



XVIII. ULUSAL MEKANİK KONGRESİ  
26 - 30 Ağustos 2013, Celal Bayar Üniversitesi, Manisa

## BETONUN KIRILMA MEKANİĞİNDE ÇENTİKLİ KÜP YARMA NUMUNELERİNİN UYGULAMA POTANSİYELİ

Ragıp İnce, Kürşat Esat Alyamaç

Fırat Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü, ELAZIĞ

### ABSTRACT

To analyze a concrete structure according to fracture mechanics, its fracture parameters are needed to be determined at first. Many non-linear fracture models have been proposed by design codes and investigators to determine fracture parameters of concrete. These models can be classified as the cohesive crack models and the effective crack models. Although the notched beam specimens have been commonly used in concrete fracture, there have been some the advantages of the cubical/cylindrical specimens such as compactness and lightness. The notched splitting-cube specimens have only been investigated for the cohesive crack models, while the splitting-cylinder specimens have commonly been studied for the fracture approaches based on both the effective crack and the cohesive crack. In this study, the splitting-cube specimens were analyzed for fracture models based on the effective crack. To investigate how well the split-cube tests would simulate the fracture behavior of concrete, one series experimental study on cubical and beam specimens was performed. The test results were analyzed according to two most popular elastic crack models: two-parameter model and size effect model. The results of the split-cube tests look viable and very promising.

### ÖZET

Beton bir yapıyı kırılma mekaniğine göre analiz edebilmek için ilk önce kullanılan malzemenin kırılma parametrelerinin belirlenmesi gerekir. Betonun kırılma parametrelerini belirlemek için şartnameler ve araştırmacılar tarafından birçok lineer olmayan kırılma mekaniği modelleri önerilmektedir. Bu modeller kohezif ve eşdeğer elastik çatlak yaklaşımları olarak sınıflandırılmaktadır. Betonun kırılma mekaniğinde kırıç numuneler yaygın olarak kullanılmakla birlikte küp ve silindir numunelerin taşınabilirlik ve hafiflik açısından bazı avantajlara sahiptir. Bu çalışmada küp yarma deneyi kullanılarak eşdeğer elastik çatlak yaklaşımlarına göre (İki Parametrelili Model ve Boyut Etkisi Modeli) betonun kırılma parametrelerinin nasıl tayin edileceği ve uygulama potansiyeli deneysel olarak tartışılmıştır.

### 1. GİRİŞ

Beton ve betonarme yapıların göçme analizi için birçok lineer ve lineer olmayan yaklaşımlar kullanılmaktadır. Ancak özellikle sismik yüklemelere maruz beton/betonarme yapılarda göçme meydana gelmeden taşıyıcı sistemlerde yerleşen çatlak veya çatlaklar oluşabilmekte

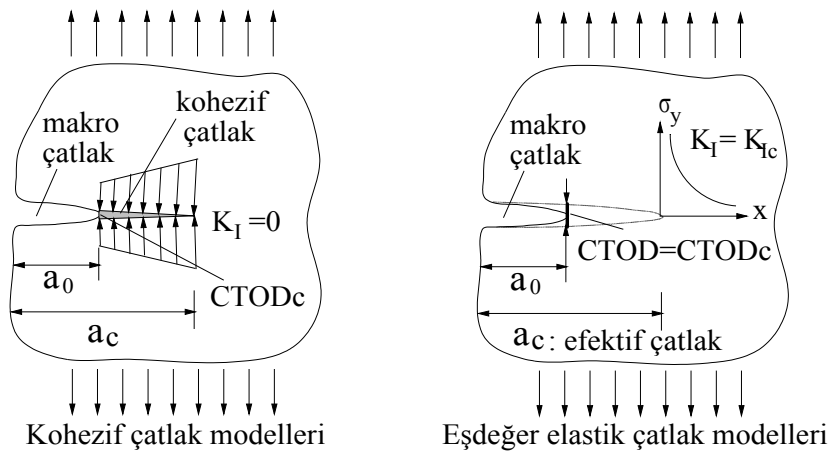
ve malzeme yumuşama adı verilen mukavemet kaybına uğrayabilmektedir. Çatlamış bir yapı, ancak kırılma mekaniği prensipleri kullanılarak gerçekçi bir şekilde analiz edilebilir.

