

ÇATLAMIŞ BETONARME KESİTLERDE KALDIRAÇ ETKİSİNDE BOYUT ETKİSİ

Ragıp İNCE*, Erhan YALÇIN* ve Abdussamet ARSLAN**

*Fırat Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü, ELAZIĞ

**Gazi Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi İnşaat Mühendisliği bölümü, ANKARA

ÖZET

Aynı geometriye sahip beton numuneler üzerinde yapılan bir çok deneysel araştırma, numune boyutunun artması ile nominal dayanımın azaldığını ortaya koymuştur. Bu olay, beton/betonarmenin kırılma mekaniğinde boyut etkisi olarak adlandırılır. Sunulan çalışmada, çatlama bir betonarme kesitin taşıma gücüne kaldırma etkisinin katkısını hesaplamak için, dört seri geometrik olarak benzer dört farklı boyda dowel numuneleri test edilmiştir. Deneylemlerden elde edilen tepe basınç yükleri Fraktal Boyut Etkisi Kanunu ile analiz edilmiştir. Sonuç olarak, elde edilen boyut etkisi Carpinteri'nin lineer olmayan kırılma mekaniği yaklaşımı ile çok iyi uyum gösterdiği tespit edilmiştir.

ABSTRACT

Experimental investigations on concrete indicate that for the same specimen geometry, the nominal strength of specimen decreases with increasing specimen size. The phenomenon is called size effect in the fracture mechanics of concrete/reinforced concrete. In the present study, four series push-off type specimens of four different sizes but of geometrically similar were tested in order to calculate contribution of dowel action in bearing capacity of cracked reinforced concrete member. Maximum loads obtained from the test results were analyzed by the Carpinteri's multifractal size effect law and the results were compared with test data existing in the literature. In conclusion, the observed size effect is in good agreement with multifractal size effect law.

1. GİRİŞ

Perde duvarlar, kiriş-kolon birleşim bölgeleri, yüksek kirişler, ön dökümlü kirişler ve kısa konsollar gibi betonarme yapı elemanları kayma dayanımına göre dizayn edilirler. Mevcut yapı şartnameleri, betonarme yapıların kayma dayanımını hesaplarken sadece elemanın çatlama yükünü dikkate alırlar. Bununla beraber çatlama bir kesit çatlama yükünden daha

fazla bir taşıma gücüne sahip olmaktadır. Bu çatlama bir kesitte oluşan mekanizma ile açıklanabilir.

Çatlamış bir kesitte kesme kuvveti, eğik çatlak yüzeyindeki sürtünme kuvveti (agrega kilitlenmesi) ve kaldırma etkisi (perçin etkisi) adı verilen mekanizmalarla karşılanmaktadır. Yük arttırıldığında çatlak açılır ve agrega kilitlenmesi mekanizması hızla etkisini kaybeder [1]. Sonuç olarak kaldırma etkisi kayma göçmesinin önlenmesinde etkin rol oynar. Diğer taraftan çok iyi bilinmektedir ki, beton/betonarme yapının taşıma gücü boyutun artmasıyla azalmaktadır. Bu fenomen, boyut etkisi olarak adlandırılır ve özellikle beton ve az donatılı beton yapılarda çekme kırılması etkin konumdadır. Kesme ise çekmenin özel bir halidir.

Kesme ile göçmeye klasik bir örnek olarak, ABD de Ohio da Ağustos 1955 te, Wilkins hava kuvvetlerine ait bir ambar binasındaki kısmi göçme verilebilir (Şekil 1). Araştırmalar göstermiştir ki, 914 mm yüksekliğinde, göçme bölgesinde kayma donatısı içermeyen ve asal donatısı sadece % 0.45 olan kiriş, eğik-çekme göçmesine maruz kalmıştır. ACI a göre böyle bir kiriş 0.62 MPa lık bir kayma gerilmesi ile göçmesi gerekirken, kiriş 0.50 MPa gerilme ile göçmüştür. Çünkü o devirde dizayn şartnameleri, kesme kuvvetine maruz kirişlerin dizayn için, yüksekliği 300 mm den daha küçük olan elemanlar üzerinden yapılan deneysel bulgulardan elde edilen formülleri önermekteydi ve boyut etkisi dikkate alınmamaktaydı.

