İMO Teknik Dergi, 2017 8023-8049, Yazı 486

Betonarme Kirişlerin Hasar Sınırlarının Deneysel Gözlemlerle İrdelenmesi

Cem AYDEMİR[1]
Müberra ESER AYDEMİR[2]

ÖZ

Bu çalışmada üç ayrı kesme açıklığı/kiriş derinliği oranına sahip betonarme konsol kiriş imal edilerek, numunelerin deprem yükleri altındaki davranışları yerdeğiştirme kontrollü çevrimsel yüklere benzeştirilerek test edilmiştir. Deneysel incelemelerdeki hasar gözlemleri, plastik mafsal bölgeleri ve şekil değiştirme talepleri; Türk Deprem Yönetmeliği Hasar Sınırı Yaklaşımı kabulleriyle karşılaştırılmalı olarak irdelenmiştir. Bu incelemelerde, yönetmelik hasar sınırı yaklaşımının -özellikle yanal donatı aralığının artmasıyla- boyuna donatıdaki burkulma etkisini betimlemekte yetersiz kaldığı tespit edilmiştir. Basınç donatısındaki burkulmanın da etkisini yansıtacak bir hasar sınırı tespitine yönelik yapılan analizle, basınç donatısı burkulma birim şekil değiştirme sınırı etkin davranış parametrelerine göre ifade edilmiş ve geliştirilen bağıntı deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Kesit hasar sınırları, birim şekil değiştirme sınırları, donatı burkulması, deneysel yük yerdeğiştirme ilişkileri.

ABSTRACT

Experimental Evaluation of the Damage Limit States of R/C Beams

In this study, three cast in situ RC cantilever beams with different shear length / beam effective depth ratios are used for investigating their behavior under displacement controlled cyclic loading simulating earthquakes. Experimentally observed damage states are compared with the respective values proposed by the Turkish Seismic Design Code. It is found that, code based material strain limits remain insufficient to obtain the damage limit state due to buckling of longitudinal steel bars. A new equation for estimating upper strain limits reflecting the contribution of longitudinal bar buckling in compression is derived. The new equation is tested against experimental findings.

Keywords: Damage limit states, material strain limits, bar buckling, experimental load deflection relationship.

Not: Bu yazı
- Yayın Kurulu'na 01.09.2015 günü ulaşmıştır.
- 31 Aralık 2017 gününe kadar tartışmaya açıktır.
- DOI: 10.18400/tekderg.331587

1 İstanbul Aydın Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İstanbul - cemaydemir@aydin.edu.tr

2 İstanbul Aydın Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İstanbul - muberraaydemir@aydin.edu.tr

1. GİRİŞ

Günümüzde depreme dayanıklı tasarım yönetmelikleri şiddetli bir deprem etkisinde yapının elastik ötesi davranış sergileyerek, açığa çıkan enerjinin sönümlenebilmesine izin vermektedir. Bir zorunluk olmayan bu tasarım seçeneğinin yaygın olarak tercih edilmesin temel nedeni ekonomik sebeplerdir. Sismik yükler altında elastik ötesi zorlanan bir yapısal sistemin tasarımında, potansiyel hasar noktalarında enerjiyi tüketilebileceği kadar plastik dönme yapması ve meydana gelecek güç tükenmesinin sünek olarak oluşmasının sağlanmasına çalışılır. Yönetmeliklerde uygulanan kuvvetli kolon-zayıf kiriş prensibi, kolon kiriş birleşimi kesme güvenliği yaklaşımı, kapasite tasarımı gibi tasarım kuralları, -elastik ötesi davranış sergileyen yapının- potansiyel hasar bölgelerinin yaygın olarak kiriş mesnet kesitlerinde gerçekleşmesine neden olur. Bu nedenle betonarme kirişlerin çevrimsel yükler altında plastik dönme kapasitesi yaygın olarak inceleme konusu olmuştur [1~7] .

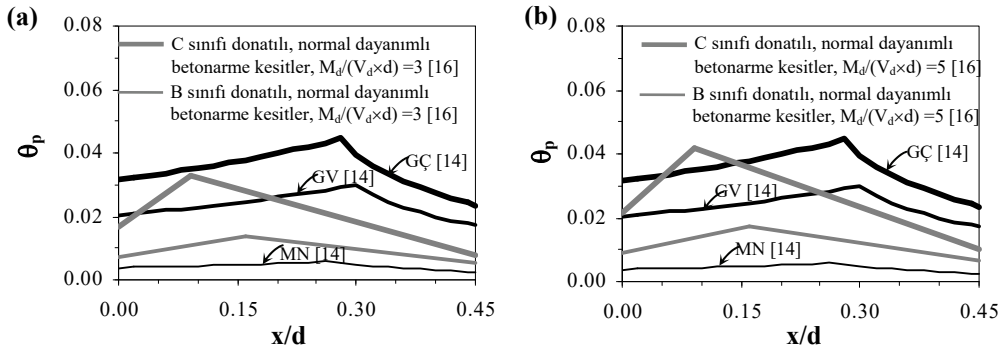
Bilindiği üzere, bir yapının bölgesel ya da bütünü ile göçmesine neden olan durumlara kısaca *son limit durum* adı verilir. Burkulma, genel dengenin bozulması, yorulma ve benzeri hâller dışındaki son limit durum *taşıma gücü limit durumu*, ya da kısaca *taşıma gücü* olarak adlandırılır. Yapıdan beklenilen işleve ve performansa göre taşıma gücü limit durumu dışında birçok limit durum tanımlanabilir. 2007 Deprem Yönetmeliğinin yürürlüğe girmesiyle birlikte ülkemizdeki mevcut yapı stokunun incelenmesi sürecinde yaygın olarak kullanılan *yapısal performans limit durumları*, belirli bir tasarım depremi altında yapıda beklenen hasarın nitel bir ifadesi olarak açıklanabilir. Performansa dayalı tasarıma yönelik hazırlanmış dokümanlar, sismik yükler altında yapıda oluşacak hasarın ifadesi için çeşitli performans limit durumları tanımlanmakta ve performans denetimi için her bir performans seviyesinin nicel ifadesi olarak, sünek taşıyıcı sistem elemanları için plastik şekil değiştirme sınırları esas almaktadır [8~14]. 2007 tarihli Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik [14] taşıyıcı sistem elemanlarının potansiyel hasar bölgelerinde oluşması muhtemel hasarı: *Minimum Hasar Sınırı* (MN), *Güvenlik Sınırı* (GV) ve *Göçme Sınırı* (GÇ) olmak üzere üç farklı hasar limit durumuyla ifade etmektedir. Söz konusu hasar limit durumlarının nicel ifadesi olarak da her bir hasar sınırı için, taşıyıcı sistem elemanlarında oluşmasına izin verilen en büyük beton ve çekme donatısı birim şekil değiştirme sınırları tanımlanmıştır. Betonarme bir taşıyıcı elemanın belirli bir hasar sınırına karşı gelen plastik dönme kapasitesi, plastik mafsal hipotezinden [15] yararlanılıp, -bazı basitleştirici kabullerle- sınırlı sayıda değişkene bağlı bir biçimde ifade edilebilir. Bu ilişkinin elde edilmesinde kullanılacak plastik mafsal kesiti hasar sınır eğriliği, ϕ_L (1) bağıntısıyla ifade edilebilir.

$$\phi_L = Min\left(\frac{\varepsilon_{cL}}{x};\frac{\varepsilon_{sL}}{d-x}\right) \tag{1}$$

(1) bağıntısında eşitliğin her iki tarafı kiriş etkili derinliği (d) ile çarpılarak, belirli bir hasar sınır durumu için toplam plastik mafsal kesiti eğriliği aşağıdaki şekilde de yazılabilir.

$$\phi_L \times d = Min\left(\frac{\varepsilon_{cL}}{\frac{x}{d}};\frac{\varepsilon_{sL}}{1-\frac{x}{d}}\right) \tag{2}$$

(2) bağıntısındaki eşitliğin sağ tarafında yer alan tüm değişkenler görüldüğü üzere boyutsuzdur. Bu bağıntı yardımıyla, kesitin plastik dönme kapasitesi ile tarafsız eksen derinliği arasındaki ilişki sınırlı sayıda değişkene bağlı olarak daha sade bir şekilde ifade edilebilir. Bu ifadeye benzer bir yaklaşım Eurocode 2 yönetmeliği tarafından da benimsenmiştir [16]. Eurocode 2 yönetmeliği kiriş kesme açıklığının etkili derinliğine oranının (a/d) 3 olması durumu için, beton sınıfı ve donatı çeliği süneklik düzeyine göre kesitin plastik dönme kapasitesinin tarafsız eksenle değişimini gösteren bir tasarım diyagramı önermektedir. a/d oranının farklı değerleri için tasarım diyagramı plastik dönme kapasiteleri $[a/(3d)]^{0.5}$ katsayısıyla çarpılmaktadır. Şekil 1′de, Türk Deprem Yönetmeliğinde tanımlanan hasar sınırları için beton ve donatı çeliği için izin verilen en büyük birim şekil değiştirmeler esas alınarak belirlenen tarafsız eksen derinliği (beton hasar sınırının tanımlandığı en dış basınç lifinden tarafsız eksene mesafe) -plastik dönme kapasitesi ilişkileri (donatı sınıfı S420, d/h oranı 0.90, d_o/h oranı 0.85, $L_p/h \approx 0.5$ [14] ve $\phi_y \approx 1.7 \times \varepsilon_{sy}/h$ [17], $(\theta_p=(\phi_L-\phi_y)\times L_p)$, Eurocode 2 yönetmeliğinde [16] B ve C sınıfı donatılı, normal dayanımlı betonarme kesitler için verilen tarafsız eksen-plastik dönme (tasarım değerleri) ilişkileriyle karşılaştırılmıştır.



Şekil 1. Türk Deprem Yönetmeliğinde verilen hasar sınırlarına [14] göre belirlenen plastik dönme kapasitelerinin Eurocode 2′de [16] verilen plastik dönme kapasiteleriyle karşılaştırılması
(a) *$M_d/(V_d \times d)=3$* ***(b)*** *$M_d/(V_d \times d)=5$*

Plastik mafsal son limit dönme kapasitesinin malzeme birim şekil değiştirme sınırları tanımlayarak belirleyen bir diğer yönetmelik ise Yeni Zelanda Betonarme Yapı Standardıdır [13]. Bu yönetmelikte koşullu bir değerlendirme ile belirlenen şekil değiştirme üst sınırları ya da eğrilik düktilitesi oranları; eleman türü, yükleme türü, sargı donatısının ve boyuna donatı oranının minimum gereksinimleri karşılayıp karşılamadığı ile süneklik düzeyine göre değişkenlik göstermektedir. Walker ve Dhakal [18] tarafından yapılan deneysel bir çalışmada, -literatürdeki deney sonuçlarından da yararlanarak- Yeni Zelanda Betonarme Yapı Standardında tanımlanan 3 ayrı süneklik düzeyinde betonarme kirişlerin eğrilik düktilitesi için oranlar önerilmiştir. Betonarme kirişlerin plastik dönme kapasitesinin belirlenmesinde yaygın olarak kullanılan bir diğer yöntem ise Fardis ve Biskinis [19] tarafından deneysel bir veri tabanı esas alınarak yapılan çalışmadan elde edilen analitik yaklaşımdır. Eurocode 8 yönetmeliğince [12] de benimsenen bu yaklaşımda,

yatay yük taşıma gücünde %20 azalma göçme öncesi limit durum olarak kabul edilerek, bu sınır duruma karşı gelen deneysel dönme kapasitesinin tahmini için analitik bağıntılar geliştirilmiştir. Yaygın kullanımı olan yöntemlerden bir diğeri ise koşullu bir değerlendirme yaklaşımı kullanan FEMA-356 yönetmelik yaklaşımıdır. FEMA-356 yönetmeliği, betonarme kirişlerin üç farklı hasar sınırı için plastik dönme kapasitelerini, davranış biçimi ve uygunluk kontrolleriyle; doğrudan numerik değerler ile ifade etmektedir [10].

