

## **2. OTURUM**

# İKİ EKSENLİ EĞİLME VE SABİT BASINÇ KUVVETİ ETKİSİNDEKİ EŞİT KOLLU KORNIYERLERİN ANALİZİ

M. Ruhi AYDIN

Eskişehir Osmangazi Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü,  
e-mail [raydin@ogu.edu.tr](mailto:raydin@ogu.edu.tr), Tel: 0 222 2393750/3210

## Özet

Korniyerler genellikle geometrik eksenlerine paralel olarak yüklenirler. Ayrıca kesitleri asal eksenlerine göre simetrik de değildirler. Eşit kollu korniyerlerde bile sadece bir tek simetri eksenidir. Pek çok yükleme tipi bu elemanlarda iki eksenli eğilme ve eksenel kuvvet meydana gelmesine neden olur. Bu özelliklerinin yanı sıra korniyerler narin taşıyıcılar olmaları nedeni ile de eğilme burkulması, yanal burulma burkulması ve yerel burkulma etkileri altında da incelenmesi gereken sistemlerdir. Bu çalışmada eksenel kuvvetin sabit ve basınç kuvveti olması hali için, aynı oranda değişen çubuk eksenine dik yükler etkisi altında, eşit kollu korniyerlerin nominal yüklerinin bulunması için bir hesap prosedürü sunulmaktadır. Sabit eksenel kuvvet sadece kesitte oluşturacağı üniform basınç gerilmesi ve ikinci mertebe etkileri ile göz önüne alınmaktadır. Bu suretle geriye iki eksenli etki eden eğilme momentleri kalmaktadır. İki eksenli eğilme için ilk akma momentleri, tam plastik momentler ve yanal burulma burkulması haline ait kesitin taşıyabileceği momentler eksenel kuvvete ve narinliğe bağlı olarak hesaplanmaktadır. Bu momentleri oluşturan yüklerden kesite ait nominal yükün hesabı ise LRFD kuralları çerçevesinde olmak üzere hesaplanmaktadır. Sabit eksenel yük hali için sunulan hesap prosedürü istenirse ardışık yaklaşım yolu ile genel haldeki eksenel kuvvetler için de uygulanabilir.

*Anahtar Kelimeler:* Korniyer, burulma burkulması, eğilme burkulması, iki eksenli eğilme, çelik kiriş

## I. Giriş

Korniyerler kesitlerinin simetrik olmaması, narin elemanlar olmaları ve çoğu halde asal eksenlere paralel olarak yüklenmemeleri nedeni ile genellikle en genel iç kuvvetler etkisindeki elemanlardır. Bir başka deyişle eksenel kuvvet ve iki eksenli eğilme momentleri etkisi altındadırlar. Eğilme şekil değiştirmeleri ve eksenel kuvvet kesitte ilave momentler meydana getirirler. Bu momentler nedeni ile yeni şekil değiştirmeler meydana gelir ve bu durum ardışık etkilerin meydana gelmesine neden olur. Bu etkiler ikinci mertebe etkiler veya  $P-\Delta$  etkileri olarak adlandırılır. İkinci mertebe etkiler ilave kesit tesirleri meydana getirmesinin yanı sıra, limit durumda stabilite sorunlarına da neden olabilir.

Bu en genel hale ait boyutlandırma yapılması istendiğinde aşağıdaki ön hesaplamaların yapılması gerekir.

a- Yüklemenin artışı ile kesitin her hangi bir noktasında akma gerilmesi meydana geldiği hale ait moment ve bu momenti oluşturan yükler, (Tanımlanan bu moment ilk akma momenti olarak adlandırılır.)

b- Tüm kesitin akma gerilmesine ulaşması haline ait moment ve bu momenti oluşturan yükler, (Tanımlanan bu moment tam plastik moment olarak adlandırılır.)

- c- Eğilme burkulması meydana getiren eksenel kuvvet.
- d- Yanal burulma burkulması meydana getiren eğilme momentleri ve bu momentleri oluşturan yükler.
- e- Korniyer kollarının basınç gerilmeleri nedeni ile yerel burkulma etkileri altında bulunması ve bu hale ait moment ve bu momenti oluşturan yükler.

Yukarıda sözü edilen ön hesapların yapılmasından sonra kesite ait tasarım momentinin veya yükünün bulunabilmesi mümkün olabilir. Korniyerlerin eğilme, eksenel kuvvet etkisi ve burkulma etkileri ile ilgili analizi için yapılan çalışmaların bu çalışma ile ilişkili olanlarına ait bir kısım bilgiler aşağıda sunulmaktadır. Earls, [1], [2] ve Sun, ve Butterworth, [3] eşit kollu korniyerlerin malzeme ve geometri bakımından doğrusal olmayan sonlu elemanlar tekniği ile geometrik eksenlerdeki eğilme durumları analiz edilmiştir. Elgaaly, Dagher, ve Davids, [4] kafes kiriş elemanı olarak kullanılan korniyerlerin uçlarındaki değişik mesnetlenme durumlarına ait haller için deneysel incelemeler yapılmış ve sonuçlarına yorumlar getirilmiştir. Trahair, [5] 2 eksenli eğilme hali için elastik analize ait hesap prosedürleri verilmiş ve elastik, plastik ve yerel burkulma durumları için kullanılacak mukavemet momentlerine ait bağıntılar sunulmuştur. Trahair, [6], [7] da eşit ve değişik kollu korniyerlerin üniform yayılı yük etkisi altında elastik yanal burkulma momentleri için yaklaşık bağıntılar ve karşılıklı etkileşim diyagramları sunulmuştur. Trahair, [8] de eşit kollu korniyerlerde ikinci merteye etkileri eğilme ve burulma hallerini göz önüne alan bir tasarım yöntemi sunulmuştur. Earls, ve Galambos, [9] , ve Earls, [10] da doğrusal olmayan sonlu elemanlar tekniği kullanılarak eşit kollu korniyerler analiz edilmiş ve sonuçları deneysel olarak kontrol edildikten sonra bir hesap yöntemi önerilmiştir.

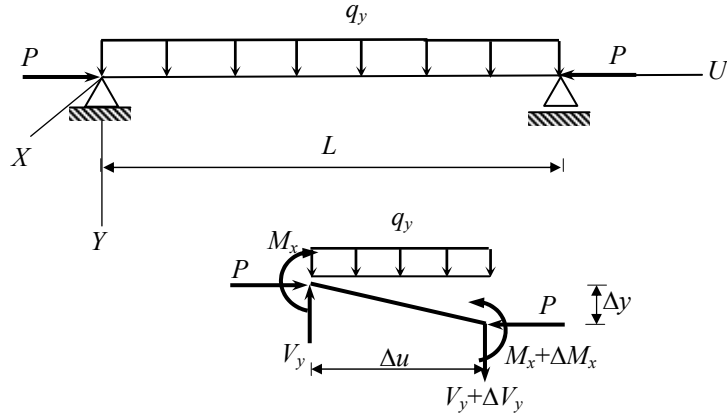
Bu çalışmada kesite etki eden eksenel kuvvet sabit ve basınç kuvveti olarak kabul edilmiştir. Bu kuvvet oluşturacağı ikinci merteye etkiler ile göz önüne alınacak, bir başka deyişle çubuk eksenine dik yönde etki eden yüklerin meydana getirdikleri momentler ikinci merteye etkilerden dolayı artırılarak göz önüne alınacaktır. Bu durumda kesitteki iç kuvvetler eğilme momentlerinden ibaret olacak, eksenel kuvvet kesitin bir özelliği olarak analizde yer alacaktır. İkinci merteye etkiler eğilme burkulması öncesi göz önüne alınmış olacağı için yukarıda sözü edilen eğilme burkulması sorununun inceleme dışı kalacağı kendiliğinden ortaya çıkar. Benzer şekilde sabit eksenel yük için yanal burulma burkulması halinde de önce her bir asal eksene ait yanal burulma moment değerleri bulunacak iki eksen arasında karşılıklı etkileşim diyagramının bir doğru olduğu kabulüne göre eksenlere ait limit momentler bulunacaktır. Bulunan momentler dolayısı ile hesaplanan yüklerden nominal yüklerin bulunması için LRFD [11] kurallarına uygun olarak bir hesap prosedürü sunulacaktır.

## **II. SABİT EKSENEL KUVVET ETKİSİ ALTINDA BULUNAN DOĞRUSAL ÇUBUK ELEMANLARDA İKİNCİ MERTEBE MOMENTLERİN HESABI**

**Şekil 1** de  $L$  açıklığındaki basit kirişe etki eden sabit  $P$  eksenel basınç kuvveti ve  $q_y$  üniform yayılı yükü görülmektedir. Bu kirişten çıkarılan bir  $\Delta u$  çubuk elemanında düşey denge ve sağ uca göre moment denge koşulları yazılır ve  $\Delta u \rightarrow 0$  için ifadeler düzenlenirse

$$\frac{dV_y}{du} = -q_y \quad (1)$$

$$\frac{dM_x}{du} = V_y + P \frac{dy}{du} \quad (2)$$



**Şekil 1** Basınç kuvveti üniform yayılı yük etkisindeki basit kiriş ve  $\Delta u$  elemanına etki eden iç kuvvetler ve yer değiştirmeleri

(2) **Denkleminin** bir kere daha türevi alınır ve  $\frac{d^2 M_x}{du^2} = -EI_x \frac{d^4 y}{du^4}$  olduğu da göz önüne alınarak (1) **Denklemini** ile birleştirilirse

$$\frac{d^4 y}{du^4} + \frac{P}{EI_x} \frac{d^2 y}{du^2} = \frac{q_y}{EI_x} \quad (3)$$

burada;

$$\lambda_x = L \sqrt{\frac{P}{EI_x}} \quad (4)$$

(4) **Denkleminin** çözümü

$$y = C_1 \sin \lambda_x \frac{u}{L} + C_2 \cos \lambda_x \frac{u}{L} + C_3 u + C_4 + \frac{q_y u^2}{2P} \quad (5)$$

$u=0$  ve  $u=L$  de çökme ve momentlerin sıfır olacağı sınır koşulları kullanılarak (5) **Denklemindeki** integral sabitleri hesaplanırsa aşağıdaki (6) **Denklemini** elde edilir.

$$y = \frac{L^2}{\lambda_x^2} \frac{q_y}{P} \left( \frac{1 - \cos \lambda_x}{\sin \lambda_x} \sin \frac{\lambda_x}{L} u + \cos \frac{\lambda_x}{L} u - \frac{\lambda_x^2}{2L} u - 1 + \frac{\lambda_x^2}{2L^2} u^2 \right) \quad (6)$$

(6) **Denkleminden** her hangi bir  $u$  koordinatındaki moment kolayca hesaplanabilir. Bu ifade aşağıdaki (7) **Denklemini** ile verilmektedir.

$$M_x = q_y L^2 \left( \frac{1 - \cos \lambda_x}{\sin \lambda_x} \sin \frac{\lambda_x}{L} u + \cos \frac{\lambda_x}{L} u - 1 \right) \frac{1}{\lambda_x^2} \quad (7)$$

Basit kirişin ortasında etki eden tekil  $Q_y$  yükü olması halinde elastik çizgi ve moment denklemi

$$y = \frac{1}{2} \frac{L}{\lambda_x} \frac{Q_y}{P} \left( \frac{1}{\cos \frac{\lambda_x}{2}} \sin \frac{\lambda_x}{L} u - \frac{\lambda_x}{L} u \right) \quad (8)$$

$$M_x = Q_y L \left( \sin \frac{\lambda_x}{L} u \right) \frac{1}{2 \lambda_x \cos \frac{\lambda_x}{2}} \quad (9)$$

olur.

(7) ve (9) **Denklemleri** üniform yayılı ve kiriş ortasında etki eden tekil yük haline ait elastik çizgi ve moment denklemlerini vermektedir.  $x$  eksenine paralel etki eden  $q_x$  ve/veya  $Q_x$  yükleri için adı geçen denklemlerdeki  $x$  ve  $y$  ler yer değiştirmelidir.

İkinci merteye etkilerin kiriş ortasındaki momentleri  $\lambda$  katsayılarına bağlı olarak hangi ölçüde etkilediğine dair bir karşılaştırma **Tablo I** de sunulmaktadır.

**Tablo I** Üniform yayılı ve açıklık ortasında etki eden tekil yük hali için orta kesitteki

momentin artış katsayıları tablosu  $M = \chi_q \frac{qL^2}{8}$  veya  $M = \chi_Q \frac{QL}{4}$

$\lambda$	0.5	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0
$P/P_{cr}$	0.025	0.101	0.228	0.405	0.633	0.912
$\chi_q$	1.027	1.116	1.304	1.702	2.779	11.677
$\chi_Q$	1.021	1.093	1.242	1.557	2.408	9.401

**Tablo I** de görülen  $P_{cr}$  Euler burkulma yükü olup, iki ucu da mafsallı bir çubukta,

$$P_{cr} = \pi^2 \frac{EI}{L^2} \quad (10)$$

değerindedir.

$P$  etkisi nedeni ile orta kesitte meydana gelen momentler yük tipine göre oldukça iyi bir yaklaşıklık ile aşağıdaki denklemlerden de elde edilebilir.

Üniform yayılı yük için,

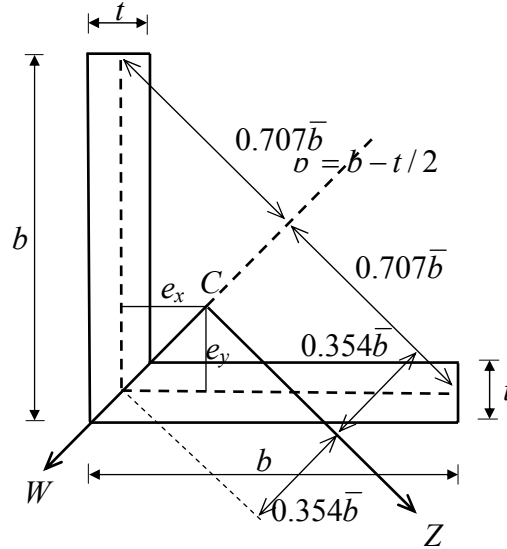
$$M = \frac{qL^2}{k_q} ; k_q = -0.805\lambda^2 - 0.035\lambda + 8 ; 0 \leq \lambda \leq 3.0 \quad (11)$$

Kiriş ortasında etki eden tekil yük için,

$$M = \frac{QL}{k_Q} ; k_Q = -0.394\lambda^2 + 0.064\lambda + 4 ; 0 \leq \lambda \leq 2.5 \quad (12)$$

### III. İLK AKMA MOMENTLERİNİN HESABI

Eşit kollu korniyerde sabit kabul edilen aksenal kuvvetten dolayı meydana gelen ve bütün kesitte üniform olan basınç gerilmesi korniyere ait akma gerilmesinden çıkarıldığında bulunacak gerilmeyi oluşturan momentler kesite ait ilk akma momentleri olarak tanımlanabilir. Şekil 2 de eşit kollu bir korniyerin boyutları ve asal eksenleri görülmektedir, asal eksenlerin yatay ve düşeyde yer alan geometrik eksenlerle yaptığı açı  $\pi/4$  radyandır.



Şekil 2 Eşit kollu korniyer boyutlar ve asal eksenler

Sabit aksenal kuvvetten meydana gelen basınç gerilmesi  $\frac{P}{A}$  değerindedir. İlk akma momentleri  $M_w$  ve  $M_z$  asal eksenlerdeki momentlerin  $\alpha$  katı olan bir değerdedir,  $\alpha$  aşağıdaki denklem kullanılarak hesaplanabilir [12].

$$\alpha \left( -\frac{M_w}{I_w} z + \frac{M_z}{I_z} w \right) = F_y - \frac{P}{A} \quad (13)$$

Burada  $A$  kesit alanı,  $F_y$  akma gerilmesidir,

(13) Denklemi kesitin kritik noktalarına uygulanmalı ve en küçük katsayısı veren moment grubu araştırılmalıdır.

(13) **Denklemi** uygulanırken **Şekil 2** deki dolu çizgiler ile gösterilen kesit yerine orta kesitten geçirilen eksenlerin meydana getirdiği L şeklindeki idealize kesit göz önüne alınabilir. Bu hale ait değerler aşağıdaki gibi elde edilmektedir.

$$\bar{b} = b - \frac{t}{2}; I_w = \frac{1}{3}\bar{b}^3 t; I_z = \frac{1}{12}\bar{b}^3 t; e_x = e_y = 0.25\bar{b} \quad (14a)$$

tarafsız eksene en büyük uzaklıklar

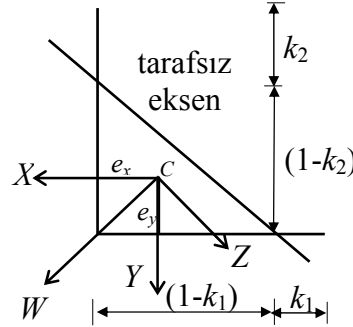
$$z = 0.707\bar{b}; w = 0.354\bar{b} \quad (14b)$$

Asal eksen momentlerinin işaretlerine göre (13) **Denklemi** ve (14) **Denklemlerindeki** büyüklükler göz önüne alınarak aşağıdaki durumlara uygun olarak uygulanmalıdır.

$M_z < 0$  olması halinde korniyerin serbest ucu için  
 $M_z > 0$  olması halinde korniyerin serbest ucu ve köşesi için hesaplanarak olumsuz olan hale ait değer kullanılacaktır.

#### IV. TAM PLASTİK MOMENT HESABI

Sabit aksenal yük etkisi altında bulunan eşit kollu bir korniyerin tam plastik davranış halinde asal eksenlerdeki moment bileşenlerinin bulunması ilk akma momenti ile tam plastik moment arasındaki ilişkinin bilinmesi bakımından gereklidir. Bunun için **Şekil 3** de gösterilen birim kenar uzunluğundaki korniyerde tarafsız eksenin değişik konumlarına ait aksenal kuvvet ve moment bileşenlerinin bulunması ve düzenlenmesi gereklidir. Bu amaçla aşağıdaki hesap prosedürü izlenecektir.



**Şekil 3** Eşit kollu korniyer tarafsız eksen geometrik ve asal eksenler, boyutlar

Tam plastik davranış halinde korniyerde tarafsız eksenin bir tarafındaki toplam boyların farkı aksenal kuvvete eşit olur.

Şayet  $(1 - k_1) + (1 - k_2) > k_1 + k_2$  ise basınç bölgesinin köşe tarafında olduğu kabul edilecek ve bu hale ait boyutsuz aksenal kuvvet katsayısı

$$n = 2 - 2(k_1 + k_2) \quad (15)$$

olur. Geometrik eksenler etrafındaki momentler:

$$m_{Px} = -k_2 \left( 1 - \frac{k_2}{2} - e_y \right) + (1 - k_2) \left( \frac{1 - k_2}{2} - e_y \right) - (1 - k_1) e_y + k_1 e_y \quad (16a)$$

$$m_{Py} = k_1 \left( 1 - \frac{k_1}{2} - e_x \right) - (1 - k_1) \left( \frac{1 - k_1}{2} - e_x \right) + (1 - k_2) e_x - k_2 e_x \quad (16b)$$

(16a ve b) Denklemleri ile bulunan geometrik eksenlerdeki momentler asal eksenlere dönüştürülerek prosedür tamamlanır. Bu dönüştürülmüş moment değerleri  $m_{Pw}$  ve  $m_{Pz}$  ile ifade edilirse sonuç değerler aşağıdaki gibi olur.

$$P = n(\bar{b}tF_y) \quad (17)$$

$$M_{Pw} = m_{Pw}(\bar{b}^2tF_y) \quad (18a)$$

$$M_{Pz} = m_{Pz}(\bar{b}^2tF_y) \quad (18b)$$

Şayet  $(1 - k_1) + (1 - k_2) < k_1 + k_2$  yani  $n < 0$  ise basınç bölgesinin serbest uçlarda olduğu kabul edilecektir. Bu durumda (15) Denkleminde  $n$  mutlak değerce alınacak (18a ve b) Denklemleri ise işaretleri değiştirilerek uygulanacaktır.

$n$  ve  $\frac{M_z}{M_w}$  değerlerinin değişimlerine göre  $M_{Pw}$  değerlerini hesaplamak üzere

düzenlenmiş bir Tablo EK III de sunulmaktadır. EK III kullanılırken  $\frac{M_z}{M_w}$  oranı  $P$ -

$\Delta$  etkisi göz önüne alınmadan hesaplanmalıdır. Zira tam plastik durumda dış kuvvetlerin yaptığı işin hesabında  $P$  kuvvetinin bir rolü olmaz.  $P$  kuvveti tam plastik momentin hesabında etkisini gösterir.

## V. YANAL BURULMA BURKULMASI

Korniyerde genel halde iki doğrultuda eğilme momenti ve aksenal kuvvet bulunmaktadır. Bu durumda stabilite kontrolü yapılması oldukça zordur. Ancak aksenal kuvvetin sabit olarak kabul edilmesi bu etkinin analize (7 ve 9) Denklemlerinde verildiği gibi göz önüne alınabilmesine olanak verir. Yani bu etki arttırılmış momentler ile hesaba katılmaktadır. Geriye asal eksenlerde etki eden eğilme momentleri kalmakta ve bunlara ait kritik değerlerin bulunması gerekmektedir. Kritik asal eksen momentlerinin bulunması için önce her bir eksene ait kritik burulma momenti hesaplanacaktır. Daha sonra iki eksenli hal için karşılıklı etki diyagramının bir doğru olduğu kabulüne göre genel hal için kritik değerler bulunacaktır.

Şekil 4 de sabit  $M_w$  momenti etkisindeki korniyer parçası görülmektedir. Bu parçaya ait diferansiyel denklem aşağıdaki gibi verilmektedir [14].

$$\frac{d^4 \phi}{du^4} + D^2 \frac{d^2 \phi}{du^2} = 0 \quad (19)$$



Burada

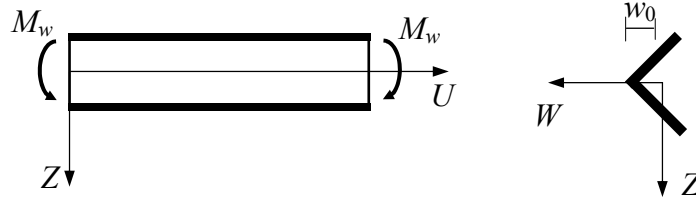
$$D = \frac{M_w}{[EI_z (C_1 - M_w \beta_w)]^{1/2}} \quad (20)$$

$$\beta_w = \frac{1}{I_w} \int z(w^2 + z^2) dA - 2z_0 \quad (21)$$

olmak üzere  $C_1 = GJ$  burulma rijitliği,  $\phi$  = burulma açısı,  $z_0$  = korniyerin ağırlık merkezi ile kayma merkezi arasındaki uzaklığın  $z$  koordinatıdır. Eşit kollu korniyerde  $z_0$  ve  $\beta_w$  sıfır değerindedir. (19) **Denklemleri** için kabul edilen çözüm

$$\phi = A_1 \cos Du + A_2 \sin Du \quad (22)$$

şeklindedir.



**Şekil 4** Eşit kollu korniyerde asal eksenler ve sabit moment etkisi

Sabit moment için elde edilen çözümün açıklıkta değişen moment etkisinde bulunan sistemlere uygulanabilmesi için, basit kiriş sonlu sayıda parçadan meydana geliyor olarak kabul edilip, her parçada ortalama momentin sabit olarak kaldığı varsayılmıştır (Aydın, M.R., Kıraç, N., 1998). Ortalama momentler örneğin üniform yayılı yük için (7) **Denklemleri** ile hesaplanmalıdır.