Beton/betonarme yapılarda boyut etkisi, lineer olmayan kırılma mekaniği prensipleri ile incelenmektedir. Boyut etkisi kanunu olarak adlandırılan Bazant'ın lineer olmayan yaklaşımı [2], temel olarak beton elemanda çatlağın gerisinde relatif olarak büyük olan kırılma işlem süreci bölgesini dikkate alır. Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu (FBEK) [3] ise betonda boyut etkisini, kırılma işlem süreci bölgesindeki mikro-çatlakların dağılımının fraktal doğaya uyduğu kabulü üzerine teorisini oturtmaktadır.

Sunulan çalışmada, çatlama betonarme yapılarda kaldırma etkisi betonun kırılma mekaniği kavramları kullanılarak incelenmiştir. Bu amaçla beton gibi yarı-gevrek malzemelerde çok iyi sonuç veren FBEK'den faydalanılmıştır. Çalışmanın deneysel kısmında maksimum agrega çapı 15 mm olan beton ve nervürlü donatıdan imal edilmiş, boyut değişim aralığı 1:8 olan, betonarme ara-bölgeli dowel numuneleri kullanılmıştır. Numunelerde donatı oranları yaklaşık olarak % 0.4 ve 0.8 ve donatı eğim açıları 45°, 60° ve 90° olmak üzere değişken alınmış ve tepe basınç yükleri FBEK ile analiz edilmiştir. Böylece laboratuvar ölçeğinden elde edilen verilerden pratikte kullanımı mümkün olabilecek genel bir formül elde edilmiştir.



Şekil 1. 1955 yılında Wilkins hava kuvvetlerine ait bir ambar binasındaki kısmi göçme

2. FRAKTAL BOYUT ETKİSİ KANUNU (FBEK)

Carpinteri, maksimum yükte çatlak yüzeyinde meydana gelen hasarı, fraktal geometri ile modelleyerek, boyut etkisi kavramına geometrik olarak yaklaşmıştır. İlk olarak Mandelbrot tarafından kullanılan fraktal kavramı, sonsuza kadar kendini tekrarlayan iç içe geçmiş şekiller olarak tanımlanabilir [3]. Bu tür bir geometrik yaklaşımda boyutlar Öklid geometrisindeki gibi tamsayılarla değil, kesirli sayılarla ifade edilir.

Fraktal teoriye göre, yük altında bir beton numunede, gerilme hesabı için esas alınacak kesitin, Şekil 2 de basınç yüklemesine maruz bir beton numunede görüldüğü gibi, Cantor kümesine benzediği kabul edilir. Kesitin fraktal boyutu $1 < D \leq 2$ olmak üzere $D = 2 - d\sigma$ şeklinde ifade edilir. Burada $d\sigma$ çatlaklar ve boşluklar sebebi ile enkesitteki zayıflamayı göstermektedir ($0 \leq d\sigma < 1$). Carpinteri, Brownian sınırlarını dikkate alarak gerilme için kullanılacak kesitin fraktal boyutunun 1.5 ten küçük ($d\sigma = 0.5$) olamayacağını kabul etmektedir. Ancak gerilmedeki bu kesirli boyut çok dar bir alanda, yani mikroskopik ölçekte geçerli olmaktadır. Dolayısıyla yapı boyutu arttıkça (makroskopik ölçekte) bu fraktal boyutlar Öklid geometrisindeki tamsayı boyutlara yaklaşır. Carpinteri, bu durumu homojen davranış olarak tanımlamıştır. Fraktal boyuttaki gerilme kavramı, yine fraktalların kendini tekrarlama özelliğinden faydalanılarak elde edilebilir. Bunun için fraktal ve öklid geometrisinde değişmeyen global parametrelerden yararlanır. Maksimum gerilmenin fraktal boyuttaki ifadesi boyut analizi yardımıyla

