluşan kesme kuvvetinin alt ve üst başlık arasında dağılımının belirlenmesi gerekir. Bunun için Bölüm 2' de ve değişik kaynaklarda önerilen bağıntılardan yararlanılacaktır.

Tablo 5.3. Kesme kuvvetinin başlıklara dağılımı.

Yöntem	V_t [kN]	V_b [kN]	V_t/V	V_b/V	V_t/V_t	V_b/V_t
2.8a,b	33,460	6,540	0,837	0,163	1,000	1,000
2.32	33,790	6,210	0,845	0,155	1,010	0,950
2.33	35,480	4,520	0,887	0,113	1,060	0,690
2.34	34,150	5,850	0,854	0,146	1,020	0,890
2.35	31,300	8,700	0,783	0,217	0,940	1,330
2.36	30,250	9,750	0,756	0,244	0,900	1,490

(2.8 a,b) ile elde edilen değerler esas alındığında sekonder eğilme momentleri

$$M_t = 33,460 \cdot 0,15 = 5,019 \text{ kNm} , M_b = 6,540 \cdot 0,15 = 0,981 \text{ kNm}$$

bulunur. Üst ve alt başlıktaki boyutsuz iç kuvvetler sırasıyla

$$n_t = \frac{302,423}{703,2} = 0,430 \quad , \quad m_t = \frac{5,019}{12,436} = 0,404 \quad , \quad v_t = \frac{33,460}{149,649} = 0,224$$

$$n_b = \frac{302,423}{573,6} = 0,527 \quad , \quad m_b = \frac{0,981}{4,095} = 0,240 \quad , \quad v_b = \frac{6,540}{74,825} = 0,087$$

olarak hesaplanır. Kesme kuvvetinin etkisi, alt ve üst başlıkların gövde kalınlıklarının azaltılmasıyla hesaba katılmış, böylece kesme kuvvetinden dolayı azaltılmış plastikleşme momentleri belirlenerek boyutsuz moment değerleri

$$m_t = \frac{5,019}{12,184} = 0,412 \quad , \quad m_b = \frac{0,981}{4,087} = 0,240$$

elde edilmiştir.

Bu noktalar üst ve alt başlıktaki T-kesitli elemanların doğrusallaştırılmış akma eğrilerinde işaretlenmiş ve bunların akma eğrisinin içinde olduğu görüldüğünden kirişin güvenli olduğu sonucuna varılmıştır (Şekil 5.5).

Hesapta, boşluk bölgesinin göçmesi ilkesine dayanan bağıntılardan yararlanılırsa benzer sonuçlara ulaşılabilir. Boşluk boyutlarına bağlı katsayılar

$$\epsilon_t = 3\left(\frac{10}{30}\right)^2 = 0,333 \quad , \quad \epsilon_b = 3\left(\frac{5}{30}\right)^2 = 0,083$$

olarak hesaplanır. Bu değerler yardımıyla $\Omega_t = 0,500$ ve $\Omega_b = 0,277$ ve buna bağlı olarak boşluklu kesitin sekonder eğilme momentleri nedeniyle azaltılmış plastikleşme kesme kuvveti

$$\overline{V}_p = 0,500.149,649 + 0,277.74,825 = 95,551 \text{ kN}$$

olur. Boyutsuz kesme kuvveti ise $v = 40/95,551 = 0,419$ bulunur. Dışmerkez gövde boşluklu kesitte plastik tarafsız eksenin yeri (4.4) bağıntısı yardımıyla 2.5 cm olarak hesaplandıktan sonra (4.6) ve (4.7) bağıntıları ile boşluklu kesitin plastikleşme momenti 160,030 kNm hesaplanmıştır. Böylece boşluk merkezindeki

boyutsuz moment $m=80/160,030=0,500$ olarak bulunur. Hesaplanan (m,v) ikilisi akma eğrisinde I. Bölgede yer almaktadır. Buna göre (4.22) bağıntısı ile

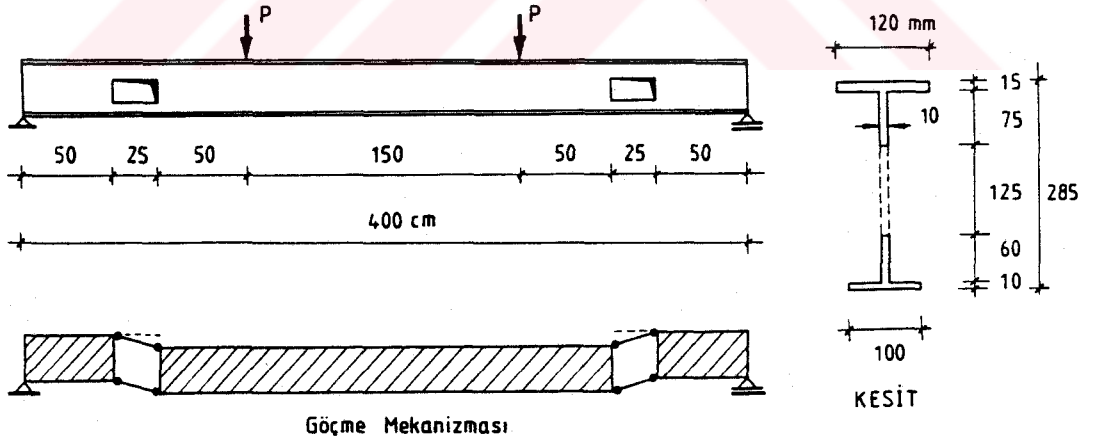
$$0,500+(\sqrt{2}-1).0,419=0,674<1$$

boşluk bölgesinin diğer çözümdeki gibi güvenli olduğu sonucuna varılır.

Tekil yükün altındaki dolu kesitte de kontrol yapılması gerektiği belirtilmişti; bilinen yolla bu hesap yapıldığında tekil yükün altındaki kesitin de güvenli olduğu görülmüştür.

Örnek 4.