Üniform yayılı yük için **Denklemleri** (22) de yer alan  $A$  katsayılarına ait bir denklem takımı her ara kesitte  $\phi$  burulma açılarının eşit ve sürekli olacağı koşulundan kurulur. Bu denklem takımında değişken olarak  $q_z$  yayılı yükü yer alır. Yanal burkulma oluşturan kritik  $q_{bz}$  yayılı yükü yukarıda sözü edilen denklem takımının katsayılar determinantını sıfır yapan değerdir.

Boyutsuz katsayılar ile hesap yapabilmek için  $M_{obw}$ ,  $W$  eksenine etrafındaki kritik burkulma momenti  $\lambda_b = \frac{Lt}{b^2}$  olarak tanımlanan narinlik oranına bağlı olarak

$$M_{obw} = m_{bw} (Et^3) \quad (23)$$

olarak bulunacaktır. (23) **Denklemleri** kiriş ortasındaki momentin dönüştürülmesi ile elde edilmektedir.

$Z$  eksenine dik olarak etki eden sabit  $M_z$  momenti için de aynı yol takip edilebilir. Ancak burada iki farklı durum söz konusudur. (21) **Denklemleri** bu hal için uygulandığında artık sıfır değerini almaz. (20) **Denkleminde** momentin işareti önem

kazanır. Buna göre korniyerin köşesi yani kayma merkezinde  $M_z$  momenti nedeni ile meydana gelen gerilmenin çekme veya basınç olması hallerine ait iki ayrı durum söz konusudur. Bu durumlar aşağıdaki (24) Denkleminde yer alan  $m_{bz}$  katsayısındaki farklılık ile işleme katılır. Sonuç olarak

$$M_{obz} = m_{bz} (Et^3) \quad (24)$$

olur.  $m_{bw}$  ve  $m_{bz}$  katsayıları basit kirişte etki eden üniform yayılı yük için **Tablo II** de sunulmuştur.

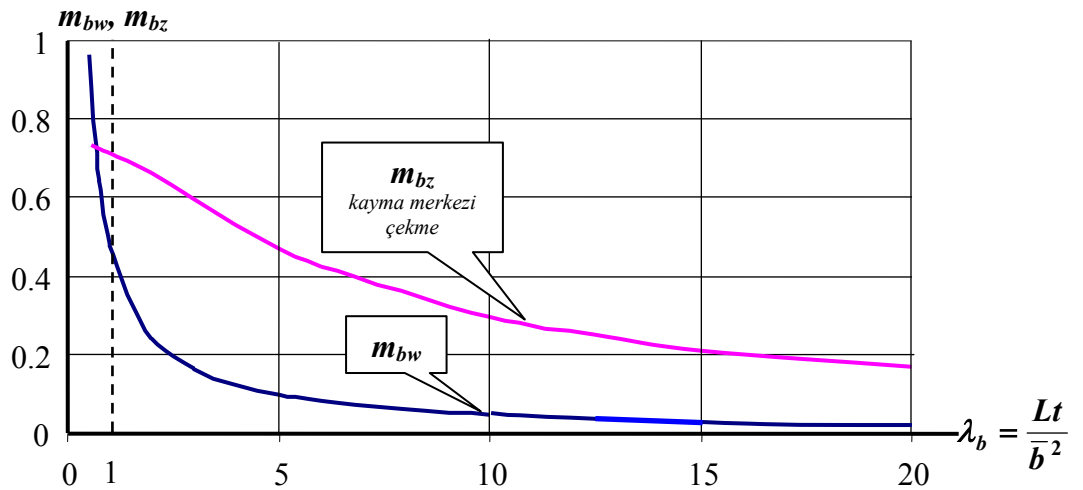
**Tablo II**  $M_{obw} = m_{bw} (Et^3)$  ve  $M_{obz} = m_{bz} (Et^3)$  denklemleri ile hesaplanacak olan  $W$  ve  $Z$  eksenlerindeki kritik yanal burulma burkulması momentlerine ait boyutsuz  $m_{bw}$  ve  $m_{bz}$  katsayıları tablosu. (üniform yayılı yük hali)

$\lambda_b = Lt/\bar{b}^2$	0.50	0.75	1	2	3	4	5	6	10	12.5	15	20
$m_{bw}$	0.964	0.643	0.482	0.241	0.161	0.121	0.096	0.080	0.048	0.039	0.032	0.024
$m_{bz} (M_z < 0)$	0.728	0.723	0.716	0.663	0.595	0.529	0.469	0.426	0.296	0.250	0.211	0.167
$m_{bz} (M_z > 0)$	71.41	32.06	18.36	5.106	2.576	1.645	1.188	0.921	0.476	0.364	0.291	0.209

**Tablo II** den görüleceği gibi  $M_z > 0$  halinde  $m_{bz}$  katsayıları oldukça büyük değerler almaktadır.

Bu durumu göz önüne alarak daha etkili olan diğer 2 katsayının değişimi **Şekil 5** de verilmektedir.

**Şekil 5** den görüleceği gibi  $\lambda_b = 1$  den küçük değerler olması halinde kritik yanal burkulma momentleri oldukça büyük olmaktadır. Bu durumda  $\lambda_b \leq 1$  olması halinde yanal burkulma etkisinin sıfır olacağı kabul edilmesi mümkündür.



**Şekil 5**  $W$  ve  $Z$  eksenlerindeki kritik yanal burulma burkulması momentlerine ait boyutsuz  $m_{bw}$  ve  $m_{bz}$  katsayıları (üniform yayılı yük hali)

**Tablo II ve Şekil 5** de sunulan boyutsuz katsayılar  $W$  ve  $Z$  eksenlerindeki kritik yanal burulma burkulması momentlerine ait boyutsuz  $m_{bw}$  ve  $m_{bz}$  katsayılarıdır. Bir başka deyişle tek eksenli hale aittirler. İki eksenli hal için karşılıklı etkileşim diyagramının doğrusal olduğu varsayılırsa aşağıdaki bağıntı elde edilir.

$$M_{bw} \left( \frac{1}{M_{obw}} + \left| \frac{M_{bz}}{M_{bw}} \right| \frac{1}{M_{obz}} \right) = 1 \quad (25)$$

(25) Denklemindeki  $\frac{M_{bz}}{M_{bw}}$  oranı elastik arttırılmış momentlerin oranına yani  $\frac{M_z}{M_w}$  eşittir.

## VI. YÖNTEM

Belirli geometri ve malzeme özellikleri olan kirişte  $q_{Nw}$  ve  $q_{Nz}$  nominal hesap yüklerinin bulunması amaçlanmaktadır.

Sisteme etki eden sabit aksenal kuvvetin yanı sıra eksene dik olan diğer yükler başlangıçta birim olarak alınır. Şayet birden fazla yük varsa bunlardan biri birim olarak alınıp diğerleri bu yüke belli parametre ile bağlı olarak alınır.

Aşağıdaki hesap adımları takip edilir.

1) Yüklerin asal eksenlerdeki  $q_w$  ve  $q_z$  bileşenleri hesaplanır.

2) (4) Denklemden  $\lambda_w = L \sqrt{\frac{P}{EI_w}}$  ve  $\lambda_z = L \sqrt{\frac{P}{EI_z}}$  değerleri ve buna bağlı olarak

(11) Denklemi kullanılarak  $M_w$  ve  $M_z$  hesaplanır.

3) (13) Denklemden sistemdeki ilk akma momentlerine ait  $\alpha$  katsayısı ve ilk akma momentlerini meydana getiren  $q_{yw}$  ve  $q_{yz}$  yükleri hesaplanır.

4) EK III ve (18) Denklemleri yardımı ile tam plastik momentler ve bu momentlere ait  $q_{Pw}$  ve  $q_{Pz}$  yükleri hesaplanır. Bu momentler  $P-\Delta$  etkileri göz önüne alınmadan hesaplanır.

5)  $\lambda_b = \frac{Lt}{b^2}$  olarak tanımlanan narinlik oranına bağlı olarak (23,24 ve 25)

Denklemlerinden  $M_{bw}$  ve  $M_{bz}$  momentleri ve bu momentlere ait  $q_{bw}$  ve  $q_{bz}$  yükleri hesaplanır.

6) Burkulma etkilerinin olmadığı sınır değer olarak kabul edilen  $\lambda=1$  için 5. maddede yapılan işlemler tekrarlanır.  $\bar{M}_{bw}$  ve  $\bar{M}_{bz}$  momentleri bu momentlere ait  $\bar{q}_{bw}$  ve  $\bar{q}_{bz}$  hesaplanır.

Hesabın bu aşamasında  $4 \times 2 = 8$  adet  $q$  yükü bulunmaktadır. Bu yükleri değerlendirerek  $q_{Nw}$  ve  $q_{Nz}$  nominal hesap yükleri belirlenir. Bu işlem  $q_{Nw}$  için aşağıda gösterilmiştir.  $q_{Nz}$  için de aynı işlemler tekrarlanır.

$\frac{q_{Nw}}{q_{yw}}$  nominal hesap yükünün ilk akma yüküne oranı için aşağıdaki durumlar söz konusudur.

a)  $\frac{q_{yw}}{q_{bw}} \leq \frac{q_{yw}}{\bar{q}_{bw}}$  yani  $\bar{q}_{bw} \leq q_{bw}$  olması halinde tam plastik hesap yapılacaktır. Zira kritik yanal burkulma momenti burkulma oluşturmadığı kabul edilen  $\bar{q}_{bw}$  daha büyüktür. Bu durumda nominal hesap yükünün zorunlu olarak tam plastik momente eşit alınması gerekmektedir.

$$q_N = 0.75q_P \quad (26)$$

buradaki 0.75 faktörü güvenlik nedeni ile alınmıştır. Aynı faktör (LRFD 2000) de de yer almaktadır.

b)  $\frac{q_{yw}}{\bar{q}_{bw}} < \frac{q_{yw}}{q_{bw}} \leq 1$  olması halinde inelastik burkulma söz konusudur ve  $\frac{q_{Nw}}{q_{yw}}$  bu iki

değer arasında aşağıdaki denkleme göre değişim gösterir. Bu durumda nominal hesap yükü tam plastik değerle ilk akma değeri arasında değişir. Bu değişim aşağıdaki denklem ile ifade edilmektedir. Burada da 0.75 güvenlik faktörü göz önüne alınmaktadır. Yani ilk akma ve yanal burkulma yüklerinin eşit olması halinde de hesap yükü ilk akma yükünün %75 i olarak alınmaktadır.

$$\frac{q_{Nw}}{q_{yw}} = a + b \sqrt{\frac{q_{yw}}{q_{bw}}} \quad (27)$$

Burada

$$b = \frac{\Delta}{\sqrt{\frac{q_{yw}}{\bar{q}_{bw}} - 1}}; \quad \Delta = 0.75\left(\frac{q_{Pw}}{q_{yw}} - 1\right); \quad a = 0.75 - b \quad (28)$$

c)  $\frac{q_{yw}}{q_{bw}} > 1$  olması halinde elastik burkulma durumu söz konusudur. Hesap yükü aşağıda **Denklem (29)** da gösterilen bir doğru ile ifade edilmektedir. Doğru **Denklem (28)** deki son değerle sıfır arasında değişmektedir.

$$\frac{q_{Nw}}{q_{yw}} = 0.75 \frac{q_{bw}}{q_{yw}} \quad (29)$$

7) Hesaplanan  $q_{Nw}$  ve  $q_{Nz}$  nominal hesap yüklerinin sırası ile  $q_w$  ve  $q_z$  yüklerine oranı aynı değerde olmalıdır. Bunun için mutlak değerce olmak üzere  $\frac{q_{Nw}}{q_w}$  veya  $\frac{q_{Nz}}{q_z}$

oranlarından küçük olanı esas alınıp diğer yük bileşeni bu orana göre düzeltilir.

8) Yerel burkulma kontrolü yapılmalıdır. Bunun için LRFD kuralları uygulanmalıdır. LRFD yerel burkulma için korniyer serbest uçlarının basınç gerilmesi altında bulunması halinde nominal momenti tam plastik momente eşit olarak almakta fakat  $b/t$  oranına bağlı olarak bir düzeltme katsayısı vermektedir. Bu katsayı hesaplanmak sureti ile yerel burkulma kontrolü yapılabilir.

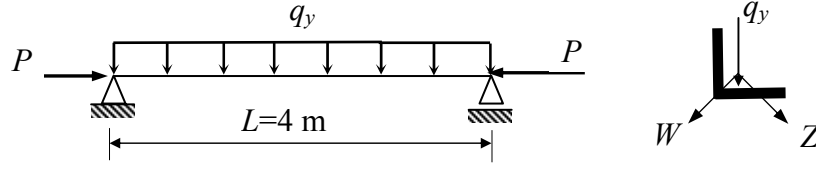
### Sayısal örnek

**Şekil 6** da görülen basit kirişin kesit özellikleri şöyledir. 200x200x16 korniyer,  $P=350$  kN  $E=200$  GPa,  $F_y=300$  MPa.

Kirişte nominal hesap yükünün bulunması istenmektedir.

200x200x16 korniyerin kenarlarından kalınlığın yarısı çıkarılarak iki adet düzgün dikdörtgen kenardan oluştuğu kabul edilir. Buna göre  $b=200-8=192$  mm.

$\bar{b} = 184 \text{ mm}$ ,  $A=2 \times 184 \times 16=5888 \text{ mm}^2$ ,  $I_w= 33.224 \times 10^6 \text{ mm}^4$ ,  $I_z= 8.306 \times 10^6 \text{ mm}^4$   
 $e_x=e_y=46 \text{ mm}$ ,  $z=130.1 \text{ mm}$ ,  $w=65.1 \text{ mm}$  (**Denklem 14a ve b**)



**Şekil 6** Sayısal örnek

### İlk akma momentine ait yüklerin hesabı

$$n=0.40 \text{ (Denklem 17)}, \lambda_w = L \sqrt{\frac{P}{EI_w}} = 0.92, \lambda_z=1.84 \text{ (Denklem 4)}$$

$k_{q_w}=7.29$ ,  $k_{q_z}=5.21$  (**Denklem 11**),  $q_y=1 \text{ N/mm}$  kabul edilirse  $q_w=q_z=0.707 \text{ N/mm}$  olur

$$M_w = \frac{0.707 \times 4000^2}{7.29} = 1.552 \times 10^6 \text{ Nmm},$$

$$M_z = -\frac{0.707 \times 4000^2}{5.21} = -2.171 \times 10^6 \text{ Nmm}$$

$$\frac{M_z}{M_w} = \frac{-2.171}{1.552} = -1.40$$

$M_z < 0$  olduğundan korniyerin üst serbest ucu için **Denklem (13)**

$$\alpha \left( -\frac{1.552 \times 10^6}{33.224 \times 10^6} (-130.1) + \frac{(-2.171 \times 10^6)}{8.306 \times 10^6} (-65.1) \right) = 300 - \frac{350,000}{5888}$$

Buradan  $\alpha=10.42$  olarak bulunur. İlk akma momentini meydana getiren yükler  $q_{yw}=\alpha q_w=10.42 \times 0.707=7.37 \text{ N/mm}$  ve  $q_{yz}=\alpha q_z=10.42 \times 0.707=7.37 \text{ N/mm}$  olarak bulunur.

### Tam plastik hesap

$q_y=1 \text{ N/mm}$  yük halinde  $q_w=q_z=0.707 \text{ N/mm}$  yükleri için  $M_w=-M_z$  olur,  $n=0.40$  için **EK III** den  $m_{P_w}=0.262$  olarak alınır

$$M_{P_w} = m_{P_w} (\bar{b}^2 t F_y) = 0.262 (184^2 \times 16 \times 300) = 42.58 \times 10^6 \text{ Nmm} = 42.58 \text{ kNm}$$
 ve

$M_{P_z} = -42.58 \text{ kNm}$  olur. Asal eksenlerdeki tam plastik momentlerin bileşkesi  $60.22 \text{ kNm}$

$$\text{Bu momentleri oluşturan yükler } q_{P_w} = \frac{8 \times 42.58}{4^2} = 21.29 \text{ kN/m}$$

benzer şekilde  $q_{P_z}=21.29 \text{ kN/m}$  dir.

### Yanal burkulma değerleri hesabı

$$\text{Sisteme ait } \lambda_b = \frac{L t}{\bar{b}^2} = \frac{4000 \times 16}{184^2} = 1.89 \text{ olup } \text{Tablo II den } (M_z < 0) \text{ hal için } m_{bz}$$

$=0.671$  ve

$m_{bw}=0.255$  olarak bulunur.

$$M_{obz}=0.671 \times 200 \times 10^6 \times 0.016^3 = 549.68 \text{ kNm}$$
 ve

$M_{obw}=0.255 \times 200 \times 10^{-6} \times 0.016^3 = 208.90$  kNm, asal eksenlerdeki momentlerin oranının mutlak değerce 1.40 olduğu da bilindiğine göre

$$M_{bw} \left( \frac{1}{208.90} + 1.40 \frac{1}{549.68} \right) = 1 \text{ denkleminde (Denklem 25)}$$

$M_{bw}=136.35$  kNm ve  $M_{bz}=190.89$  kNm olarak bulunur.

Bu momentleri oluşturan yükler:

$$q_{bw} = \frac{7.29 \times 136.35}{4^2} = 62.12 \text{ kN/m ve } q_{bz} = \frac{5.21 \times 190.89}{4^2} = 62.12 \text{ kN/m olur.}$$

$\lambda=1$  için benzer işlemler yapılırsa  $\bar{M}_{bw}=203.27$  kNm ve  $\bar{M}_{bz}=284.58$  kNm

$$\bar{q}_{bw} = 92.61 \text{ kN/m, } \bar{q}_{bz} = 129.66 \text{ kN/m}$$

$$\frac{q_{yw}}{\bar{q}_{bw}} = \frac{7.37}{92.61} = 0.08 \text{ ve } \frac{q_{yw}}{\bar{q}_{bz}} = \frac{7.37}{129.66} = 0.12 \text{ olduğundan (27) Denklemi}$$

uygulanacaktır.

$$\Delta = 0.75 \left( \frac{q_{Pw}}{q_{yw}} - 1.0 \right) = 0.75 \times \left( \frac{21.29}{7.37} - 1.0 \right) = 1.42 ;$$

$$b = \frac{\Delta}{\sqrt{\frac{q_{yw}}{\bar{q}_{bw}} - 1}} = \frac{1.42}{\sqrt{0.08 - 1}} = -1.976$$

$$a = 0.75 - b = 2.726$$

$$\frac{q_{Nw}}{q_{yw}} = a + b \sqrt{\frac{q_{yw}}{\bar{q}_{bw}}} = 2.726 - 1.976 \sqrt{\frac{7.37}{62.12}} = 2.045 \quad q_{Nw} = 2.045 \times 7.37 = 15.07 \text{ kN/m}$$

Z asal eksenini için hesap:

$$\frac{q_{yz}}{\bar{q}_{bz}} = \frac{7.37}{129.66} = 0.06, \quad \frac{q_{yz}}{\bar{q}_{bz}} = \frac{7.37}{129.66} = 0.12 \text{ bu hal için de (27) Denklemi}$$

uygulanacaktır.

$$\Delta = 0.75 \left( \frac{q_{Pz}}{q_{yz}} - 1.0 \right) = 1.42, \quad b = \frac{1.42}{\sqrt{0.06 - 1}} = -1.876, \quad a = 2.626$$

$$\frac{q_{Nz}}{q_{yz}} = a + b \sqrt{\frac{q_{yz}}{\bar{q}_{bz}}} = 2.626 - 1.876 \sqrt{\frac{7.37}{62.12}} = 1.98 \quad q_{Nz} = 1.98 \times 7.37 = 14.59 \text{ kN/m}$$

Sonuç:

$$\left| \frac{q_{Nw}}{q_w} \right| = \frac{15.07}{0.707} = 21.315 \text{ ve } \left| \frac{q_{Nz}}{q_z} \right| = \frac{14.59}{0.707} = 20.636 \text{ olup}$$

$$q_{Nz} = 14.59 \text{ kN/m ve } q_{Nw} = 15.07 \times \frac{20.636}{21.315} = 14.59 \text{ kN/m}$$

Bu yüklere ait momentler  $M_w = M_z = 29.18$  kNm

Sonuç: Nominal hesap yükü 14.59 kN/m asal eksenlerdeki momentler  $M_w = M_z = 29.18$  kNm, bu momentlerin bileşkesi 41.26 kNm olarak elde edilmektedir.

$q_{Nw}$  ve  $q_{Nz}$  yükleri geometrik eksenlere dönüştürülürse  $q_y = 20.63$  kN/m,  $q_x = 0$  olur.

Yerel burkulma kontrolü:

$$\frac{b}{t} = \frac{200}{16} = 12.5; \quad 0.54 \sqrt{\frac{E}{F_y}} = 13.94 \quad \frac{b}{t} < 0.54 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \text{ olduğundan yerel burkulma}$$

için nominal moment tam plastik momente eşit olacaktır. Bu işlem yapılırsa 60.22 kNm değerindeki asal eksenlerdeki plastik momentlerin bileşkesinin 41.26 kNm olan nominal hesap yüklerine ait momentlerin bileşkesinden daha büyük olduğu görülür. Bu durumda yerel burkulma etkirlinin göz önüne alınması gerekmemektedir,

#### LRFD yöntemi ile hesap

Sayısal örneğin LRFD (LRFD Load and Resistance Factor Design of Single-Angle Members 2000) Bölüm 6 da verilen hesap yöntemine göre çözülmesi halinde

$q_{Nw} = q_{Nz} = 12.06$  kN/m olarak bulunmaktadır. Önerilen hesap prosedürü LRFD yönteminden bu örnekte %21 daha büyük değerler vermektedir. Bunun sebebi nominal yüklerin hesabında LRFD tam plastik haldeki momentin (veya yükün) ilk akma momentine (veya yüküne) oranını 1.5 sabit kabul ederken, önerilen yöntemde gerçek değeri ile alınmasıdır. Örneğin çözülen sayısal örnekte bu oran 2.89 olarak bulunmuştur. Her iki çözümde de  $\phi$  dayanım faktörü 1 olarak seçilmiştir.

### VII. SONUÇ

Eksenel basınç kuvveti ve iki eksenli eğilme etkisindeki korniyerlerin analizinde hem gerilme hem de stabilite problemi ile karşılaşılmaktadır. Kesitin plastik davranışının da göz önüne alınması istendiğinde analiz oldukça kompleks bir hale dönüşür. Çalışmada genel halde iç kuvvetler etkisindeki korniyerlerin eksenel basınç kuvvetinin sabit olması hali için çubuk eksenine dik nominal hesap yüklerinin bulunması ile ilgili bir prosedür sunulmuştur. Sabit eksenel kuvvet başlangıçta belirlenemiyorsa sunulan hesap yönteminin bir ardışık hesaplama ile uygulanması mümkündür. Çalışma genelde basit kiriş ve üniform yayılı yük etkisi seçilerek sunulmakla beraber aynı yaklaşımlar göz önüne alınarak tekil ve diğer tipteki yükler için de uygulanabilir. LRFD kuralları esas alınarak bir analiz sunulmasına rağmen sonuç hesap yükleri LRFD yöntemine göre hesaplanan yüklerden daha büyük olarak

elde edilmektedir. Çalışmada  $\frac{q_P}{q_y}$  oranı gerçek değeri ile göz önüne alınırken LRFD

bu oranı sabit ve 1.5 olarak almaktadır. Bilindiği gibi 1.5 bir alt sınır olup bu oran bazı hallerde 2 katına kadar çıkabilmektedir [15]. Sunulan hesap sistemi malzemenin daha ekonomik olarak kullanılabilmesine olanak vermektedir.