$$[\sigma_u^f] = [F][L]^{-(2-d\sigma)} \quad (2.1)$$

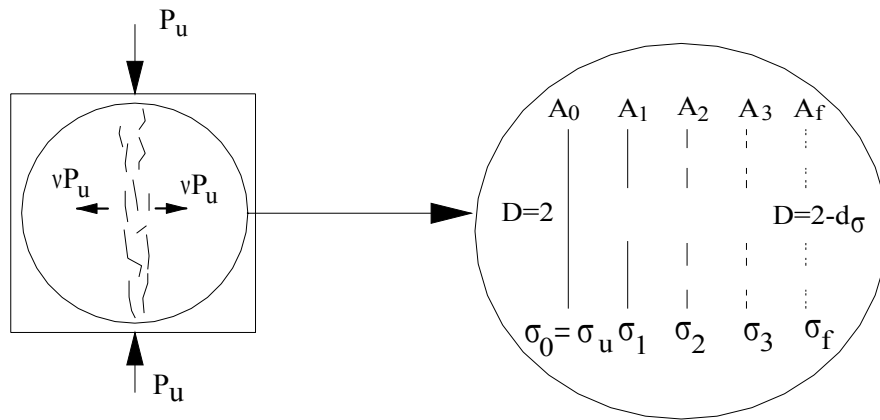
şeklinde tanımlanabilir. Burada $[F]$ yük, $[L]$ uzunluk boyutudur. İfade (2.1) deki yük boyutu, enine şekil değiştirmeden dolayı oluşan eşdeğer yatay çekme yükü νP_u (Şekil 1) şeklinde global bir parametre olarak alınırsa öklid geometrisi ile fraktal geometri arasında denge kurulabilir (burada 0 indisi öklid rejimini, f indisi fraktal rejimi göstermektedir).

$$\nu P_u = \sigma_u^0 A_0 = \sigma_u^f A_f \quad (2.2)$$

d kesitin karakteristik boyutu olmak üzere, $A_0 \propto d^2$ makro ölçekte alan, $A_f \propto d^{2-d\sigma}$ mikro ölçekte alanı göstermektedir. İfade (2.2) den

$$\sigma_u^f = \sigma_u^0 d^{d\sigma} \quad (2.3)$$

elde edilir. İfade (2.3) mikro ölçekte geçerli olduğunda pratikte kullanımı mümkün değildir. Bununla beraber hangi durumlarda fraktal rejimin veya öklid rejiminin kullanılacağı önemlidir.

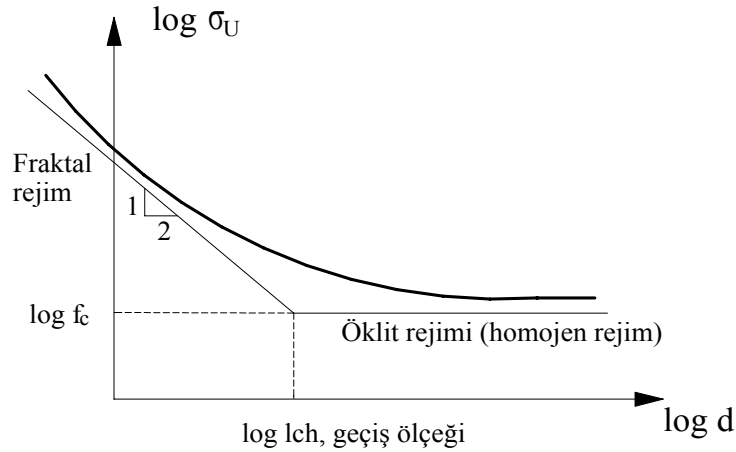


Şekil 2. Pik yükte hasar gören bölgenin topolojisi

Bu amaçla Carpinteri, bu iki rejim arasındaki geçiş kriterini karakteristik içsel uzunluk adını verdiği ampirik lch parametresine bağlamıştır. lch parametresinin yapı boyutu d e oranı davranışı belirlemektedir. Bu oran küçüldükçe (yapı boyutu arttıkça) yapıda homojen davranış, oranın azalması ile (küçük yapılarda) fraktal davranış gözlemlenir. Brown sınırları ve İfade (2.3) dikkate alınırsa fraktal teoriye göre gerilmedeki boyutun tesirinin analitik formu

$$\sigma_u = f_t \sqrt{1 + \frac{lch}{d}} \quad (2.4)$$

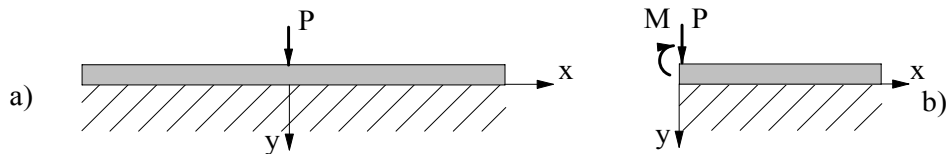
şeklinde yazılabilir. Burada σ_u nominal dayanım (maksimum yükün kesit alanına oranı) f_t sonsuz boyuttaki bir numune için nominal dayanım ve lch malzemenin içsel uzunluğudur. Şekil 3 de İfade (2.4) logaritmik ölçekte görülmektedir. Burada fraktal rejimdeki $\frac{1}{2}$ lik eğimler Brownian sınırlarını ifade etmektedir. İfade (2.4) deki ampirik sabitler, formül üzerine yapılacak olan bir dizi dönüşümden sonra uygulanacak olan, en küçük kareler yöntemi ile veya direkt olarak, lineer olmayan eğri uydurma algoritmaları ile bulunabilir.