Bu örnekte $L=4$ m açıklığında ve diğer geometrik özellikleri ile yükleme durumu Şekil 5.6' da verilen iki gövde boşluğu bulunan kiriş incelenecektir. Boşluklar, kiriş açıklığının ortasından geçen düşey eksene göre simetrik, kirişin eksenine göre dışmerkezdır. Boşluk bölgesindeki alt ve üst başlıklarda kesit özellikleri birbirinden farklıdır.



Şekil 5.6. İki dışmerkez gövde boşluklu kirişin geometrisi ve göçme mekanizması

Üst başlık alanı $A_1=25,500 \text{ cm}^2$, atalet momenti $I_{x1}=145,730 \text{ cm}^4$ alınarak Bölüm 2' de verilen bağıntılar yardımıyla

$$k_1=31,100 , k_2=328,510 , k_3=2125,680$$

değerleri ve bunlara bağlı olarak kayma yerdeğiştirmesi katsayısı

$$k_{sr}=2,98$$

olarak elde edilir. Alt başlık için bu değerler

$$k_1=6,910 , k_2=144,700 , k_3=500,870 \rightarrow k_{sb}=2,48$$

bulunur. Kesme kuvvetinin alt ve üst başlıklara dağılımı (2.8a) ve (2.8b) bağıntıları ile

$$V_t=0,646P , V_b=0,354P$$

olarak hesaplanır. Diğ er taraftan üst ve alt başlıkların normal kuvvet, eğilme momenti ve kesme kuvveti taşıma güçleri hesaplanmış, sonuçları aşağıda özetlenmiştir:

$$N_{pt}=612 \text{ kN} , M_{pt}=9,439 \text{ kNm} , V_{pt}=124,708 \text{ kN}$$

$$N_{pb}=384 \text{ kN} , M_{pb}=5,424 \text{ kNm} , V_{pb}=96,995 \text{ kN}$$

Üst ve alt başlıklarda oluşan sekonder eğilme momentleri ise

$$M_t=0,646P \cdot \frac{0,25}{2}=0,08075P , M_b=0,354P \cdot \frac{0,25}{2}=0,04425P$$

olur. Bu durum için boşluk boyutlarına bağı lı katsayılar

$$\epsilon_t=3\left(\frac{9}{25}\right)^2=0,389 , \epsilon_b=3\left(\frac{7}{25}\right)^2=0,235$$

olarak hesaplanır. Bu değerler yardımıyla $\Omega_t=0,529$ ve $\Omega_b=0,436$ ve buna bağı lı olarak, boşluklu kesitin sekonder eğilme momentleri nedeniyle azaltılmış plastikleşme kesme kuvveti

$$\bar{V}_p = 0,529.124,708 + 0,436.96,995 = 108,260 \text{ kN}$$

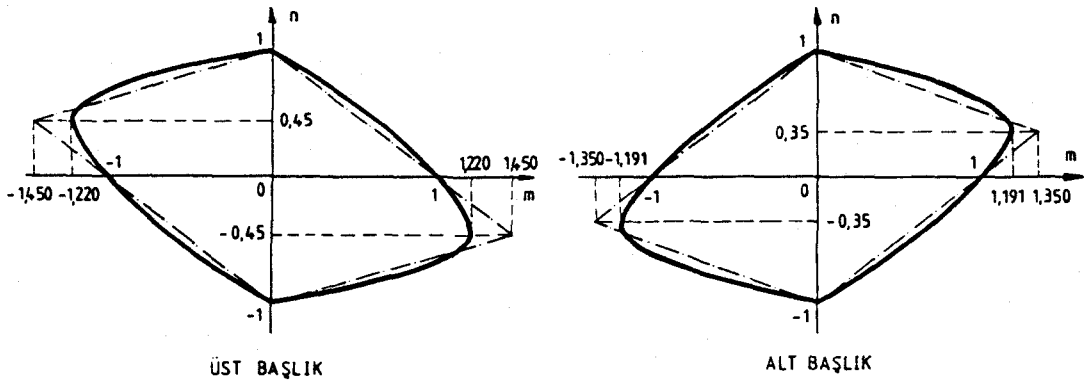
bulunur. Dışmerkez gövde boşluklu kesitte plastik tarafsız eksenin yeri $h_1=4,75$ cm hesaplanmış ve (4.5a,b), (4,6) ve (4.7) bağıntıları ile boşluklu kesitin plastikleşme momenti $M_p=104,895$ kNm olarak bulunmuştur. Buna göre P yüküne bağlı boyutsuz kesit tesirleri

$$m = \frac{M}{M_p} = \frac{0,625P}{104,895} = 0,00596P, \quad v = \frac{V}{\bar{V}_p} = \frac{P}{108,260} = 0,00924P \rightarrow \frac{m}{v} = 0,645$$

olur. Bu m/v oranı ilgili akma eğrisinin I.Bölgesinde yer almakta, böylece bu bölgeye ilişkin akma bağıntısı ile limit yük