Türk Deprem Yönetmeliğinde tanımlanan hasar seviyeleri için kolon davranışı üzerine çeşitli çalışmalar yapılmıştır. Aydemir vd. [20], Türk Deprem Yönetmeliğinde verilen hasar seviyeleri için kolon hasar sınır eğriliklerinin, başta eksenel yük düzeyi olmak üzere çeşitli tasarım değişkenlerine göre değişimlerini incelenerek, toplam sınır eğriliğinin belirlenmesi için bir bağıntı önermiştir. Acun ve Sucuoğlu tarafından yapılan deneysel çalışmada [21], Türk Deprem Yönetmeliğine uyumlu ya da uyumsuz olarak tasarlanan betonarme kolonların hasar sınırı yaklaşımıyla belirlenen analitik dönme kapasiteleri, deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Çalışmada, yönetmelik şatlarına uyumlu kolonlar için sınır değerlerin uygun, yönetmelik şatlarına uyumsuz kolonlar için ise sınır değerlerin bir miktar ihtiyatlı olduğu rapor edilmiştir.

Bu çalışmanın temel amacı eğilme kırılması ile taşıma gücüne ulaşan betonarme kirişlerin hasar sınırlarının, tersinir-tekrarlanır yatay yükler altında deneysel olarak incelenmesi ve malzeme birim şekil değiştirme üst sınırlarına göre belirlenen hasar sınırı yaklaşımının geliştirilmesidir.

2. DENEY PROGRAMI

2.1. Deney Numunelerinin Detayları ve Test Düzeni

Çalışmada 3 ayrı kesme açıklığı/etkili derinlik oranına (a/d) sahip çift donatılı konsol kiriş numunesi imal edilerek test edilmiştir. Yerdeğiştirme kontrollü yanal yükün uygulandığı konsol kiriş numunesinin uç noktası gerçek yapıda moment sıfır noktasını, konsol kirişin mesnedi ise gerçek yapıda rijit bir kolonu simgelemektedir. Donatı ve test düzenleri Şekil 2 ve Şekil 3'de gösterilen deney numunelerinin özellikleri ise Çizelge 1'de özetlenmiştir.

Çizelge 1. Deney numunelerinin özellikleri

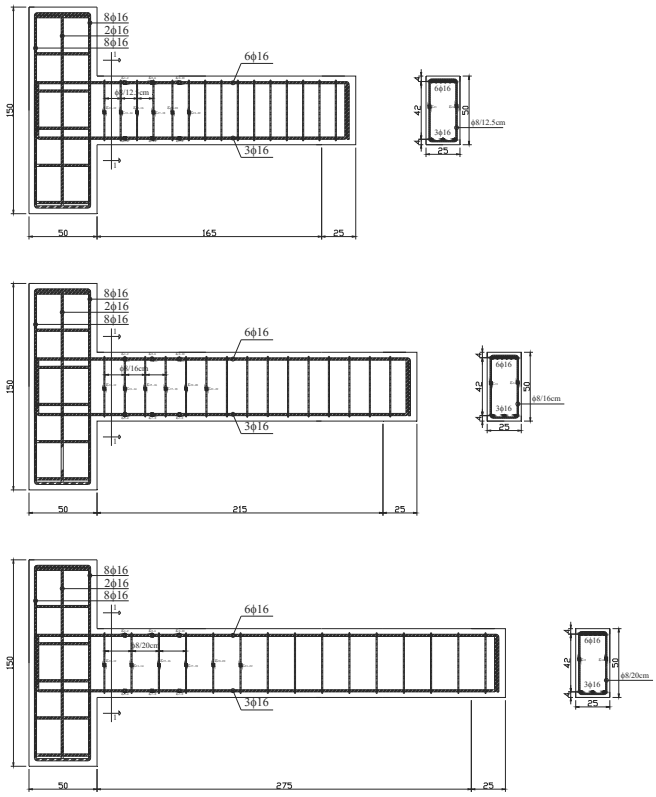
Parametre	Deney Numunesi		
	IAU_K01	IAU_K02	IAU_K03
b/h/d *(cm/cm/cm)*	25/50/46	25/50/46	25/50/46
(a/d) [(1)] *(cm/cm)*	165/46=3.6	215/46=4.7	275/46=6.0
f_c [(2)] *(MPa)*	45.6	46.9	48.6
f_y [(3)]/f_{su} [(4)]/f_{yw} [(5)] *(MPa)*	498/602/597	498/602/597	498/602/597
Mesnet Kesiti Üst Donatıları (Oranı)	6ϕ16 (0.0105)	6ϕ16 (0.0105)	6ϕ16 (0.0105)
Mesnet Kesiti Alt Donatıları (Oranı)	3ϕ16 (0.0052)	3ϕ16 (0.0052)	3ϕ16 (0.0052)
Enine Donatı (Oranı)	ϕ8/12.5 (0.0032)	ϕ8/16 (0.0025)	ϕ8/20 (0.002)

[(1)] Kesme açıklığının (konsol boyunun) kiriş etkili derinliğine oranı,

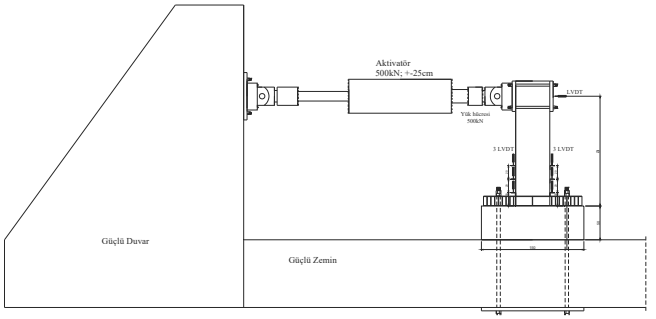
[(2)] Deney günü eksenel basınç deneyine tabi tutulan standart silindir numune basınç dayanımıdır. C35 sınıfı olan numune betonlarının tasarımında hedef dayanım TS802 yönetmeliğine göre 43MPa olarak alınmıştır,

[(3), (4)] S420 sınıfı boyuna donatının deneysel akma ve çekme dayanımları,

[(5)] S420 sınıfı enine donatının deneysel akma dayanımı,



Şekil 2. Numune detayları ve birim şekil değiştirme ölçerlerin konumları

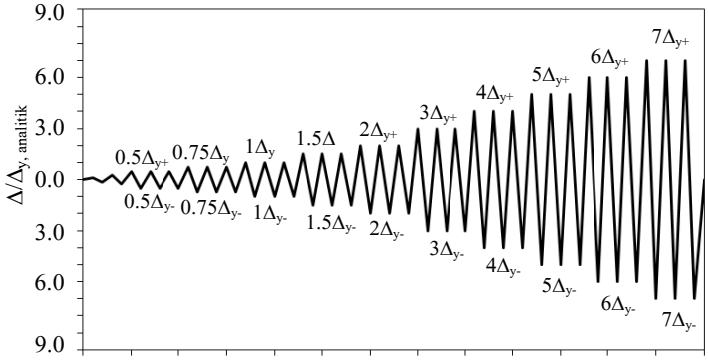


Şekil 3. Test düzeni

2.2. Yükleme Geçmişi

Deney numunelerine uygulanan yerdeğiştirme kontrollü yükleme geçmişi Şekil 4'de gösterilmiştir. Yükleme geçmişinde, numunelerin analitik akma yer değiştirmeleri

yardımıyla belirlenen nominal yerdeğiştirme sünekliği oranları ($\Delta/\Delta_{y,analitik}$) hedeflenmektedir. Deneysel incelemede numunelerin kesme açıklıklarının farklı olması ve simetrik olmayan boyuna donatı düzeni uygulaması nedeniyle, nominal yerdeğiştirme sünekliği bakımından özdeş yükleme geçmişi uygulanmasına karşın hedef yerdeğiştirme talepleri birbirinden farklı olmaktadır.



Şekil 4. Yerdeğiştirme sünekliği kontrollü yükleme geçmişi

3. DENEYSEL SONUÇLAR VE DEĞERLENDİRİLMESİ

3.1. Hasar Biçimleri

Boyuna donatı düzenleri özdeş, a/d oranları değişken konsol kiriş numunelerinde, deneysel eğilme momenti ve kesme kuvvetinin maksimum değerlerinin (M_{maks}, V_{maks}) taşıma güçleriyle karşılaştırılması, Çizelge 2′de özetlenmiştir. Deney kirişlerinin kesme kuvveti taşıma gücü hesabında betonun kesme kuvvetine katkısı ihmal edilmiş [14] ve taşıma gücü hesaplarında deneysel malzeme dayanımları dikkate alınmıştır.

Çizelge 2. Deney numunelerinin kesme ve eğilme kapasitelerinin karşılaştırılması

Numune adı	a/d	ρ	ρ′	M_n[(1)]	V_n[(2)]	V_{maks}[(3)]	M_{maks}[(4)]	$\frac{V_{maks}}{b_w \cdot d \cdot f_{ct}}$	$\frac{V_{maks}}{V_n}$	$\frac{M_{maks}}{M_n}$
IAU_K01	3.6	0.0105	0.0053	258	220.8	159	257.4	0.58	0.72	1.02
		0.0053	0.0105	133		84.5	139.4	0.31	0.38	1.05
IAU_K02	4.7	0.0105	0.0053	258	172.5	119.5	256.9	0.43	0.69	1.00
		0.0053	0.0105	133		65.2	140.2	0.24	0.38	1.05
IAU_K03	6.0	0.0105	0.0053	258	138.0	95.2	261.8	0.34	0.69	1.01
		0.0053	0.0105	133		50.4	138.6	0.18	0.37	1.04

(1) Karakteristik malzeme dayanımları esas alınarak, TS500-2000'e göre belirlenen moment kapasitesi,

(2) Betonun kesme kuvvetine katkısı ihmal edilerek hesaplanan kesme kuvveti taşıma gücü ($V_n \approx V_w$),

(3) Çevrimsel yüklemedeki maksimum deneysel kesme kuvveti,

(4) Çevrimsel yüklemedeki maksimum deneysel eğilme momenti.

Çevrimsel yüklemede gelişen hasar gözlemleri Şekil 5 ~ Şekil 7'de gösterilmiştir. Taşıma gücü sınır durumuna eğilme kapasitesiyle ulaşan deney elemanlarında gözlenen hasar durumları aşağıda maddeler halinde özetlenmiştir.