## EK I: Yararlanılan kaynaklar

- [1] Earls, C.J., (2001a). "Single angle geometric axis flexural I. Background and model Verification." *J. Constr. Steel Res.*, 603-622.
- [2] Earls, C.J., (2001b). "Single angle geometric axis flexural. II: Design recommendation." *J. Constr. Steel Res.*, 623-646.
- [3] Sun, J., Butterworth, J.W., (1998). "Behaviour of steel single angle compression members axially loaded through one leg." Proc. Australasian *Struct. Engrg.* Conference, Auckland, 859-866.
- [4] Elgaaly, M., Dagher, H., and Davids, W.,(1991). "Behavior of single-angle-compression members." *J. Struct. Engrg.*, ASCE, 3720-3741.
- [5] Trahair, N.S., (2002). "Moment capacities of steel angle sections" *J. Struct. Engrg.*, ASCE, 128 (11), 1387-1393.
- [6] Trahair, N.S., (2003). "Lateral buckling strengths of steel angle beams" *J. Struct. Engrg.*, ASCE, 129(6), 784-791.
- [7] Trahair, N.S., (2004). "Biaxial bending of steel angle section beams" *J. Struct. Engrg.*, ASCE, Vol. 130(4), 554-561.
- [8] Trahair, N.S., (2005). "Buckling and torsion of steel equal angle beams" *J. Struct. Engrg.*, ASCE, 131 (3), 467-486.
- [9] Earls, C.J., Galambos, T.V., (1997). "Design recommendations for equal leg single angle flexural members." *J. Constr. Steel Res.*, 65-85.
- [10] Earls, C.J., (1999). "On single angle major axis flexure." *J. Constr. Steel Res.*, 82-97.
- [11] LRFD *Load and resistance factor design of single-angle members.* (2000). American Institute of Steel Construction, Chicago, IL.
- [12] Timoshenko, S.P., Gere, J.M., (1972). "*Mechanics of materials.*" Van Nostrand.
- [13] Timoshenko, S.P., Gere, J.M., (1961). "*Theory of elastic stability.*" Mc Graw Hill Co.
- [14] Aydın, M.R., Kıraç, N., (1998). "Lateral buckling of reinforced concrete beams without lateral support." *J. Struct. Engrg. Mech.*, Korea.
- [15] Aydın, M.R., Doğan, M., (2007). "Elastic, full plastic and lateral torsional buckling analysis of steel single-angle section beams subjected to biaxial bending" *J. Constr. Steel Res.*, 13-23



## EK II: Notasyonlar

$A$	=	kesit alanı
$A_1, A_2$	=	integral sabitleri
$b, t$	=	korniyerin boyutları
$C_1$	=	burulma rijitliği
$E$	=	elastisite modülü
$F_y$	=	akma gerilmesi
$I$	=	atalet momenti
$L$	=	açıklık
$M$	=	moment
$m$	=	boyutsuz moment katsayısı
$P$	=	eksenel yük
$q$	=	üniform yayılı yük
$X, Y, U$	=	geometrik eksenler
$z_0$	=	kesme merkezi koordinatı
$W, Z, U$	=	asal eksenler
$\alpha$	=	ilk akma momentlerinin başlangıç momentlerine oranı
$\lambda$	=	narınlık katsayısı
$\emptyset$	=	burulma açısı
İndisler		
$b$	=	burulma burkulması
$o$	=	tek eksenli hali ifade eder
$N$	=	nominal değer
$P$	=	tam plastik durum
$y$	=	akma
$w, z$	=	asal eksenler
$x, y$	=	geometrik eksenler

EK III  $M_{P_w} = m_{P_w}(\bar{b}^2 t F_y)$  denklemindeki boyutsuz  $m_w$  değerleri tablosu

$\frac{M_z}{M_w}$	$(M_w > 0)$							$n =$	$\frac{M_z}{M_w}$	$(M_w < 0)$							$n =$
	0.00	0.10	0.25	0.40	0.50	0.75	1.00		0.00	0.10	0.25	0.40	0.50	0.75	1.00		
-2.0	0.167	0.165	0.162	0.156	0.151	0.135	0.114	-2.0	-0.167	-0.167	-0.166	-0.163	-0.160	-0.148	-0.131		
-1.9	0.175	0.173	0.169	0.163	0.158	0.140	0.118	-1.9	-0.175	-0.175	-0.174	-0.171	-0.168	-0.156	-0.137		
-1.8	0.183	0.181	0.177	0.170	0.165	0.146	0.122	-1.8	-0.183	-0.184	-0.183	-0.180	-0.177	-0.164	-0.145		
-1.7	0.192	0.191	0.186	0.178	0.172	0.153	0.128	-1.7	-0.193	-0.193	-0.193	-0.190	-0.186	-0.173	-0.153		
-1.6	0.203	0.200	0.195	0.187	0.181	0.160	0.133	-1.6	-0.203	-0.204	-0.203	-0.200	-0.197	-0.183	-0.162		
-1.5	0.214	0.211	0.206	0.197	0.190	0.167	0.139	-1.5	-0.214	-0.215	-0.215	-0.212	-0.208	-0.194	-0.172		
-1.4	0.226	0.224	0.217	0.208	0.200	0.176	0.146	-1.4	-0.227	-0.228	-0.228	-0.225	-0.221	-0.206	-0.183		
-1.3	0.240	0.237	0.230	0.219	0.211	0.185	0.152	-1.3	-0.240	-0.242	-0.243	-0.240	-0.236	-0.221	-0.196		
-1.2	0.256	0.252	0.243	0.232	0.223	0.195	0.159	-1.2	-0.256	-0.258	-0.259	-0.256	-0.252	-0.237	-0.211		
-1.1	0.273	0.268	0.259	0.247	0.236	0.205	0.167	-1.1	-0.273	-0.276	-0.277	-0.275	-0.271	-0.255	-0.228		
-1.0	0.292	0.287	0.277	0.262	0.251	0.217	0.177	-1.0	-0.293	-0.296	-0.298	-0.296	-0.293	-0.276	-0.248		
-0.9	0.314	0.308	0.296	0.279	0.267	0.229		-0.9	-0.315	-0.319	-0.322	-0.321	-0.318	-0.301	-0.271		
-0.8	0.340	0.332	0.317	0.299	0.284	0.243		-0.8	-0.340	-0.345	-0.349	-0.349	-0.347	-0.330	-0.298		
-0.7	0.368	0.359	0.341	0.320	0.304	0.258		-0.7	-0.368	-0.374	-0.381	-0.382	-0.380	-0.364	-0.331		
-0.6	0.399	0.389	0.368	0.344	0.326	0.277		-0.6	-0.400	-0.408	-0.417	-0.420	-0.419	-0.405	-0.372		
-0.5	0.436	0.422	0.399	0.370	0.350			-0.5	-0.437	-0.447	-0.459	-0.465	-0.466	-0.454	-0.421		
-0.4	0.478	0.461	0.432	0.400	0.376			-0.4	-0.478	-0.491	-0.508	-0.518	-0.521	-0.514	-0.482		
-0.3	0.527	0.504	0.471	0.432				-0.3	-0.526	-0.542	-0.563	-0.579	-0.585	-0.585			
-0.2	0.580	0.553	0.512					-0.2	-0.579	-0.599	-0.628	-0.651	-0.662				
-0.1	0.641	0.607						-0.1	-0.640	-0.665							
0.0	0.707							0.0	-0.707								
0.1	0.641	0.666						0.1	-0.637	-0.607							
0.2	0.580	0.600	0.629	0.651	0.663			0.2	-0.578	-0.553	-0.512						
0.3	0.527	0.542	0.565	0.579	0.586	0.586		0.3	-0.525	-0.505	-0.470	-0.433					
0.4	0.478	0.491	0.508	0.519	0.521	0.514	0.483	0.4	-0.477	-0.461	-0.432	-0.400	-0.376				
0.5	0.436	0.447	0.459	0.465	0.466	0.454	0.422	0.5	-0.436	-0.423	-0.399	-0.370	-0.350				
0.6	0.399	0.408	0.417	0.421	0.420	0.406	0.372	0.6	-0.400	-0.389	-0.368	-0.344	-0.326	-0.276			
0.7	0.368	0.374	0.381	0.383	0.380	0.364	0.332	0.7	-0.368	-0.358	-0.341	-0.320	-0.304	-0.258			
0.8	0.340	0.345	0.350	0.350	0.347	0.330	0.298	0.8	-0.339	-0.332	-0.317	-0.299	-0.284	-0.243			
0.9	0.314	0.319	0.322	0.321	0.318	0.301	0.271	0.9	-0.314	-0.308	-0.296	-0.279	-0.267	-0.229			
1.0	0.292	0.296	0.298	0.297	0.293	0.276	0.247	1.0	-0.292	-0.287	-0.276	-0.262	-0.250	-0.216	-0.177		
1.1	0.273	0.276	0.277	0.275	0.272	0.255	0.227	1.1	-0.273	-0.269	-0.259	-0.246	-0.236	-0.205	-0.167		
1.2	0.256	0.258	0.259	0.256	0.253	0.237	0.211	1.2	-0.256	-0.252	-0.244	-0.232	-0.223	-0.194	-0.159		
1.3	0.240	0.242	0.243	0.240	0.236	0.220	0.196	1.3	-0.240	-0.237	-0.229	-0.219	-0.211	-0.185	-0.152		
1.4	0.226	0.228	0.228	0.225	0.221	0.206	0.182	1.4	-0.226	-0.224	-0.217	-0.207	-0.200	-0.176	-0.145		
1.5	0.214	0.215	0.215	0.212	0.208	0.194	0.171	1.5	-0.214	-0.211	-0.205	-0.197	-0.190	-0.167	-0.139		
1.6	0.203	0.204	0.203	0.200	0.196	0.183	0.162	1.6	-0.203	-0.200	-0.195	-0.187	-0.181	-0.160	-0.133		
1.7	0.192	0.193	0.193	0.189	0.186	0.173	0.152	1.7	-0.193	-0.191	-0.185	-0.178	-0.172	-0.153	-0.127		
1.8	0.183	0.184	0.183	0.180	0.176	0.164	0.144	1.8	-0.183	-0.181	-0.177	-0.170	-0.165	-0.146	-0.122		
1.9	0.175	0.175	0.174	0.171	0.168	0.156	0.137	1.9	-0.175	-0.173	-0.169	-0.163	-0.157	-0.140	-0.118		
2.0	0.167	0.167	0.166	0.163	0.160	0.148	0.130	2.0	-0.167	-0.165	-0.162	-0.156	-0.151	-0.135	-0.113		

# ÇOK KATLI ÇELİK YAPILARDA YATAY DEPLASMANIN DİYAGONALLERLE KONTROLÜ

Hasan Gönen<sup>a</sup>, Nevzat Kıracı<sup>a</sup>, Mizan Doğan<sup>a</sup>, Ayten Günaydın<sup>a</sup>

<sup>a</sup> Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü,  
Eskişehir.

## Özet

Dinamik yükler altında yapıların yanal deplasmanlarının kontrol edilmesi, taşıyıcı olmayan elemanların hasara uğramaması, çalışma ve yaşama konforunun sağlanması açısından gereklidir. Çelik yapılar betonarme yapılara nazaran ağırlıkça daha hafif olduğundan daha düşük yanal rijitliğe sahiptir. Klasik kolon-kirişli rijit çelik çerçevelerde kirişlerin (EI/L) rijitlik oranları artırılarak yanal deplasmanlar kontrol edilirken, çerçeve-kesme kafes sistemlerde kat salınım faktörünün kontrolü diyagonal elemanların düğüm noktalarına konsantrik veya eksantrik olarak bağlanması yoluyla gerçekleştirilmektedir. En etkili kat salınım faktörü kontrolü konsantrik diyagonal elemanlı çerçevelerde mümkün olurken, eksantrik diyagonal çerçevelerde “kiriş bağlantı elemanı” (eksantrisite) boyu kısaldıkça konsantrik diyagonal çerçeve sonuçlarına yaklaşıldığı görülmüştür.

Anahtar Kelimeler: Çelik çerçeve, deplasman, konsantrik diyagonal, eksantrik diyagonal

## 1. Giriş

Bir mil yüksekliğinde binaların tasarlanmak istendiği günümüzde modern yapılar, rüzgar ve deprem etkisinde, öncelikle konforun sonra da yapısal bütünlüğün ve taşıma gücünün yok olmasıyla neticelenen bir davranış gösterebilirler.

Yapı yüksekliği arttıkça, teknolojik gelişmeler ekonomik gerçeklerle yapının taşıyıcı ve taşıyıcı olmayan elemanlarının toplam ağırlığının azalması sonucunu doğurmuştur. Bu yüzden, bina yüksekliğinin genişliğine oranı 4 veya 5'i aştığında yatay deplasmanı makul sınırlar içinde tutabilmek için ilave rijitliğe ihtiyaç duyulmaktadır.

A.B.D. 'de New York şehrinde rüzgara açık bir yüksek yapıda çalışanlarda öğleden sonraları hafif rahatsızlıklar [1] ve %50 verim düşüklüğü görülmüş, sebebi araştırıldığında, rüzgar nedeniyle binanın salınım yaptığı tespit edilmiştir. Bina daha fazla rijitleştirilerek olumsuz etkiler ortadan kaldırılmıştır.

Yüksek yapılarda kiriş-kolon birleşmeleri, dinamik etkilerden dolayı ortaya çıkan enerjiyi yutmak amacıyla, sünek bir davranış göstermelidir. Betonarme yapılarda kiriş-kolon birleşimlerinde sünek davranışa uygun donatı düzenlenmesi gerçekleştirilse de kritik noktalarda ciddi donatı yığılmaları yüzünden sünek davranıştan uzaklaşmaktadır. Diğer yandan, moment tipi kaynaklı çelik çerçevelerin kolon-kiriş birleşimleri sünek bir moment-dönme davranışı sergilemektedir [2].

## **2. Yanal Deplasmanı Kontrol Sistemleri**

### **2.1. Aktif kontrol sistemleri (Dışarıdan sağlanan enerjiyle çalıştırılan kontrol sistemleri)**

Aktif kontrol yöntemi, bilgisayarlarla kontrol edilen elektro-hidrolik mekanizmalarla, yapının önceden seçilen katlarına yerleştirilmiş çelik kabloların gerilip gevşetilmesi veya yine özel mekanizmalarla (aktif kablolu kontrol) binanın en üst katına yerleştirilmiş ağır beton blokların kontrol edilerek binanın dinamik yüklerden oluşan salınımlarının azaltılması şeklinde (aktif kütleli kontrol) bir yol izlenmektedir.

### **2.2. Pasif kontrol sistemleri (Dışardan ilave enerji gerektirmeyen sistemler)**

Çerçeve, perde ve tüp elemanlarının tek tek veya bunların değişik kombinezonları kullanılarak uygun yapı sisteminin seçimi; tercih edilmeyen bir metod olan yapı (kirişlerin) ağırlığının artırılması; dış kolonların eğimli olarak düzenlenmesi ve prizmatik tüp formlarını kullanarak etkili bina formunun seçimi ve çerçeve-kesme kafes sistemi kullanılması yoluyla yapıların yatay deplasmanlarını kontrol etmek mümkündür.

Bu çalışmada klasik kolon-kirişli rijit çerçeve ve diyagonalleri konsantrik ve eksantrik olarak düzenlenen çerçeve-kesme kafes sistemleri kullanılarak yapıların yanal deplasman kontrolü ağırlıklı olarak incelenecektir.

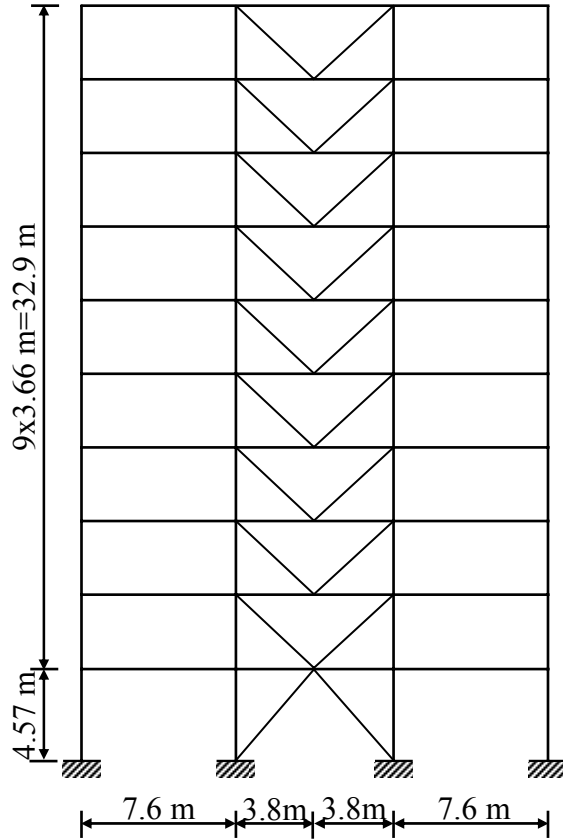
## **3. Klasik Kolon-Kirişli Rijit Çerçeve Sistemi**

Rijit çerçeve sisteminde düğüm noktalarında alt ve üst kolonların moment kapasiteleri toplam kiriş momentlerinden daha büyük olmalıdır. Böylece plastik moment ve plastik mafsalların oluşumu kolonlar yerine kirişlerde teşekkül etmesi sağlanarak çerçevenin stabilitesi tehlikeye düşürülmemiş olacaktır. Fleming et al., 1967 tarafından üç açıklıklı çerçeveler üzerinde yapılan bir incelemede, binada relatif kiriş rijitliklerinin ( $EI/L$ ) artmasının, yapıya ait bir kat döşemesinin diğer (alt ve üst) döşemelere göre relatif yatay deplasmanının kat yüksekliğine oranı olarak tarif edilen kat salınım faktörünü oldukça azalttığını göstermiştir. Çalışma, kat salınım faktörünü %50 azaltmak için, relatif kiriş rijitliğinin düşey yükleri karşılamak için gerekli rijitliğin üç katı olması gerektiğini göstermiştir. Bu da kirişlerin kolonlardan daha fazla rijit olmasını gerektirdiğinden çerçeve stabilitesi ve ekonomi açısından uygun görülmemektedir.

Klasik kolon-kirişli rijit çerçeve sistemlerinin yatay deplasmanlarını incelemek üzere yükleme ve geometrisi Şekil 1'de verilen çerçevede [4] diyagonaller kaldırılarak rijit çerçeve elde edilmiş, bu çerçeve; statik analizlerinde  $P-\Delta$  tesirlerini gözönüne alan, kuvvetli kolon-zayıf kiriş prensibini kullanan ve maksimum kat salınım faktörünü kontrol eden, otomatik boyutlandırılmasında TS4561 (Çelik Yapılarda Plastik Hesap Kuralları) Standardı'nın öngördüğü kuralları uygulayan bir entegre bilgisayar programı [5] tarafından analiz edilip boyutlandırılmıştır. Kolonların ağırlığı 31.92 ton, kirişlerin ağırlığı 33.52 ton olmak üzere toplam çerçeve ağırlığı 65.44 ton olmuştur.

Program, kat salınım faktörlerinin öngörülen maksimum değer olan 0.005'ten küçük olmasını sağlamak üzere kirişler, kolonlardan daha ağır olarak boyutlandırılmıştır. Şekil 2'de bu çerçevenin kat salınım faktörleri gösterilmiştir.

Şekil 1. Çerçeve geometrisi ve yapıya etkiyen yükler



#### DÜŞEY YÜKLER:

Zati Yük	Çatı katı: 0.489 t/m <sup>2</sup>
	Diğer katlar: 0.586 t/m <sup>2</sup>
Hareketli Yük	Çatı katı: 0.078 t/m <sup>2</sup>
	Diğer katlar: 0.342 t/m <sup>2</sup>

#### YATAY YÜKLER

Kat	Rüzgar	Deprem
10	4.08t	13.84t
9	4.08t	15.01t
8	7.48t	13.40t
7	6.80t	11.78t
6	6.80t	10.16t
5	6.80t	8.54t
4	6.23t	6.92t
3	5.44t	4.67t
2	4.43t	3.68t
1	5.44t	1.98t

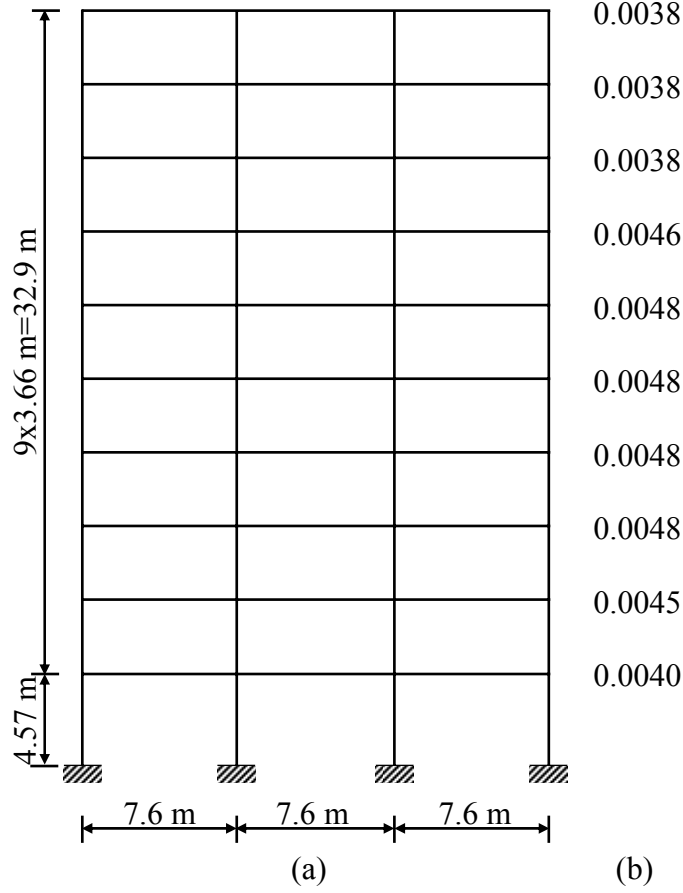
## 4. Çerçeve-Kesme Kafes Sistemi

### 4.1. Diyagonalleri konsantrik çerçeve-kesme kafes sistemler

Prensip olarak Şekil 3'te gösterildiği gibi birkaç berkitme konfigürasyonu gözönüne alınabilir. Bu sistemlerde enerjinin yutulması, diyagonal elemanların tekrarlı burkulmaları ve boylarının uzaması yoluyla gerçekleşir. Enerjinin yutulma mertebesi büyük ölçüde diyagonal elemanın (KL/r) narinliğine bağlıdır. Narinliğin 50 ile 100 arasında olması tavsiye edilir. Daha düşük bir narinlik, büyük toplam sistem rijitliğinin ortaya çıkmasına ve daha büyük deprem yükünün meydana gelmesine sebep olur.