$$0,00596P + (\sqrt{2}-1).0,00924P = 1 \rightarrow P = 102,173 \text{ kN}$$

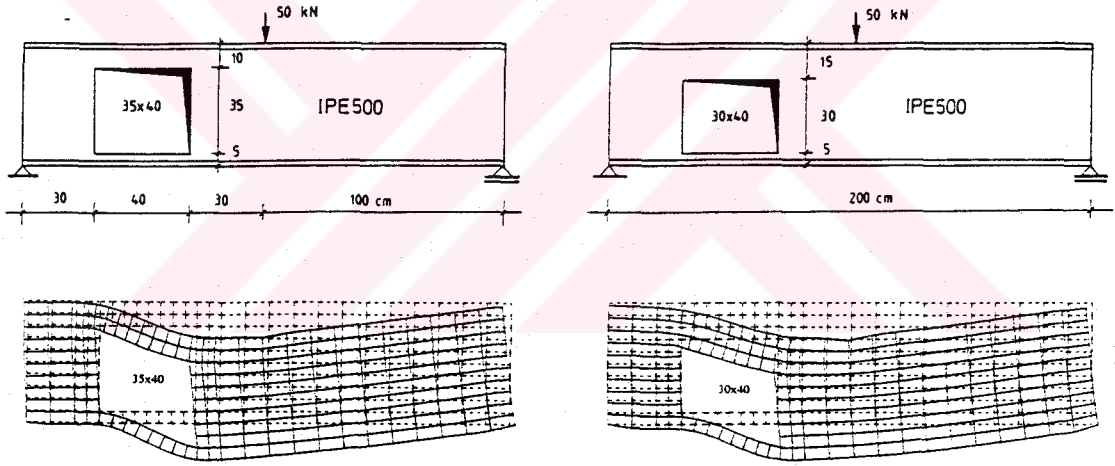
bulunur. Kesme kuvvetinin yalnızca üst başlık tarafından taşındığı varsayımı ile göçme yükü olarak $P=56,734$ kN değeri elde edilir. Bu örnek için dışmerkezlik küçük, üst ve alt başlık kesit özellikleri birbirine yakın olduğundan, çok güvenli sonuçlar elde edilmiştir. Böylece, bu varsayımın büyük dışmerkezlik durumlarında geçerli olabileceği görülmektedir. Üst ve alt başlıklardaki τ -kesitlere ilişkin gerçek ve doğrusallaştırılmış $M+N$ akma eğrileri Şekil 5.7' de verilmiştir. Önceki örneklerde izlenen yolla benzer hesaplar yapılırsa simetrik sandviç kesit yaklaşımı ile alt sınır olarak 67,704 kN üst sınır olarak ise 74,772 kN elde edilir. Gerçek akma eğrisi alındığında üst sınır yükü 102,991 kN elde edilir. Diğer taraftan boşluk dışında tekil yüklerin altında plastik mafsall oluşumuyla göçme, yükün 102,816 kN değerinde gerçekleşmektedir. Bu değerlerin hesaplanmasında kesme kuvvetinin etkisi alınmamıştır.



Şekil 5.7. Üst ve alt başlıklarda gerçek ve doğrusallaştırılmış akma eğrileri.

Örnek 5.

Dışmerkez gövde boşluklu kirişlerde kesme kuvvetinin başlıklar arasında dağılımının hesabında, bu çalışmada Bölüm 2' de geliştirilen ve literatürde mevcut olan bağıntıların birbirlerine göre farklılıklarını görmek ve geçerlilik sınırlarını saptamak için Örnek 2' de verilen kiriş değişik dışmerkez boşluk durumlarında incelenecektir. Boşluk uzunluğu $a_0=40$ cm ve merkezi sol mesnetten 0,5 m uzaklıktadır (Şekil 5.8). Alt başlığın kesit yüksekliği $s_b=5$ cm kalmak koşulu ile üst başlığın kesit yüksekliği $s_f=10,15,20,25$ cm değerlerine karşı gelen, sırasıyla $h_0=35,30,25$ ve 20 cm yüksekliğindeki boşluk değerleri için üst ve alt başlığa etkiyen kesme kuvveti değerleri hesaplanmış, değişik yöntemlerin verdiği sonuçlar birbirleriyle karşılaştırılmıştır (Tablo 5.4). Bu kesme kuvvetlerinin hesaplanmasından sonra sekonder eğilme momentlerine kolayca geçilebilmektedir.



Şekil 5.8. Bir gövde boşluklu kirişlerde, Sonlu Eleman Yöntemi (S.E.Y.) ile elde edilen yerdeğiştirme durumu.

Tablo 5.4. Değişik dışmerkez boşluk geometrileri için kesme kuvvetinin başlıklara dağılımı.

BOŞLUK	ÜST BAŞLIK				ALT BAŞLIK				$V_{U'}$	$V_{b'}$	V_i	V_b
	k_1	k_2	k_3	k_{sf}	k_1	k_2	k_3	k_{sb}				
35x40	43.73	286.98	4872.21	4.12	3.31	2.73	97.46	4.15	0.848	0.152	21.2	3.8
30x40	163.85	7452.92	33215.83	3.31	3.31	2.73	97.46	4.15	0.928	0.072	23.2	1.8
25x40	415.31	41689.33	121798.87	2.81	3.31	2.73	97.46	4.15	0.955	0.045	23.875	1.125
20x40	838.82	140914.15	324501.48	2.49	3.31	2.73	97.46	4.15	0.968	0.032	24.2	0.8

BOŞLUK	YÖNTEM	$V'_{U'}$	$V'_{b'}$	V'_i	V'_b	$V'_{U'}/i$	$V'_{b'}/b$
35x40	2.8	0.848	0.152	21.2	3.8	1	1
	2.32	0.854	0.146	21.359	3.641	0.993	1.044
	2.33	0.884	0.116	22.096	2.904	0.959	1.309
	2.34	0.535	0.465	13.385	11.615	1.584	0.327
	2.35	0.712	0.288	17.797	7.203	1.191	0.528
	2.36	0.747	0.253	18.672	6.328	1.135	0.601
30x40	S.E.V	0.851	0.149	21.287	3.713	0.996	1.023
	2.8	0.928	0.072	23.2	1.8	1	1
	2.32	0.934	0.066	23.36	1.64	0.993	1.098
	2.33	0.962	0.038	24.047	0.953	0.965	1.889
	2.34	0.618	0.382	15.438	9.562	1.503	0.188
	2.35	0.798	0.202	19.94	5.06	1.163	0.356
20x40	2.36	0.851	0.149	21.269	3.731	1.091	0.482
	S.E.V	0.931	0.069	23.263	1.737	0.997	1.036

BÖLÜM 6. SONUÇLAR

Bu çalışmada gövdesi boşluklu çelik I-kirişlerin plastik kurama göre hesabı için bağıntılar geliştirilmiş ve bunlar yapılmış deneylerden elde edilen sonuçlar ile birlikte değerlendirilmiştir:

1. Dışmerkez gövde boşluklu çelik I-kirişlerde üst ve alt başlıklara etki eden kesme kuvvetleri, gerçekte içten hiperstatik olan sistemin boşluk bölgesindeki üst ve alt başlıkların düşey yerdeğiştirmelerinin eşitliğı ilkesine dayanan uygunluk koşulunun verdiği bağıntılar yardımıyla hesaplanabilmektedir. Simetrik boşluk durumunda bile eğer üst ve alt başlık kesit özellikleri farklı ise kesme kuvvetinin başlıklara dağılımı eşit olmamaktadır. Birçok çalışmada problem basite indirgenerek, kesme kuvvetinin büyük bir yüzdesinin üst başlık tarafından taşındığı varsayılmış, böylece alt başlık gergi gibi alınarak bütün kesme kuvveti üst başlığa verilmiştir. Büyük dışmerkezlik oranları için oldukça geçerli olan bu yaklaşım, küçük dışmerkezlik oranları ve simetrik boşluklu durumda gerçek sonuçlara göre güvenli tarafta kalan, oldukça farklı değerler vermektedir.

2. Önerilen bağıntılar dışmerkez gövde boşluklu çelik kirişlerde kullanılabileceğı gibi simetrik ya da dışmerkez gövde boşluklu kompozit kirişlerde de kullanılabilmektedir. Bu durumda yapılması gereken, üst başlığın beton bölümünün eşdeğer çelik kesite dönüştürölmesidir. Böylece kompozit kirişlerde betonarme tabliyenin boşluklu kesitin kesme kuvveti ve moment taşıma gücüne katkısının önemi de anlaşılmaktadır.

3. Kesme kuvveti dağılımının hesabında problem üst ve alt başlıkların kayma yerdeğiştirme katsayılarının hesabına indirgenmiş, güçlendirilmemiş boşluk durumuna karşı gelen τ -kesitler için ağırlık merkezinin gövdede ve başlıkta

olmaları durumları için kayma yerdeğiştirmesi katsayıları kesit özelliklerine bağlı olarak elde edilmiştir. Bağıntılar genel olduğundan simetrik I-kesit ve dikdörtgen kesit durumları için de kullanılabilir. Güçlendirilmiş boşluk durumunda da benzer bağıntıların elde edilebilmesine karşın, oldukça uygun sonuçlar veren yaklaşık bir bağıntı önerilmiştir. Konuya yönelik literatürdeki ve bu çalışmadaki bağıntıların verdiği sonuçlar, Sonlu Eleman Yöntemi (S.E.Y.) ile doğrusal elastik koşullarda elde edilenlerle karşılaştırılmış, bağıntıların verdiği sayısal sonuçların özellikle S.E.Y. değerleriyle % 99.7 'lere varan bir oranda, oldukça uyumlu olduğu görülmüştür.

4. Malzeme olarak yapı çeliği alınmakla birlikte, hesapta izlenen yolla, gövdesi boşluklu betonarme, önerilmeli beton, ahşap ve soğukta şekil verilmiş ince cidarlı çelik kirişler de benzer şekilde kolayca incelenebilmektedir.

5. Gövdesi boşluklu çelik I-kirişlerin düşey tekil yükler altında göçmesi incelenmiştir. Göçmeye, tekil yükün konumuna bağlı olarak, ya tekil yükün altında ya da boşluk bölgesindeki üst ve alt başlık çubuklarının ucunda toplam dört adet plastik mafsall oluşumuyla ulaşılmaktadır. Literatürdeki deneysel çalışmalarda gerek yalın çelik, gerekse kompozit kirişlerin boşluk bölgelerindeki göçmenin sünek olduğu belirtilmektedir. Tekil yükün boşluk üzerinde olması durumunda üst başlıkta üç adet plastik mafsalla yerel göçme olmaktadır; ilgili taslak yönetmelikte[49] başlıklar üzerinde tekil yüklere izin verilmemesinin nedeni budur. Diğer taraftan, bazı boşluk geometrileri ve yükleme durumlarında kiriş boşluklu bölgenin akmasıyla değil, tekil yük altındaki dolu kesitte plastik mafsall oluşumuyla göçmektedir. Bu özel durum ile açıklığı büyük olan kirişlerde ve tekil yükün boşluktan uzak olduğu yerlerde karşılaşılmakta ve kontrol edilmesi gerekmektedir.

6. Bileşik eğilme($M+N$) etkisindeki tek simetri eksenli çelik I-kesitlerin karşılıklı etkileşim/akma eğrileri incelenmiştir. Bu eğriler, gövdesi boşluklu çelik I-kirişlerin göçme hesaplarında üst ve alt başlık elemanlarının göçme koşulları olarak kullanılmaktadır. Akma fonksiyonlarını veren bağıntılar boyutsuz kesit özellikleri cinsinden yazıldığından geneldirler ve böylece her tek simetri eksenli

I-kesit için kullanılabilmektedir. Diğer taraftan, uygun oranlar alınarak geliştirilen bağıntılar aşağıda verilen özel kesitler için uygulanabilmektedir:

- $\beta=\gamma$ ve $\eta=\xi$ ise simetrik I-kesit,
- $\alpha=0.00$, $\eta=0.00$ ve $\xi=0.00$ ise sandviç kesit,
- $\eta=1.00$ ve $\xi=1.00$ ise dikdörtgen kesit,
- $\gamma=0.00$, $\xi=1.00$ ve $A_{fi} \leq A_w$ ise T-kesit,
- $\beta=0.00$, $\eta=1.00$ ve $A_{fb} \leq A_w$ ise L-kesit.

Bu gerçek ve yaklaşık akma eğrileri homojen I-kesitler için geçerli olmakla birlikte, betonarme gibi başlıklarda akma gerilmeleri farklı malzemelerden oluşan kesitler de benzer yolla incelenebilmektedir. T ve tek simetri eksenli I-kesitlerin özel bir durumunda bileşik eğilme etkileşimini kesit özelliklerine bağlı olarak veren benzer bağıntılar burada genelleştirilmiştir [67,68,69].