Kırılma mekaniği temelde, malzemede var olan çentik, çatlak ve boşluk gibi gerilme yoğunluğunu arttıran kusurları ve bunlara bağlı olarak meydana gelen hasarları inceler. İlk olarak Griffith [1] tarafından temeli atılan Lineer Elastik Kırılma Mekaniği (LEKM) teorisi, 1960'lı yılların başında Kaplan [2] tarafından betona uygulanmıştır. Ancak daha sonra yapılan deneysel çalışmalar, LEKM kanunlarının beton için yetersiz olduğunu göstermiştir [3]. Bu amaçla birçok araştırmacı tarafından teknolojik ve nümerik alanlardaki gelişmelere paralel olarak, lineer olmayan kırılma mekaniği yaklaşımları geliştirilmiştir [4-9].

Bu yaklaşımlar temelde, çatlamış bir beton kesitte gerilme transferini mümkün kılan, kırılma süreci bölgesinin varlığını dikkate alırlar. Yapı şartnameleri ve LEKM tarafından ihmal edilen bu bölge, metallerde plastik bölgenin yanında çok küçük olmasına karşın, betonda 100 mm'nin üzerinde değerler alarak büyük yer işgal ederler [4]. Diğer taraftan bu bölgedeki gerilmeler, metallerdeki plastik bölgeden farklı olarak sabit kalmayıp azalmaktadır (Şekil 1). Bu davranışı karakterize etmek için LEKM nin aksine lineer olmayan kırılma mekaniği yaklaşımları betonu modellemek için en az iki parametre kullanırlar.

Betonun kırılma modelleri kohezif çatlak modelleri (Fiktif Çatlak Modeli [4], Çatlak Bant Modeli [5]) ve eşdeğer elastik çatlak yaklaşımları (İki Parametrel Model [6], Efektif Çatlak Modeli [7], Boyut Etkisi Modeli [8] ve Çift-K Modeli [9]) olmak üzere ikiye ayrılmaktadır. Şekil 1 de görüldüğü gibi, kohezif çatlak yaklaşımları, kırılma süreci bölgesini çatlak ucunda azalan ve çatlığa basınç yapan bir gerilme bloğu ile modellerken, eşdeğer elastik çatlak yaklaşımları efektif bir çatlak uzunluğu kullanarak modellemektedir.

Betonun kırılma mekaniğinde kiriş numuneler yaygın olarak kullanılmakla birlikte küp ve son zamanlarda betonun kırılma mekaniğinde küp/silindir numunelerin kullanımı taşınabilirlik ve hafiflik dikkate alınarak artmıştır. Bu çalışmada küp yarma deneyi kullanılarak, betonun kırılma mekaniğinde popüler iki metot olan İki Parametrel Model ve Boyut Etkisi Modeline göre betonun kırılma parametrelerinin nasıl tayin edileceği tartışılmıştır. Sonuç olarak küp-yarma numunelerinin kiriş ve silindir yarma numunelerine olan üstünlükleri uygulama potansiyeli tartışılmıştır.