Diyagonalleri konsantrik berkitme sistemlerine örnek olarak V tipi, ters V tipi ve tek diyagonal berkitme sistemleri Bölüm 3'te kullanılan çerçeve ebadı ve

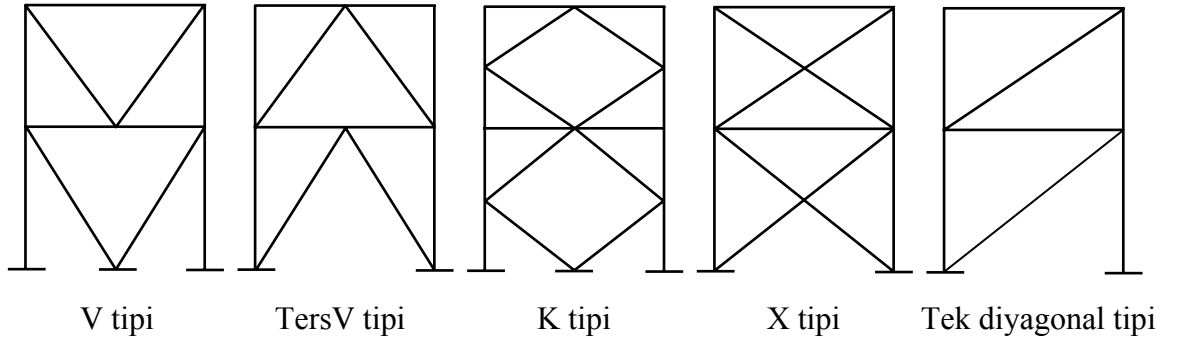
yüklemeye ağırlık ve yanal deplasman bakımından karşılaştırma yapmak üzere aynen alınmış, orta açıklığa yukarıda



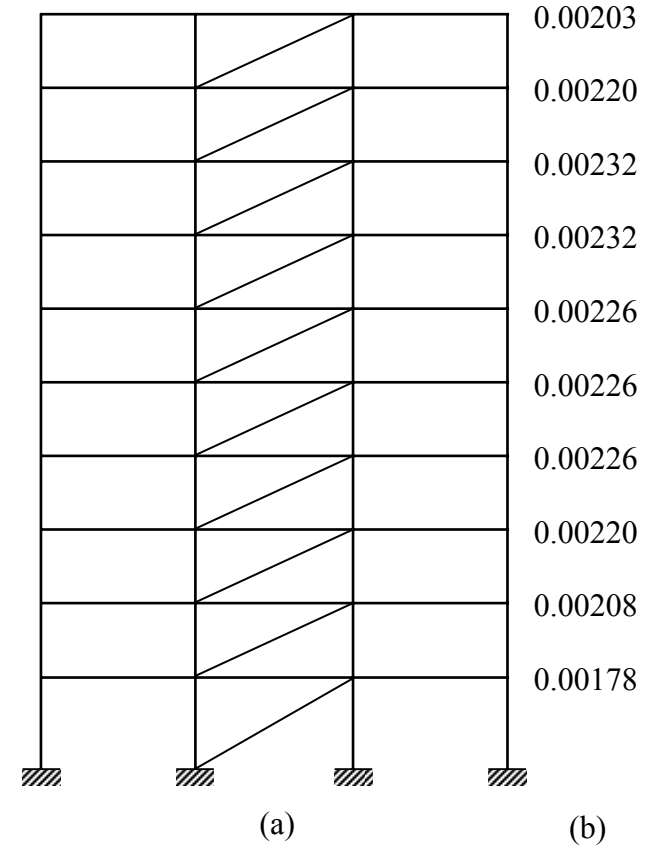
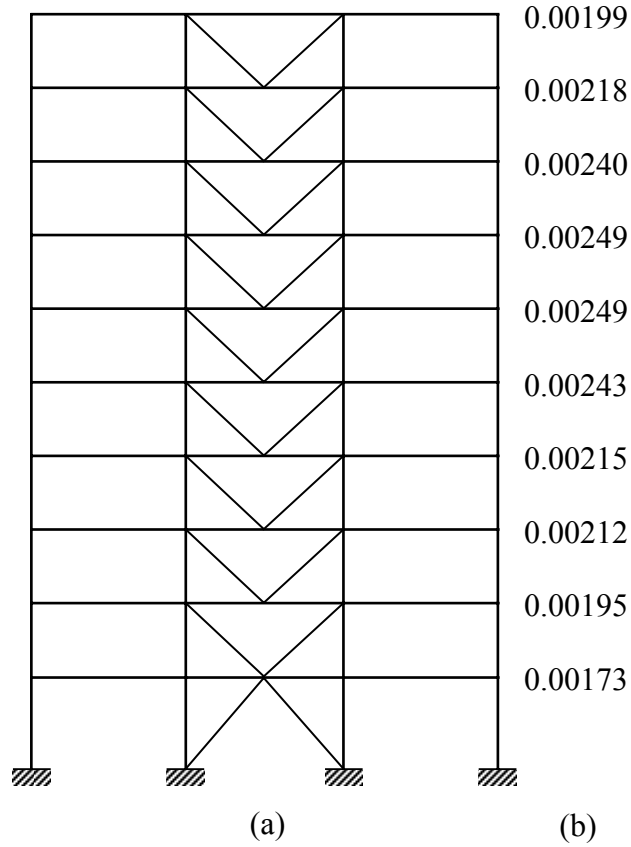
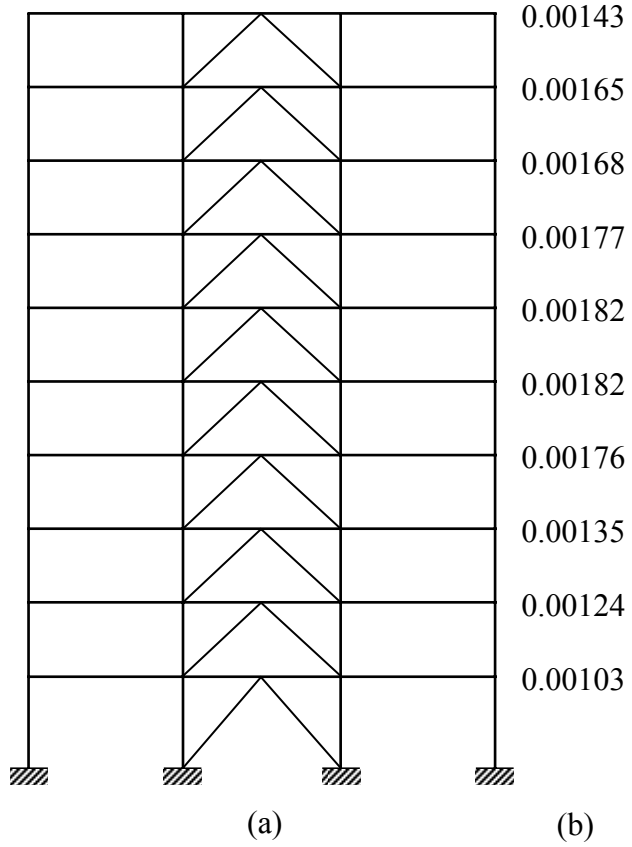
Şekil 2. a) Klasik kolon-kirişli rijit çerçeve

b) Kat salınım faktörleri

anılan berkitme sistemleri ayrı ayrı yerleştirilerek analiz ve boyutlandırmaya tabi tutulmuştur. Ters V tipi çerçeve toplam 50.87 ton ağırlıkla en hafifi ve en az yatay deplasman yapanı olmuş, V tipi çerçeve toplam 52.20 ton ağırlıkla ters V tipi çerçeveye göre çok az bir oranda ağırlaşırken kat salınım faktörü açısından tek diyagonal çerçeveye yaklaşmıştır. Tek diyagonal sistem ise 68.27 ton ağırlıkla en ağır ve yatay deplasmanı en fazla sistem olmuştur. Şekil 4,5 ve 6'da ters V tipi, V tipi ve tek diyagonal çerçeveler ve kat salınım faktörleri sırasıyla gösterilmiştir.



Şekil 3. Konsantrik berkitme sistemleri



Şekil 4. Ters V tipi çerçeve ve kat salınım faktörleri

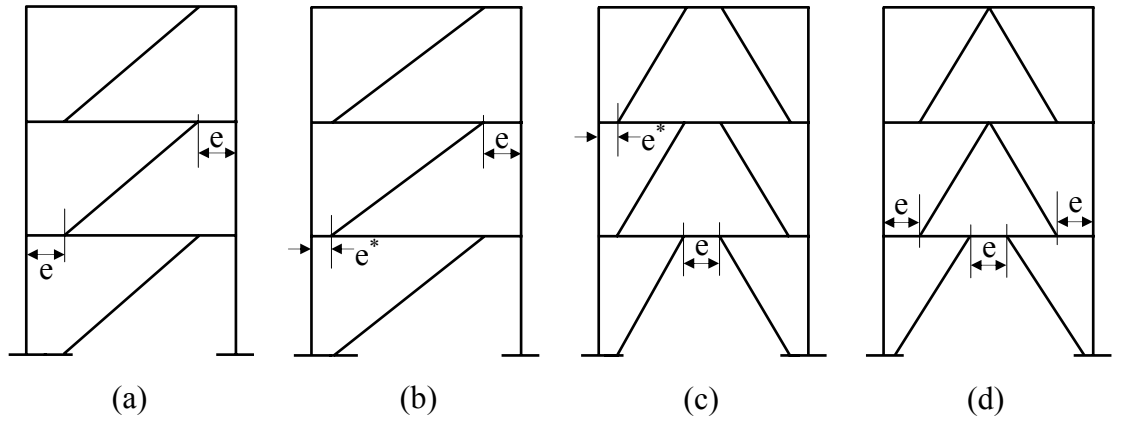
Şekil 5. V tipi çerçeve ve kat salınım faktörleri

Şekil 6. Tek diyagonalli çerçeve ve kat salınım faktörleri

*Diyagonalleri konsantrik çerçeve-kesme kafes sistemler*

## 4.2. Diyagonalleri eksantrik çerçeve-kesme kafes sistemler

Şekil 7’de görüldüğü gibi eksantrik diyagonalli çerçevelerde diyagonallerin en azından bir ucu düğüm noktasında birleşmez, düğüm noktasından  $e$  kadar eksantrik olarak kiriş üzerine oturur. Düğümünden sapma mesafesi  $e$  olan bu elemana “kiriş bağlantı elemanı” adı verilir. Bu tip sistemlerde büyük deprem yükünden ortaya çıkan enerjinin yutulması ve taşıma gücü kaybı olmadan büyük deformasyonların alınması kiriş bağlantı elemanı sayesinde gerçekleşir. Klasik kolon-kirişli rijit çerçevelerde enerji yutulması sünek-moment bölgeleri olan düğüm noktaları civarında sağlanırken, eksantrik diyagonalli çerçevelerde kiriş bağlantı elemanları tarafından gerçekleştirilir. Bu sistemlerle ilgili 1/1 ölçekli başarılı sonuçlar veren araştırmalar Kaliforniya Üniversitesi, Berkeley’de E.P. Popov [6] tarafından gerçekleştirilmiştir.



Şekil 7. Eksantrik diyagonalli çerçeveler için bazı düzenlemeler

Eksantrik diyagonalli çerçevelerin potansiyel avantajlarını kestirmek için, bu çerçevelerin hem elastik rijitliği hem de göçme mekanizmaları incelenmelidir. Elastik açıdan bakıldığında eksantrik diyagonalli çerçeveler yanal rijitliği artırmada mükemmel çözümler sunarlar. Gerçekte, bağlantı elemanının  $e$  uzunluğu bu sistemlerin elastik yanal rijitliğinde çok önemli etkiye sahiptir,  $e=0$  durumunda, yani konsantrik diyagonalli çerçevelerde, rijitlik açıkça optimum ve  $e=L$  durumunda, yani klasik kolon-kirişli rijit çerçevelerde, yanal rijitlik minimumdur. Bağlantı elemanı boyunun  $0.5L$ ’ den büyük olduğu durumlarda eksantrik diyagonallemenin etkisi ihmal edilebilir. Fakat, kısa kiriş bağlantı elemanı boyu, rijitlik artırmada gözönüne alınmalıdır ve eksantriklik mesafesi değiştirilerek öngörülen kat salınım faktörünün aşılması sağlanabilir. Eksantrik diyagonalli çerçevelere örnek olarak, önceki bölümlerde kullanılan çerçeve boyutları ve yüklemesi aynen alınarak eksantrik diyagonal düzenlemeleri olarak Şekil 7 (a), (b) ve (d) formları uygulanmış ve bilgisayar programı yoluyla boyutlandırılmıştır.

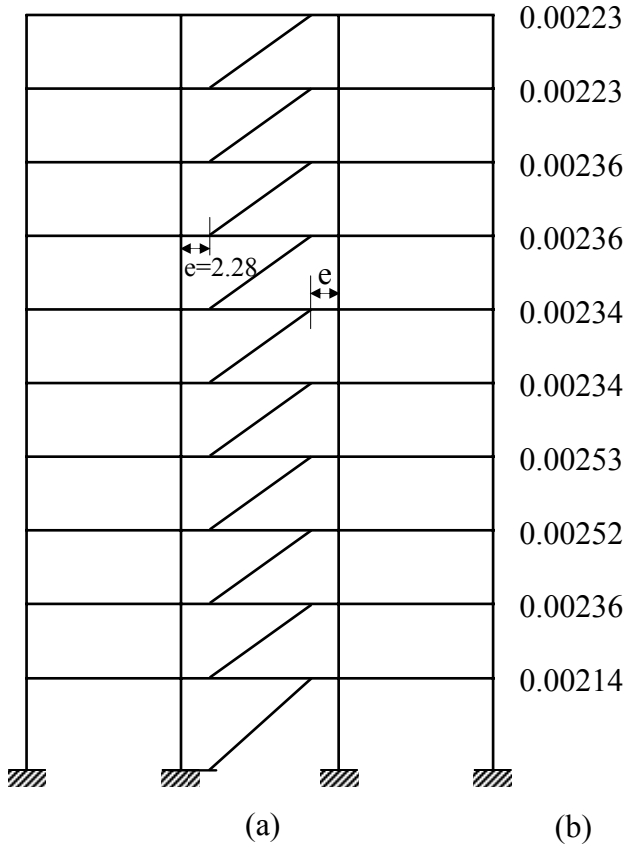
Eksantrisite mesafeleri eşit olan (a) formlu çerçevenin toplam ağırlığı 66.29 ton, soldaki eksantrisite mesafesi sağdaki eksantrisite mesafesinin yarısına eşit olan (b) formlu çerçevenin toplam ağırlığı 65.67 ton ve (d) formlu eksantrik ters V çerçevesinin ağırlığı ise 62.15 ton olmuştur. Yanal deplasmanların büyüklüğü, çerçeve ağırlıklarıyla ters orantılı olarak gerçekleşmiş, yani en fazla kat salınım



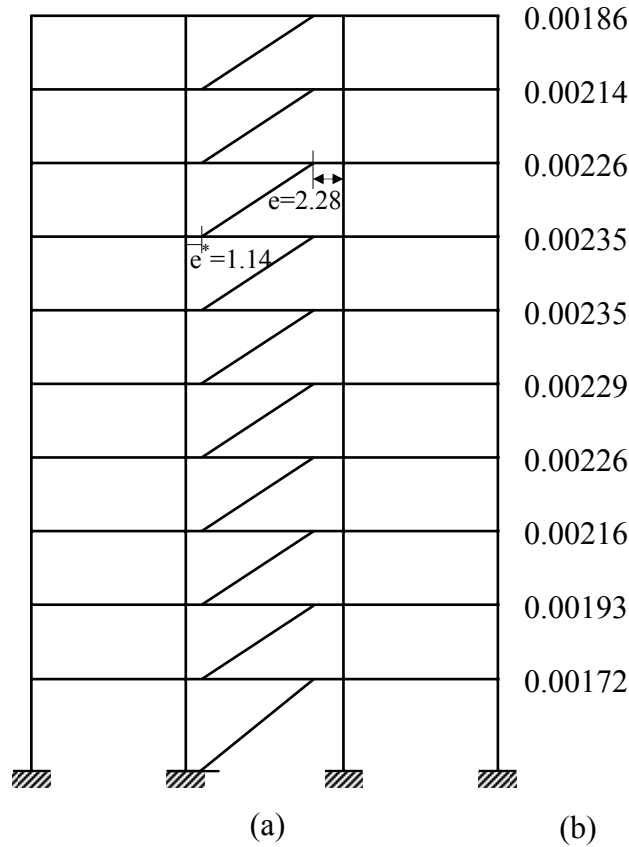
faktörü eksantrik ters V diyagonalli çerçeve de meydana gelmiştir. Eksantrik tek diyagonalli çerçeveler karşılaştırıldığında e eksantrisite mesafesinin kısaltılmasıyla kat salınım faktörünün büyüklüğünde azalma gözlenmiştir. Çerçeveler ve ilgili kat salınım faktörleri Şekil 8, 9 ve 10’da gösterilmiştir.

## 5. Sonuç

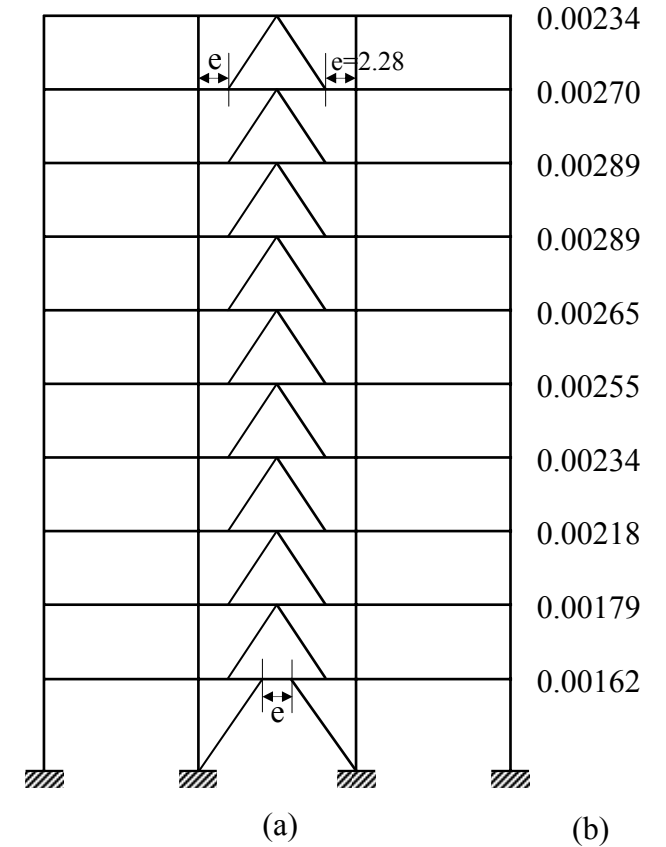
Klasik kolon-kirişli rijit çerçeveler, eksantrik diyagonalli çerçeveler ve konsantrik diyagonalli çerçeveler ağırlık ve yanal deplasmanlar (kat salınım faktörü) açısından incelenmiştir. Klasik kolon-kirişli rijit çerçeveler ağırlık bakımından eksantrik diyagonalli çerçevelerle yaklaşık olarak aynı ağırlığa sahip olurken, kat salınım faktörü açısından eksantrik diyagonalli çerçevelerin yanal deplasmanları rijit çerçeve yanal deplasmanlarının yaklaşık yarısına eşit olmaktadır. Kiriş bağlantı elemanı boyunun (e) azaltılmasının yanal deplasmanı olumlu yönde etkilediği görülmüştür. Konstrik diyagonalli çerçeveler, hem ağırlık hem de yanal deplasman açısından rijit çerçeve ve eksantrik diyagonalli çerçeve sistemlerine nazaran beklendiği gibi daha olumlu sonuçlar vermiştir. Farklı sistemler için yanal deplasmanların karşılaştırılması Şekil 11’ de gösterilmiştir.



Şekil 8. Eşit eksantrisiteli tek diyagonal çerçeve ve kat salınım faktörleri

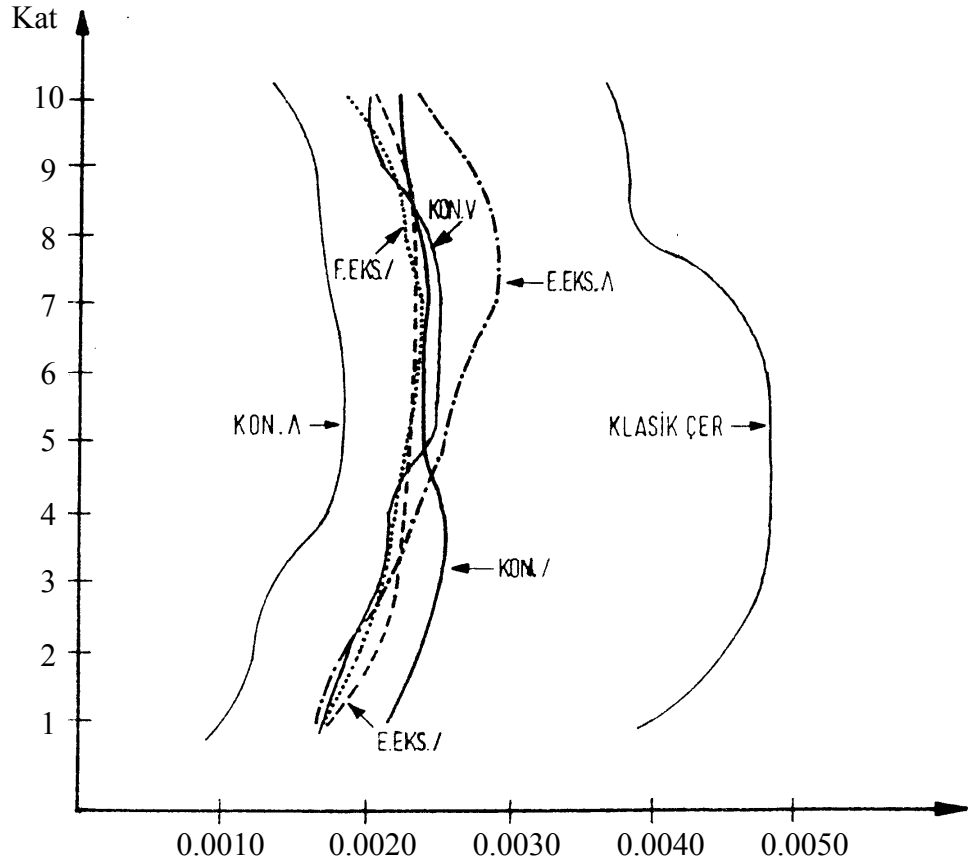


Şekil 9. Farklı eksantrisiteli tek diyagonal çerçeve ve kat salınım faktörleri



Şekil 10. Eşit eksantrisiteli ters V tipi çerçeve ve kat salınım faktörleri

*Diyagonalleri eksantrik çerçeve-kesme kafes sistemler*



Şekil 11. Farklı sistemler için yanal deplasmanların karşılaştırılması

## Kaynaklar

- [1] Ersoy, U., Çıtıptıoğlu, E., Yüksek Yapıların Tasarımı ve Yapımında İzlenecek Temel İlkeler, T.M.M.O.B. İnşaat Mühendisleri Odası İzmir Şubesi 1988/1 yayını.
- [2] Bouwkampf, J.G., The Use of Structural Steel in Earthquake Resistant Design, Çelik Konstrüksiyon Yapıların Dünyadaki Uygulaması ve Türkiye’de Yaygınlaştırılması Sempozyumu, Ankara, 1990.
- [3] Aşkar, G., “Yapıların Aktif Kontrolü”, IV. Çelik Yapılar Semineri”, İ.T.Ü. Vakfı ve İnşaat Fakültesi, İstanbul, 27 Kasım-2 Aralık 1989, pp.151-159.
- [4] Anderson, J.C. (1975) “Seismic Behavior of K-Braced Framing Systems”, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol.101, No. ST10, Proc. Paper 11636, pp.2147-2159.
- [5] Gönen, H., Çok Katlı Çelik Yapıların Plastik Hesabında Değişik Çözüm Yöntemlerinin İncelenmesi, 1989, Yayınlanmamış Doktora Tezi, Osmangazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü.
- [6] Malley, J.O. and Popov, E.P., September 1984 “Shear Links in Eccentrically Braced Frames”. Journal of the Structural Division. ASCE. Vol.112, No.3.