7. Göçme hesaplarında, elde edilen gerçek akma eğrileri yerine, tek simetri eksenli sandviç I-kesitler için önerilen akma eğrilerinden yararlanılmıştır. Bu basitleştirici varsayım, plastik göçme yüklerinin hesabında özellikle şekil değiştirme hızlarının değerlerinin ve doğrultularının belirlenmesinde kolaylık sağlamaktadır. Bu tür kirişlerde burkulma benzeri ikincil etkiler nedeniyle, çoğu zaman tam plastik göçme yüküne ulaşamayacağı düşünülürse, akma koşulu olarak tek simetri eksenli sandviç kesitler, hatta daha da basitleştirerek simetrik sandviç kesitlerinkinin alınmasının daha uygun olacağı sonucuna varılabilir.

8. Önerilen yöntemlerle sürekli kiriş, kat çerçevesi gibi herhangi bir çubuk sistemin göçme yükleri hesaplanabilir. Burada geliştirilen bağıntıların ve sistemin davranışının daha rahat açıklanmasını sağlayan basit kiriş problemi alınmıştır. Hesaplar sonucunda göçme yükünün boşluk boyutlarına, tekil yükün konumuna ve kabul edilen akma koşuluna bağlı olduğu görülmüş, değişik boşluk boyutları ve yük konumları için limit yükün bu parametrelere göre değişimi verilmiştir; beklendiği üzere, boşluk boyutları arttıkça ve tekil yük boşluğa yaklaştıkça göçme yükünün hızla azaldığı görülmektedir.

9. Üst sınır teoremine göre sistemin iç enerjisinin hesabında normal kuvvetin işinin dikkate alınıp alınmamasının etkisi araştırılmıştır. Olağan yapı sistemlerinde çoğu zaman etkisi terkedilen normal kuvvetlerin işi, boşluğun maksimum moment noktasına yakın olduğu durumlarda, sonuçları etkilemektedir. Yapılan sayısal örneklerde bu etkinin göçme yükünü %49' lara varan bir değerle arttırdığı görülmektedir. Doğal olarak, moment/kesme kuvveti düşük olan bölgelerdeki boşluklarda normal kuvvetin işinin alınıp alınmamasının göçme yüküne etkisi daha az olacaktır.

10. Bölüm 4' de dışmerkez gövde boşluklu I-kirişler için boşluk bölgesinin göçmesi ilkesine dayanan ve denge koşullarını da sağlayan ikinci bir yöntem önerilmiştir. Burada sunulan heriki yöntemle elde edilen sayısal sonuçlar ve literatürdeki mevcut deneysel sonuçlar karşılaştırıldığında, değişik yollarla elde edilen göçme yüklerinin birbirinden çok farklı olmadığı, ancak deneysel sonuçların genelde güvenlik tarafında kalmak üzere % 4 ~ % 45 arasında farklı olduğu görülmüştür. Diğer bir deyişle, sunulan heriki hesap yöntemi de böylesi kirişlerin plastik kurama göre hesabında gerçek göçme yüklerine oranla daha az değerler vermektedir. Bu farklılığın, gerek yapılan varsayımların etkisinden gerekse deney koşullarının ve çeliğin pekleşme etkisinden kaynaklandığı söylenebilir. Bu bağlamda, normal ölçülerdeki yapı çeliğinden üretilmiş I-kesitlerin eğilme momenti taşıma gücünün pekleşme nedeniyle % 30~45' e varan bir oranda artabileceği de düşünülürse, kuramsal olarak elde edilen değerlerin yeterli olduğu sonucuna varılır.

11. Bölüm 4' de, boşluk boyutlarıyla boşluklu kesitin kesme kuvveti taşıma gücünün değişimini veren eğri incelendiğinde değişimin doğrusal olmadığı görülür. Diğer taraftan boşluk oranı arttıkça, beklendiği üzere, kesme kuvveti taşıma gücünün azalmasına koşut olarak kirişin göçme yükü de azalmaktadır. Bu nedenle, boşluk bölgesindeki başlıkların gerek uçlarının aşırı rölatif yerdeğiştirmelerini önlemek, gerekse boşluklu bölgenin taşıma gücündeki kaybın artmamasını sağlamak amacıyla boşluk boyutları için üst sınırlar koymak gerekmektedir. İlgili taslak yönetmelikte bu değerlerin kiriş yüksekliğinin en fazla 0.70 katı alınması önerilmektedir. Ancak, bu çalışmada elde edilen eğrilerle örneğin, NPI 300 profili ve $a_0 = 25$ cm olması durumunda bu boşluk değeri kesitin kesme kuvveti taşıma

gücünde % 70' lere varan bir azalmaya neden olmaktadır. Bu da tek başlığın kesme kuvveti taşıma gücünden bile azdır. Bu nedenle h_o/h oranının güçlendirme yapılmadığı durumlarda 0.60 ya da en çok 0.65 alınması önerilebilir. Daha büyük boşluk oranlarında ise boşluk civarının güçlendirilmesi kaçınılmaz olmaktadır.

12. Bu çalışma, yalın çelik I-kirişlerin incelenmesiyle sınırlanmakla birlikte, sürekli kompozit kirişlerin negatif moment bölgelerindeki kesitlerin, betonun çatladığı varsayımı gereği, çoğu zaman yalın çelik olarak alınması nedeniyle, geliştirilen bağıntılar böylesi durumlarda da kullanılabilir.

13. Burada önerilen yöntem ile, düzlemleri içinde yüklü büyük boşluklar içeren betonarme perde, döşeme ve tuğla duvar gibi yapı elemanlarında da iç kuvvet dağılımı incelenebilmektedir.