Şekil 3. Fraktal Boyut Etkisi Kanunu: logaritmik diyagram

3. ÇATLAMIŞ BİR BETONARME KESİTTE KALDIRAÇ ETKİSİ

Beton içerisine gömülü bir donatının davranışını tahmin etmek için bir analitik model, elastik bir temel üzerine oturan kiriş teorisinden elde edilebilir. Bu teoride kiriş, hem aşağı hem de yukarı yönlü kuvvetlerin uygulanmasına elverişli bir malzeme içine yataklanmış olduğu kabul edilir. Dolayısıyla bu kabul ile beton içerisine gömülü çubuğu modellemek mümkündür. Timoshenko [4] a göre Şekil 4a da görülen elastik temele oturan bir kirişin elastik eğrisi için aşağıdaki gibi tanımlanmaktadır



Şekil 4. a) sonsuz uzunlukta b) yarı-sonsuz uzunlukta elastik zemine oturan kiriş

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + ky = 0 \quad (3.1)$$

burada k elastik temel rijitliği, y sehim, E kirişin elastisite modülü ve I kirişin tarafsız eksenine göre atalet momentidir. Bu diferansiyel denklemin genel çözümü

$$y = e^{\beta x} (A \cos \beta x + B \sin \beta x) + e^{-\beta x} (C \cos \beta x + D \sin \beta x) \quad (3.2)$$

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{k}{4EI}} \quad (3.3)$$

burada A , B , C ve D problemin sınır şartlarından tayin edilen keyfi sabitlerdir.

Bununla beraber çatlamış bir betonarme kesitte donatının kaldıraç etkisi Şekil 4b de görüldüğü gibi yarı-sonsuz uzunlukta bir elastik zemine oturan kiriş gibi idealize edilmesi gerekir. Bu durumda yüklü uca olan x uzaklığı arttıkça sehim ve eğilme momenti sıfıra yaklaşacağından, İfade (3.2) deki $A=B=0$ olacaktır. Dolayısıyla sehim denklemini aşağıda tanımlanan şekilde gelir.

$$y = e^{-\beta x} (C \cos \beta x + D \sin \beta x) \quad (3.4)$$

İfade (3.4) deki C ve D sabitleri, P yükü altındaki sınır şartlardan tayin edilebilir.

$$EI \frac{d^2 y}{dx^2} (x=0) = -M \quad (3.5)$$

$$EI \frac{d^3 y}{dx^3} (x=0) = P \quad (3.6)$$

İfade (3.5) ve (3.6), İfade (3.4) de yerine konursa iki bilinmeyenli lineer denklem takımından keyfi sabitler

$$C = \frac{P - \beta M}{2\beta^3 EI}, \quad D = \frac{M}{2\beta^2 EI} \quad (3.7)$$

şeklinde bulunabilir. Sonuç olarak yarı-sonsuz sonsuz uzunlukta elastik temele oturan bir kirişin elastik eğrisi (3.8) denkleminde ifade edilebilir.

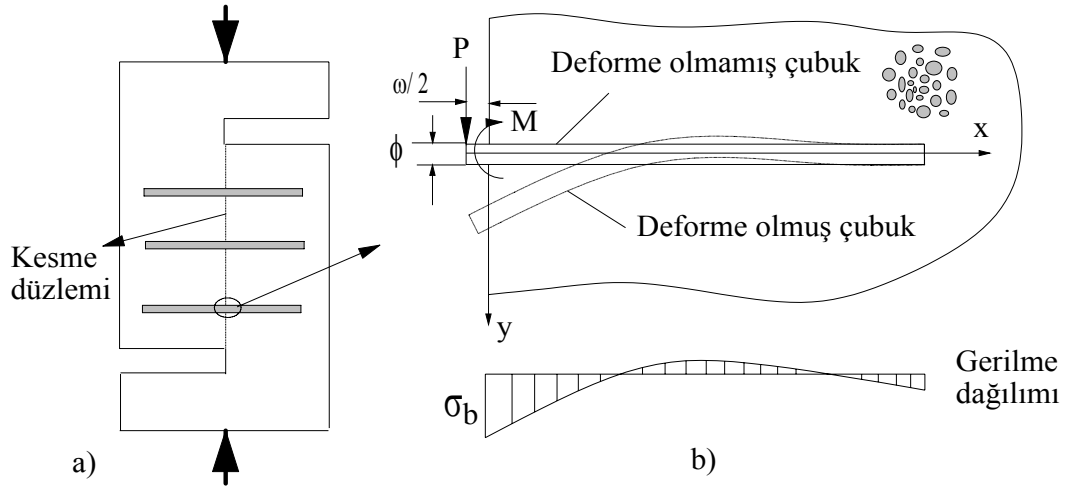
$$y = \frac{e^{-\beta x}}{2\beta^3 EI} [P \cos \beta x - \beta M (\cos \beta x - \sin \beta x)] \quad (3.8)$$