Şekil 1. Betonda kullanılan lineer olmayan modeller

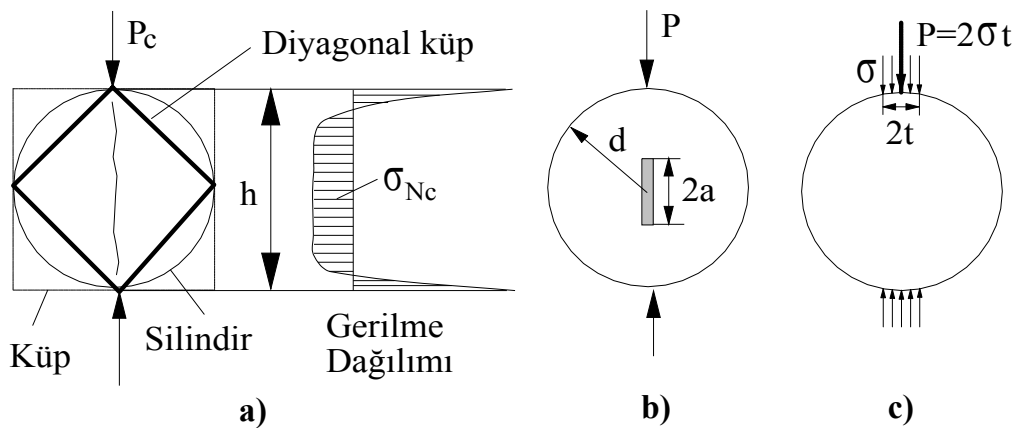
## 2. KIRILMA PARAMETRELERİNİN TAYİNİNDE SİLİNDİR/KÜP NUMUNELERİN KULLANIMI

Beton bir yapıyı kırılma mekaniğine göre analiz edebilmek için ilk önce kullanılan malzemenin kırılma parametrelerinin belirlenmesi gerekir. Betonun kırılma parametrelerinin tayininde yaygın olarak çentikli üç noktalı eğilme numuneleri kullanılmaktadır. Bunun en büyük sebebi belki de kirişlerin metallerde standart deney numunesi olarak yaygın kullanımınıdır. Bununla birlikte son zamanlarda yarma tipi numunelerin betonun kırılma malzeme parametrelerinin tayininde kullanılması üzerine birçok çalışma yapılmıştır [10-16]. Çentikli küp ve silindir numuneler bazı avantajlara sahiptir:

- Bu tip numuneler, kompakt ve hafiftir. Bu sebeple bu numuneler boyut etkisi çalışmalarında büyük avantaj sağlar.
- Bu tip numunelerin kalıpları, mukavemet tayininde kullanılan numune kalıplarıyla aynı olduğundan şantiyede kullanımı kolaydır.
- Kirişlerin aksine kırılma parametrelerinin hesabında numune ağırlığı ihmal edilebilecek seviyededir.
- Bu numuneler ile mevcut bir yapının kırılma mekaniğine göre analiz etmek karot alımı ile mümkün olmaktadır.

Betonun kırılma mekaniğinde, küp ve silindir üzerine yapılan deneyler: 1) Kama-Yarma ve 2) Yarmada-çekme olmak üzere iki kategoride incelenmektedir. Kama-Yarma deneyleri ilk olarak kohezif çatlak modelleri için geliştirilmiş olmakla birlikte, efektif çatlak yaklaşımları içinde kullanımı mümkün olabilmektedir.

Şekil 2 de görüldüğü gibi yarmada-çekme numuneleri, genellikle beton teknolojisinde betonun çekme dayanımını indirekt olarak tayininde kullanılır. İlk olarak 1949 da Carneiro ve Barcellos [17] tarafından silindir yarma deneyi çekme mukavemetinin tayini için önerilmiş ardından 1961 de Nilsson [18] tarafından küp numuneler kullanılmaya başlanmıştır. Bununla birlikte 20 yılı aşkın bir sürede yarmada-çekme numuneleri betonun kırılma mekaniğinde kullanılmaktadır.



Şekil 2. Yarmada-çekme deneyi

Merkezi çatlığa sahip çentikli küp ve silindir yarmada-çekme numuneleri betonun kırılma mekaniğinde kohezif çatlak modelleri için Modeer [10] ve Rocco v.d. [12] tarafından incelenmiştir. Efektif çatlak modelleri için silindir numuneler ilk olarak Tang v.d. [13]

tarafından incelenmiş ve Tang [14] tarafından silindir numuneler için temel LEKM formülleri ortaya konmuştur. İnce [15, 16] ilk önce küp numuneler ve ardından diyagonal küp numuneler için LEKM formüllerini geliştirmiştir. Bu çalışmalarda sırasıyla küp numune deneylerinin silindir numunelere göre daha stabil ve diyagonal küp numunelerinin ise boyut etkisi çalışmalarında büyük avantaj sağlayacağı vurgulanmıştır.