14. Bu çalışmanın esas alınarak sürdürülmesi doğrultusunda yapılabilecek çalışmalar:

- o Gövdesi boşluklu kompozit I-kirişlerin ve soğukta şekil verilmiş ince cidarlı çelik kirişlerin plastik kurama göre hesabı için bağıntılar geliştirilmesi [70,71],
- o Bölüm 3' de önerilen yöntemle güçlendirilmiş kirişlerin incelenebilmesine karşın, Bölüm 4' deki hesap yöntemi ile güçlendirilmiş boşluk durumları için benzer bağıntıların geliştirilmesi ve
- o Güçlendirilmemiş ve güçlendirilmiş gövde boşluklu çelik I-kirişlerin göçme yüklerinin/durumlarının deneysel incelenmesi

şeklinde sıralanabilir.

KAYNAKLAR

- [1] **HODGE, P.G.**, Plastic Analysis of Structures, McGraw-Hill, N.Y., 1959.
- [2] **DESCHAPELLES, B.**, Beam Analogy for the Solution of Vierendeel Trusses, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 88, No. ST5, pp. 25-50, October, 1962.
- [3] **BOWER, J.E.**, Ultimate Strength of Beams with Rectangular Holes, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 94, No. ST6, pp. 1315-1337, June, 1968.
- [4] **CONGDON, J.G. and REDWOOD, R.G.**, Plastic Behavior of Beams with Reinforced Holes, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 96, No. ST9, pp. 1933-1955, September, 1970.
- [5] **BLODGETT, O.W.**, Design of Welded Structures, The James F. Lincoln Arc Welding Foundation, Ohio, 1972.
- [6] **AGLAN, A.A. and REDWOOD, R.G.**, Web Buckling in Castellated Beams, The Institution of Civil Engineers Proceedings, Vol. 57, Part 2, pp. 307-320, June, 1974.
- [7] **DOUGLAS, T.R. and GAMBRELL, S.C.**, Design of Beams with off-Center Web Openings, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 100, No. ST6, pp. 1189-1203, June, 1974.
- [8] **WANG, T.M., SNELL, R.R. and COOPER, P.B.**, Strength of Beams with Eccentric Reinforced Holes, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 101, No. ST9, pp. 1783-1800, September, 1975.
- [9] **KNOSTMAN, H.D., COOPER, P.B. and SNELL, R.R.**, Shear Force Distribution at Eccentric Web Openings, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 103, No. ST6, pp. 1207-1221, June, 1977.
- [10] **REDWOOD, R.G., BARANDA, H. and DALY, M.J.**, Tests of Thin-Webbed Beams with Unreinforced Holes, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 104, No. ST3, pp. 577-595, March, 1978.
- [11] **DOUGHERTY, B.K.**, Elastic Deformation of Beams with Web Openings, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 106, No. ST1, pp. 301-312, January, 1980.
- [12] **TODD, D.M. and COOPER, P.B.**, Strength of Composite Beams with Web Openings, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 106, No. ST2, pp. 431-444, February, 1980.

- [13] **DOUGHERTY, B.K.**, Buckling of Web Posts in Perforated Beams, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 107, No. ST3, pp. 507-519, March, 1981.
- [14] **CLAWSON, W.C. and DARWIN, D.**, Tests of Composite Beams with Web Openings, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 108, No. ST1, pp. 145-162, January, 1982.
- [15] **CLAWSON, W.C. and DARWIN, D.**, Strength of Composite Beams at Web Openings, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 108, No. ST3, pp. 623-640, March, 1982.
- [16] **İŞLER, Ö.**, Betonarme Yüksek Kirişlerde Gövde Boşluklarının Taşıma Gücüne Etkisi, Doçentlik Tezi, İ.T.Ü. Mimarlık Fakültesi, Haziran, 1982.
- [17] **DONOGHUE, C.M.**, Composite Beams with Web Openings: Design, Jour. of the Struc. Div., ASCE, Vol. 108, No. ST12, pp. 2652-2667, December, 1982.
- [18] **NARAYANAN, R. and AVANESSIAN, N.G.V.**, Strength of Webs with Corner Openings, The Structural Engineer, Vol. 62B, No. 1, pp. 6-11, March, 1984.
- [19] **HILSON, B.O. and RODD, P.D.**, The Effect of Web Holes on the Behaviour and Ultimate Strength of Timber I-Beams with Hardboard Webs, The Structural Engineer, Vol. 62B, No. 4, pp. 69-78, December, 1984.
- [20] **NARAYANAN, R. and AVANESSIAN, N.G.V.**, Design of Slender Webs Having Rectangular Holes, Jour. of Struc. Eng., ASCE, Vol. 111, No. 4, pp. 777-787, April, 1985.
- [21] **NARAYANAN, R. and DARWISH, I.Y.S.**, Strength of Slender Webs Having Non-Central Holes, The Structural Engineer, Vol. 63B, No. 3, pp. 57-62, September, 1985.
- [22] **OKUBO, T. and NETHERCOT, D.A.**, Web Post Strength in Castellated Steel Beams, The Institution of Civil Engineers Proceedings, Vol. 79, Part 2, pp. 533-557, September, 1985.
- [23] **NAIK, N.K., KUMAR, R.R. and RAJAIAH, K.**, Optimum Hole Shapes in Beams under Pure Bending, Jour. of Engineering Mechanics, ASCE, Vol. 112, No. 4, pp. 407-411, April, 1986.
- [24] **DONAHEY, R.C. and DARWIN, D.**, Web Openings in Composite Beams with Ribbed Slabs, Jour. of Struc. Eng., Vol. 114, No. 3, pp. 518-534, March, 1988.