Kaldıraç etkisini karakterize etmek için pratikte Şekil 5a da ki gibi dizayn edilen, dowel numuneleri kullanılır. Dowel numunelerinde agrega kilitlenmesi mekanizmasını tamamen bertaraf etmek için, iki L kolu arasındaki bölgede (kesme düzlemi) sürtünmeyi azaltan levhalar kullanılır. Dowel numunelerinde göçme, zayıf olan bir L kolundaki donatılar arasındaki betonun yarılmasıyla meydana gelmektedir. Friberg [5], Şekil 5b de tanımlanan, bir ω genişliğinde bir çatlağı geçen ϕ çaplı bir enine donatının altındaki gerilme yayılımını İfade (3.8) den aşağıdaki şekilde türetmiştir.

$$\sigma_b = \frac{ke^{-\beta x}}{2\beta^3 EI} [P \cos \beta x - \beta M (\cos \beta x - \sin \beta x)] \quad (3.9)$$

burada $M = -0.5\omega P$ ve $\beta = (k\phi/4EI)^{0.25}$ dir. Diğer taraftan uygulamada beton içerisine gömülü çubuklar çatlak düzlemini herhangi bir açıda kesebilirler. Bu tip bir problem, ilk olarak Dulacska [6] tarafından incelenmiş ve bir dizi deney sonucu dowel numunelerinde çubuğun taşıyabileceği yükü aşağıdaki şekilde hesaplamıştır.

$$P = 0.2\phi^2 f_y \sin \alpha \left[\sqrt{1 + \frac{f_{cc}}{0.3f_y \sin^2 \alpha}} - 1 \right] \quad (3.10)$$



Şekil 5. a) Tipik bir dowel numunesi b) bir dowel çubuğunun gerilme dağılımı

burada f_y donatının akma dayanımı f_{cc} betonun küp mukavemeti ve α donatının çatlak düzlemine dik doğrultuyla yaptığı açıdır. İfade (3.10) $\alpha=0$ özel durumunda

$$P = K\phi^2 \sqrt{f_{cc} f_y} \quad (3.11)$$

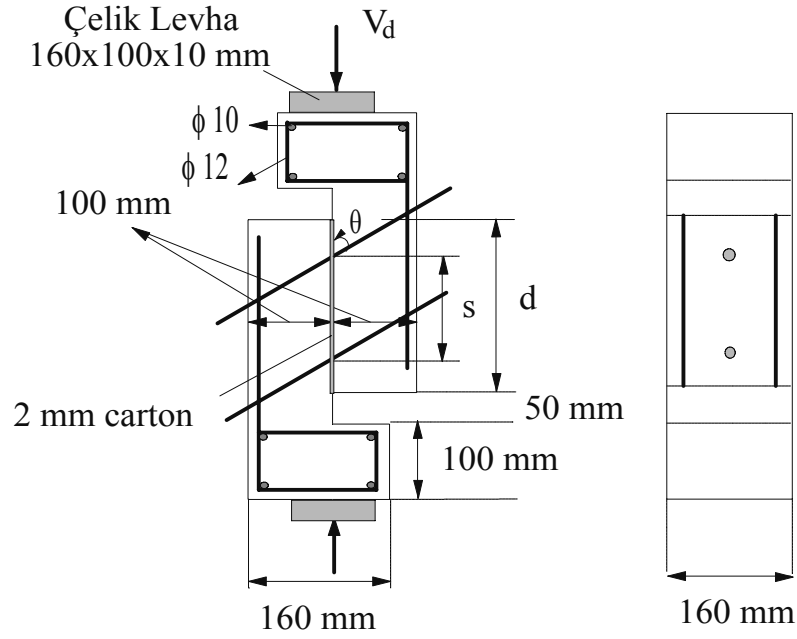
şeklinde elde edilebilir. Burada K ampirik sabittir. Bununla beraber Pruijssers [7] tarafından yapılan araştırmalar göstermektedir ki, θ donatı ile çatlak düzlemi arasındaki açı olmak üzere, göçme durumunda çubuğun taşıma yükü P küçük açılarda $P \sin \theta$ ve büyük açılarda $P \sin^2 \theta$ ye eşit olmaktadır.