- Kiriş eğilme rijitliğinde görünür azalmaya neden olan ilk hasar göstergesi, numune eksenine dik doğrultuda gelişen eğilme çatlaklarıdır. Bu çatlaklar, kiriş derinliğinin yaklaşık %40'ı kadar aralıklarla oluşarak, gelişmekte ve eş yerdeğiştirme genliğine sahip tekrarlı yükleme adımlarından pek etkilenmemektedir.

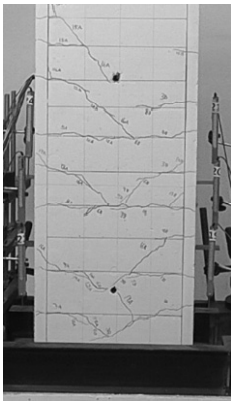
- Artan tekrarlı yerdeğiştirme genlikleriyle kiriş eğilme rijitliğinde değişim gözlenen bir diğer hasar göstergesi ise çekme donatısındaki akma durumudur. Deney sırasında bu durum donatılara yerleştirilen birim şekil değiştirme ölçerle ile saptanmıştır.

- Donatı akma hasar durumuna yakın yerdeğiştirme çevrimlerinde, a/d oranı 3.6 olan deney kirişinin her iki yüzünde, a/d oranı 4.7 ve 6.0 olan numunelerde ise genelde boyuna donatı oranı yüksek olan kiriş yüzünde eğik çekme çatlakları oluşmakta ve meydana gelen bu yeni çatlaklar ile birlikte çatlak aralıkları azalmaktadır.

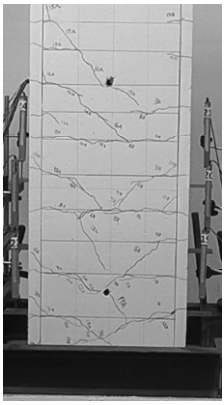
- Boyuna donatı düzenleri bakımından simetrik olmayan deney numunelerinde, itme doğrultusundaki çevrimlerinde gözlenen hasar göstergeleri: Kesitte ilk çatlama, boyuna donatıda ilk akma, kabuk betonda ezilme başlangıcı, boyuna donatıda burkulma ve kabuk betonda belirgin dökülme olarak sıralanabilir. Çekme doğrultusundaki çevrimlerde gözlenen hasar göstergeleri ise kesitte ilk çatlama, boyuna donatıda ilk akma, kabuk betonda ezilme başlangıcı ve çekme donatısında kopma hasar durumlarıdır.

- Deney numunelerinin taşıma gücünde kayda değer azalma (göçme öncesi hasar limit durumu) boyuna donatı oranı az kiriş yüzündeki donatılarda meydana gelen burkulmayla gerçekleşmektedir (Bkz. Şekil 8). Bu durum boyuna donatı düzeni farklı kirişin eğilme momenti kapasitesinin yöne göre değişkenlik göstermesi ve dolayısıyla donatı oranı düşük kiriş yüzündeki donatılara yüksek basınç kuvveti iletilip, donatıların elastik ötesi zorlanması olarak açıklanabilir. Deneysel incelemede basınç donatılarında birim şekil değiştirmenin elastik ötesi davranış bölgesine geçmesiyle birlikte, donatı ekseni doğrultusunda çatlak oluşunu gözlenmiş ve yerdeğiştirme genliğinin artmasıyla birlikte donatı burkulması belirginleşmiştir. Numunelerde boyuna donatı burkulması öncesi donatı akma birim şekil değiştirmesi mertebesinde seyreden sargılı beton lifi birim kısalması, belirgin donatı burkulmasıyla birlikte etkili değerine ulaşarak, ezilmiştir. Yazarlar bu durumun irdelenmesinde yarar görmektedir. Bilindiği üzere sargılı beton etkili birim kısalması, salt basınç altında denenen betonarme kesitlerde yanal donatı pasif kuşatmasının yanal donatının kopmasıyla son bulduğu noktaya karşılık gelir [22, 23]. Bu bilgi, deneysel gözlemler ile birlikte değerlendirildiğinde, sargılı beton etkili birim kısalma sınırının boyuna donatı burkulma sınırını yansıtmakta yetersiz kaldığı söylenebilir.

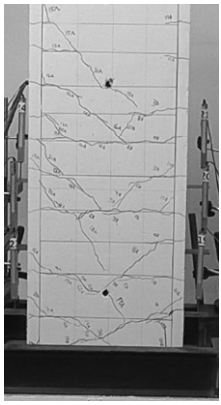
- Yanal donatı aralığının boyuna donatı çapına oranı (s/ϕ_{boyuna}) (deney kirişlerinde bu oranlar sırasıyla 8, 10 ve 12.5'dur), gerek burkulmayla ortaya çıkan donatı eksenindeki yanal yerdeğiştirmeyle; gerekse de kirişin yük taşıma kapasitelerindeki azalmayla güçlü bir ilişki sergilemektedir. Deneysel yüklemeye, burkulma sonrası donatı oranı az kiriş yüzündeki donatı ya da donatılarda kopma gözlendiği durumda son verilmiştir.



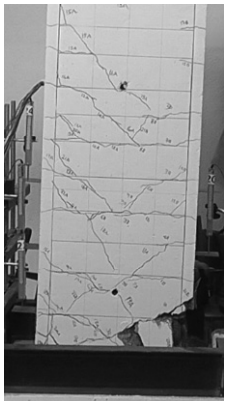
IAU_K01
$\Delta_{(+)}/L \approx \%1.0$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%0.8$



IAU_K01
$\Delta_{(+)}/L \approx \%1.5$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%1.2$

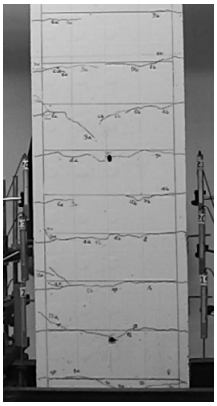


IAU_K01
$\Delta_{(+)}/L \approx \%1.9$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%1.7$



IAU_K01
$\Delta_{(+)}/L \approx \%3.2$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%2.9$

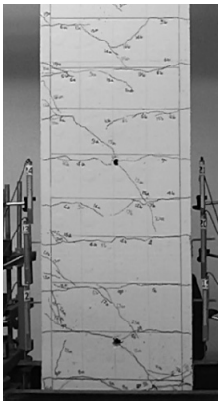
Şekil 5. IAU_K01 numunesinde artan öteleme oranları boyunca gelişen hasar gözlemleri



IAU_K02
$\Delta_{(+)}/L \approx \%0.9$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%0.8$



IAU_K02
$\Delta_{(+)}/L \approx \%1.8$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%1.6$

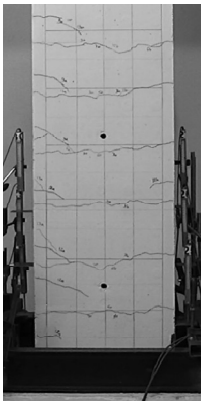


IAU_K02
$\Delta_{(+)}/L \approx \%2.4$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%2.1$

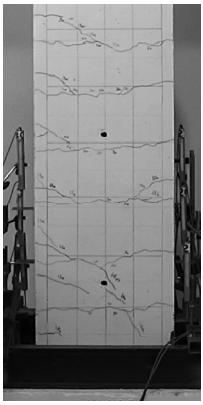


IAU_K02
$\Delta_{(+)}/L \approx \%3.7$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%3.1$

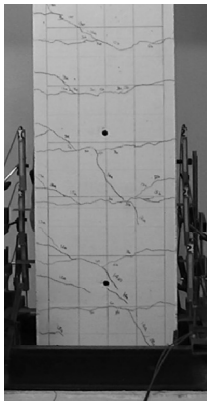
Şekil 6. IAU_K02 numunesinde artan öteleme oranları boyunca gelişen hasar gözlemleri



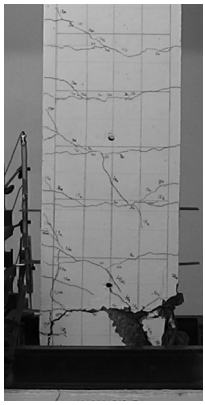
IAU_K03
$\Delta_{(+)}/L \approx \%1.1$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%1.0$



IAU_K03
$\Delta_{(+)}/L \approx \%1.5$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%1.3$

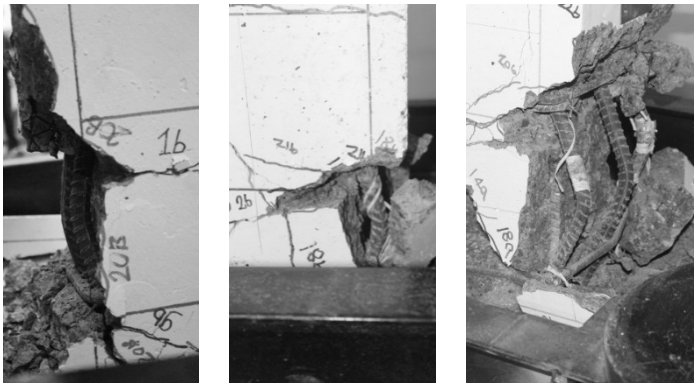


IAU_K03
$\Delta_{(+)}/L \approx \%2.2$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%2.0$



IAU_K03
$\Delta_{(+)}/L \approx \%4.4$
$\Delta_{(-)}/L \approx \%3.9$

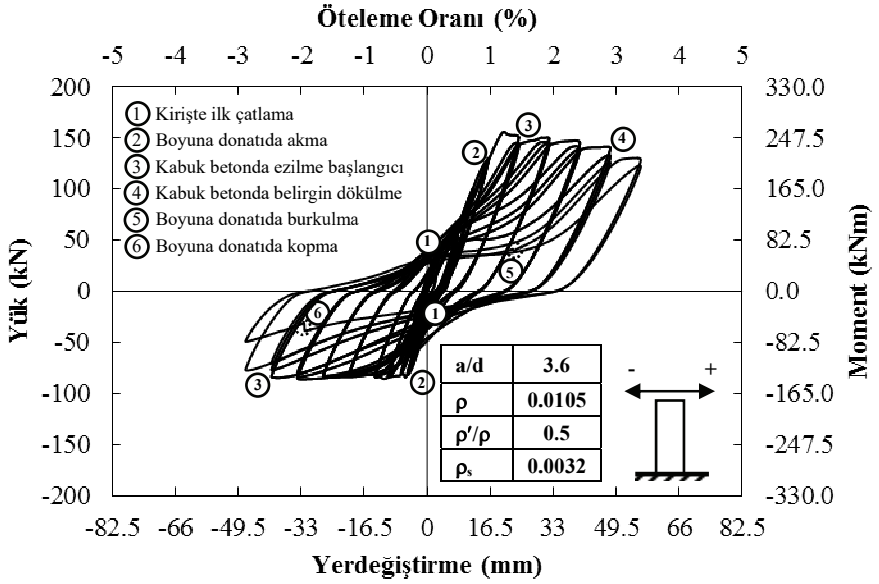
Şekil 7. IAU_K03 numunesinde artan öteleme oranları boyunca gelişen hasar gözlemleri