- [25] **DARWIN, D. and DONAHEY, R.C.**, LRFD for Composite Beams with Unreinforced Web Openings, Jour. of Struc. Eng., Vol. 114, No. 3, pp. 535-552, March, 1988.
- [26] **LEE, M.M.K.**, A theoretical Model for Collapse of Plate Girders with Perforated Webs, The Structural Engineer, Vol. 68, No. 4, pp. 72-80, 1990.
- [27] **CHO, S.H.**, Slab Behavior in Composite Beams at Web Openings, Ph.D. Thesis, McGill University, Montreal, June, 1990.
- [28] **LANGE, J. und KURZ, W.**, Verbundtrager mit Unausgesteiften Stegausschnitten, Der Stahlbau 59, H. 4, s. 123-125, 1990.
- [29] **SCHORIES, K.**, Zur Tragfähigkeit von Schlanken Biegetragern mit Mehreren Kreisförmigen Stegausschnitten, Der Stahlbau 60, H. 3, s. 88-91, 1991.
- [30] **SCHORIES, K.**, Koeffizienten zur Ermittlung der Idealen Beulspannung von Tragerstegen mit Ausschnitten unter Schubbeanspruchung, Der Stahlbau 60, H. 4, s. 121-124, 1991.
- [31] **MANSUR, M.A., LEE, Y.F., TAN, K.H. and LEE, S.L.**, Tests on RC Continuous Beams with Openings, Jour. of Struc. Eng., ASCE, Vol. 117, No. 6, pp. 1593-1606, June, 1991.
- [32] **MANSUR, M.A., TAN, K.H., LEE, Y.F. and LEE, S.L.**, Piecewise Linear Behavior of RC Beams with Openings, Jour. of Struc. Eng., ASCE, Vol. 117, No.6, pp. 1607-1621, June, 1991.
- [33] **THEVENDRAN, V. and SHANMUGAM, N.E.**, Lateral Buckling of Doubly Symmetric Beams Containing Openings, Jour. of Engineering Mechanics, ASCE, Vol. 117, No. 7, pp. 1427-1441, July, 1991.
- [34] **ROBERTS, T.M. and AL-AMERY, R.I.M.**, Shear Strength of Composite Plate Girders with Web Cutouts, Jour. of Struc. Eng., ASCE, Vol. 117, No. 7, pp. 1897-1910, July, 1991.
- [35] **ITO, M., FUJIWARA, K. and OKAZAKI, K.**, Ultimate Strength of Beams with U-Shaped Holes in Top of Web, Jour. of Struc. Eng., ASCE, Vol. 117, No. 7, pp. 1929-1945, July, 1991.
- [36] **ÇELİK, O.C. ve ÖZGEN, K.**, Petek Kirişlerde Sekonder Eğilmelerin Etkisi, s. 176-185, VII. Ulusal Mekanik Kongresi, Antalya, Eylül, 1991.
- [37] **DRDACKY, M.**, Stability of Perforated Webs, Fourth International Colloquium on Structural Stability, pp. 96-102, Istanbul, September, 1991.

- [38] **LINDNER, J.**, Shear Capacity of Beams with Trapezoidally Corrugated Webs and Openings, Fourth International Colloquium on Structural Stability, pp. 103-112, Istanbul, September, 1991.
- [39] **SCHORIES, K.**, Ein Modell für die Berechnung der Tragfähigkeit Geschweißter Biegetrager mit Großen Stegausschnitten, Der Stahlbau 60, H. 10, s. 311-313, 1991.
- [40] **LAWSON, R.M., CHUNG, K.F. and PRICE, A.M.**, Tests on Composite Beams with Large Web Openings to Justify Existing Design Methods, The Structural Engineer, Vol. 70, No. 1, pp. 1-7, January, 1992.
- [41] **KENNEDY, J.B. and ABDALLA, H.**, Static Response of Prestressed Girders with Openings, Jour. of Struc. Eng., ASCE, Vol. 118, No. 2, pp. 488-504, February, 1992.
- [42] **BAYRAMOĞLU, G.**, Yarım NPI Başlıklı, Dikdörtgen Boşluklu, Küt Kaynaklı, Yanal Burkulması Önlenmiş, Çelik Kirişlerin Davranışı ve Taşıma Gücü, Doktora Tezi, İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, Mart, 1992.
- [43] **SCHORIES, K.**, Versuche an Verbundtragern mit Großen Stegausschnitten zur Bewertung Bestehender Bemessungsverfahren, Der Stahlbau 61, H. 8, s. 251-254, 1992.
- [44] **EINSIEDLER, O.**, Eine Einfache Idee Stand am Anfang: 50 Jahre Wabentrager, Bauingenieur, H. 6, s. 287-290, Juni, 1992.
- [45] **MANSUR, M.A., HUANG, L.M., TAN, K.H. and LEE, S.L.**, Deflections of Reinforced Concrete Beams with Web Openings, ACI Structural Journal, Vol. 89, No. 4, pp. 391-397, July-August, 1992.
- [46] **CHO, S.H. and REDWOOD, R.G.**, Slab Behavior in Composite Beams at Openings. I: Analysis, Jour. of Struc. Eng., ASCE, Vol. 118, No. 9, pp. 2287-2303, September, 1992.
- [47] **CHO, S.H. and REDWOOD, R.G.**, Slab Behavior in Composite Beams at Openings. II: Tests and Verification, Jour. of Struc. Eng., ASCE, Vol. 118, No. 9, pp. 2304-2322, September, 1992.
- [48] **TSE, D. and DAYAWANSA, P.H.**, Elastic Deflection of Steel and Composite Beams with Web Penetrations, The Structural Engineer, Vol. 70, No. 21, pp. 372-376, November, 1992.