Silindir/küp numunelerde nominal dayanım aşağıdaki formülle hesaplanabilir [19]:

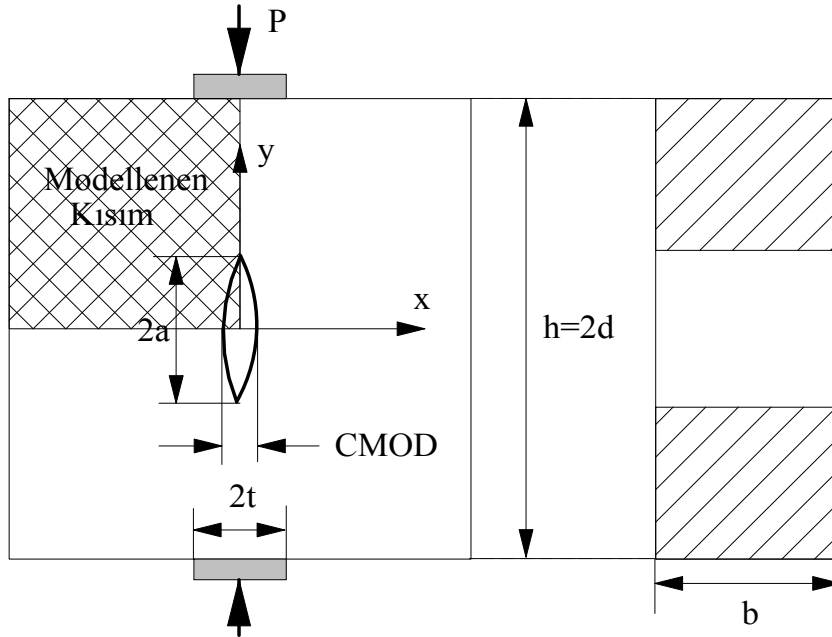
$$\sigma_{Nc} = \frac{2P_c}{\pi bh} \quad (1)$$

Burada  $P_c$ , numunenin göçme yükü,  $b$  numune boyu ve  $h$  numunenin karakteristik boyutu (silindir numunede çap). İfade (1) tekil yüklemeler için geçerlidir. Bununla birlikte Şekil 2 ve Şekil 3 ten görüldüğü gibi uygulamada çentikli-yarma numunelerine yük belirli genişlikte bir şerit üzerinden uygulanır. Ve bu yükleme durumu nominal dayanımın değerini değiştirmektedir.  $\beta$  yarmada-çekme numunelerinde yük uygulama şerit genişliğinin numune boyutuna oranı olmak (Şekil 2 de  $\beta=2t/h=t/d$ ) üzere maksimum gerilme silindir, küp (veya kare kesitli prizma) ve diyagonal küp (veya diyagonal düzlemde yüklü kare kesitli prizma) numuneler için sırasıyla aşağıdaki gibi hesaplanabilir [14, 12, 16]:

$$\sigma_{\max} = \frac{2P}{\pi bh} (1 - \beta^2)^{3/2} \quad (2)$$

$$\sigma_{\max} = \frac{2P}{\pi bh} \left[ (1 - \beta^2)^{5/3} - 0.0115 \right] \quad (3)$$

$$\sigma_{\max} = \frac{2P}{\pi bh} \left( \frac{1}{0.931 + 38.931\beta^{4.778}} \right) \quad (4)$$



Şekil. 3. Küp yarma numunesinin geometrisi

İfade (2) analitik olup [14], İfade (3) sonlu elemanlar yöntemi [12] ve İfade (4) sınır eleman yöntemi [16] kullanılarak geliştirilmiştir. Çentikli yarma numunelerinde gerilme şiddet çarpanı aşağıda tanımlanan denklemle belirlenebilir [13-16]:

$$K_I = \sigma_N \sqrt{\pi a} Y(\beta, \alpha) \quad (5)$$

Burada  $a$  Şekil 3 te görüldüğü gibi yarmada çekme numuneleri merkezi çatlak içerdiğinden çentiğin yarı boyu,  $Y(\beta, \alpha)$  yükleme tipine ve geometriye bağlı şekil faktörüdür. Silindir ve küp numuneler için şekil faktörü aşağıdaki ifadeden hesaplanabilir [14, 15]:

$$Y(\beta, \alpha) = A_0(\beta) + A_1(\beta)\alpha + A_2(\beta)\alpha^2 + A_3(\beta)\alpha^3 \quad (6)$$

Küp numuneler için  $A_i$  katsayıları farklı  $\beta$  değerleri için Tablo 1 de verilmiştir. Ara değerler için enterpolasyon yapılabilir. Bu değerler sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak J-integrali metoduyla elde edilmiştir [15].