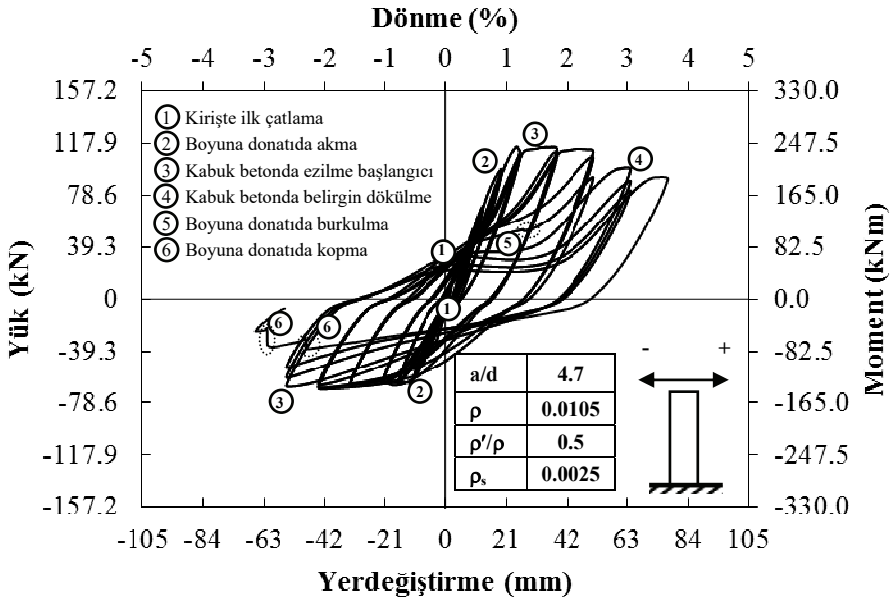
Şekil 8. Deney numunelerinde boyuna donatı burkulması hasar durumu

3.2. Yük-Yerdeğiştirme İlişkileri

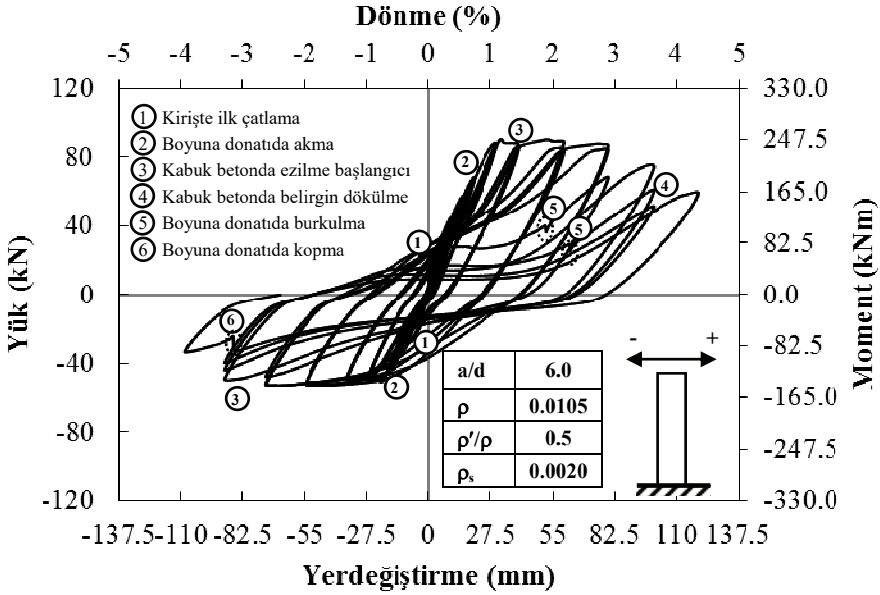
Deney elemanlarının çevrimsel yükler altındaki yük-yerdeğiştirme ilişkileri Şekil 9~11'de verilmiştir. Kritik kiriş kesitindeki hasar durumunun daha kolay izlenmesi amacıyla, deney sırasında gözlenen ve/veya ölçülen çeşitli sınır durumlar çevrimsel yük-yerdeğiştirme diyagramları üzerinde işaretlenmiştir. İzlenen davranış sınır durumları: Kiriş kesitinde ilk çatlama, boyuna donatıda ilk akma, kabuk betonda ilk ezilme başlangıcı, kabuk betonda belirgin ezilme, boyuna donatıda burkulma ve boyuna donatıda kopma durumu olarak sıralanabilir.



Şekil 9. IAU_K01 numunesinde çevrimsel yük-yerdeğiştirme ilişkisi



Şekil 10. IAU_K02 numunesinde çevrimsel yük-yerdeğiştirme ilişkisi



Şekil 11. IAU_K03 numunesinde çevrimsel yük-yerdeğiştirme ilişkisi

3.3. Eşdeğer Plastik Mafsal Boyu

Bu bölümde, elastik ötesi yerdeğiştirme talebinde kirişin kritik mesnet kesitindeki eğilme mafsalı kabulü (plastik mafsal) ele alınacaktır. Plastik mafsal teorisi gereği konsol bir kirişin toplam tepe yerdeğiştirmesi Park ve Paulay [15] tarafından önerilen aşağıdaki bağıntı yardımıyla hesaplanabilir.

$$\Delta = \Delta_e + \Delta_p = \phi_y \cdot \frac{L^2}{3} + \left(\phi_u - \phi_y\right) \cdot L_p \cdot \left(L - 0.5 \cdot L_p\right) \tag{3}$$

(3) bağıntısında Δ toplam yerdeğiştirmeyi, Δ_e elastik yerdeğiştirmeyi, Δ_p plastik yerdeğiştirmeyi, ϕ_y kesitin akma eğriliğini, ϕ_u kesitin limit eğriliğini, L kesme açıklığını ve L_p ise eşdeğer plastik mafsal boyunu göstermektedir. Deneysel incelemede ele alınan kirişlerin yerdeğiştirme süneklik oranının (μ_Δ) 1'in üzerindeki değerleri için (3) bağıntısı yardımıyla hesaplanan plastik mafsal boyları Çizelge 3'de özetlenmiştir.

Çizelge 3. Deney numunelerinin eşdeğer plastik mafsal boyları

Numune Adı	a/d	ρ	ρ′	ρ′/ ρ	Yükleme Adımı	$L_{p,i}/h$	$L_{p,ort}/h$
IAU_K01	3.6	0.0105	0.0052	0.5	*18a*	0.52	*0.43*
					21a	0.49	
					24a	0.3	
					27a	0.4	
		0.0052	0.0105	2	*18b*	0.63	*0.57*
					21b	0.73	
					24b	0.5	
					27b	0.43	

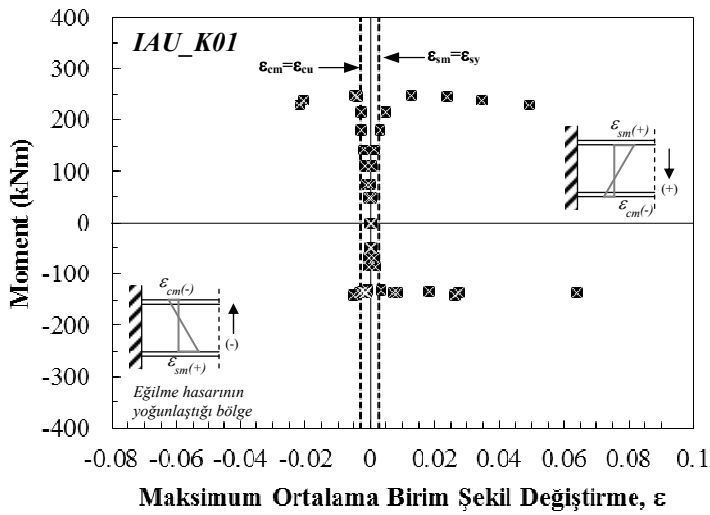
Çizelge 3. Deney numunelerinin eşdeğer plastik mafsal boyları (devam)

Numune Adı	a/d	ρ	ρ′	ρ′/ ρ	Yükleme Adımı	$L_{p,i}/h$	$L_{p,ort}/h$
IAU_K02	4.7	0.0105	0.0052	0.5	15a	0.76	*0.55*
					18a	0.54	
					21a	0.48	
					24a	0.4	
		0.0052	0.0105	2	15b	0.51	*0.56*
					18b	0.5	
					21b	0.56	
					24b	0.66	
IAU_K03	6	0.0105	0.0052	0.5	15a	0.78	*0.57*
					18a	0.58	
					21a	0.49	
					24a	0.42	
		0.0052	0.0105	2	15b	0.6	*0.62*
					18b	0.5	
					21b	0.7	
					24b	0.68	

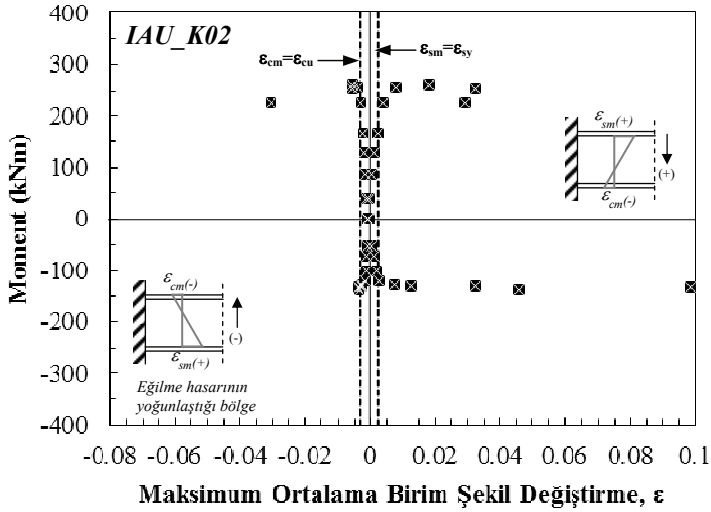
3.4. Moment - Ortalama Birim Şekil Değiştirme İlişkileri

Şekil 12~14'de, plastik mafsal bölgesi maksimum birim şekil değiştirmelerinin (3 ayrı ölçüm düzeyinde LVDT yerdeğiştirmeleri yardımıyla hesaplanan en dış beton lifi ve en dış çekme donatısı düzeyi birim şekil değiştirmelerinin en büyüğü), yatay yüke göre belirlen eğilme momentiyle etkileşimi gösterilmiştir. Diyagramların çiziminde, belirli bir eğilme doğrultusu için (M>0 ya da M<0) plastik mafsal bölgesi en dış beton lifi birim kısalması (ε_{cm}) negatif, en dış çekme donatısı düzeyi birim uzaması (ε_{sm}) ise pozitif olarak işaretlenmiştir.

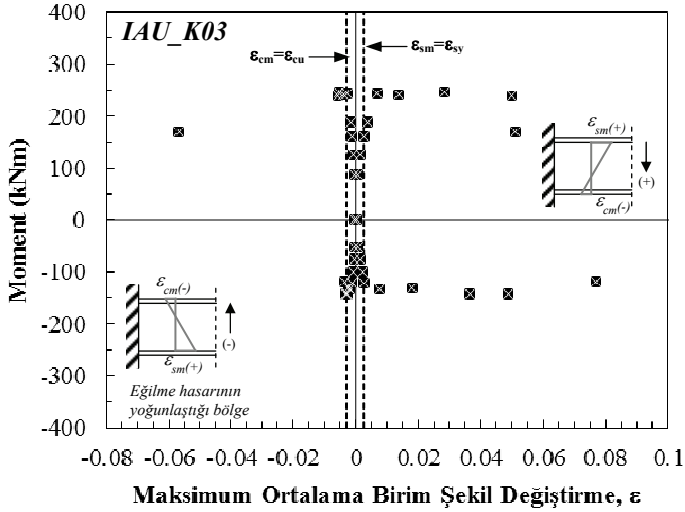
Deney numunelerinde elastik ötesi davranış altında çeşitli yükleme adımlarında ölçülen birim şekil değiştirmelerin Türk Deprem Yönetmeliğinde izin verilen beton ve çekme donatısı birim şekil değiştirme sınırlarıyla karşılaştırılması Çizelge 4 'de özetlenmiştir.