İnce v.d. [8] tarafından yapılan çalışmada, donatının $\theta = 45^\circ$, 60° ve 90° lik açılarda yerleştiği dowel numunelerinde boyut etkisi, Bazant'ın boyut etkisi kanununa göre incelenmiş ve çubuğun taşıma yükünün $\phi^2 \sqrt{f'_c f_y \sin \theta}$ (burada f'_c betonun silindir mukavemetidir) ile orantılı olduğu sonuna varılmıştır.

4. DENEYSEL ÇALIŞMA

Sunulan çalışmada, betonarme kirişlerde, kaldıraç etkisinde numune boyutunun tesirini incelemek amacıyla, Şekil 6 da detayı verilen dowel numuneleri kullanılmıştır. Numune başlıklarında ezilmeleri önlemek amacıyla, başlıklar betonarme kısa konsol gibi dizayn edilmiştir. Enine donatılar için S420 (nervürlü) ve başlıklar için S220 (düz) çeliği kullanılmıştır. Her boy numunede, başlıklar, L kolu genişliği ve numune kalınlığı sabit alınmış, arayüzey bölgesinin derinliği ve enine donatılar arası mesafe bir önceki boyun iki katı olacak şekilde dizayn edilmiştir. Tüm numunelerin arayüzey bölgesinde sürtünmeyi engellemek amacıyla, 2mm kalınlığındaki sert kartonlar kullanılmıştır.

Uygulamada, Bölüm 3 te tanımlanan kaldıraç formüllerindeki donatı çapı pratik değildir. Bu sebeple bu çalışmada dizayn şartnamelerinde tercih edilen donatı oranı kavramı kullanılmıştır. Çalışmada kaldıraç etkisinde, boyut tesirinin yanında, ayrıca donatı oranı ρ ve donatı açısının θ tesirlerini de incelenmek amacıyla dört seri halinde numuneler (toplam 40 dowel numunesi) tasarlanmıştır. Numunelere ait geometrik ve malzeme karakteristikleri Şekil 6 ve Tablo 1 de verilmiştir.



Şekil 6. Deney numunelerinin detayı

Tablo 1. Deney sonuçları

Seri	s [mm]	d [mm]	f'_c [MPa]	ϕ [mm]	θ ($^\circ$)	ρ	f_y [MPa]	V_d [kN]		
								1	2	3
I	100	160	31.7	8	90	0.0039	479	31.3	25.1	25.8
	200	320	31.7	12	90	0.0044	476	53.1	48.8	49.1
	400	640	31.7	16	90	0.0039	455	83.7	79.0	76.4
II	100	160	30.2	8	60	0.0039	479	27.2	29.2	30.0
	200	320	30.2	12	60	0.0044	476	42.6	39.7	-
	400	640	30.2	16	60	0.0039	455	62.1	57.6	61.0
III	50	90	22.8	8	45	0.0070	479	22.1	19.1	20.3
	100	160	22.8	12	45	0.0088	476	35.8	47.6	43.8
	200	320	22.8	16	45	0.0079	455	50.7	57.0	-
IV	400	640	22.8	22	45	0.0074	446	81.4	82.0	86.0
	50	90	25.3	8	90	0.0070	479	24.5	26.9	27.9
	100	160	25.3	12	90	0.0088	476	45.7	40.6	43.1
	200	320	25.3	16	90	0.0079	455	79.0	81.9	85.4
	400	640	25.3	22	90	0.0074	446	139	144	131

Numuneler, maksimum agrega çapı 15 mm olan betondan imal edilmiştir. Her bir seri farklı zamanlarda dökülmüştür. Ayrıca her bir serinin basınç mukavemetini tayin etmek amacıyla 3'er adet 150 mm×300 mm lik silindir numuneler kullanılmıştır. Dowel ve silindir numuneler bir gün kalıpta bekletildikten sonra 25°C sıcaklıkta % 95 nemli ortamda 28 gün bekletilmiştir. Numuneler, yükleme kapasitesi maksimum 2500 kN olan hidrolik yük kontrollü makinede kırılmış ve maksimum yüke ortalama 6 dk. ± 30 sn. de erişilmiştir.