# ÇELİK RIHTIM PROJESİ TASARIM KISTASLARI

Alp Caner

Türkiye Köprü ve İnşaat Cemiyeti, Genel Sekreteri, ODTÜ İnşaat Mühendisliği, ODTÜ, 06531,  
Ankara

## Özet

Yurt dışında çelik rıhtım projeleri yapılmasına rağmen ülkemizde betonarme rıhtım projeleri tercih edilmektedir. Betonarme rıhtımlar çelik rıhtımlara göre daha ağır olabildiklerinden gerek düşey yükler altında gerek deprem yükleri altında tasarım yükleri artabilmekte ve beraberinde ekonomik olmayan çözümler üretilebilmektedir. Proje tasarım kistasları ilgili şartnameler ve bunlara ek olarak şartnamelerin eksiklerini gidermek amacı ile yazılan projeye özel şartların bulunduğu yapıya özgün bir metindir.

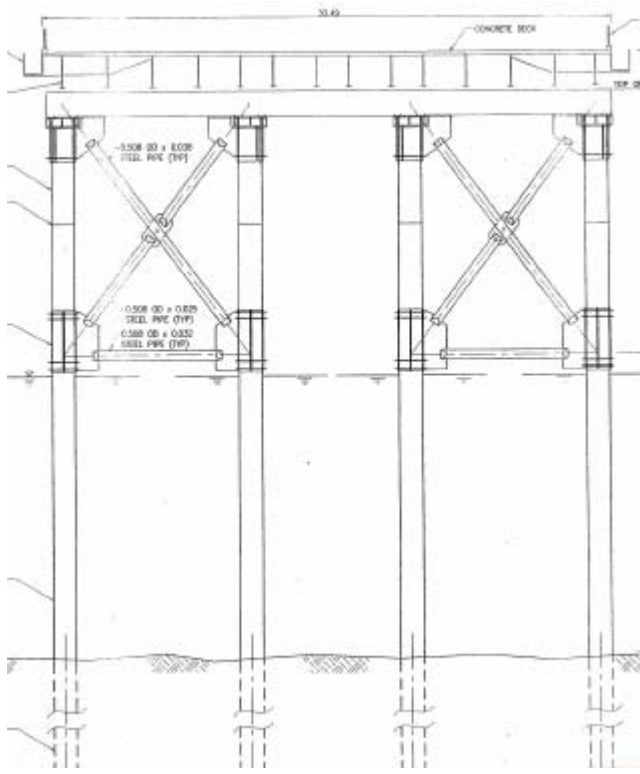
Bu çalışma çerçevesinde örnek bir tasarım kistası verilmiştir. Yapının analizinde ve tasarımında deprem, dalga, yorulma ve zemin etkileşimi LARSA programının yardımı ile incelenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Rıhtım, tasarım, kistas

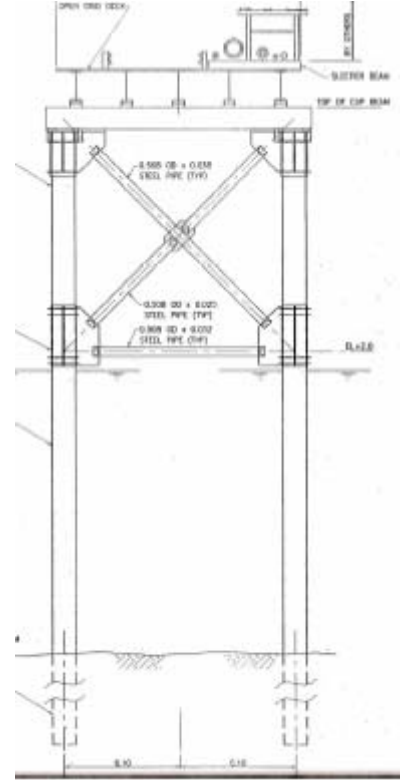
## 1. Giriş

Rıhtım tasarımları veya köprü tasarımları normal bina tasarımlarından farklılıklar gösterebilmektedir. Bu farklılıklar bu tip yapıların genellik ile hem daha ağır hareketli yüklere ve hem de çevre etkilerine daha fazla maruz kalmalarından dolayı kaynaklanmaktadır. Bu çalışma kapsamında Parsons Brinckerhoff tarafından Dominik Cumhuriyetinde yapılan bir rıhtım projesinin tasarım kistasları [1] kısa özetler geçilerek değinilmiş ve ülkemiz için uygun olup olmadığı tartışılmıştır.

Rıhtımın kesitleri Şekil 1 de gösterilmiştir. Kazıklar içi boş çelik boru olup zemine sabitlenmiştir. Şekil 2 de gösterildiği gibi rıhtım kenar ayak bağlantısında rotasyona müsait bir mesnet düzeneği seçilmiştir.

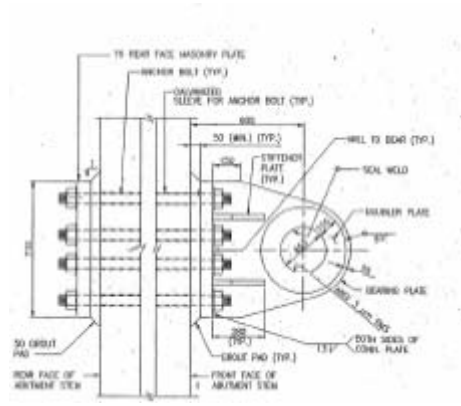


(a)



(b)

Şekil 1. Kesitler (a) Platform (b) Yaklaşım



Şekil 2. Kenar ayak rıhtım bağlantısı

## 2. Tasarım Kısıtları

Yapının tasarımında Amerikan Çelik (AISC-ASD), Betonarme (ACI-318) ve Petrol Platformu (API-1993) şartnamelerinden faydalanılmıştır. Tasarım kısıtları aşağıda özetlenmiştir.

- Bu tip bir çalışmaya başlamadan önce rıhtım bölgesinin yerel özelliklerinin belirlenmesi gerekmektedir.
- İnşa sırasında yüklenici yapının stabilizesini sağlamak zorundadır.
- Rıhtım için kullanılan kazıkların yerleştirilmesinde 25 mm hata payına izin verilmiştir.
- Sabit yük için yapının kendi öz ağırlığına ilave olarak taşıdığı borular, ekipmanlar ve borulardaki sıvıların ağırlıkları göz önüne alınmalıdır.
- Rıhtımın uç bölgesinde bulunan platforma konabilecek depolama malzemelerinin ağırlıklarının 2.4 kPa civarında alınabileceği düşünülmüştür.
- Rıhtım üzerinde gezecek kamyon ve vinç için hız limiti 16 km/saat olarak belirlenmiştir.
- Rıhtım üst yapısında vinç ve kamyon aynı anda gezebilir fakat hızları düşük olduğu için hızdan dolayı olabilecek dinamik etkiler göz önüne alınmayabilir.
- Rüzgâr hızı saate 76 km ye ulaştığı zaman üst yapıda hareketli yüklere veya araçlara kullanım izni verilmeyecektir.
- Tasarım için düşünülen yerel okyanus etkileri aşağıdaki tabloda özetlenmiştir.

Durum	Gelgit (m)	Su Derinliği (m)	Dalga Yüksekliği (m)	Periyot (saniye)
Tasarım Dalgası	0.7	15.7	12.2	14
Tasarım Fırtınası – Orta Su Derinliği	1.2	16.2	12.6	14
Tasarım Fırtınası – Maksimum Su Derinliği	2.2	17.2	13.4	14
Servis Durumu	0.2	15.2	2.8	7

- Çelik kazıklar 2 mm paslanmaya karşı gelebilecek şekilde tasarlanmıştır. Paslanma daha çok dalga çarpma bölgesinde -2 ve +5 metreler arası olması beklenmektedir. Kazıkların paslanmasını minimize etmek için dıştan 200kg'lık galvanizli anotlar yerleştirilmiştir. İç paslanmayı engellemek için ise içeri hava dolaşımı engellenmelidir.
- Rüzgâr kısıtları için aşağıdaki tablo kullanılmıştır.

Rüzgar Tipi	Global Etkileşim	Lokal Etkileşim
Tasarım	76 km/saat	94 km/saat
Fırtına	212 km/saat	263 km/saat

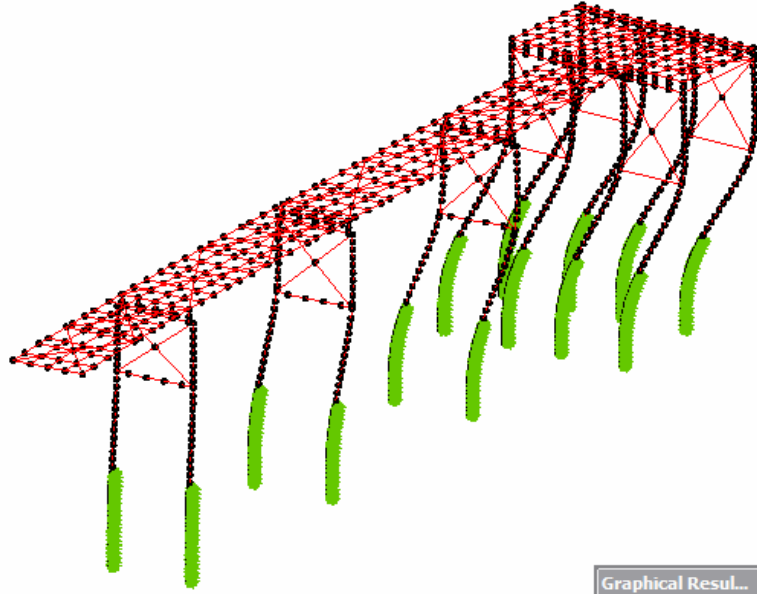
- Deprem için iki tane kıstas kullanılmıştır. Normal dönüşümlü tasarım depremi için yer ivmesi 0.32g ve olasılığı az fakat daha güçlü bir deprem için yer ivmesi 0.55g alınmıştır. Normal depremde hasar olmaması ve olasılığı az depremde de rıhtımın çökmemesi için tasarım yapılmıştır. Depremin nerden geleceği belli olmadığı için deprem iki dik yönde deprem uygulanmış fakat bir yönde yüzde yüz deprem etkisi alınmış ise öteki yönde yüzde 30 mertebelerinde deprem etkisi alınmıştır.
- Rıhtım için en büyük tasarım gemisi 145000 m<sup>3</sup> lük olarak düşünülmüş ve en küçük olarak da 120000 varil petrol taşıyabilecek bir sal düşünülmüştür. Rıhtım yaklaşım hızları 17.5cm/sec olarak ve 5 derece açıya göre tasarlanmıştır.
- Kenar ayak temel tasarımında zemin emniyet gerilmesi 957 kPa olarak belirlenmiştir.

### 3. Analizler

Rıhtımın analizlerinde LARSA programı kullanılmıştır. Genel hatları ile rıhtım düşey yükler ve dinamik yükler altında incelenmiş ve tasarım başarılı bulunmuştur. Yapının iki hakim modu Şekil 3 de gösterilmiştir. Kazık boyunca zemin etkileşimi Amerikan Petrol Platformu şartnamesinde öngörülen yay katsayıları kullanılmış ve bu katsayılar da dinamik etkiler dikkate alınmıştır.

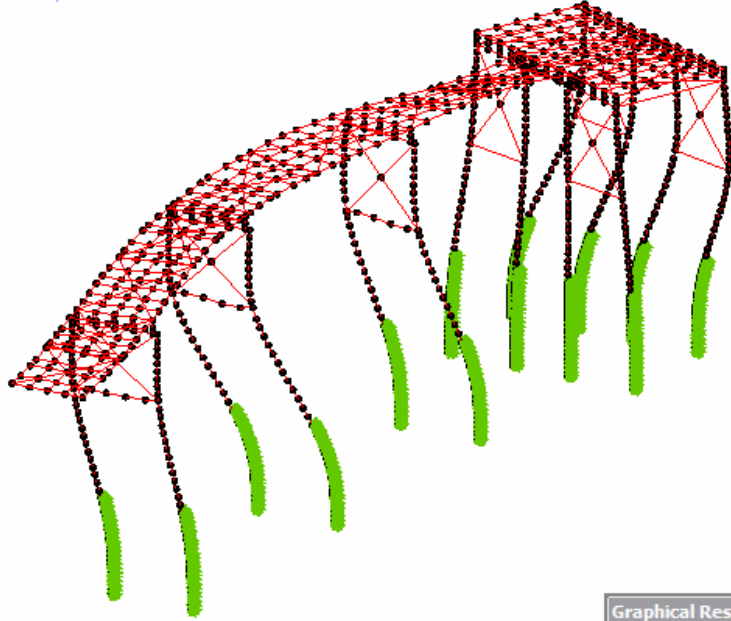
Yapının bağlantı tasarımlarında yorulma analizleri yapılmış ve bunlar kategorilere ayrılmıştır. Yorulma analizlerinde dikkate alınması gereken bağlantının şekli ve tipidir. Bağlantı şekillerine göre oluşturulan kategorilerde izin verilen gerilemeler kategorisine ve yükün oluşma adedine göre 430 MPa den 4 MPa kadar değişebilir.

Zoom 2.139X  
Mode Shapes - M1:  $f = 0.69$ ,  $t = 1.4491$   
Scale Factor: 362.



Graphical Resul... X

Zoom 2.139X  
Mode Shapes - M2:  $f = 1.3$ ,  $t = 0.7671$   
Scale Factor: 362.



Graphical Resul... X

Şekil 3. Hakim Modlar



#### **4. Sonuçlar**

1. Türkiye içinde bu tip elik rıhtım projeleri gerçekleştirilebilir.
2. elik rıhtım tasarımımda kullanılan kıstaslardan bazıları ülke şartlarına uyarlanabilir ve aynı zamanda var olan ülke şartnameleri de kullanılabilir.
3. Bu tip elik rıhtım tasarımlarında denizin getirdiği dinamik etkiler, deprem ve yorulma analizleri önemli tasarım kıstasları arasına girmektedir.

#### **Kaynaklar**

- [1] Parsons Brinckerhoff Quade and Douglas, Dominik Cumhuriyeti Rıhtım Projesi (2002).

# TAVLAMA BENZEŞİMİ YÖNTEMİYLE ÇELİK ÇERÇEVELERİN OPTİMUM TASARIMI

S. Özgür DEĞERTEKİN<sup>a</sup>, M. Sedat HAYALİOĞLU<sup>a</sup>

<sup>a</sup> Dicle Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 21280, Diyarbakır, [sozgur@dicle.edu.tr](mailto:sozgur@dicle.edu.tr), [hsedat@dicle.edu.tr](mailto:hsedat@dicle.edu.tr)

## Özet

Bu çalışmada, düzlem çelik çerçevelerin tavlama benzeşimi yöntemiyle optimum tasarımı için bir algoritma geliştirilmiştir. Tavlama benzeşimi, katıların fiziksel tavlama süreci ile optimizasyon problemleri arasında benzerlik kuran bir optimizasyon yöntemidir. Optimum tasarımda çelik çerçevelerin; gerilme, stabilite ve yanal deplasman sınırlayıcıları altında minimum ağırlıklı olarak boyutlandırılması amaçlanmıştır. Bileşik gerilme sınırlayıcısı olarak TS 648'den alınan eğilmeli burkulma formülleri kullanılmıştır. Yöntemin uygulanabilirliğini göstermek ve elde edilen sonuçları karşılaştırmak amacıyla literatürden alınan iki düzlem çerçeve kullanılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Çelik çerçeveler, Optimum tasarım, Tavlama benzeşimi

## 1. Giriş

Tavlama benzeşimi (TB), katılardaki fiziksel tavlama işlemi ile optimizasyon problemleri arasındaki benzerlik kuran bir arama yöntemidir. TB ilk olarak gezgin satıcı problemi ve elektronik devre tasarımının optimizasyonuna uygulanmıştır [1]. Yapı mühendisliğinde ise; sürekli veya ayrık tasarım değişkenli statik veya dinamik yüklere maruz düzlem veya uzay kafes sistemlerin optimizasyonunda kullanılmıştır [2-6]. TB'nin çelik çerçeveler ile betonarme ve kabuk yapıların optimum tasarımında da uygulamaları bulunmaktadır [7-11].

Bu çalışmanın amacı, gelişmiş bir arama algoritması olan tavlama benzeşimini düzlem çelik çerçevelerin optimum tasarımında kullanmaktır. TB'nin etkinliğini görmek ve elde edilen sonuçları kıyaslamak için literatürde genetik algoritma yöntemiyle optimum tasarımı yapılan iki düzlem çelik çerçeve kullanılmıştır.

## 2. Optimum Tasarım Problemi

Herhangi bir optimizasyon problemi; sağlanması gereken sınırlayıcılar, tasarım değişkenleri ve minimum değeri araştırılan amaç fonksiyonundan oluşur. Bu çalışmada amaç fonksiyonu çerçevenin ağırlığı, tasarım değişkenleri belli bir kesit listesinden seçilen çelik profil kesitleri temsil eden eleman gruplarıdır. Çerçevdeki her eleman grubu belli sayıda elemandan oluşmaktadır. Buna göre çelik çerçevelerin optimum tasarım problemi şu şekilde tanımlanabilir.

$$\min W(x) = \sum_{k=1}^{ng} A_k \sum_{i=1}^{mk} \rho_i L_i \quad (1)$$

Burada;  $W(x)$  çerçeve ağırlığını,  $A_k$   $k$ 'nci gruptaki elemanların kesit alanını,  $mk$   $k$ 'nci gruptaki toplam eleman sayısını,  $\rho_i$  ve  $L_i$   $i$ 'nci elemanın özgül ağırlığı ve uzunluğunu,  $ng$  ise çerçevedeki toplam grup sayısını gösterir. Optimum tasarımda kullanılan sınırlayıcılar aşağıdaki sıralanmıştır.

Yanal deplasman sınırlayıcısı;

$$g_i(x) = \frac{\delta_i}{\delta_{iu}} - 1.0 \leq 0 \quad ; i=1, \dots, p \quad (2)$$

şeklindedir. Burada;  $\delta_i$   $i$ 'nci sınırlanmış deplasman değeri,  $\delta_{iu}$  sınırlanmış deplasmanın üst sınırını,  $p$  ise çerçevedeki sınırlanmış deplasmanların toplam sayısını göstermektedir.

Eksenel basınç kuvvetinin eğilme momenti ile birlikte etkimesi durumunda çubukta eğilmeli burkulma durumu oluşacaktır. Bu durum için gerilme kontrolleri ile ilgili tüm denklemler ve hesap esasları TS 648 yönetmeliğinden alınmıştır [12]. Eksenel basınç ve eğilmeye maruz çubuklar için oluşacak bileşik gerilme durumunun kontrolü

$$g_n(x) = \frac{\sigma_{eb}}{\sigma_{bem}} + \frac{C_m}{\left(1 - \frac{\sigma_{eb}}{\sigma'_e}\right)} \frac{\sigma_b}{\sigma_B} - 1.0 \leq 0 \quad ; n=1, \dots, nb \quad (3)$$

$$g_n(x) = \frac{\sigma_{eb}}{0.6\sigma_a} + \frac{\sigma_b}{\sigma_B} - 1.0 \leq 0 \quad ; n=1, \dots, nb \quad (4)$$

şeklindedir. Eğer  $\sigma_{eb}/\sigma_{bem} \leq 0.15$  ise (3) ve (4) denklemleri yerine sadece

$$g_n(x) = \frac{\sigma_{eb}}{\sigma_{bem}} + \frac{\sigma_b}{\sigma_B} - 1.0 \leq 0 \quad ; n=1, \dots, nb \quad (5)$$

denklemini kullanılabilir. (3)-(5) denklemlerindeki  $nb$  çerçevedeki toplam eleman sayısını göstermektedir.

Yukarıdaki bağıntılarda;  $\sigma_{eb}$  yalnız eksenel basınç kuvveti etkimesi halinde hesaplanan gerilme,  $\sigma_{bem}$  yalnız eksenel basınç kuvveti etkimesi halinde müsaade edilen gerilme,  $\sigma_b$  yalnız eğilme momenti etkisi altında hesaplanan basınç-eğilme başlığı gerilmesi,  $\sigma_B$  yalnız eğilme momenti etkimesi halinde müsaade edilen basınç-eğilme başlığı gerilmesi,  $\sigma'_e$  güvenlik katsayısına bölünmüş Euler gerilmesi,  $C_m$  moment diyagramına ve hesap yapılan düzleme dik doğrultudaki çubuğun tutulma düzenini göz önüne alan katsayılar olup yanal deplasmanının mümkün olduğu çerçevelerde 0.85 alınır,  $\sigma_a$  ise çeliğin akma dayanımıdır.

Eksenel çekme ve eğilmeye maruz çubuklar için (4) denkleminin sağlanması gerekmektedir. Bu durumda  $\sigma_{eb}$  yalnız eksenel çekme kuvveti etkimesi halinde

hesaplanan gerilme,  $\sigma_b$  eğilme momentinin etkimesi halinde hesaplanan eğilme-çekme gerilmeleridir. Bu konuda detaylı bilgi TS 648'de mevcuttur [12].

Optimum tasarımda kullanılan sınırlayıcısız amaç fonksiyonu aşağıdaki biçimde verilebilir.

$$\varphi(x) = W(x) \left( 1 + R \sum_{i=1}^m c_i \right) \quad (6)$$

Burada  $m$  toplam sınırlayıcı sayısı,  $R$  probleme özgü bir ceza sabitidir.  $c_i$  ihlal edilme katsayısı olup aşağıdaki gibi hesaplanır.

$$\begin{aligned} g_i(x) > 0 \text{ ise } c_i &= g_i(x) \\ g_i(x) \leq 0 \text{ ise } c_i &= 0 \\ g_n(x) > 0 \text{ ise } c_i &= g_n(x) \\ g_n(x) \leq 0 \text{ ise } c_i &= 0 \end{aligned} \quad (7)$$

TB ile yapılan her tasarımda sınırlayıcıların ihlal edilip edilmediğinin belirlenmesi için çerçevedeki deplasman ve gerilme değerlerinin bilinmesi gerekmektedir. Bu amaçla her tasarım için çerçevenin analizi yapılmaktadır.

### 3. Tavlama Benzeşimi

TB katılardaki tavlama işlemi ile optimizasyon problemleri arasında benzerlik kuran bir arama yöntemidir. Tavlamada; önce katının tüm parçacıklarının erimesi için ortamın sıcaklığı arttırılır, ardından sıcaklık yavaş bir şekilde azaltılarak yer durumu adı verilen minimum enerjili durum elde edilmeye çalışılır. Ancak sıcaklık yeteri kadar yükseltilmemiş veya soğutma işlemi yeterince yavaş yapılmamışsa yarı kararlı olan kusurlu bir yapı elde edilir.

TB ile optimizasyon problemleri arasında şu şekilde benzerlik kurulabilir: Tavlamadaki enerji değeri optimizasyondaki amaç fonksiyonunu, farklı sıcaklık değerleri optimizasyon esnasında elde edilen farklı tasarımları, yarı kararlı durum lokal optimumu, yer durumu (minimum enerji) ise global optimumu gösterir.