Şekil 12. IAU_K01 numunesinde deneysel moment-maksimum ortalama birim şekil değiştirme ilişkisi



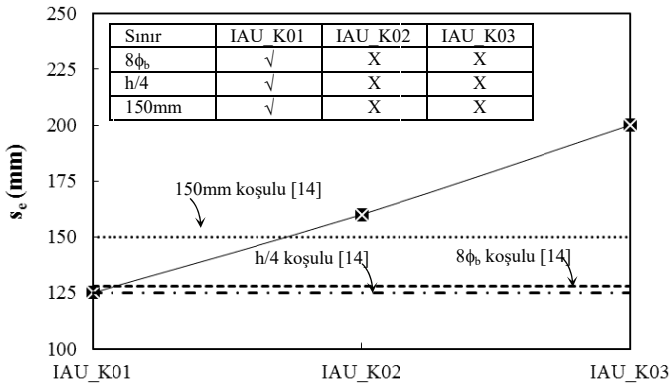
Şekil 13. IAU_K02 numunesinde deneysel moment-maksimum ortalama birim şekil değiştirme ilişkisi



Şekil 14. IAU_K03 numunesinde deneysel moment-maksimum ortalama birim şekil değiştirme ilişkisi

Şekil 12~14'de verilen diyagramlar ve Çizelge 4'ün incelenmesiyle yapılan değerlendirmeler aşağıda maddeler halinde verilmiştir.

- Boyuna donatı oranı az olan kiriş yüzünün çekmeye zorlandığı ($\rho'/\rho=2$, $M<0$) elastik ötesi davranışta hasar *donatı kontrollü* sınır durumla gerçekleşmektedir (donatı birim şekil değiştirme değerlerine bağlı olarak hasar sınır durumunun betimlenmesi). Donatı oranının azalmasıyla -kuvvet dengesi gereği- tarafsız eksen derinliğinin küçüleceği ve dolayısıyla çekme donatısındaki birim uzamanın artacağından hareketle bu eğilim doğaldır. Türk deprem yönetmeliğinde çekme donatısına tanımlanan en büyük birim şekil değiştirme –genelde- hasar sınırının betimlenmesinde başarılıdır.
- Boyuna donatı oranı yüksek olan kiriş yüzünü çekmeye zorlayan ($\rho'/\rho=0.5$, $M>0$) elastik ötesi davranışta ise ilk adımlarında beton kontrollü hasar sınır durumu gözlenirken (minimum hasar); basınç donatılarının burkulmasıyla en dış beton lifindeki birim kısalmada bir sıçrama gözlenmekte ve beton birim kısalması sargılı beton ezilme birim kısalmasının üzerine çıkmaktadır. Boyuna donatının burkulması ve dolayısıyla donatı ekseninde gerçekleşen yer değiştirme miktarına bağlı değişen bu eğilim, yanal donatı aralığının artmasıyla daha da belirginleşmektedir. Bu bağlamda, Yanal donatı bakımından gerekli koşulları sağlamayan kirişlerin (s/ϕ_b oranının artması vb.) ileri hasar bölgesi basınç birim şekil değiştirme üst sınırını doğrusal bir ilişkiyle tanımlayan Türk Deprem Yönetmeliği yaklaşımının yetersiz kaldığı söylenebilir.
- Deney numunelerinin yanal donatı aralıklarının Türk deprem Yönetmeliği aralık sınırlarıyla karşılaştırılması Şekil 15'de gösterilmiştir. Türk Deprem yönetmeliğinde yanal donatı aralığı için s_e/ϕ_{boyuna} oranının 8 ile sınırlandırılması, basınç donatısında elasto-plastik davranış kabulünün gerçekleştirilmesine yönelik bir tedbir olarak değerlendirilebilir. Simetrik olmayan donatı düzenine sahip ve s_e/ϕ_{boyuna} oranları 8, 10 ve 12.5 olan deney numunelerinin tamamında donatı burkulması gözlenmesi göz önünde bulundurulduğunda, tasarımda 8 olarak alınan s_e/ϕ_{boyuna} sınırının bir miktar azaltılmasının uygun olacağı söylenebilir.



Şekil 15. Deney numunelerinde etriye aralıklarının Türk Deprem Yönetmeliği [14] sınırlarıyla karşılaştırılması

Çizelge 4. Deneysel birim şekil değiştirmelerin analitik sınırlarla karşılaştırılması

Numune Adı	a/d	ρ′/ ρ	Yükleme Adımı	ε_{cm}	ε_{sm}	$\varepsilon_{cL}/\varepsilon_{sL}$		
						MN	GV	GÇ
IAU_K01	3.6	0.5	18a	-0.0047	0.0126	*-0.0035/*	*-0.0135/*	*-0.018/*
			21a	-0.0041	0.0237	*0.01*	*0.04*	*0.06*
			24a	-0.0204	0.0347			
			27a	-0.0218	0.0493			
		2	18b	-0.0025	0.0189			
			21b	-0.0033	0.0272			
			24b	-0.005	0.0261			
			27b	-0.0015	0.0639			
IAU_K02	4.7	0.5	15a	-0.0033	0.0079	*-0.0035/*	*-0.0113/*	*-0.0149/*
			18a	-0.0053	0.0185	*0.01*	*0.04*	*0.06*
			21a	-0.0053	0.0328			
			24a	-0.03	0.0295			
		2	15b	-0.0023	0.0133			
			18b	-0.0026	0.0328			
			21b	-0.0031	0.0462			
			24b	-0.0035	0.0981			
IAU_K01	6	0.5	15a	-0.0038	0.0139	*-0.0035/*	*-0.0098/*	*-0.0128/*
			18a	-0.0057	0.0284	*0.01*	*0.04*	*0.06*
			21a	-0.0061	0.0499			
			24a	-0.0566	0.0511			
		2	15b	-0.0024	0.0182			
			18b	-0.0027	0.0364			
			21b	-0.0031	0.0489			
			24b	-0.0035	0.0769			

4. HASAR SINIR YAKLAŞIMININ BASINÇ DONATISI BURKULMA BİRİM ŞEKİLDEĞİŞTİRME SINIRIYLA YETKİNLEŞTİRİLMESİ

Betonarme kiriş mesnet kesitlerinin boyuna donatı tasarımında yaygın olarak kullanılan simetrik olmayan donatı düzenlemesi, şiddetli bir deprem etkisinde donatı oranı az kiriş yüzü basınç donatıları üzerinde elastik ötesi zorlama yaratır. Kirişin eğilme momenti kapasitesinin yöne göre değişkenlik göstermesi ve dolayısıyla donatı oranı az kiriş yüzüne iletilen yüksek basınç kuvvetinden kaynaklanan bu durum, plastik mafsal bölgesinde donatı oranı az kiriş yüzündeki basınç donatılarının burkulma potansiyelini arttırır. Sargılı beton etkili birim kısalması, salt basınç altında denenen betonarme kesitlerde yanal donatı pasif kuşatmasının yanal donatının kopmasıyla son bulduğu noktaya karşılık geldiği bilgisiyle, sargılı beton etkili birim kısalma sınırının boyuna donatı burkulma sınırını yansıtmakta yetersiz kalabileceği söylenebilir. Daha açık bir anlatımla, farklı hasar sınırları için sargılı beton lifinde tanımlanacak şekil değiştirmeler aynı yükleme adımına sıkışarak hasar durumuna yansıtmayabilir. Bu bölümde, basınç altındaki donatı çeliği davranışını yatay yer değiştirmeye bağlı bir biçimde ifade eden bir davranış modeli kısaca tanıtılarak,

burkulmanın göçme modu üzerine etkin olduğu plastik mafsal kesitleri için burkulma kontrollü bir şekil değiştirme limiti üzerinde durulacaktır.

4.1. Basınç Yükü Etkisindeki Donatı Çeliğinin Eksenel Gerilme-Yatay Yerdeğiştirme İlişkileri

Eksenel yükle zorlanan donatı çubuklarının çekme ve basınç yükleri altındaki davranış farklılıklarına yönelik literatürde birçok çalışma yapılmıştır. Bu çalışmalarda çubuk serbest boyu (s) ile çap (ϕ) oranının basınç altındaki davranış üzerinde en etkin değişken olduğu, malzeme ve yükleme özelliklerinin etkilerinin ikincil düzeyde kaldığı rapor edilmektedir [24, 25, 26]. Şekil 16 (a)′da, yerdeğiştirme profili şematik olarak gösterilen burkulmuş donatı çeliğinin eksenel boy değişimi ve ortalama birim şekil değiştirmesi, aşağıdaki bağıntılar yardımıyla ifade edilebilir [27, 28].

$$u = u_{xx} + u_{xz} \tag{4}$$

$$\varepsilon_x = \frac{du_{xx}}{dx} - z \cdot \frac{d^2 w}{dx^2} = \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{xz} \tag{5}$$

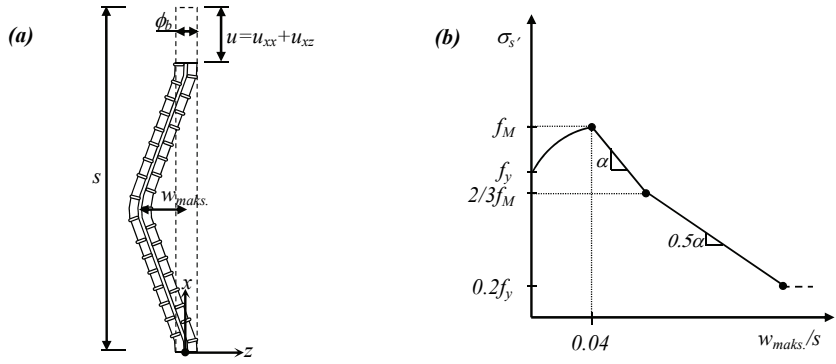
Bağıntılarda, u_{xx}, eksenel deformasyondan oluşan eksenel yerdeğiştirmeyi, u_{xz}, yanal yer değiştirmeden oluşan eksenel yerdeğiştirme, w, donatı çubuğu ekseninde gözlenen yanal yerdeğiştirmeyi, ε_x, ortalama eksenel birim şekil değiştirmeyi, ε_{xx}, eksenel gerilmeden oluşan eksenel birim şekil değiştirmeyi, ε_{xz}, yanal yerdeğiştirmeden oluşan eksenel birim şekil değiştirmeyi göstermektedir. Yanal yerdeğiştirme etkisiyle donatı çubuğunda oluşan eksenel yerdeğiştirme s/ϕ oranına bağlı bir biçimde yazılabilir [28].