Tablo 1. Küp numuneler için  $A_i$  and  $B_i$  sabitleri [15]

Sabitler	$\beta=t/d$					
	0	0.067	0.1	0.133	0.167	0.2
$A_0$	0.986	0.981	0.974	0.964	0.951	0.935
$A_1$	0.071	0.039	0.007	-0.037	-0.079	-0.118
$A_2$	0.979	1.097	1.218	1.371	1.514	1.638
$A_3$	0.252	0.041	-0.188	-0.479	-0.778	-1.068
$B_0$	1.254	1.245	1.235	1.221	1.202	1.180
$B_1$	0.116	0.101	0.085	0.062	0.040	0.014
$B_2$	1.125	1.173	1.225	1.298	1.363	1.436
$B_3$	1.156	1.053	0.932	0.771	0.598	0.407

Kırılma parametrelerinin hesabında kullanılan diğer önemli büyüklük Şekil 3 te tanımlanan çatlak ağız açılımı deplasmanı değeridir. Çentikli yarmada-çekme numuneleri için bu değer aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

$$CMOD = \frac{\pi \sigma_N a}{E'} V_1(\beta, \alpha) \quad (7)$$

Burada  $E'$  malzemenin elastisite modülü ve  $V_1(\beta, \alpha)$  yükleme tipine ve geometriye bağlı bir fonksiyondur. Silindir ve küp numuneler için bu fonksiyon aşağıdaki ifadeden hesaplanabilir [14, 15]:

$$V_1(\beta, \alpha) = B_0(\beta) + B_1(\beta)\alpha + B_2(\beta)\alpha^2 + B_3(\beta)\alpha^3 \quad (8)$$

Küp numuneler için  $B_i$  katsayıları farklı  $\beta$  değerleri için Tablo 1 de verilmiştir. Ara değerler için enterpolasyon yapılabilir. Bu değerler sonlu elemanlar yöntemi ve regrasyon analizi ile

elde edilmiştir [15]. Diğer önemli lineer elastik kırılma mekaniği (LEKM) bağıntısı çatlak ucu açılımı değeri tüm  $b$  değerleri için aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

$$\frac{COD(y)}{CMOD} = \sqrt{\left(1 - \frac{y}{a}\right)^2 + (2.067 - 0.425\alpha) \left[\frac{y}{a} - \left(\frac{y}{a}\right)^2\right]} \quad (9)$$

Burada  $y$  değeri Şekil 3 ten görüldüğü gibi numune geometrik merkezinden düşey yönde açılım değerinin hesaplandığı mesafedir. Yukarıda verilen LEKM bağıntıları  $\alpha = a/d \leq 0.6$  için geçerlidir. Regresyon analizinden elde edilen İfade (6) ve İfade (8) in sonlu elemanlar sonuçlarına göre rölatif hatası sırasıyla % 0.3 ve % 0.1 dir. Bununla beraber İfade (9) sonlu elemanlar sonuçlarına göre belirlilik katsayısı  $R^2 = 0.99911$  dir [15].