TB'de ilk olarak rasgele bir başlangıç tasarımı üretilir ve mevcut tasarım olarak atanır. Eğer tasarım tüm sınırlayıcıları sağlıyorsa ayrıca mevcut optimum tasarım olur. Bu tasarımda rasgele bir tasarım değişkeni seçilir. Seçilen tasarım değişkenini temsil eden çelik kesitin yerine önceden belirlenen komşu derinliğindeki kesitlerden rasgele bir tanesi atanır. Örneğin; komşu derinliği  $\pm 2$  seçilmişse ve rasgele seçilen tasarım değişkeni kesit listesinin 14'ncü sırasındaki kesiti temsil ediyorsa diğer tasarım değişkenleri aynı kalmak üzere kesit listesinin 12,13,15,16 sırasındaki kesitlerden rasgele olarak bir tanesi bu kesitin yerine atanır. Bu şekilde elde edilen yeni tasarıma komşu tasarım adı verilmektedir. Komşu tasarım için çerçeve analizi yapılarak deplasman ve kesit tesirleri hesaplanır. (1)-(7) denklemleriyle sınırlayıcısız amaç fonksiyonu hesaplanır. Eğer komşu tasarımın sınırlayıcısız amaç fonksiyonu mevcut tasarımın sınırlayıcısız amaç fonksiyonu değerinden büyük değilse bu

tasarım mevcut tasarımın yerini alır. Tasarım tüm sınırlayıcıları sağlıyorsa ve mevcut optimum tasarımdan daha hafifse aynı zamanda mevcut optimum tasarımın yerini alır. Eğer komşu tasarımın sınırlayıcısız amaç fonksiyonu, mevcut tasarımın sınırlayıcısız amaç fonksiyonu değerinden büyükse aday tasarımın mevcut tasarımın yerini alıp almayacağı Metropolis algoritmasıyla belirlenir [13]. Mevcut  $i$  tasarımının yerine komşu  $j$  tasarımının kabul edilme olasılığı şu şekilde hesaplanır.

$$A_{ij}(T_k) = \begin{cases} 1 & \text{ise } \Delta\varphi_{ij} \leq 0 \\ \exp\left(\frac{-\Delta\varphi_{ij}}{\Delta\bar{\varphi}T_k}\right) & \text{ise } \Delta\varphi_{ij} > 0 \end{cases} \quad (8)$$

Burada  $\Delta\varphi_{ij} = \varphi(x_j) - \varphi(x_i)$ .  $\varphi(x_j)$ ,  $\varphi(x_i)$  aday ve mevcut tasarımın sınırlayıcısız amaç fonksiyonu değerleri,  $\Delta\bar{\varphi}$  normalizasyon sabiti olup her  $\Delta\varphi_{ij} > 0$  durumunda  $A_{ij}$  kabul edilme olasılığı hesaplanmadan önce şu şekilde güncellenir [9]:

$$\Delta\bar{\varphi} = \frac{M \times \Delta\bar{\varphi} + \Delta\varphi_{ij}}{M + 1} \quad (9)$$

$$M = M + 1 \quad (10)$$

burada  $M$  ortalama hesabına giren terim sayısıdır.  $\Delta\bar{\varphi}$  ve  $M$  için başlangıçta sırasıyla 1 ve 0 değerleri alınır.  $\Delta\varphi_{ij} > 0$  durumunda öncelikle  $[0,1]$  aralığında  $rn$  ile gösterilen rasgele bir reel sayı üretilir. Eğer  $rn < A_{ij}$  ise aday tasarım kabul edilir. Aksi halde mevcut tasarım değişmez. Tüm tasarım değişkenleri için yukarıdaki işlemler tekrarlanarak tavlama benzeşiminde bir döngü tamamlanır.

Tavlama esnasında  $T_s$  ve  $T_f$  sırasıyla başlangıç ve nihai sıcaklıklar olmak üzere, sistemin  $T_k$  sıcaklığı ilk döngüde  $T_s = T_k$  ve son döngüde  $T_f = T_k$  olmak üzere her döngüde belli bir miktar azaltılır. Bunun yanında tavlama  $\Delta\varphi_{ij} = \Delta\bar{\varphi}$  için  $P_s$  başlangıç kabul olasılığı ve  $\Delta\varphi_{ij} = \Delta\bar{\varphi}$  için  $P_f$  nihai kabul olasılıklarının da bilinmesi gerekmektedir. Verilen  $P_s$  değeri için  $T_s$  değeri şu şekilde hesaplanır.

$$P_s = \exp\left(\frac{-1}{T_s}\right) \quad (11)$$

$$T_s = \frac{-1}{\ln P_s} \quad (12)$$

$T_k$  sistem sıcaklığı,

$$T_{k+1} = \alpha T_k \quad (13)$$

denklemleriyle azaltılır. Burada  $\alpha$  soğutma katsayısı olup 1'den küçük bir değerdir. Sıcaklık sifıra yaklaştıkça  $\Delta\varphi_{ij} > 0$  durumu için kabul edilme olasılığı da sifıra yaklaşmaktadır.  $T_f$  değeri ise aşağıdaki gibi hesaplanır.

$$P_f = \exp\left(\frac{-1}{T_f}\right) \quad (14)$$

$$T_f = \frac{-1}{\ln P_f} \quad (15)$$

Maksimum döngü sayısı ( $N$ ) sonunda  $T_f$ ,

$$T_f = T_s \alpha^{N-1} \quad (16)$$

ve  $\alpha$  soğutma katsayısı,

$$\alpha = \left(\frac{\ln P_s}{\ln P_f}\right)^{1/(N-1)} \quad (17)$$

şeklinde hesaplanır.

TB’de her döngüde belli bir arama işlemi yapıldıktan sonra sıcaklık azaltılarak arama tamamlanır. Bu şekilde ısı denge adı verilen sıcaklık dengesi sağlanır. Yüksek sıcaklıklarda kabul edilme olasılığı da yüksek olduğunda çoğu aday tasarım kabul edilmektedir. Bunun sonucunda lokal optimumlara yakınsama olasılığı azalmakta ve ısı denge hızlı biçimde sağlanmaktadır. Buna karşın sıcaklık azaldıkça ısı dengeyi sağlamak ve lokal optimumlardan kurtulmak için algoritmanın daha fazla sayıda arama işlemi gerçekleştirmesi gerekmektedir. Bir döngüde (sıcaklığın her azalma değerinde) ısı dengenin sağlanması için yapılması gerekli iterasyon sayısı  $IPC(T)$  şu şekilde hesaplanır.

$$IPC(T) = IPC_f + (IPC_f - IPC_s) \left(\frac{T - T_f}{T_f - T_s}\right) \quad (18)$$

Burada  $IPC_s$ ;  $T_s$  başlangıç sıcaklık değeri için yapılacak iterasyon sayısı,  $IPC_f$ ;  $T_f$  nihai sıcaklık değeri için yapılacak iterasyon sayısı olup yapı sistemlerinin optimizasyonu için  $IPC_s=1$  ve  $IPC_f \in [3,6]$  değerleri uygun sonuçlar vermektedir [2]. TB’de ilk olarak verilen  $P_s$ ,  $P_f$  ve  $N$  değerleri için  $T_s$ ,  $T_f$  ve  $\alpha$  sırasıyla (12), (15) ve (17) denklemleriyle hesaplanır. Ardından mevcut döngüde yapılması gereken iterasyon sayısı  $IPC(T)$ , (18) denklemiyle hesaplanır. Her iterasyon için bu bölümün başında anlatılan işlemler yapılarak bir iterasyon tamamlanır. Hesaplanan  $IPC(T)$  sayısı kadar aynı işlemler tekrarlanarak bir döngü tamamlanır. (13) denklemiyle sıcaklık azaltılarak bir sonraki döngüye geçilir, aynı işlemler durdurma kriteri sağlanıncaya kadar tekrarlanır. Durdurma kriterinin sağlanması durumunda en son mevcut optimum tasarım aranan optimum tasarım bu tasarıma ait ağırlık optimum çerçeve ağırlığı olarak elde edilir. TB’de, maksimum döngü sayısının aşılması veya belli bir döngü sayısı süresince mevcut optimum değer değişmemesi durdurma kriterleri olarak kullanılmıştır.

#### 4. Çelik Çerçevelerin Tavlama Benzeşimi Yöntemiyle Optimum Tasarımı

Çelik çerçeve sistemlerin TB ile optimum tasarım algoritması aşağıdaki adımlardan oluşmaktadır.

1. Verilen  $P_s$ ,  $P_f$  ve  $N$  değerlerini kullanarak (12), (15) ve (17) denklemleriyle sırasıyla  $T_s$ ,  $T_f$  ve  $\alpha$  soğutma parametrelerini hesapla. Döngü sayacını çalıştır  $ic=1$ , tasarım değişkeni sayacını ( $iv$ ) ve her döngüde yapılacak iterasyon sayacını ( $il$ ) sıfırla  $iv=0$ ,  $il=0$ .
2. Rasgele bir  $X_0$  başlangıç tasarımı üret. Bu tasarımı  $X_i$  mevcut tasarımı olarak ata  $X_i=X_0$ . Çerçeve için analiz yaparak deplasman ve kesit tesirlerini hesapla. (1)-(7) denklemleriyle  $\varphi(x_0)$  sınırlayıcısız amaç fonksiyonunu hesapla. Bu tasarım tüm sınırlayıcıları sağlıyorsa aynı zamanda mevcut optimum tasarım( $X_{opt}$ ) olarak ata  $X_{opt}=X_0$ .
3. Bu döngüde yapılması gereken  $IPC(T)$  iterasyon sayısını (18) denklemleriyle hesapla.
4. Rasgele bir tasarım değişkeni (çelik profil kesit) seç  $ka \in [1, \dots, ng]$ , tasarım değişken sayacını arttır  $iv=iv+1$ . Diğer tasarım değişkenleri aynı kalmak üzere kesit listesinde  $ka$  tasarım değişkenine komşu olan bir profil kesiti rasgele olarak seç ve  $ka$ 'nın yerine ata. Böylece  $X_j$  komşu tasarımı elde et. Komşu tasarım için çerçeve analizi yapılarak deplasman ve kesit tesirleri hesapla. (1)-(7) denklemleriyle  $\varphi(x_j)$  sınırlayıcısız amaç fonksiyonu hesapla.
5.  $\Delta\varphi_{ij} = \varphi(x_j) - \varphi(x_i)$  değerini hesapla.
6. Eğer  $\Delta\varphi_{ij} \leq 0$  ise,  $X_j$  komşu tasarımını mevcut tasarım olarak ata. Eğer bu tasarım mevcut optimum tasarımdan ( $X_{opt}$ ) daha hafifse mevcut optimum tasarımın yerine ata,  $X_{opt}=X_j$ .
7. Eğer  $\Delta\varphi_{ij} > 0$  ise, (9) denklemleriyle  $\Delta\bar{\varphi}$  normalizasyon sabitini güncelle. (8) denkleminin ikinci satırını kullanarak  $A_{ij}(T_k)$  kabul edilme olasılığını hesapla.  $[0,1]$  aralığında rasgele bir  $rn$  reel sayısı üret. Eğer  $rn < A_{ij}$  ise 8. adıma git. Değilse tasarım değişken sayacını kontrol et, eğer  $iv > ng$  ise 9. adıma git değilse 4. adıma git.
8. Komşu tasarımı mevcut tasarımın yerine ata,  $X_i=X_j$ . Eğer bu tasarım mevcut optimum tasarımdan daha hafifse aynı zamanda mevcut optimum tasarım olarak ata,  $X_{opt}=X_j$ . Eğer  $iv > ng$  ise 9. adıma git değilse 4. adıma git.
9. İterasyon sayacını kontrol et. Eğer  $il \leq IPC$  ise  $iv = 0$ ,  $il = il + 1$  değerlerini ata ve 4. adıma git. Değilse 10. adıma git.
10. (13) denklemleriyle  $T_k$  sistem sıcaklığını güncelle. Döngü sayacını arttır,  $ic = ic + 1$ . 3. bölümde açıklanan durdurma kriterlerinden birisi sağlanmışsa TB algoritmasını durdur. Son elde edilen mevcut optimum tasarım optimum tasarım bu tasarıma ait ağırlık optimum ağırlık olarak elde edilir. Eğer durdurma kriterlerinden ikisi de sağlanmamışsa  $il = iv = 0$  değerlerini atayarak 3. adıma git.

#### 5. Sayısal Uygulamalar

Yukarıda açıklanan tavlama benzeşimi algoritmasının uygulaması olarak verilen örnekler elde edilen sonuçları kıyaslayabilmek için literatürden alınmıştır. Bu amaçla kaynak [14]'de genetik algoritma yöntemiyle optimum tasarımı yapılan iki çerçeve

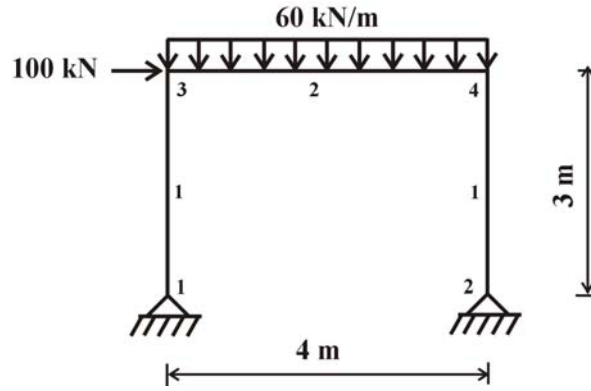
kullanılmıştır. Örneklerde çelik için elastisite modülü  $E=21000 \text{ kN/cm}^2$ , akma dayanımı  $\sigma_a=24.82 \text{ kN/cm}^2$ , özgül ağırlığı  $\rho=78.5 \text{ kN/m}^3$  olarak alınmıştır.

TB ile optimum tasarımda şu parametreler kullanılmıştır. Başlangıç kabul olasılığı  $P_s=0.5$ , nihai kabul olasılığı  $P_f=10^{-7}$  olarak seçilmiştir. Daha büyük  $P_s$  ve  $P_f$  değerleri optimum olmayan tasarımlara neden olurken, daha küçük  $P_s$  değeri için optimum tasarımda erken yakınsama gerçekleşmiştir. İlk döngüde yapılacak iterasyon sayısı  $IPC_s=1$ , son döngüde yapılacak iterasyon sayısı  $IPC_f=4$  seçilmiştir. Daha büyük  $IPC_s$  ve  $IPC_f$  değerleri için daha hafif tasarımlar elde edilmemiş, daha küçük  $IPC_f$  değeri ise optimum olmayan tasarımlara sebep olmuştur. Her iki örnekte TB için kesit listesinin çok geniş olmaması dikkate alınarak komşu derinliği değişimi  $\pm 1$  alınmıştır. Ceza sabiti olarak 0.9 değeri uygun sonuçlar vermiştir.

TB’de iki durdurma kriteri kullanılmıştır. Birincisi maksimum döngü sayısının aşılması, ikincisi ise belli bir döngü sayısı süresince mevcut optimum değer değişmemesidir. Her iki yöntem için kesit listesinde az sayıda kesit olduğu göz önünde bulundurularak maksimum döngü sayısı 50 seçilmiştir. Bunun yanında mevcut optimum değer 10 döngü boyunca (maksimum döngü sayısının beşte biri) değişmemesi durumunda arama işlemi bitirilmiştir.

### 5.1. Tek Açıklıklı Basit Çerçeve

Çerçevenin yükleme durumu, geometrisi ve grup numaralandırılması Şekil 1’deki gibidir.



Şekil 1. Tek açıklıklı basit çerçeve

Elde edilen sonuçlar kıyaslanacağı için tüm değerler kaynak [14]’te verilenler ile aynıdır. Buna göre 3 ve 4 düğüm noktalarının yanal deplasmanları 10 mm olarak sınırlandırılmış, elemanların burkulma boyları kendi boylarına eşit alınmıştır. Kesit listesinde IPOG 120 ( $13.2 \text{ cm}^2$ )’den IPOG 600 ( $156 \text{ cm}^2$ )’e kadar (IPOG 600 dahil) 16 adet IPOG profil kesit kullanılmıştır [15]. Her iki yöntemden elde edilen sonuçlar kaynak [14] ile karşılaştırmalı olarak Tablo 1’de verilmiştir.



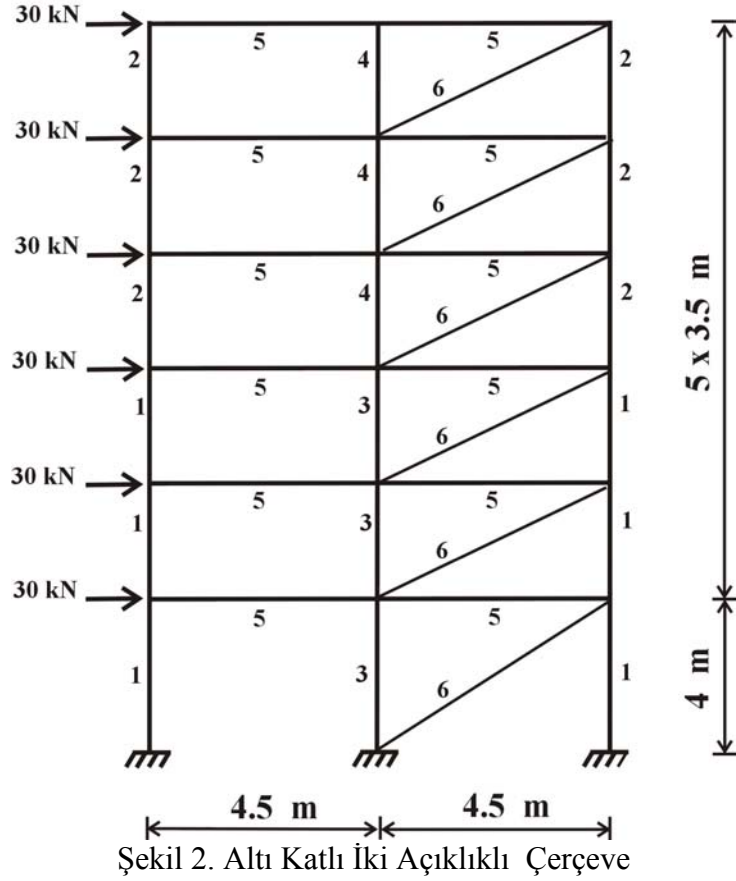
Tablo 1. Tek Açıklıklı Basit Çerçeve İçin Optimum Tasarım Sonuçları

Grup no.	Daloğlu ve Armutçu [14]	TB
1	IPOG 500	IPOG 500
2	IPOG 500	IPOG 450
Ağırlık (kg)	907	857

TB ile 13. döngü sonunda yanal deplasmanı 10 mm ve ağırlığı 857 kg olan bir çerçeve elde edilmiştir. Optimum tasarımda gerilme sınırlayıcıları sınır değerlerine ulaşmıştır. TA ile kaynak [14]'ün sonucuna kıyasla % 5.5 daha ekonomik bir çerçeve elde edilmiştir. TA ile optimum değer üçüncü döngü'de elde edilmiş ve aspirasyon listesine kaydedilmiş, sonraki 10 döngü boyunca aspirasyon listesindeki bu değerden daha hafif bir çerçeve tasarımı elde edilemediği için arama 13. döngüde tamamlanmıştır.

## 5.2. Altı Katlı İki Açıklıklı Çerçeve

36 çubuklu ve 21 düğüm noktalı çerçeve için yatay yükleme durumu, geometrisi ve grup numaralandırılması Şekil 2'de verilmiştir. Çevredeki tüm kirişler 50 kN/m'lik düzgün yayılı yük etkisi altındadır. Tüm değerler kıyas amacıyla kaynak [14]'dekinin aynısı alınmıştır. Çerçevenin en üstteki düğüm noktalarının yatay deplasmanı 71.6 mm olarak sınırlandırılmıştır. Kirişlerin burkulma boyları kendi boylarına eşit alınırken, kolonların burkulma boyları kendi boylarının 1,2 katı olarak alınmıştır [14]. Kesit listesi olarak 16 adet geniş başlıklı I (IPG) ve 16 adet orta başlıklı I (IPOG) profilleri kullanılmıştır [15]. Kolonlar için geniş başlıklı I (IPG) profilleri, kirişler ve diyagonaller için orta geniş başlıklı I (IPOG) profilleri kullanılmıştır. TB'den elde edilen sonuçlar kaynak [14]'den elde edilen sonuçlarla karşılaştırmalı olarak Tablo 2'de verilmiştir.



Şekil 2. Altı Katlı İki Açıklıklı Çerçeve

Tablo 2. Altı Katlı İki Açıklıklı Çerçeve İçin Optimum Tasarım Sonuçları

Grup no.	Daloğlu ve Armutçu [14]	TB
1	IPG 280	IPG 280
2	IPG 180	IPG 220
3	IPG 450	IPG 450
4	IPG 240	IPG 220
5	IPOG 500	IPOG 400
6	IPOG 140	IPOG 160
Ağırlık (kg)	11440	10505

TB ile optimum tasarımda 24. döngü sonunda 10505 kg ağırlığında ve en üst kat deplasman değeri 20 mm olan bir çerçeve elde edilmiştir. Bu tasarım kaynak [14]'deki sonuca kıyasla % 8,2 daha hafiftir. Tasarımda gerilme sınırlayıcıları aktif, deplasman sınırlayıcısı pasiftir.

## 6. Sonuçlar

Bu çalışmadan elde edilen sonuçlar şu şekilde sıralanabilir:

- I. TB için komşu derinliği değeri  $\pm 1$  optimum tasarımlara yakınsamada yeterli olmuştur. Hesaplamalardan elde edilen tecrübeler sonucunda daha büyük komşu derinliği değerleri için daha hafif tasarımların elde edilmediği görülmüştür.

- II. TB ile kaynak [14]'ün sonuçlarına göre %5,5-%8,2 daha ekonomik çerçeveler elde edilmiştir.
- III. TB'nin 13-24 döngüde optimum çözüme yakınsaması ikinci durdurma kriterinin kullanıldığını göstermektedir. 3-14 döngüde optimum tasarımı bulabilmektedir. Bu durum TB'nin etkili bir arama yöntemi olmasının yanında optimum tasarıma yakınsamada da oldukça hızlı olduğunu göstermektedir.

### Kaynaklar

- [1] Kirkpatrick, S., Gelatt, C.D., Vecchi, M.P., Optimization by simulated annealing, Science, 220, 671-680, 1983.
- [2] Bennage, W.A., Dhingra, A.K., Single and multiobjective structural optimization in discrete-continuous variables using simulated annealing, Int. J. Numer. Meth. Engng., 38, 2753-2773, 1995.
- [3] Dhingra, A.K., Bennage, W.A., Topological optimization truss structures using simulated annealing, Eng. Optimiz., 24, 239-259, 1995.
- [4] Pantelidis, C.P., Tzan, S.R., Modified iterated annealing algorithm for structural synthesis, Adv. Eng. Softw., 31, 391-400, 2000.
- [5] Chen, T.Y., Su, J.J., Efficiency improvement of simulated annealing in optimal structural designs, Adv. Eng. Softw., 33, 675-680, 2002.
- [6] Hasancebi, O., Erbatur, F., Layout optimisation of trusses using simulated annealing, Adv. Eng. Softw., 33, 681-696, 2002.
- [7] Park, H.S., Sung, C.W., Optimization of steel structures using distributed simulated annealing algorithm on a cluster of personal computers, Comp. Struct., 80, 1305-1316, 2002.
- [8] Huang, M.W., Arora, J.S., Optimal design steel structures using standard sections, Struct. Optim., 14, 24-35, 1997.
- [9] Balling, R.J., Optimal steel frame design by simulated annealing, J. Struct. Eng. ASCE, 117, 1780-1795, 1991.
- [10] Ceranic, B., Fryer, C., Baines, R.W., An application of simulated annealing to the optimum design of concrete retaining structures", Comp. Struct., 79, 1569-1581, 2001.
- [11] Barski, M., Optimal design of shells against buckling subjected to combined loadings, Struct. Multidisc. Optim., 31, 211-222, 2006.
- [12] Çelik Yapıların Hesap ve Yapım Kuralları, TS 648, Ankara, 1980.
- [13] Metropolis, N., Rosenbluth, A., Teller, A., Teller, E., Equation of state calculations by fast computing machines, J. Chem. Phys., 21, 1087-1092, 1953.
- [14] Daloğlu, A., Armutçu, M., Genetik Algoritma ile Düzlem Çelik Çerçevelerin Optimum Tasarımı, İMO Teknik Dergi, 9, 1601-1615, 1998.
- [15] Çelik I - Profilleri Sıcak Haddelenmiş, TS 910, Ankara, 1986.