5. DENEY SONUÇLARININ ANALİZİ

Tablo 1 de numunelere ait göçme yükleri V_d değerleri verilmiştir. Burada nominal dayanım için kayma gerilmeleri esas alındığından, İfade (2.4) den farklı olarak σ_u yerine v_u kullanımı tercih edilmiştir. Bu çalışmada nominal dayanımlar b numune kalınlığı olmak üzere

$$v_u = \frac{V_d}{bd} \quad (5.1)$$

şeklinde hesaplanmıştır. Donatı oranı ρ , her bir numunede iki adet donatı mevcut olduğundan İfade (5.2) deki gibi hesaplanmıştır.

$$\rho = \frac{\pi\phi^2}{2bd} \quad (5.2)$$

Sunulan çalışmada, boyut etkisi analizi sonucunda genel bir formül elde etmek amacıyla, tüm seriler bir arada göz önüne alınmıştır. Bu sebeple İfade (5.1) e göre hesaplanan nominal dayanım değerleri (v_u), daha önce İnce v.d. [8] tarafından bulunan $\rho\sqrt{f'_c f_y \sin \theta}$ formülüyle normalize edilmiştir.

İfade (2.4) te tanımlanan ampirik sabitler f_i ve lch , $Y = \left(v_u / \rho\sqrt{f'_c f_y \sin \theta}\right)^2$ ve $X = 1/d$ olmak üzere $Y=AX+C$ denklemi üzerine uygulanan lineer regresyondan $f_i = \sqrt{C}$ ve $lch = A/C$ şeklinde tayin edilmiştir. Şekil 7a da toplam 40 adet deneysel veriye uygulanan lineer regresyon grafiği ve Şekil 7b de deneysel veriler ile FBEK analiz sonuçları logaritmik ölçekte bir arada görülmektedir. Şekil 7a da aynı zamanda korelasyon katsayısı r istatistiksel değeri de verilmiştir. Sonuç olarak, çatlama bir betonarme kesitte asal donatıların boyut etkisini de dikkate alan taşıma gücüne olan katkısı aşağıdaki şekilde tanımlanabilir.

$$v_u = \rho\sqrt{2f'_c f_y \sin \theta \left(1 + \frac{183}{d}\right)} \quad (5.3)$$

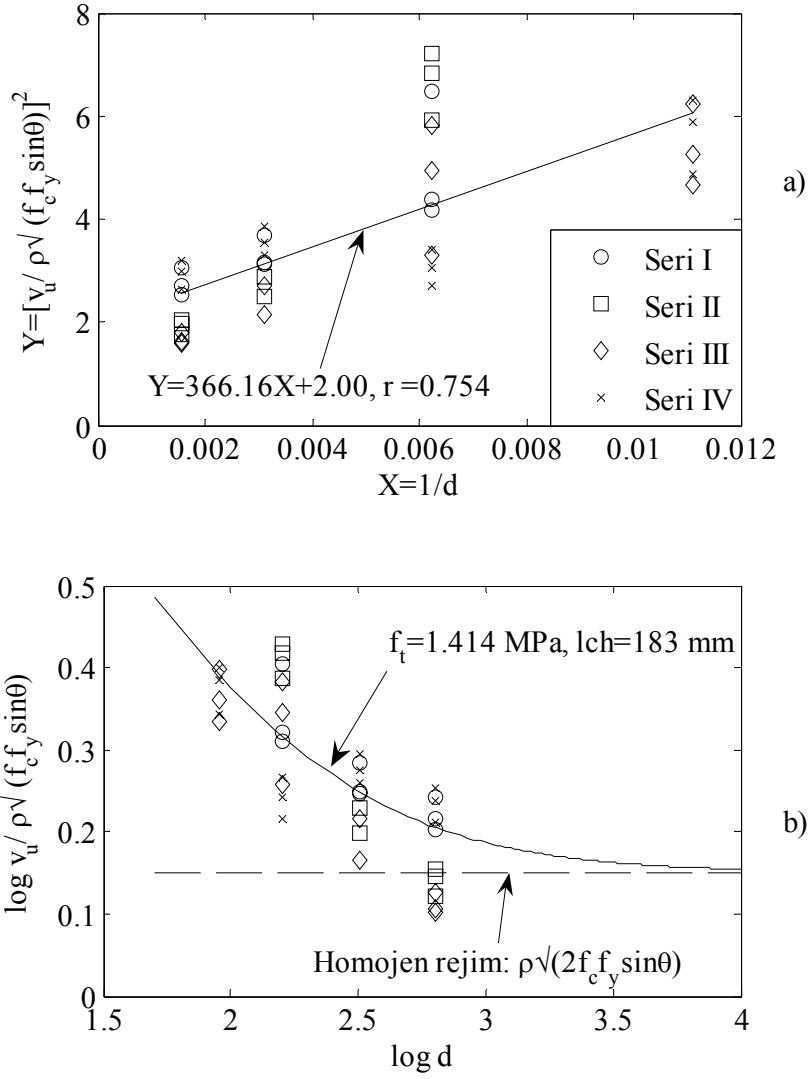
burada v_u , f'_c ve f_y değerleri [MPa] ve d değeri [mm] boyutundadır.