### 3. DENEYSEL ÇALIŞMA

Bu çalışmada merkezi çatlığa sahip küp numunelerin betonun kırılma mekaniğinde uygulama potansiyelini görmek amacıyla aynı karışımdan hazırlanan farklı boyutlarda ve küp numuneler test edilmiştir. Bu amaçla maksimum agrega çapı 16 mm ve su/çimento/kum/çakıl oranı=0.50/1.00/3.13/2.10 olan betondan numuneler üretilmiştir. Aynı zamanda özdeş mukavemet tayini için silindir numuneler dökülmüştür. Numuneler bir gün kalıpta ardından 28 gün suda bekletilmiş ve deney günü sudan çıkarılarak test edilmiştir. Betonun 28 günlük silindir dayanımı 34.7 MPa olarak elde edilmiştir. Kiriş ve küp numunelere ait numune geometrileri ve kırılma yükleri Tablo 2 de verilmiştir. Tablo 2 de  $b$  kirişlerin genişliği,  $d$  numune boyutu,  $a$  kirişlerde tam çentik boyu küp numunelerde yarı çentik boyu (Şekil 2 ve Şekil 3),  $P_c$  kırılma yükü,  $S$  kirişin yükleme açıklığı ve  $\beta$  küp numunelerde yük uygulama şerit genişliğinin numune boyutuna oranıdır. Kiriş numuneler 10 ve 100 kN kapasiteli, küp numuneler ise 2000 kN kapasiteli hidrolik yük-kontrollü hidrolik preslerde kırılmıştır. Numunelerin kırılma yüklerine 4 dak.  $\pm$  30 sn de erişilmiştir.

**Tablo 2.** Deney numunelerinin geometrileri ve kırılma yükleri

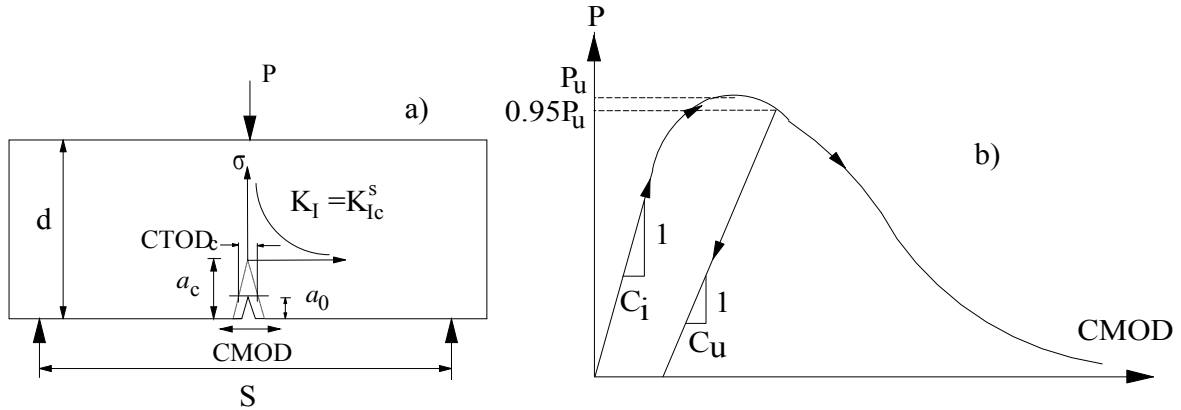
Kiriş numuneler, $S/d=2.5$				Küp numuneler, $\beta=0.17$		
$b$ , mm	$d$ , mm	$a$ , mm	$P_c$ , N	$h$ , mm	$a$ , mm	$P_c$ , kN
50	50	10	2258	100	10	55.4
50	50	10	1937	100	10	56.9
50	50	10	2632	100	10	55.6
50	100	20	3680	100	25	51.1
50	100	20	4100	100	25	51.8
50	100	20	3750	100	25	53.3
50	200	40	7680	150	60	92.1
50	200	40	7340	150	60	96.6
50	200	40	6470	150	60	101.4

#### 4. SONUÇLARIN ANALİZİ

Deney sonuçları betonun kırılma mekaniğinde popüler bir metot olan iki parametrelili model [6] göre analiz edilmiştir. Bu kırılma modeli, beton bir yapıda, gerilme şiddet çarpanı  $K_I$  (burada sadece Mod I durumu dikkate alınmaktadır) ve çatlak ucu açılımı  $CTOD$  değerleri, kritik gerilme şiddet çarpanı  $K_{Ic}^s$  ve kritik çatlak ucu açılımı  $CTOD_c$  olan kritik değerlerine eriştiğinde göçmenin meydana geldiğini kabul etmektedir.