$$\varepsilon_{xz} = \frac{0.035\cos\theta + \theta}{\cos\theta - 0.035\theta} \cdot \frac{w_{maks}}{\phi_b} \geq \frac{1}{\cos\theta - 0.07\theta} \cdot (0.07\cos\theta + \theta) \cdot \left(\frac{w_{maks}}{\phi_b} - 0.035 \right) \tag{6}$$

$$\theta = \frac{6.9}{(s/\phi_b)^2} - 0.05 \tag{7}$$

Basınç altında donatı davranışı için esas alınan ve Şekil 16 (b)′de gösterilen eksenel gerilme-yatay yerdeğiştirme analitik modelinde, maksimum gerilme f_M, donatı çeliği mekanik özellikleri ve s/ϕ oranına bağlı bir biçimde aşağıdaki bağıntı ile ifade edilmektedir.

$$\frac{f_M}{f_y} = -0.45 \cdot \left(\frac{f_{su}}{f_y} \right)^{1.5} \cdot \left[\ln\left(\frac{s/\phi_b}{4} \right) \right] + \frac{f_{su}}{f_y} \leq \frac{f_{su}}{f_y} \tag{8}$$



Şekil 16. ***(a)*** *Burkulmuş donatı çubuğunun yerdeğiştirme profili,* ***(b)*** *basınç etkisindeki donatı çubuğu eksenel gerilme-yanal yerdeğiştirme davranış modeli [28]*

Davranış modelinde yatay yerdeğiştirme-gerilme ilişkisi bağıntıları aşağıda verilmiştir.

$$\frac{w_{maks}}{s} \le 0.04;\ \sigma_s' = f_y + \left(f_M - f_y\right)\cdot\sqrt{1-\left(\frac{w_{maks}}{0.04\cdot s}-1\right)^2}\quad \left(f_M > f_y\right) \tag{9}$$

$$\frac{w_{maks}}{s} \le 0.04;\ \sigma_s' = f_y + \frac{\left(f_M - f_y\right)}{0.04}\cdot\frac{w_{maks}}{s}\quad \left(f_M \le f_y\right) \tag{10}$$

$$\frac{w_{maks}}{s} > 0.04;\ \sigma_s' = f_y\cdot\alpha\cdot\left(\frac{w_{maks}}{s}-0.04\right)+f_M\quad \left(f_M > f_y\right) \tag{11}$$

$$\frac{w_{maks}}{s} > 0.04;\ \sigma_s' = f_y\cdot\frac{\alpha}{2}\cdot\left(\frac{w_{maks}}{s}-\beta\right)+\frac{2\cdot f_M}{3}\quad \left(f_M < f_y\right) \tag{12}$$

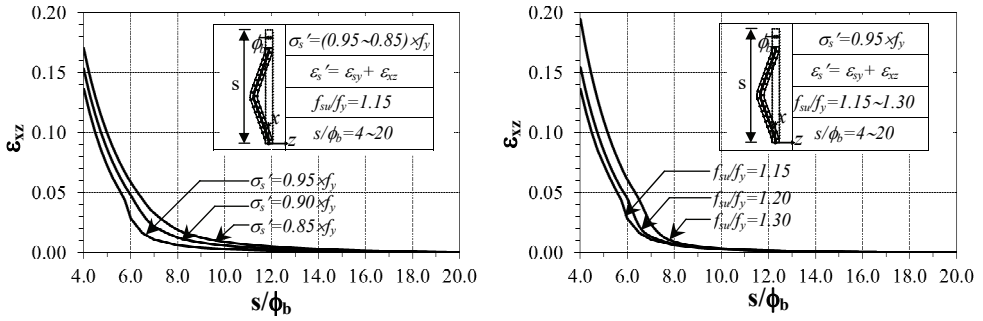
4.2 Burkulma Durumu İçin Basınç Donatısına Şekil Değiştirme Sınırı Tanımlanması

Şekil 17'de basınç etkisinde elastik ötesi zorlanan donatı çelikleri için basınç gerilmesinin akma dayanımının belirli bir miktar altına düştüğü durumlara karşılık gelen birim şekil değiştirmelerin, narinlik oranıyla etkileşimi gösterilmiştir. Bu etkileşim diyagramının çizilmesinde yapılan basitleştirici kabuller aşağıda maddeler halinde özetlenmiştir.

- Basınç donatısı elastik davranış bölgesinde burkulmaz. Burkulma, elastik ötesi davranış sınırı olan akma dayanıma ulaşılması sonrası başlar.

- Betonarme çeliğinin basınç altındaki davranışı, bir önceki bölümde verilen ve donatı eksenindeki burkulma yerdeğiştirmesine bağlı iteratif bir çözüm yöntemi gerektiren (uygunluk şartı ve kuvvet dengesi yardımıyla) davranış modeline uygundur.
- Boyuna donatının burkulma boyu yanal donatı aralığına bağlı bir biçimde ifade edilebilir.

Diyagramlardan da görüleceği üzere, elastik ötesi davranışta basınç gerilmesinin akma dayanımının belirli bir oranı ile sınırlandırılmasıyla (%95, %90 ve %85), bu gerilmelere karşı gelen burkulma yanal yerdeğiştirmesinden kaynaklanan eksenel birim şekil değiştirmeler ile s/ϕ_b oranları arasında yaklaşık olarak ters bir ilişki vardır. Benzer bir eğilim donatı kopma dayanımının akma dayanımına oranlarının (f_{su}/f_y) değişken alındığı karşılaştırmadan da görülebilir. Her iki karşılaştırmada da -burkulma durumunda ortaya çıkan- yanal yerdeğiştirme kaynaklı eksenel birim şekil değiştirmenin s/ϕ_b oranlarıyla etkileşimi, s/ϕ_b oranın artan değerleri için diyagramların çiziminde değişken alınan parametrelerden bağımsız hale gelmektedir. Şekil 17'deki ilişkilerde belirli bir s/ϕ_b oranı karşı gelen ortalama eksenel şekil değiştirme, düşey eksende verilen birim şekil değiştirmeyle akma birim şekil değiştirmesinin toplanılmasıyla hesaplanabilir.



Şekil 17. Burkulma durumunda yanal yerdeğiştirmeden oluşan eksenel birim şekil değiştirmenin s/ϕ_b oranı ile etkileşimi

Şekil 17′deki etkileşim diyagramlarından da görüleceği üzere, basınç donatısındaki elastik ötesi gerilme için akma dayanımına göre yapılacak bir sınırlandırmayla, bu gerilmeye karşı gelen birim kısalma, etkin tasarım değişkenlerine bağlı biçimde yaklaşık bir bağıntı ile tahmin edilebilir. Bu bağıntının elde edilişinde, basınç etkisi altındaki donatı davranışının araştırıldığı geniş bir deneysel çalışma sonuçlarından yararlanılmıştır [24]. Çalışmadaki deneysel sonuçların doğrusal olmayan regresyon analizi Statistica programı [29] yardımıyla -etkin davranış göstergeleri dikkate alınarak- yapılarak, aşağıdaki (13) bağıntısı geliştirilmiştir. Bağıntıdaki $\varepsilon_s'_{L(\%5)}$, basınç donatısı gerilmesinin akma gerilmesinin %95′ine düştüğü duruma karşı gelen birim şekil değiştirmeyi, ε_{sy}, boyuna donatının akma birim şekil değiştirmesini, f_{su}/f_y donatı çeliğinin çekme deneyinden elde edilen kopma ve akma dayanımları oranını, s/ϕ_b ise burkulma boyunun boyuna donatı çapına oranını göstermektedir. Bağıntının korelasyon katsayısı (R) 0.99 olarak hesaplanmıştır.

$$\frac{s}{\phi_b} \geq 9, \qquad \varepsilon'_{s,L(\%5)} = \varepsilon_{sy} + 0.02 \cdot e^{\left(1.09 \cdot \frac{f_{su}}{f_y} - 0.33 \cdot \frac{s}{\phi_b}\right)}$$
$$6 \leq \frac{s}{\phi_b} < 9, \; \varepsilon'_{s,L(\%5)} = \varepsilon_{sy} + 0.06 \cdot e^{\left(3.85 \cdot \frac{f_{su}}{f_y} - 0.86 \cdot \frac{s}{\phi_b}\right)} \tag{13}$$

(13) bağıntısında yer alan burkulma boyunun (s) etriye aralığına (s_e) eşit kabul edilmesi, zayıf yanal donatı düzenleri için uygun bir kabul olmasına karşın, tersi durumlarda farklı burkulma şekillerinin davranış üzerinde etkin olmasıyla birlikte yanıltıcı sonuçlar verebilir. Burkulma boyunun etriye aralığına bağlı bir biçimde belirlenmesinde, Dhakal ve Maekawa tarafından geliştirilen enerji esaslı bir yöntem kullanılacaktır [30]. Bu yöntemin ilk hesap adımı (14) bağıntısıyla verilen yanal donatı etkili rijitliğinin hesaplanmasıdır.

$$K_{e,etr.} = \frac{E_{ç,w} \cdot A_0}{d_h} \cdot \frac{n_h}{n_b} \tag{14}$$

(14) bağıntısında, $E_{ç,w}$, yanal donatı çeliğinin elastisite modülü, A_o, etriye kolunun en kesit alanı, d_h, yanal donatının mesnet oluşturduğu boyuna donatı eksenleri arası mesafe (h-2d′), n_h, boyuna donatıya mesnet olan yanal donatı kol sayısı, n_b ise basınç yüzündeki boyuna donatı sayısıdır. Dhakal ve Maekawa tarafından geliştirilen modelin ikinci hesap adımı ise, çeşitli burkulma şekilleri için yanal donatı etkisini yansıtan eşdeğer yay rijitliklerinin ($k_{e,yay}$) belirlenmesidir. Bu burkulma şekilleri ve gerekli eşdeğer yay rijitlikleri, aşağıdaki Çizelge 5'de özetlenmiştir.

Çizelge 5. Burkulma şekilleri için gerekli yay rijitlikleri

Burkulma modu*	Burkulma boyu/etriye aralığı (s/s_e)	Gerekli eşdeğer yay rijitliği ($k_{e,yay}$) ($\times\pi^4 EI_b^{**}/s_e^3$)
1	1	0.750
2	2	0.165
3	3	0.098

* (15) bağıntısıyla belirlenen yanal donatı eşdeğer rijitliğinin, burkulma modu için gerekli eşdeğer yay rijitliğine eşit ya da üzerinde olması durumunda oluşan burkulma şekli ($k_{e,etr} \geq k_{e,yay}$)

** Gerekli eşdeğer yay rijitliğinin hesabında kullanılan EI, *boyuna donatı ortalama eğilme rijitliğidir* ($EI \approx 0.5EI(f_y/400)^{0.5}$).