- [49] **ASCE Task Committee on Design Criteria for Composite Structures in Steel and Concrete**, Proposed Specification for Structural Steel Beams with Web Openings, Jour. of Struc. Eng., ASCE, Vol. 118, No. 12, pp. 3315-3324, December, 1992.
- [50] **ASCE Task Committee on Design Criteria for Composite Structures in Steel and Concrete**, Commentary on Proposed Specification for Structural Steel Beams with Web Openings(with Design Example), Jour. of Struc. Eng., ASCE, Vol. 118, No. 12, pp. 3325-3349, December, 1992.
- [51] **ÇELİK, O.C. ve ÖZGEN, K.**, Gövdesi Boşluklu I-Kirişlerin Optimum Özellikleri, XII. İnşaat Mühendisliği Teknik Kongresi, s.637-648, Ankara, Mayıs, 1993.
- [52] **ÇELİK, O.C. ve ÖZGEN, K.**, Gövdesi Boşluklu I-Kirişlerde Tekil Yüklerin Akmaya Etkisi, VIII. Ulusal Mekanik Kongresi, s.227-236, Antalya, Eylül, 1993.
- [53] **ÇELİK, O.C. and ÖZGEN, K.**, Ultimate Strength of Steel I-Beams at Unreinforced Web Openings, 30 th. Polish Solid Mechanics Conference, Zakopane, pp. 72-74, 05-09 September, 1994.
- [54] **BODE, H., STENGEL, J. und KÜNZEL, R.**, Stahlverbundtrager mit großen Stegausschnitten, Der Stahlbau 63, H.1, s. 6-14, 1994.
- [55] **BODE, H., STENGEL, J. und KÜNZEL, R.**, Stahlverbundtrager mit großen Stegausschnitten, Der Stahlbau 63, H.2, s. 41-48, 1994.
- [56] **ÇAKIROĞLU, A.**, Hiperstatik Sistemlerin Hesap Metodları, 1974.
- [57] **GHALL, A. and NEVILLE, A.M.**, Structural Analysis, Chapman and Hall Ltd., Second Edition, 1978.
- [58] **BALLIO, G. and MAZZOLANI, F.M.**, Theory and Design of Steel Structures, Chapman and Hall Ltd., pp. 359-369, 1983.
- [59] **ÖZGEN, K.**, Silindirik Kabukların Genel Yükler Altında Limit Analizi, Doktora Tezi, İ.T.Ü. Mimarlık Fakültesi Yayını, Özarkadaş Matbaası, İstanbul, 1972.
- [60] **HORNE, M.R.**, Plastic Theory of Structures, Pergamon Press, N.Y., 1979.
- [61] **TS4561** , Çelik Yapıların Plastik Teoriye Göre Hesap Kuralları, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 1985.

- [62] **WONG, M.B. and LOL, F.T.**, Yield Surface Linearization in Elastoplastic Analysis , Computers & Structures, Vol. 26, No. 6, pp. 951-956, 1987.
- [63] **ÖZGEN, K.**, Bileşik Eğilmede Karşılıklı Etki Diyagramı; Sandviç Kesit Modeli, İ.T.Ü. Dergisi, Cilt 47, Sayı 3, Sayfa 6-10, 1989.
- [64] **OLIVEIRA, J.G. and JONES, N.**, Some Remarks on the Influence of Transverse Shear on the Plastic Yielding of Structures, Int. Jour. Mech. Sci., Vol. 20, pp.759-765, 1978.
- [65] **PETERSEN, C.**, Stahlbau, Friedr. Vieweg & Sohn, Braunschweig, 1988.
- [66] **COŞKUN, E. and ÇELİK O.C.**, The Effect of Plastic Deformations and Strain-Hardening on the Load Carrying Capacity of Optimum I-Shaped Steel Sections, 28.th. Polish Solid Mechanics Conference, Kozubnik, September, 1990.
- [67] **ARDA, T.S. ve BAYRAMOĞLU, G.**, Başlık Alanı Gövde Alanından Büyük τ Kesitlerin Bileşik Eğilme Etkileşimi, İ.T.Ü. Dergisi, Cilt 50, Sayı 1, Sayfa 42-49,1992.
- [68] **ARDA, T.S. ve BAYRAMOĞLU, G.**, Gövde Alanı Başlık Alanından Büyük τ Kesitlerin Bileşik Eğilme Etkileşimi, İ.T.Ü. Dergisi, Cilt 50, Sayı 3, Sayfa 69-77,1992.
- [69] **ARDA, T.S. ve BAYRAMOĞLU, G.**, Tek Simetrlili I Kesitlerin $A_b > A_b'$ ve $A_b \leq A_b' + A_g$ Durumunda Bileşik Eğilme Etkileşimi, İ.T.Ü. Dergisi, Cilt 50, Sayı 4, Sayfa 93-105, 1992.
- [70] **CHUNG, K.F.**, Structural Performance of Cold Formed Sections with Single and Multiple Web Openings. Part 1: Experimental Investigation, The Structural Engineer, Vol. 73, No. 9/2, pp. 141-149, May 1995.
- [71] **CHUNG, K.F.**, Structural Performance of Cold Formed Sections with Single and Multiple Web Openings. Part 2: Design Rules, The Structural Engineer, Vol. 73, No.14/18, pp. 223-228, July 1995.

ÖZGEÇMİŞ

02.06.1967' de Refahiye' de doğan Oğuz Cem ÇELİK, İlk öğrenimini Gürsel İlkokulunda, Orta öğrenimini, Refahiye Ortaokulu' nda ve Lise öğrenimini ise Erzincan Kazım Karabekir Lisesinde tamamlamıştır. İ.T.Ü. İnşaat Fakültesine 1983' de girmiş, 1987 yılında Ahşap ve Çelik Yapılar Kürsüsünde bitirme çalışması yaparak mezun olmuştur. Aynı yıl İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Anabilim Dalı, Yapı Mühendisliği programına başlamış, 1990' da yine Ahşap ve Çelik Yapılar Kürsüsünde yüksek lisans tezini tamamlayarak yüksek mühendis ünvanını almıştır. 1990 yılında doktora programına başlamıştır. Bu arada 1989' da İ.T.Ü. Mimarlık Fakültesi Yapı Statiği ve Betonarme Birimine araştırma görevlisi olarak kabul edilen Oğuz Cem ÇELİK, halen aynı birimde görevini sürdürmektedir. Evli ve bir kız çocuğu babasıdır.

Çelik Yapılar ağırlıklı olmak üzere, Yapı Mühendisliğinin değişik konularında diğer ortak yazarlarla birlikte şu ana kadar 7 Türkçe makalesi, 4' ü yurt dışında olmak üzere 11 bildirisi ve üniversite içinde gerçekleştirilen 9 seminerde konuşması vardır.