Yaklaşım bu parametreleri deneysel olarak iki yolla belirlemektedir. Bunlar, komplians [6] ve pik-yük metodudur [15, 16, 20-22]. Birinci yöntemde kırılma parametreleri, kapalı devre deney ekipmanı kullanarak, Şekil 4 te görüldüğü gibi çentikli bir üç noktalı eğilme numunesinin (ki bu çalışmada da bu tip numuneler de kullanıldı) Yük-Çatlak Ağzı Açılımı (P-CMOD) ilişkisinden faydalanarak hesaplanır. Modeldeki kritik çatlak boyu  $a_c$ , başlangıç ( $C_i$ ) ve pik yük sonrası pik yükün %95 değerinde ölçülen ( $C_u$ ) gibi iki komplians değerinden faydalanarak hesaplanır (Şekil 4b). Komplians yönteminde, aynı zamanda başlangıç ve pik yükteki komplians değerlerinden ( $C_i$  ve  $C_u$ ) betonun elastisite modülü de hesaplanabilir.

İkinci yaklaşımda, birincisine nazaran daha az kapasiteli deney ekipmanına gerek duymasına rağmen, ya aynı boyutta farklı çentik boylu ya da farklı boyutta aynı relatif çentik boyuna sahip en az iki numunenin pik yük değerinin belirlenmesi gereklidir [15, 16]. Sonuç olarak  $K_{Ic}^s - CTOD_c$  ilişkisinden İfade (10) da tanımlanan standart sapmanın minimum olduğu değerden kırılma parametreleri hesaplanabilir.



Şekil 4. İki parametrelili modelde kırılma parametrelerinin tayini

a) çentikli üç noktalı eğilme numunesi b) tipik bir P-CMOD diyagramı.

$$s(K_{Ic}^s) = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (CTOD_c - CTOD_{ci})^2}{n-1}} \quad (10)$$

Komplians yönteminde kırılma parametreleri sadece üç noktalı eğilme kirişleri kullanılarak hesaplanabilirken, pik-yük metodunda bu tip numunenin yanında çentikli silindir/küp yarma, boşluklu silindir yarma ve eksantrik basınca maruz prizmatik numuneler kullanılabilir.

Bu çalışmada kırılma parametrelerinin tespiti için Pik-Yük metodu kullanılmıştır [15, 16, 20-22]. Pik-yük metodu analizi Şekil 5 te detaylandırılmıştır.  $CTOD$  değerlerinin hesabında İfade

(7) deki betonun elastisite modülü [MPa],  $f'_c$  betonun silindirik basınç mukavemeti [MPa] olmak üzere, ACI-318 [23] den aşağıda verilen şekliyle hesaplanmıştır.

$$E = 4730\sqrt{f'_c} \quad (11)$$

Açıklık/yükseklik= $S/d=2.5$  olan çentikli kiriş numuneler için şekil fonksiyonları aşağıdaki gibi alınmıştır.

$$Y(\alpha) = \frac{1.83 - 1.65\alpha + 4.76\alpha^2 - 5.3\alpha^3 + 2.51\alpha^4}{\sqrt{\pi}(1+2\alpha)(1-\alpha)^{3/2}} \quad (12)$$

$$V_1(\alpha) = 0.65 - 1.88\alpha + 3.02\alpha^2 - 2.69\alpha^3 + \frac{0.68}{(1-\alpha)^2} \quad (13)$$

Benzer olarak kiriş numunelerin COD(y)/CMOD ilişkisi İfade (14) te verilmiştir.

$$\frac{COD(y)}{CMOD} = \sqrt{\left(1 - \frac{y}{a}\right)^2 + (1.081 - 1.149\alpha) \left[\frac{y}{a} - \left(\frac{y}{a}\right)^2\right]} \quad (14)$$

Analiz sonuçlarına göre çentikli kiriş ve çentikli küp numunelerin kritik çatlak açılımı kırılma parametresi ( $CTOD_c$ ) için çok yakın sonuçlar elde edildiğini gösterirken (kirişler için  $CTOD_c=0.0239$  mm ve küpler için  $CTOD_c=0.0210$  mm), Kırılma tokluğu parametresinde ( $K_{Ic}^s$ ) biraz farklılığın olduğu görülmektedir. Bu farkın yöntemden mi yoksa numune tipinden kaynaklandığını görmek için kiriş numune sonuçları aynı zamanda Şekil 6 da verilen boyut etkisi modeline [8] göre analiz edilmiştir.