Dhakal ve Maekawa yönteminde çubuğun burkulma boyu (s), (15) bağıntısıyla belirlenen yanal donatı etkili rijitliğinin çeşitli burkulma modları için Çizelge 5′de tanımlanan gerekli eşdeğer yay rijitliği ile karşılaştırılmasıyla belirlenir. Örneğin (15) bağıntısıyla belirlenen yanal donatı etkili rijitliği, Çizelge 5′de verilen birinci burkulma modu sınırına ($0.75\pi^4 EI_b/s_e^3$) eşit ya da üstünde ise burkulma boyu etriye aralığına eşit alınmaktadır. Aksi durumlarda burkulma boyu burkulma modu ve etriye aralığının çarpılmasıyla elde edilecektir. Bu yönteme göre belirlenecek burkulma boyunun etriye aralığına oranı yaklaşık bir denklem yardımıyla ifade edilebilir. Bunun için etkin davranış değişkenleri gözetilerek yapılan çözümlemelerden elde edilen sonuçların doğrusal olmayan regresyon analizi,

Statistica programı [29] yardımıyla yapılarak, aşağıdaki (15) ve (16) bağıntıları geliştirilmiştir. Bağıntı sonuçları Dhakal ve Maekawa yöntemi sonuçları ile karşılaştırılmış ve bağıntının korelasyon katsayısı 0.98 olarak hesaplanmıştır.

$$\zeta = \frac{32 \cdot \frac{A_{sh}}{d_h} \cdot \left(\frac{s_e}{\phi_b} \right)^2 \cdot s_e}{\pi^4 \cdot A_s{}' \cdot \sqrt{\frac{f_y}{400}}} \tag{15}$$

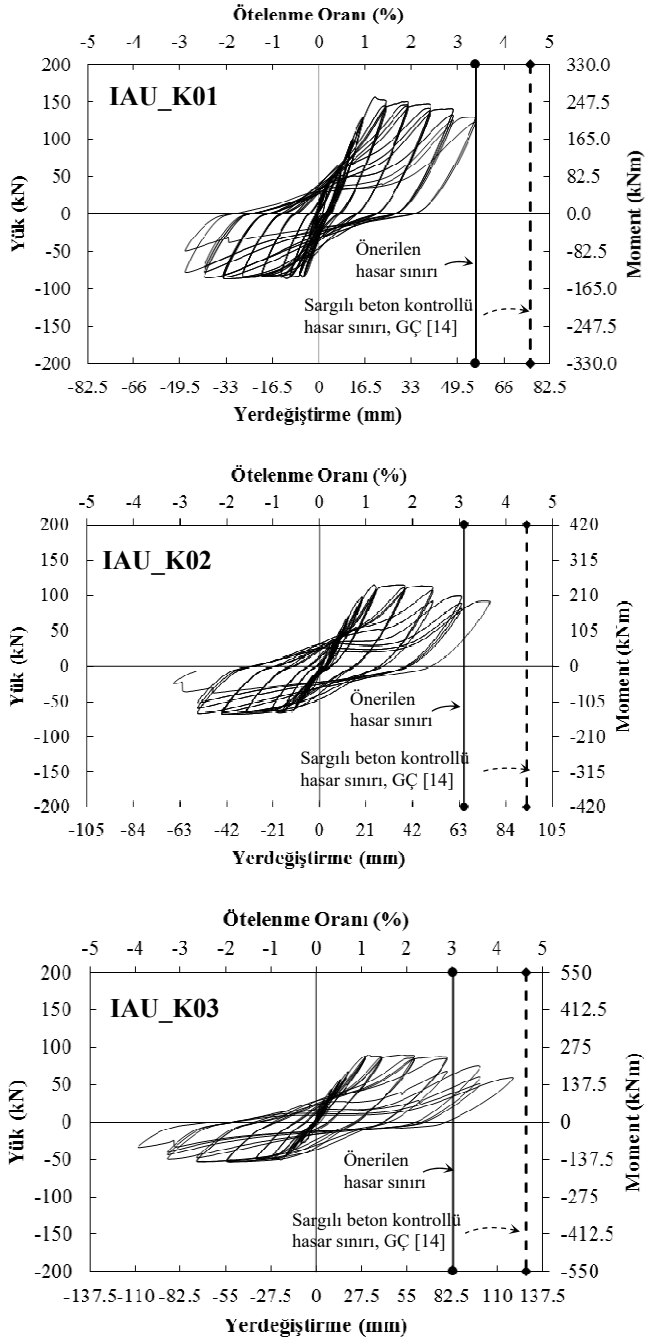
$$\frac{s}{s_e} = \min\left(1;0.7 + \frac{0.24}{\zeta}\right) \tag{16}$$

(15) ve (16) bağıntılarında, A_{sh}, göz önüne alınan eğilme doğrultusundaki yanal donatı kollarının en kesit alanları toplamı, ϕ_b, göz önüne alınan eğilme doğrultusundaki basınç donatısı minimum çapı, s_e, yanal donatı aralığı, A_s' göz önüne alınan eğilme doğrultusundaki basınç yüzü donatılarının en kesit alanı toplamı, f_y, boyuna donatı akma dayanımıdır.

5. ÖNERİLEN BASINÇ DONATISI HASAR SINIRININ DENEYSEL SONUÇLARLA KARŞILAŞTIRILMASI

Çizelge 6′da, (13) bağıntısı yardımıyla belirlenen analitik burkulma birim şekil değiştirme sınırları, deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Çizelgeden de görüleceği üzere, IAU_K01 numunesinde şekil değiştirme limitleri eğilme doğrultusundan etkilenmektedir. Bu durum, donatı oranı yüksek kiriş yüzünün basınca çalıştığı durumda farklı tip burkulma modu oluşmasından kaynaklanmaktadır (deneyde bu doğrultuda burkulma oluşmamıştır). IAU_K02 ve IAU_K03 numunelerinde ise her iki eğilme doğrultusu için de birinci burkulma modu hâkim olmakta ve şekil değiştirme sınırları eğilme doğrultusundan etkilenmemektedir.

Deney numunelerinin *burkulma hasar sınırına* karşı gelen analitik yer değiştirme kapasitesinin, deneysel yük-yerdeğiştirme ilişkisi üzerinde gösterimi Şekil 18'de verilmiştir (analitik yerdeğiştirme kapasitenin belirlenmesinde, $L_p \approx 0.5h$ kabul edilip, (5) bağıntısı kullanılmıştır. Önerilen burkulma hasar sınırı gereği, basınç donatısındaki gerilmenin akma dayanımının %95′i olduğu kabul varsayılmıştır). Ayrıca Türk Deprem Yönetmeliği *Göçme Hasar Sınırı* sargılı beton birim kısalma sınırına göre belirlenen yer değiştirme kapasitesi de diyagram üzerinde işaretlenmiştir. Sınırlı deney numunesi sonucu esas alınarak yapılan karşılaştırmadan da görüleceği üzere, Türk Deprem Yönetmeliğindeki sargılı beton birim kısalma limit değerinin *Göçme hasar sınırının* (taşıma gücünde azalma sınırı) betimlenmesinde yetersiz kaldığı gözlenmektedir. Özellikle yanal donatı aralığının yönetmelik koşulları bakımından yetersiz olduğu kirişlerde -beton kontrollü ileri hasar sınırlarının sargılı beton birim kısalmasına göre gözlenmesi nedeniyle- mevcut yapıların performans değerlendirmesi sürecinde bu tip durumlara sıkça karşılaşılabilir. Bu bağlamda, (13) bağıntısı yardımıyla belirlenen hasar sınırının –genelde– iyi sonuçlar verdiği söylenebilir.



Şekil 18. Önerilen (13) bağıntısı kullanılarak belirlenen yer değiştirme kapasitelerinin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması

Çizelge 6. Deney sırasında ölçülen basınç donatısı birim şekil değiştirmelerin, önerilen analitik sınırlarla karşılaştırılması

Numune Adı	s/ϕb	f_{su}/f_y	ρ′/ ρ	Yükleme Adımı	ε_s'	$\varepsilon_s'_L$ *[(13) bağıntısıyla]*
IAU_K01	8	1.2	0.5	21a	0.0021	*0.0098*
				27a	0.0175	
			2	24b	0.0028	*0.0055*
				27b	0.004	
IAU_K02	10	1.2	0.5	21a	0.0025	*0.0052*
				24a	0.0274	
			2	21b	-0.0009	*0.0052*
				24b	-0.005	
IAU_K03	12.5	1.2	0.5	21a	0.0018	*0.0039*
				24a	0.0521	
			2	21b	-0.0012	*0.0039*
				24b	-0.0032	

6. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, deprem yüklerinin yerdeğiştirme kontrollü çevrimsel yükler ile benzeştirilerek uygulandığı betonarme kiriş numunelerinin deneysel hasar gözlemleri, eşdeğer plastik mafsal boyları ve plastik mafsal bölgesi şekil değiştirme kapasiteleri, Türk Deprem Yönetmeliği Hasar Sınırı Yaklaşımı kabulleriyle karşılaştırılmalı olarak irdelenmiştir. Ayrıca sargılı beton etkili birim kısalmasının basınç donatısındaki burkulma hasarını betimlemede yetersiz kalacağından hareketle, bu tip hasar durumları için yeni bir malzeme birim kısalma üst sınırı tanımlanmıştır. Çalışmada sınırlı sayıda deneysel sonuç esas alınarak yapılan karşılaştırmalardan elde edilen temel sonuçlar aşağıda maddeler halinde sunulmuştur.

- Türk deprem yönetmeliğindeki $L_p \approx 0.5h$ kabulü ρ′/ρ ve a/d oranlarından etkilenmektedir. Boyuna donatı oranları özdeş olan deney numunelerinin deneysel ve analitik plastik mafsal boyları arasındaki oranların 0.86~1.24 arasında değiştiği ve $L_p \approx 0.5h$ kabulünün, a/d oranı 3.6 olan numunede negatif eğilme için yetersiz, a/d oranları 4.7 ve 6.0 olan numunelerde ise ihtiyatlı sonuçlar verdiği saptanmıştır (Bkz. Çizelge 3).
- Düşey yüklerin mesnet kesitlerinde oluşturduğu tek yönlü eğilme momenti yanında deprem yüklerinin tersinen eğilme etkisi doğurması, mesnet kesitlerinin donatılmasında simetrik olmayan boyuna donatı düzeninin yaygın olarak kullanılmasına neden olur. Düşey yük ve deprem yüklerinin ortak etkisi altında kesitin üst bölgesinde meydana gelen yüksek çekme kuvveti, kuvvet dengesi gereği, donatı oranı düşük kiriş alt basınç donatıları üzerinde elastik ötesi zorlanma yaratarak bu bölgedeki donatıların burkulma potansiyelini arttırır. Bu tip tasarıma sahip –özellikle yanal donatı aralığı yönetmelik kurallarına uygun olmayan– bir kirişin ileri hasar sınırlarının sargılı beton basınç lifinde tanımlanan ve boyuna donatı burkulmasını

yansıtmayan bir birim şekil değiştirme sınırına göre belirlenmesi, hasarın betimlenmesinde yetersiz kalmaktadır. Dolayısıyla boyuna donatıda burkulmanın hasar sınırı yaklaşımıyla betimlenmesinde yeni bir birim şekil değiştirme üst sınırının tanımlanmasının gerekli olduğu söylenebilir. Bu tespitin ışığında burkulma hasar sınırı için basınç donatısı şekil değiştirme üst limiti üzerine incelemeler gerçekleştirilerek, bu sınırın etkin davranış parametrelerine göre hesabı için (13) bağıntısı geliştirilmiştir.