6. SONUÇLAR

Sunulan çalışmada çatlama betonarme kesitlerde kaldıraç etkisinin kesitin taşıma gücüne katkısının, eleman boyutuyla ne ölçüde değiştiği incelenmiştir. Daha önce meydana gelen birçok feci mühendislik kazaları (ABD de Ohio da Ağustos 1955 te, Wilkins hava kuvvetlerine ait bir ambar binasındaki kısmi göçme gibi) beton/betonarme elemanlarda boyut etkisinin dikkate alınmamasının ne derece büyük bir hata olduğunu göstermiştir.

Çatlama bir betonarme kesitin kayma mukavemetinde, kaldıraç etkisinin önemi özellikle sismik kuvvetlere maruz bir kiriş-kolon birleşim bölgesinde meydana gelen kayılma-kesmesi durumunda, ortaya çıkmaktadır. Burada göçme genellikle depremin meydana getirdiği tekrarlı yük tersinimlerinden sonra birleşim bölgesindeki enine donatıların çekme kuvvetine maruz kalması ile arayüzey çatlağının açılması sonucu meydana gelmektedir. Bu tip bir göçme mekanizması aynı zamanda betonarme perdelerin temel betonu ile birleştiği kesitlerde de meydana gelebilmektedir.

Yapılan deneysel ve teorik çalışma sonucunda, gövde betonuna karşı enine donatıların kaldıraç kuvveti, karakteristik boyutun artmasıyla azaldığı gözlenmiştir. FBEK nin uygulanmasında elde edilen korelasyon katsayılarının yüksek olması bu savı desteklemektedir.



Şekil 7. Kaldıraç etkisinde boyut etkisi a) Lineerizasyon b) FBEK

Ülkemizin deprem kuşağında olduğu dikkate alındığında, depremin meydana getirdiği tekrarlı yük tersinimleri özellikle kolon-kiriş birleşim yerlerini aşırı şekilde zorlandığı bilinmektedir. Yürürlükteki yönetmelikler, bu bölgeleri dizayn ederken her ne kadar kayma gerilmelerinin karşılanmasında etkin bir şekilde kullanılan etriyelerin kullanımını zorunlu kılmakla birlikte (hatta bu bölgelerde etriyelerin daha sık yerleşimi söz konusudur) bu çalışmada geliştirilen formül bu bölgelerin dizaynında enine donatıların kayma mukavemetine katkısının hesaplanmasında kullanılabilir.

KAYNAKLAR

- [1] Soroushian P., K. Obaseki, M. C. Royjas and J. Sim, "Analysis of dowel bars acting concrete core" ACI Journal 83(4) 642-689, 1986.
- [2] Bazant Z. P., "Size effect in blunt fracture: concrete, rock and metal" ASCE Journal Engineering Mechanics 110 518-535, 1984.

- [3] Carpinteri A., “Fractal nature of material microstructure and size effects on apparent mechanical properties” *Mechanics of Materials* 18 89-101, 1994.
- [4] Timoshenko S., “Cisimlerin mukavemeti” Cilt 2, Çeviren: İnan M ve Sönmez F, Kurtulmuş Matbaası, 1956.
- [5] Friberg B. F., “Design of dowels in transverse joints of concrete pavements” *Transactions, ASCE* 105 1076-1116, 1940.
- [6] Dulacska H., “Dowel action of reinforcement crossing cracks in concrete” *ACI Journal* 69(12) 754-757, 1972.
- [7] Pruijssers A. F., “Aggregate interlock and dowel action under monotonic and cyclic loading” PhD Thesis, Tu-Delft University, 1988.
- [8] İnce R, E. Yalçın and A. Arslan, “Size-dependent response of dowel action in R.C. members” *Engineering Structures* 29 955-961, 2007.