# YAYILI YÜKLE YÜKLENMİŞ SİSTEMLERDE GÖÇME YÜKÜ HESABI

Sacit Oğuz

Balıkesir Üniversitesi Mühendislik–Mimarlık Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü  
Balıkesir, TÜRKİYE

## Özet

Bu çalışmada yayılı yükle yüklenmiş yapı sistemlerinde göçme yükü hesabı için genel denklem verilerek hesap tekniği takdim edilmiştir. Genel denklem hiper statik kirişler için çıkarılmış olup burada yapı sistemlerine uygulanması gösterilmektedir.

Anahtar Kelimeler: Göçme, Göçme yükü, Yayılı yük, Üniform yayılı yük, Yayılı yüklü sistemler

## 1. Giriş

Genellikle çelik yapı sistemlerinde sistemin kafes kiriş ve benzeri olarak yapılması yüklerin tekil yük olarak uygulanması sonucunu ortaya koymaktadır. Ancak son yıllarda, özellikle 1999 depreminden sonra, mesken yapılarının da çelik olarak inşa edilmesi gündeme gelmiş ve bazı firmalar da çelik mesken yapıları projelendirip yapılarını yapmaya başlamışlardır.

Mesken yapılarında, genel olarak, kirişlerin yayılı yük ile yüklenmeleri bahse konu olmaktadır. Bu durumda ise yapı kirişlerine etkiyen yükler, üçgen veya trapez şeklinde etkimektedirler. Bununla beraber bilindiği gibi bu yükler düzgün yayılı yüke çevrilerek hesap yapılmaktadır. Yapıda kesikli yüklerin bulunması halinde ise, çözüm, yine kirişin tam dolu olarak hesabı şeklinde yapılır.

Kesitlerin taşıma gücü yöntemine göre belirlendiği günümüzde, yapı sistemlerinin de statik hesabının bir göçme yükü ile belirlenmesi şeklinde olması gerekir. Bu güne kadar, alt ve üst sınır teoremlerini sağlayan bir hesap yöntemi belirlenememiş olup, adım adım analiz yöntemi ise kesin bir göçme yükü hesabı değildir. Ayrıca hesap sonucu arama sınıma ile elde edilen bir yöntem olup sonuç almak çok uzun ve zaman alıcı işlemler gerektirir. Burada verilen yöntem, kesindir.

## 2. Hesap tekniği

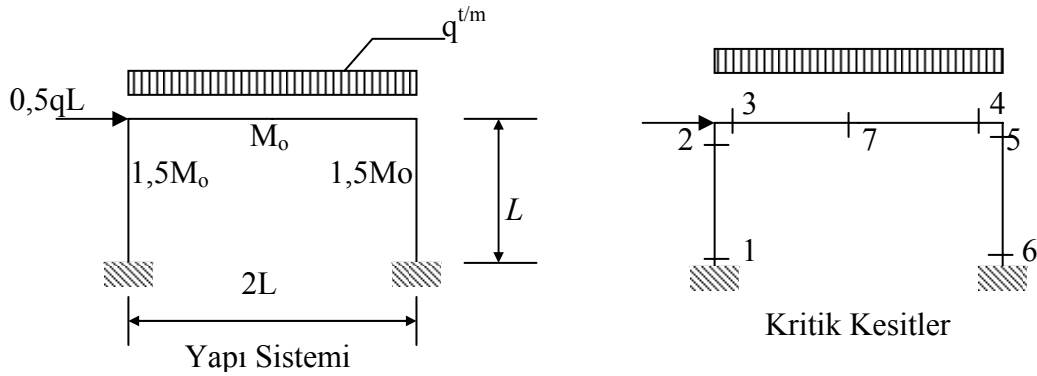
Hesap tekniği Sacit Oğuz tarafından verilen “Kiriş Teoremi ve Kolon Teoremi”[3,4] ifadelerine göre kurulan denklemlerle geliştirilmiştir. Kiriş teoremine göre elde edilen denklem “ $f^2 + (4m_1 - 4m_2 - 8m_3)f + 4(m_1 + m_2)^2 = 0$ ” şeklindedir. [3].

Burada  $f = q.L^2/M_0$  ifadesidir.  $m_i$  değeri  $(X_i - K_i)$  şeklindedir. Burada  $K_i$  değeri her  $m_i$  değeri için ait olduğu kesitin moment taşıma kapasite katsayısıdır.  $m_1$  ve  $m_2$  değerleri kiriş uç momentleri olup  $m_3$  değeri ise maksimum açıklık momentidir. Denklemde değişken değişimi yapılırken  $f = X_{n+1}$  şeklinde değerlendirme yapılmalıdır.

Yatay yükler için denge denklemleri de, kolon teoremine göre yazılarak diğer kritik kesitlerdeki denklemlerle birlikte herhangi bir programlama programı ile sisteme ait göçme yükü katsayısı  $f = P.L/M_0$  ve diğer momentler elde edilirler. Elde edilen momentler incelendiğinde sistemin hiper statiklik derecesinden bir fazla mafsalın olduğu kesitler elde edildiği gibi bu durumda sisteme ait göçme mekanizması da kolaylıkla elde edilir.

### 3.Sayısal Uygulama

Şekli ve yüklemesi verilen yapı sisteminde göçme yükünün belirlenmesi.



Kritik kesitleri işaretlenmiş şekle göre kiriş denklemleri yazılıp gerekli değişken değişimleri yapılırsa, genel denklem;

$$16X_8^2 + 16X_3 \cdot X_8 - 16X_4 \cdot X_8 - 32X_7 \cdot X_8 + 32X_8 + 4X_3^2 + 4X_4^2 - 16X_3 - 16X_4 + 8X_3X_4 + 16 = 0$$

Şeklinde inşa edilir. Bu denklem 374 kirişine ait momentin diyagramının denklemdir.

Yine yatay yük etkisini de kolon teoremi ile ifade edersek ,  $0.5 X_8 + X_1 + X_2 + X_5 + X_6 - 6 = 0$  denklemleri kolaylıkla yazılır.

23 ve 45 birleşimlerinde de

$$X_2 + X_3 - 2.5 = 0$$

$$X_4 + X_5 - 2.5 = 0 \quad \text{denklemleri elde edilir.}$$

Kiriş, kolon ve mafsal mekanizmaları için yazılan bu denklemler ile verilen

$$X_1 < 3$$

$$X_2 < 3$$

$$X_3 < 2$$

$$X_4 < 2$$

$$X_5 < 3$$

$$X_6 < 3$$

$$X_7 < 2$$

$$X_8 = 4,00$$

kısıtlayıcılar ile LINGO programlama programı ile çözülürse

ve değişken değişimi yapılarak

$$m_1 = 1,50$$

$$m_2 = 1,00$$

$$m_3 = -1,00$$

$$m_4 = 1,00$$

$$m_5 = -1,00$$

$$m_6 = -0,50$$

$m_7 = 1,00$  olarak elde edilirler. Bu değerler  $M_0$  ın sayısal değerine bağlı olup Momentlerin gerçek değerleri  $M_i = m_i.M_0$  olarak bulunurlar.

Örnek olarak  $M_0 = 10,00tm$  ,  $L = 4,00m$  ise

$$f = X8 = 4,00 = qL^2/M_0 \text{ değerinden} \quad \text{göçme yükü } q = 2,5^{t/m} \text{ olarak}$$

hesaplanır.

Bundan sonraki işlemler de yapı statiiğinden bilinen işlemlerdir.

#### 4.Sonuç ve Öneriler

Göçme yükünün hesabında verilen yöntem kullanılmalı ancak yönetmeliklere de göçme yükünden ne kadar uzak kalınacağı yazılmalıdır.

#### KAYNAKLAR

- [1] Ersoy,E. ve Wasti,S.T.,”Introductory Mechanics of Deformable Bodies”,Middle East Technical Universty,Ankara,(1989).
- [2] Hodge G.P.,”Yapıların Plastik Analizi”,Çeviri:Şuhubi,E.-Cinemre,V.,Arı Kitabevi Matbaası,İstanbul,(1967).
- [3] Oğuz,S.,Çelik ve Betonarme Yapıların Göçme Yüğü Teorisi”,Balıkesir,Ocak,(2001).
- [4] Oğuz,S.,”Çerçeve Yapıların Plastik Analizi”,BA.Ü.Müh-Mim.Fak.,Haziran,(1993).
- [5] “LINGO Nonlinear OptimizasyonBilgisayar Programı”,Rellease8.0,LINDO Systems,Inc.,Chiago,(1August 03).
- [6] Çakıroğlu, A., Çetmeli, E.,”Yapı Statięi”Cilt1-2,Beta Yayınları,İstanbul,(1991).
- [7] Efe (Karakulak),P.,”Prefabrike Konut Yapılarında Göçme Yüğü Hesabı”,Doktora Tezi, Balıkesir Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü,Aralık,(2004).

# DÜZLEM KAFES SİSTEMLERİN LİNEER VE LİNEER OLMAYAN DAVRANIŞLARI DİKKATE ALINARAK GENETİK ALGORİTMA İLE OPTİMİZASYONU

Tayfun Dede<sup>a</sup>, Yusuf Ayvaz<sup>b</sup>

<sup>a</sup> Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, 61080 Trabzon

<sup>b</sup> Karadeniz Teknik Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 61080 Trabzon

## Özet

Genetik Algoritma (GA) bir problemi çözmek için rasgele oluşturduğu çözümler arasında bir takım operatörler gerçekleştirerek en uygun sonuca gitmeye çalışan bir optimizasyon yöntemidir. Bu çalışmada düzlem çelik kafes yapıların minimum ağırlıklı tasarımı Genetik Algoritma (GA) ile gerçekleştirilmiştir. Bu amaç doğrultusunda yapısal çözümlere için Matris Deplasman Yöntemi kullanılarak bir bilgisayar programı geliştirilmiştir. Bu çalışmada gerilme, yerdeğiştirme ve burkulma kriterleri problemin sınırlayıcıları olarak hazırlanmış olan bilgisayar programına tanıtılmıştır. Yapısal çözümlerde TS-648'de ve AISC-ASD (American Institute of Steel Construction-Allowable Stress Design)'de öngörülen bağıntılar dikkate alınmıştır. Bu nedenle çalışmada bu iki yönetmelik sonuçları da karşılaştırılmaktadır.

Çalışmada lineer olmayan analizde çözüm için Newton-Raphson yöntemi kullanılmaktadır. Bu çalışmada dikkate alınan kafes sistemin ağırlığı literatürde verilenlerden daha hafif olarak belirlenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Optimizasyon, Genetik Algoritma, Kafes Sistem, Lineer Davranış, Lineer Olmayan Davranış

## 1. Giriş

Optimizasyon problemlerinde amaç, çözümler kümesi içerisinde bir problemin gerektirdiği sınırlayıcıları ihlal etmeden, yapı için minimum ağırlıklı olarak tasarım değişkenlerinin tespit edilmesidir. Ancak çözümler kümesi, özellikle sürekli tasarım değişkenleri için, oldukça büyüktür. Bu yüzden tüm çözümler kümesini minimum ağırlıklı tasarım için taramak oldukça zor ve zaman alıcı olmaktadır. Bu yüzden bir takım optimizasyon yöntemleri geliştirilmiştir. Bunlara örnek olarak Genetik Algoritmalar, Yapay Sinir Ağları, Optimum Kriteri v.b. verilebilir.

Yukarıda bahsedilen yöntemlerden Genetik algoritma (GA), rastgele çözümler üreterek ürettiği çözümler üzerinden sonuca gitmeye çalışan bir algoritmadır. Evrim mekanizmasına benzer bir strateji kullanan Genetik algoritmanın esası en iyinin hayatta kalmasına ve adaptasyonuna dayanmaktadır. Ancak diğer yöntemlerde de olduğu gibi genetik algoritma da en iyi çözümü vereceğini garanti edemez. Buna karşın genetik algoritmaların bulduğu çözümler diğer yöntemlere göre daha pratiktir.

Genetik algoritmanın bir optimizasyon yöntemi olarak tercih edilmesinin en önemli sebeplerinden biri türev gibi matematiksel ifadeleri gerektirmemesidir. GA

rastgele ürettiği olası çözümlere bir takım operatörler uygulayarak en iyi çözümü elde etmeye çalışmaktadır. Bu süreç, kullanıcı tarafından belirlenecek olan belirli bir yakınsama oranı sağlanana kadar devam eden bir iterasyon sürecidir.

Genetik algoritma literatürde çeşitli amaçlar için kullanılmıştır. Pezeshk ve çalışma arkadaşları GA kullanarak çerçeve sistemlerin nonlinear tasarımını yapmışlardır [1]. Camp ve çalışma arkadaşları iki boyutlu yapıların GA ile optimum tasarımını yapmışlardır [2]. Hayalioğlu, GA ile çelik çerçeve sistemlerin geometrik bakımdan nonlinear elastik-plastik optimum tasarımı üzerine çalışmıştır [3]. Rajan , GA ile kafes sistemlerin hacim, şekil ve topoloji optimizasyonu üzerine bir çalışma yapmıştır [4]. Dede, değer kodlaması kullanarak kafes sistemleri genetik algoritma ile minimum ağırlıklı boyutlandırmıştır [5]. Bu çalışmada ise düzlem kafes sistemlerin Genetik Algoritma ile sistemin düğüm noktası koordinatlarının her bir yük adımında ötelenmesi dikkate alınarak geometrik bakımdan lineer ve lineer olmayan davranışa göre minimum ağırlıklı tasarımı gerçekleştirilmiştir. Bu amaç doğrultusunda yapısal çözümlere için Matris Deplasman Yöntemi kullanılarak bir bilgisayar programı geliştirilmiştir. Gerilme, yerdeğiştirme ve burkulma kriterleri problemin sınırlayıcıları olarak hazırlanmış olan bilgisayar programına tanıtılmıştır. Yapısal çözümlerde TS-648'de ve AISC-ASD (American Institute of Steel Construction-Allowable Stress Design)'de öngörülen bağıntılar dikkate alınmıştır. Bu nedenle çalışmada bu iki yönetmelik sonuçları da karşılaştırılmaktadır.

## 2. Genetik Algoritma

GA'da bir problemin değişkenleri olan tasarım değişkenlerinden oluşan dizi her hangi bir olası çözüm olup buna birey adı verilmektedir. Başlangıç iterasyonunda bu bireylerden kullanıcı tarafından belirlenen sayı kadar, bilgisayar tarafından rastgele bireyler üretilir. Bu bireylerden herhangi birinin yada bu bireylere genetik operatörlerin uygulanması sonucu oluşacak yeni bireylerin optimum çözüm olması ihtimali ile iterasyon süreci devam ettirilir.

Basit olarak genetik algoritma 3 kısımdan oluşmaktadır. Birinci kısım tasarım değişkenlerinin kodlanması, ikinci kısım her bir bireyin uyumluluğunun araştırılması ve üçüncü kısım ise yeni çözümler bulmak için genetik operatörlerin uygulanmasıdır. Bir bireyin uyumluluğu, bireyin amaç fonksiyonu ve sınırlayıcılar arasındaki dengesiyle ifade edilmektedir. Yani, birey amaç fonksiyonu için çalışırken sınırlayıcıları ihlal etmemelidir.

Genetik algoritmada kopyalama, çaprazlama ve mutasyon olmak üzere başlıca 3 operatör bulunmaktadır. Bu operatörler problemin hassasiyetine göre belirli bir oranda kullanılmaktadır.

Kopyalama işlemi uyumluluğu yüksek olan bireylerin, oluşturulacak olan yeni topluluğa değiştirilmeden aktarılmasıdır. Bu düşünce Darwin'in doğal seçim ilkesinden esinlenerek ortaya atılmıştır [6]. Kopyalamadan sonraki adım çaprazlama ve mutasyon operatörlerini, kopyalamayla oluşturulan topluluğa uygulayarak yeni bir topluluğu oluşturmaktır.



Çaprazlama işlemi, belirli bir oranda uygulanarak, topluluktaki bireyler yerine yeni bireyler yaratmak için kullanılmaktadır. Bunun için toplumdaki bireyler rasgele eşleştirilir. Eşlerin çaprazlama operatörünün tipine göre bir veya daha fazla parçası karşılıklı olarak değiştirilir. Değişim sonucu oluşan yeni birey eski bireyin çocukları olarak tanımlanır. Çaprazlama işleminden sonra topluluktaki birey sayısının değişmemesine dikkat edilmelidir. Çünkü amaç birey sayısını artırmak yada azaltmak değil yeni bireylerin topluma kazandırılmasıdır.

Literatürde, mutasyon oranının düşük olması gerektiği vurgulanmıştır. Çünkü mutasyon, topluluktaki bireylerin çözüme erken gitmesini önlerken hiç çözüm bulunmamasına da sebep olabilmektedir. Mutasyon, bireyi oluşturan tasarım değişkenlerinin rasgele değiştirilmesidir. Mutasyon sayesinde iyi uyumlu bir birey elde edilirken, çözüme yakınsayan iyi uyumlu bir birey de topluluktan atılabilmektedir.

### 3. Düzlem Kafes Sistemlerin GA ile Tasarımı

Minimum ağırlıklı tasarım elde edebilmek için amaç fonksiyonu,  $\rho$  birim hacim ağırlığı,  $L$  çubuk boyunu,  $A$  çubuk enkesit alanını ve  $W$  yapı ağırlığını göstermek üzere aşağıdaki formda yazılabilmektedir.

$$W_{\min} = \sum_{i=1}^n \rho(L.A)_i . \quad (1)$$

$\delta_i$  düğüm noktasının yerdeğiştirmesini,  $\delta_u$  müsaade edilen maksimum yerdeğiştirmeyi,  $\sigma$  elemanda oluşan gerilmeyi,  $\sigma_u$  izin verilen maksimum gerilmeyi göstermek üzere sınırlayıcılar

$$\delta_i \leq \delta_u \quad i = 1, \dots, k \quad (2)$$

$$\sigma_j \leq \sigma_u \quad j = 1, \dots, n \quad (3)$$

bağıntılarıyla dikkate alınmaktadır. Burada ‘ $k$ ’ yerdeğiştirme yapabilen nokta sayısını, ‘ $n$ ’ ise eleman sayısını göstermektedir. Sınırlayıcıların ihlal edilmesi durumunda ceza fonksiyonunun belirlenebilmesi için sınırlayıcıların normalize edilmiş formları aşağıdaki gibi verilmektedir. Gerilme sınırlayıcıları çekme çubukları için,  $\sigma_{cem}$  çekme emniyet gerilmesini göstermek üzere

$$g_i(x) = \frac{\sigma_i}{\sigma_{cem}} - 1 \leq 0 \quad i = 1, \dots, k \quad (4)$$

şeklinde, basınç çubukları için,  $\sigma_{bem}$  basınç emniyet gerilmesini göstermek üzere

$$g_i(x) = \frac{\sigma_i}{\sigma_{bem}} - 1 \leq 0 \quad i = 1, \dots, n \quad (5)$$

şeklinde yazılabilmektedir. Yerdeğiştirme sınırlayıcıları ise

$$g_i(x) = \frac{\delta_i}{\delta_u} - 1 \leq 0 \quad i = 1, \dots, k \quad (6)$$

şeklinde yazılabilmektedir. Sınırlayıcılar yukarıda belirtilen şekilde dönüştürüldükten sonra sınırlayıcıların ihlal edilme katsayıları

$$c_i = g_i(x) \quad g_i(x) > 0 \quad \text{ise} \quad (7)$$

$$c_i = 0 \quad g_i(x) \leq 0 \quad \text{ise} \quad (8)$$

bağıntılarıyla hesaplanmaktadır. Bir bireyin ceza fonksiyonu, C, o bireye ait ihlal edilme katsayılarının toplamıyla, m sınırlayıcı sayısını göstermek üzere

$$C = \sum_i^m c_i \quad (9)$$

bağıntısıyla belirlenmektedir. Yapı ağırlığı ve ceza fonksiyonuna bağlı olarak cezalandırılmış amaç fonksiyonu, P sınırlayıcıların veya yapı toplam ağırlığının önemini artıran, problemde problemde farklı değerler alabilen bir katsayıyı göstermek üzere

$$\phi(x) = W(x)[1 + P.C] \quad (10)$$

bağıntısıyla belirlenmektedir. Cezalandırılmış amaç fonksiyonundan yararlanarak bir bireyin kopya sayısını bulmak için bireylerin uyum dereceleri

$$F_i = (\phi(x)_{\max} + \phi(x)_{\min}) - \phi(x)_i \quad (11)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Bireylerin uyum dereceleri bulunduğundan sonra o bireyden eşleşme havuzuna kaç adet alınacağı uyum faktörlerinin,  $F_c$ , alacağı değere bakılarak belirlenir.  $F_i$ , i. bireyin uyum derecesini ve n toplam birey sayısını göstermek üzere, bireylerin ortalama uyum dereceleri,  $F_{ort}$ , ve uyum faktörü,  $F_c$  sırasıyla,

$$F_{ort} = \sum F_i / n \quad (12)$$

$$F_c = F_i / F_{ort} \quad (13)$$

bağıntılarıyla belirlenmektedir. Bu bağıntılarda uyum faktörleri bulunup elde edilen sayı en yakın tamsayı değerine çevrildiğinde elde edilen tamsayı ilgili bireyin kopya sayısı olmaktadır. Uyum faktörü 0,5 ve daha yukarı olan bireyler eşleşme havuzuna alınırken bu değerden küçük olanlar alınmamaktadır. Yani, uyum faktörü 0,5'den küçük olan bireyler toplumdan dışlanmaktadır. Yukarıdaki adımlar her birey için tekrarlanarak genetik algoritma süreci devam ettirilir. Bu süreç sonunda, başlangıçta kullanıcı tarafından belirlenen yakınsama elde edildiğinde ve aynı zamanda bulunan çözümler sınırlayıcıları ihlal etmemişse bu çözüm optimum çözüm olarak kabul edilir.