- Burkulma hasar sınır durumu için geliştirilen (13) bağıntısı kullanılarak belirlenen hasar birim şekil değiştirmeleri ve plastik mafsal hipotezi yardımıyla belirlenen yer değiştirme kapasiteleri deneysel sonuçlar ile karşılaştırıldığında, yaklaşımın genelde iyi sonuçlar verdiği söylenebilir.
- Zayıf yanal donatı ve/veya basınç donatısı durumlarında burkulma boyunun etriye aralığına eşit olacağı kabul edilebilir. Farklı burkulma modlarının (13) bağıntısından belirlenecek hasar sınır birim şekil değiştirmesi üzerine etkilerini dikkate alabilmek için çalışmada geliştirilen (14) ve (15) bağıntılarından yararlanılabilir.
- Basınç donatıları elastik ötesi zorlanan bir kiriş plastik mafsal kesiminde, basınç donatısı gerilmesinin taşıma gücü yöntemi kabulüne yakın seyretmesi ve ayrıca burkulma ile meydana gelecek donatı ekseni yanal yer değiştirmesinin sınırlandırılması üzerine en etkin davranış parametresinin s_e/ϕ_b olduğu söylenebilir. Betonarme kirişlerin tasarımında, Türk Deprem Yönetmeliğince 8 olarak kabul edilen s_e/ϕ_b sınırının 6~7 aralığına çekilmesinin, gerek basınç donatısındaki gerilme düşüşünün sınırlandırılması, gerekse de burkulma oluşacak dış merkezlik etkisiyle basınç donatısı eksenel şekil değiştirmesinin sargılı beton etkili birim kısalması mertebesinde olmasının sağlanması bakımından önemli olacağı değerlendirilmektedir.

Semboller

a : Kirişin kesme açıklığı

A_o : Etriye çubuğu kesit alanı

A_s : Çekme donatısı kesit alanı

A_{sh} : Kesme donatısı toplam kesit alanı

A_s' : Basınç donatısı kesit alanı

b : Kesit genişliği

d : Kesitin etkili derinliği

d_h : yanal donatının mesnet oluşturduğu boyuna donatı eksenleri arası mesafe (h-2d′)

d_o : Sargılı beton ve çekme donatısı sınır birim şekil değiştirmelerinin tanımlı olduğu lifler arası mesafe

$E_{ç,w}$: Yanal donatının elastisite modülü

EI_b : Boyuna donatının ortalama eğilme rijitliği

f_{ck} : Karakteristik beton basınç dayanımı

f_{ct} : Betonun çekme dayanımı

f_m : Gerilme-burkulma yerdeğiştirmesi modelindeki maksimum gerilme

f_y : Boyuna donatı akma dayanımı

f_{yk} : Boyuna donatının karakteristik akma dayanımı

f_{yw} : Sargı donatısı akma dayanımı

f_{su} : Donatı çeliği kopma dayanımı

h : Kesit yüksekliği

L : Kiriş boyu

L_p : Plastik mafsal boyu

$L_{p,i}$: Elastik ötesi öteleme oranlarına karşı gelen eşdeğer plastik mafsal boyu

$L_{p,ort}$: Elastik ötesi öteleme oranlarına karşı gelen eşdeğer plastik mafsal boylarının ortalaması

M_{maks} : Deneysel eğilme momentinin maksimum değeri

M_n : Deneysel malzeme dayanımları kullanılarak belirlenen eğilme dayanımı

n_b : basınç yüzündeki boyuna donatı sayısı

n_h : boyuna donatıya mesnet olan yanal donatı kol sayısı

s : Burkulma boyu

s_e : Plastik mafsal kesiminde yanal donatı aralığı

x : beton birim kısalma sınırının tanımlandığı lif ile tarafsız eksen arası mesafe

V_{maks} : Deneysel kesme kuvvetinin maksimum değeri

V_n : Betonun kesme kuvvetine katkısı ihmal edilerek hesaplanan kesme dayanımı

V_w : Kesme dayanımına yanal donatı katkısı

w : Burkulma etkisiyle çubuk ekseninde oluşan yanal yer değiştirme

α : Gerilme-burkulma yerdeğiştirmesi modeli eğim parametresi

Δ : Tepe yerdeğiştirmesi

Δ_e : Elastik yerdeğiştirme

Δ_p : Plastik yerdeğiştirme

$\Delta_{y,\ analitik}$: Çekme donatısında akma durumuna karşı gelen analitik akma yerdeğiştirme

ε_o : Kiriş ekseni boyunca farklı gözlem aralıklarından ölçülen eğilmeden kaynaklı yerdeğiştirme farklarına göre belirlenen, en dış beton yüzü (ε_{cm}) ya da en dış donatı seviyesindeki (ε_{cm}) ortalama birim şekil değiştirme.

ε_{cL} : Belirli bir hasar sınırında sargılı ya da sargısız beton birim kısalma değeri

ε_{cu} : TS500-2000′de verilen sargısız beton etkili birim kısalması (0.003)

ε_{sh} : Donatı çeliği pekleşme başlangıç birim şekil değiştirmesi

ε_{sy} : Donatı çeliği akma birim şekil değiştirmesi

ε_{sL} : Belirli bir hasar sınırında donatı çeliği birim uzama değeri

$\varepsilon_{s'L}$: Burkulma hasar sınırı için donatı çeliği birim kısalma sınır değeri

ε_{su} : Donatı çeliği kopma birim şekil değiştirmesi

ε_{xz} : Burkulma yanal yer değiştirmesinden oluşan eksenel birim şekil değiştirmeyi

ϕ : Kesit eğriliği

ϕ_b : Kesitin basınç yüzündeki en küçük donatı çapı

ϕ_L : Belirli bir hasar sınırı için toplam kesit eğriliği

ϕ_p : Plastik Kesit eğriliği

ϕ_y : Akma eğriliği

θ_p : Plastik dönme

$\theta_{p,L}$: Belirli bir hasar sınırı için plastik dönme

ρ : Çekme donatısı oranı

ρ_s : Yanal donatı oranı

ρ_{sm} : Minimum yanal donatı oranı

ρ' : Basınç donatısı oranı

Teşekkür

Bu çalışma İstanbul Aydın Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü'nce BAP2015-01 nolu proje kapsamında desteklenmiştir. Proje çalışmasında değerli emekleri olan proje yürütücüsü Prof.Dr. Metin GER'e, ayrıca deneylerin gerçekleştirilmesine katlı sağlayan Doç.Dr. Güray ARSLAN (YTU), Öğr.Gör. Sinan CANSIZ ve İstanbul Aydın Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Laboratuvarı teknik ekibine teşekkürlerimizi sunarız.

Kaynaklar

[1] Corley, G. W., Rotational Capacity of Reinforced Concrete Beams, Journal of the Structural Division, ASCE, V. 92, 121-146, 1966

[2] Baker, A. L. L., and Amarakone, A. M. N., Inelastic Hyperstatic Frame Analysis, Flexural Mechanics of Reinforced Concrete, ACI, SP-12, 85-142, 1967.

[3] Mattock, A. H., Rotational Capacity of Hinging Regions in Reinforced Concrete Beams, Flexural Mechanics of Reinforced Concrete, ACI, SP-12, 143-181, 1967.

[4] Eligehausen, R., and Langer, P., Rotation Capacity of Plastic Hinges and Allowable Moment Redistribution, CEB Bulletin, No. 175, I7.9-I7.27, 1987.

[5] Hillerborg, A., Fracture Mechanics Concepts Applied to Moment Capacity and Rotational Capacity of Reinforced Concrete Beams, Engineering Fracture Mechanics, V. 35, 233-240, 1990.

[6] Bigaj, A. J., Structural Dependence of Rotation Capacity of Plastic Hinges in RC Beams and Slabs, PhD thesis, Delft University, the Netherlands, 1999.

[7] Bigaj, A. J., and Walraven, J., Size Effects on Plastic Hinges of Reinforced Concrete Members, Heron, V. 47, 53-75, 2002.

[8] SEAOC., Vision 2000: Performance Based Seismic Engineering of Buildings. Structural Engineers Association of California, Sacramento CA., 1995.

[9] Applied Technology Council, Seismic evaluation and retrofit of concrete buildings ATC-40, California, 1996.

[10] Federal Emergency Management Agency, Prestandard and commentary for the seismic rehabilitation of buildings, Washington (DC): FEMA-356, 2000.

[11] ASCE/SEI 41, Seismic Rehabilitation of Existing Buildings, American Society of Civil Engineers, Reston, VA, 2007.

[12] EN 1998-3, Eurocode 8: Design of Structures for Earthquake Resistance-Part 3: Assessment and Retrofitting of Buildings, Brussels, 2003.

[13] SANZ Concrete Structures Standard, NZS 3101:2006. Standards Association, Wellington, NZ, 2006.

[14] Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik, Bayındırlık ve İskân Bakanlığı, Ankara, Mart 2007.

[15] Park, R., and Paulay, T., Reinforced Concrete Structures, John Wiley and Sons, New York, 1975.

[16] EN 1992-1-1, Eurocode 2: Design of Concrete Structures-Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings, 2003.

[17] Priestley MJN., Performance-based seismic design, Proceedings of the 12th WCEE, Auckland, 2000, Paper No. 2831.

[18] Walker A.F. and Dhakal R.P., Assessment of material strain limits for defining plastic regions in concrete structures, Bulletin of The New Zealand Society for Earthquake Engineering, Vol. 42, No. 2, 2009.

[19] Fardis M.N. and Biskinis D.E., Deformation of RC Members, as Controlled by Flexure or Shear, Proceedings of the International Symposium Honoring Shunsuke Otani, September, 511-530, 2003.

[20] Aydemir, C., Kırçıl M.S., Hancıoğlu B., Zorbozan M., Betonarme Kolonların Hasar Sınır Eğriliklerinin Belirlenmesi, İMO Teknik Dergi, 2011, Cilt 22, Sayı 4, Sayfa 5613-5641

[21] Acun, B., Sucuoğlu H., Betonarme Kolonların Şekildeğiştirme Performans Sınırlarının Deneysel Gözlemlerle Değerlendirilmesi, İMO Teknik Dergi, 2011, Cilt 22, Sayı 3, Sayfa 5523-5541

[22] Lehman D., Moehle j., and Mahin S., Experimental Evaluation of the Seismic Performance of Reinforced Concrete Bridge Columns, ASCE, J. Struct. Eng., 130(6): 869–870, 2004.

[23] Mander, J. B., Priestley, M. J. N., and Park, R., 'Seismic design of bridge piers., Research Rep. 84-2, Univ. of Canterbury, Civil Engineering, Christchurch, New Zealand, 1984.

[24] Monti G., and Nuti C., Nonlinear cyclic behavior of reinforcing bars including buckling, ASCE, J. Struct. Eng., 118(12): 3268–3284, 1992.

[25] Rodriguez M., Botero J., and Villa J., Cyclic stress-strain behavior of reinforcing steel including effect of buckling, ASCE, J. Struct. Eng., 125 (6): 605–61284, 1999.

[26] Mieses, A.M., Inelastic Buckling Behavior of Concrete Reinforcing Bars under Monotonic Uniaxial Compressive Loading, M.S. thesis, The University of Texas at Austin, 2002

[27] Mau, S.T. and El-Mabsout, M., Inelastic Buckling of Reinforcing Bars, ASCE, J. Eng. Mech., 115(1): 1-17, 1989.

[28] Bae, S., Seismic Performance of Full-Scale Reinforced Concrete Columns, the University of Texas at Austin, Ph.D. thesis, 2005.

[29] StatSoft Inc. STATISTICA V.6.0 for Windows. Tulsa, OK, USA, 1995.

[30] Dhakal, R.P. and Maekawa, K., Reinforcement Stability and Fracture of Cover Concrete in Reinforced Concrete Members, Journal of Structural Engineering, ASCE, 128(10):1253-1262, 2002.