Çekme çubuklarında (Boyuna doğrultuda çekme kuvveti taşıyan elemanlara çekme çubuğu adı verilmektedir.) elemanda oluşan gerilmenin müsaade edilen emniyet gerilmesini aşip aşmadığı araştırılırken basınç çubuklarında ayrıca aksenal stabilite yani burkulma hesabı yapılmaktadır. Çekme çubuklarında gerilme denetimi,  $A$ , çubuğun enkesit alanını,  $N$ , çubukta oluşan çekme kuvvetini,  $\sigma_{çem}$  ise çeliğin çekme emniyet gerilmesini göstermek üzere,

$$\sigma = \frac{N}{A} \leq \sigma_{çem} \quad (14)$$

bağıntısıyla yapılmaktadır. Çekme emniyet gerilmesi,  $\sigma_a$  çeliğin akma gerilmesini göstermek üzere faydalı enkesitte en fazla  $\sigma_{çem} \leq 0,6 \sigma_a$  olmalıdır. Basınç çubukları daha çok negatif (-) gerilmelerin hakim olduğu taşıyıcı elemanlardır. Basınç çubuklarının burkulması dayanım sınırının aşılması ile değil stabilite kaybıyla oluşmaktadır.  $S_k$  çubuk elemanın burkulma boyunu,  $I$  atalet momentini,  $i$  atalet yarıçapını,  $E$  elastisite modülünü,  $\sigma_a$  akma gerilmesini,  $\sigma_e$  elastik gerilmeyi,  $\sigma_{kr}$  kritik gerilmeyi ve  $\lambda$  narinliği göstermek üzere burkulma hesabında aşağıdaki formüller kullanılmaktadır [7].

$$i = \sqrt{\frac{I}{A}} \quad (15)$$

$$\lambda = \frac{S_k}{i} \quad (16)$$

$$\sigma_{kr} = \sigma_a - \sigma_e = \sigma_a - \frac{\sigma_a^2}{4\pi^2 E} \lambda^2 \quad (17)$$

Burkulmanın elastik veya plastik bölgede olduğuna karar vermek için Denklem (18) yardımıyla plastik narinlik sınırı yani kritik narinlik hesaplanmaktadır.

$$\lambda_p = \sqrt{\frac{2\pi^2 E}{\sigma_a}} \quad (18)$$

Kullanılacak olan basınç emniyet gerilmeleri plastik narinlik sınırına bağlı olarak Denklem (19), (20) yardımıyla hesaplanmaktadır.

$$\lambda \leq \lambda_p \quad \text{ise}; \quad \sigma_{bem} = \frac{\sigma_{kr}}{n} = \sigma_a \left[ \frac{1 - \frac{1}{2} \left( \frac{\lambda}{\lambda_p} \right)^2}{n} \right] \quad (19)$$

$$\lambda > \lambda_p \quad \text{ise}; \quad \sigma_{bem} = \frac{\sigma_a}{2n} = \frac{2}{5} \pi^2 \frac{E}{\lambda^2} \quad (20)$$

Yukarıdaki bağıntılardaki 'n' burkulma hesabında emniyet katsayısı olup TS-648'e göre aşağıdaki bağıntılardan hesaplanmaktadır [7].

$$\lambda < 20 \quad \text{ise}; \quad n = 1,67$$

$$\lambda_p \geq \lambda \geq 20 \quad \text{ise;} \quad n = 1,5 + 1,2 \left( \frac{\lambda}{\lambda_p} \right) - 0,2 \left( \frac{\lambda}{\lambda_p} \right)^3 \geq 1,67 \quad (21)$$

AISC-ASD’de çelik çubukların gerilme hesabı aynı olup sadece basınç durumunda basınç emniyet gerilmesi ifadelerindeki katsayılar farklıdır. Denklem (20)’deki “2/5” katsayısı AISC-ASD’de “12/23” olmaktadır. Denklem (21)’deki “1,5”, “1,2” ve “0,2” katsayıları AISC-ASD’de sırasıyla “5/3”, “3/8” ve “1/8” olmaktadır [8].

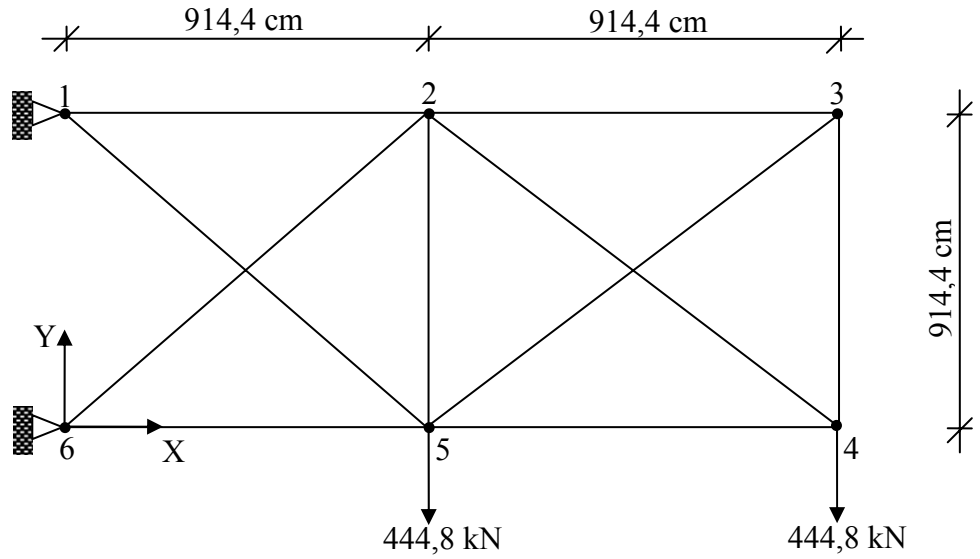
### 3.1. Lineer ve Lineer Olmayan Analiz

Lineer analizde sistem rijitlik matrisi sabit olup dış yükten bağımsızdır. Oysa lineer olmayan analizde eleman rijitlik matrisi ve dolayısıyla sistem rijitlik matrisi sabit olmayıp yük düzeyine bağlı olarak değişmektedir. Dış yük belirli yük adımlarına bölünerek sisteme uygulanır. Sistemin geometrisine, malzemenin elastik yada plastik bölgede olmasına göre yükün her bir uygulanma adımında eleman rijitlik matrisleri değişmektedir. Bu çalışmada sadece düğüm noktası koordinatlarının her bir yük adımında ötelenmesi dikkate alınarak geometrik bakımdan lineer olmayan analiz Genetik Algoritma programına eklenmiştir. Aşağıda basit olarak düzlem kafes sistemler için lineer olmayan analiz adımları verilmektedir. Daha ayrıntılı bilgi için Bonet ve Wood (1997)’den yararlanılabilir [9].

- 1- Sistemin başlangıç geometrisini kullanarak sırasıyla başlangıç rijitliği ( $K_0$ ) ve başlangıç yerdeğiştirmelerini ( $u_0$ ) hesapla
- 2- Toplam dış yükü kullanıcı tarafından belirlenen yük artım sayısına ( $n$ ) bölerek her bir iterasyonda kullanılacak olan artımsal dış yükü hesapla. ( $F = F_{dış}/n$ )
- 3- Sistemde düğüm noktalarının değişimini referans alarak yeni rijitlik matrisini ( $K$ ) oluştur. Dış yük ile iç kuvvetler ( $F_{iç}$ ) arasındaki farkı dengelenmemiş kuvvet ( $F_u = F - F_{iç}$ ) olarak sisteme uygula ve Newton-Raphson iterasyon sürecini başlat.
- 4- Yeni yerdeğiştirme ve gerilme değerlerini hesapla.
- 5- Eğer iki iterasyon arasındaki kuvvet yada yerdeğiştirme kontrollü olarak fark tolerans değerinden küçükse veya maksimum iterasyona varılmışsa programı sonlandır. Değilse adım 3’e geri dön.

### 3.2. Sayısal Uygulama

Düzlem kafes sistemlerin GA ile lineer ve lineer olmayan analizine örnek olarak literatürde sıkça görülen on çubuklu düzlem kafes sistem bu çalışmada ele alınmıştır. Bu örnek TS-648 ve AISC-ASD’ye göre lineer ve lineer aşamada olmayan analiz dikkate alınarak optimize edilmiştir. Bu sistemin geometrik özellikleri Şekil 1’de verilmektedir.



**Şekil 1.** On çubuklu düzlem kafes sistem

Bu sistemde müsaade edilen maksimum yerdeğiştirme, 2, 3, 4 ve 5 nolu düğüm noktaları için her iki doğrultuda 5,08 cm (2.0 in) olup, uygulanan dış yük 4 ve 5 nolu düğüm noktalarında 444,8 kN (100 kips)'dur. Elastisite modülü  $E=206850$  Mpa ( $30 \times 10^6$  psi), malzeme birim hacim ağırlığı  $\rho=0,076$  N/cm<sup>3</sup> (0,28 lb/in<sup>3</sup>)'dir. Çekme çubukları için emniyet gerilmesi  $\sigma = 172,375$  Mpa (25 ksi) olarak dikkate alınmıştır. Genetik algoritma programı ile bu sistemin çözümü için 32 adet çelik profil enkesit alanı kullanılmıştır. Bu alanlar 10,45; 13,74; 14,26; 15,16; 17,10; 18,79; 20,52; 24,71; 30,19; 35,74; 39,74; 45,68; 53,23; 58,90; 66,45; 75,48; 87,10; 90,97; 99,35; 110,32; 123,23; 136,13; 143,87; 149,68; 158,71; 165,16; 170,97; 181,94; 187,74; 197,42; 206,45; 216,13 cm<sup>2</sup> olup sırasıyla bunlara karşılık gelen atalet yarıçapları ise 2,01; 1,99; 1,20; 1,08; 1,22; 1,46; 1,36; 2,54; 3,23; 3,25; 3,20; 4,09; 4,11; 5,13; 5,16; 5,18; 4,55; 5,28; 5,64; 5,33; 7,67; 7,72; 6,63; 7,75; 7,47; 7,80; 9,40; 7,85; 9,42; 7,39; 9,47; 6,15 cm'dir.

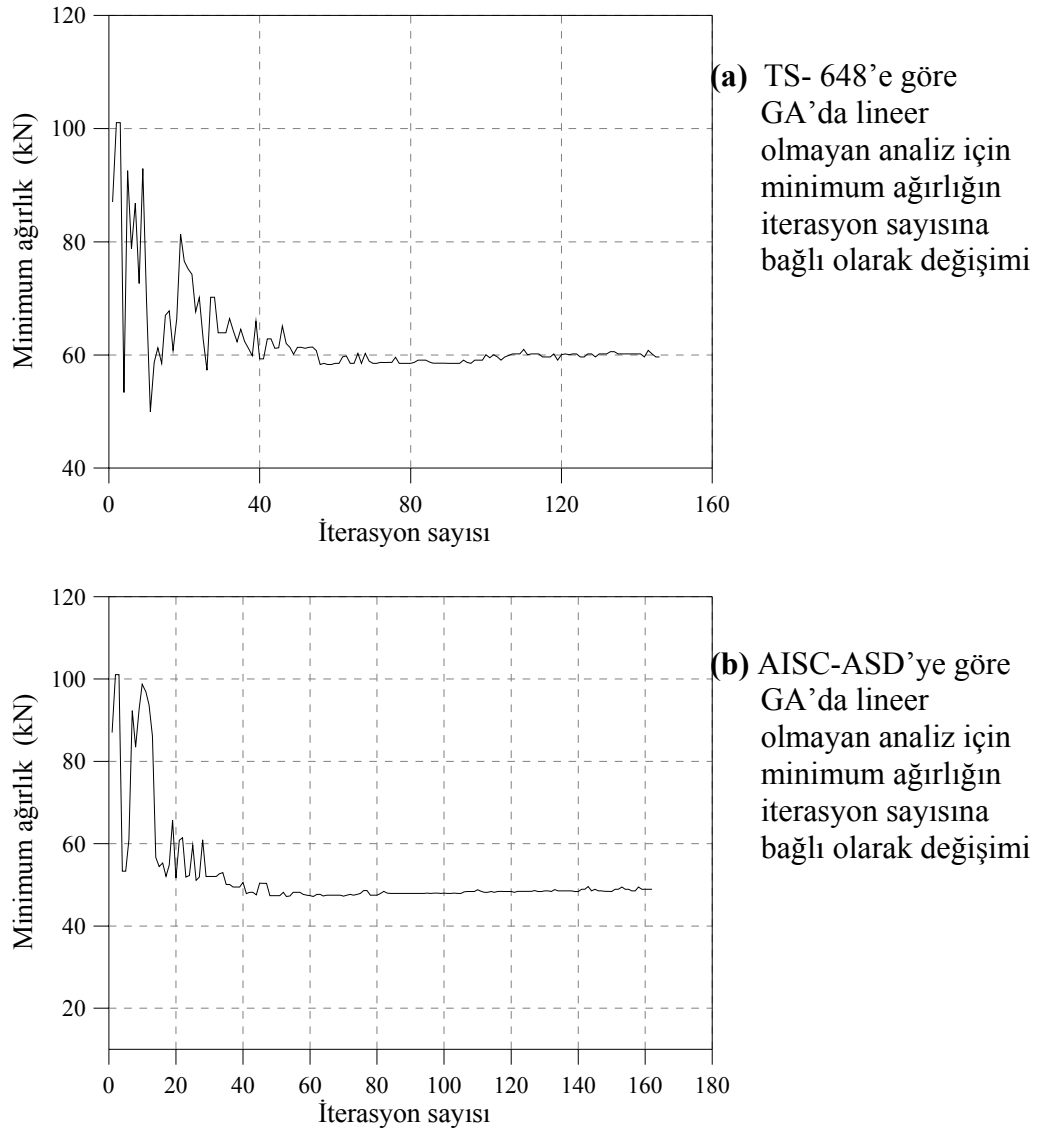
Bu sistemin burkulma dikkate alınarak yapılan tasarım sonuçları TS-648 ve AISC-ASD için Tablo 1'de literatürle karşılaştırmalı olarak verilmiştir.

Tablo 1. On çubuklu sistemin lineer optimum sonuçları

Eleman no	Enkesit Alanları (cm <sup>2</sup> )					
	TS-648 [7]			AISC-ASD [8]		
	Bu çalışma		Ayvaz ve Aydın [10]	Bu çalışma		Groenwold vd.,[11]
lineer	Lineer olmayan	lineer		Lineer olmayan		
1	45,68	136,13	53,23	45,68	123,23	53,23
2	17,10	66,45	30,19	17,10	66,45	30,19
3	187,74	53,23	149,68	136,13	45,68	149,68
4	75,48	39,74	90,97	58,90	14,26	90,97
5	17,10	20,52	35,74	39,74	20,52	30,19
6	24,71	75,48	10,45	20,52	75,48	30,19
7	87,10	35,74	53,23	87,10	17,10	66,45
8	136,13	136,13	181,94	123,23	136,13	149,68
9	17,10	13,74	35,74	15,15	20,52	58,90
10	136,13	149,68	123,23	143,87	75,48	123,23
Ağırlık (kN)	62,559	59,615	64,439	58,404	48,922	65,859

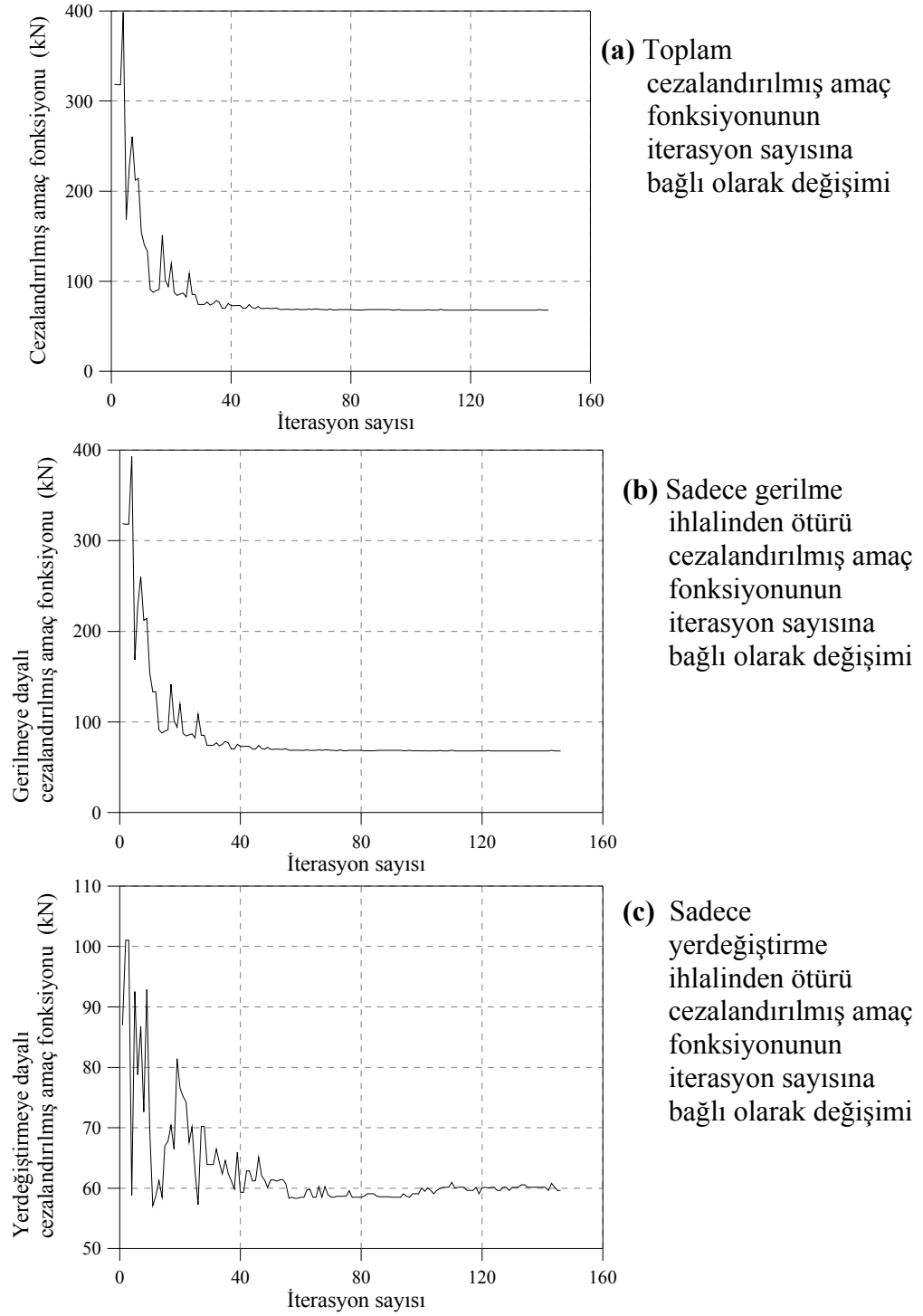
Bu sistemin lineer olmayan analizi dikkate alınarak GA ile belirlenen optimum sonuçlar TS-648 için ve AISC-ASD için sırasıyla 59,615 kN ve 48,922 kN'dur. Lineer olmayan analizde her bir yük artımında elde edilen sistem rijitlik matrisi bir önceki iterasyondan elde edilen sistem yerdeğiştirmiş formu dikkate alınarak hesaplanmaktadır. Şekil 2'de bu sistemin GA ile lineer olmayan analiz dikkate alınarak elde edilen minimum ağırlığın iterasyon sayısına bağlı olarak değişimi verilmektedir.

Şekil 2. On çubuklu sistemin minimum ağırlığının iterasyon sayısına göre değişimi



Şekil 2'den görüldüğü gibi lineer olmayan analiz dikkate alınarak elde edilen optimum sonuçlar lineer analizden daha azdır. Ayrıca TS-648'den elde edilen yapı ağırlığı AISC-ASD'den elde edilen ağırlıktan daha fazladır. Bu durum yönetmeliklerdeki katsayıların farklılığından kaynaklanmaktadır. Sınırlayıcıların dikkate alınması ile oluşturulan cezalandırılmış amaç fonksiyonunun iterasyon sayısına bağlı olarak değişimi TS-648'in dikkate alınması durumu için Şekil 3'de verilmektedir.

Şekil 3. On çubuklu sistemin cezalandırılmış amaç fonksiyonu



Şekil 3'den görüldüğü gibi gerilmeye dayalı cezalandırılmış amaç fonksiyonu grafiği (Şekil 3 (b)) toplam ceza fonksiyonu grafiğine (Şekil 3 (a)) oldukça benzerdir. Yerdeğiştirmeye dayalı ceza fonksiyonu grafiği Şekil (c) ise Şekil 2 (a)'daki minimum ağırlık grafiğine benzemektedir. Şekil 3'den yine görüleceği gibi, cezalandırılmış amaç fonksiyonları ortalama olarak 40 iterasyondan sonra pratik olarak sabit kalmakta olup bu sabit değer tasarım sonucu bulunan minimum yapı ağırlığına eşittir. Bu da bize göstermektedir ki, GA ilerleyen iterasyonlarda



sınırlayıcıları ihlal etmeyen çözümler üretebilmektedir. Bu durum Genetik Algoritmanın sistem için minimum ağırlık aramadaki performansını göstermektedir.

#### 4. Sonuçlar

Bu çalışmada düzlem kafes sistemlerin lineer ve lineer olmayan optimum tasarımı genetik algoritma yardımıyla FORTRAN programlama dilinde hazırlanan bir bilgisayar programı ile yapılmıştır. Programda TS-648 ve AISD-ASD’de öngörülen çelik çubuk hesaplamaları dikkate alınmıştır. Yapılan sayısal uygulamada görülmektedir ki yönetmeliklerdeki farklılıklardan dolayı TS-648, AISC-ASD’ye göre sistem ağırlığını daha fazla bulmaktadır. Yani AISC-ASD tasarım aşamasında daha ekonomik sonuçlar vermektedir. Ayrıca, lineer olmayan analiz dikkate alınarak GA ile yapılan tasarım sonucunda elde edilen yapı ağırlığı lineer analiz dikkate alınarak GA ile yapılan tasarım sonucunda elde edilen yapı ağırlığından daha hafiftir.

**Teşekkürler:** Çalışmalarımıza verdikleri destekten dolayı TÜBİTAK’a teşekkür ederiz.

#### Kaynaklar

- [1] Pezeshk, S., Camp, C.V. ve Chen, D., Design Of Nonlinear Framed Structures Using Genetic Optimization, Journal of Structural Engineering, 2000, 383-388.
- [2] Camp, C.V., Pezeshk, S. ve Cao, G., Optimized Design of Two-Dimensional Structures Using a GA, Journal of Structural Engineering, 1998, 551-559
- [3] Hayalioglu, M.S., Optimum Design Of Geometrically Non-Linear Elastic-Plastic Steel Frames Via Genetic Algorithm, Computers and Structures , 2000 (77), 527-538
- [4] Rajan, S.D., Sizing, Shape and Topology Design Optimization of Trusses Using Genetic Algorithm, Journal of Structural Engineering, 1985.
- [5] Dede, T., Değer Kodlaması Kullanarak Kafes Sistemlerin Genetik Algoritma İle Minimum Ağırlıklı Boyutlandırılması, Yüksek Lisans Tezi, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, 2003.
- [6] Bungay, D. S., Optimization of Transition State Structures Using Genetic Algorithms, M. Sc. Thesis, Memorial University of Newfoundland, 2000.
- [7] TS 648, Çelik Yapıların Hesap ve Yapım Kuralları, I. Baskı, T.S.E., Ankara, Nisan 1982.
- [8] Manuel of Steel Construction – Allowable Steel Design, 1989, 9<sup>th</sup> Ed., Am. Inst.of Steel Constr., Chicago, III.
- [9] Bonet, J.ve Wood, R.D., Nonlinear Continuum Mechanics for Finite Element Analysis, Cambridge University Pres, 1997.
- [10] Ayvaz, Y. ve Aydın, Z., “Optimum Design of Trusses Using a Genetic Algorithm”, Proceedings of the Second International Conference on Engineering Using Metaphors from Nature, Leuven, Belgium, pp:159-168, 6-8 September 2000 .
- [11] Groenwold, A. A., Stander, N. ve Snyman, J. A., A Regional Genetic Algorithm for the Discrete Optimal Design of Truss Structures, International Journal for Numerical Methods in Engineering, 44, 1999, 749-766.