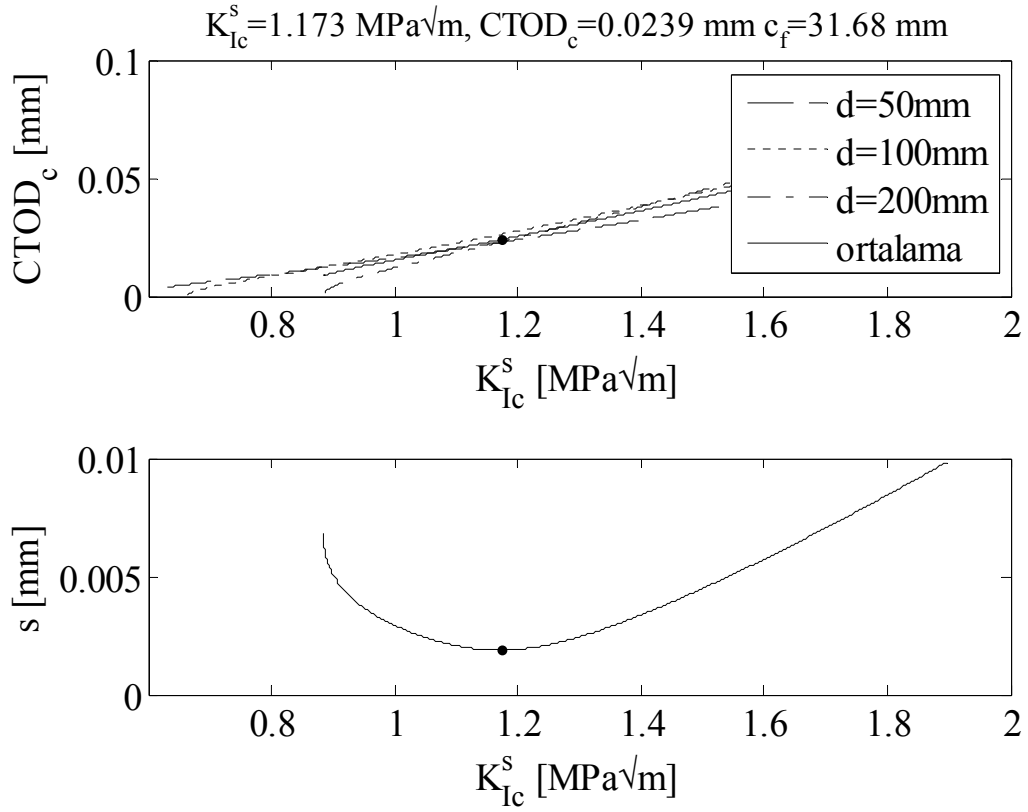
Boyut etkisi modeli, beton yapılarıdaki göçmeyi sonsuz boyuttaki numunede  $G_f$  kırılma enerjisi ve  $c_f$  kırılma süreci bölgesi uzunluğu gibi iki parametre ile modellemektedir. Bu parametreler  $Y=(bd/P_c)^2$  ve  $X=d$  olmak üzere,  $Y=AX+C$  üzerine yapılan regresyon analizi sonucunda  $G_f = g(\alpha_0)/AE'$  ve  $c_f = g(\alpha_0)C/g'(\alpha_0)A$  şeklinde tayin edilebilir. Burada  $g(\alpha) = \pi\alpha c_n^2 Y^2(\alpha)$  ile hesaplanmaktadır ve  $g'$   $g$ 'nin  $\alpha_0$  da türevidir.  $c_n$  geometrik benzer numuneler için bir sabittir ( $\sigma_{Nc} = c_n P_c/bd$  gibi). İki parametrelilik kırılma modelinden elde edilen  $K_{Ic}^s$  ve  $CTOD_c$  parametreleri aşağıda tanımlanan LEKM bağıntılarıyla boyut etkisi modelindeki parametrelere dönüştürülebilir.

$$G_f = (K_{Ic}^s)^2 / E' \quad (15)$$

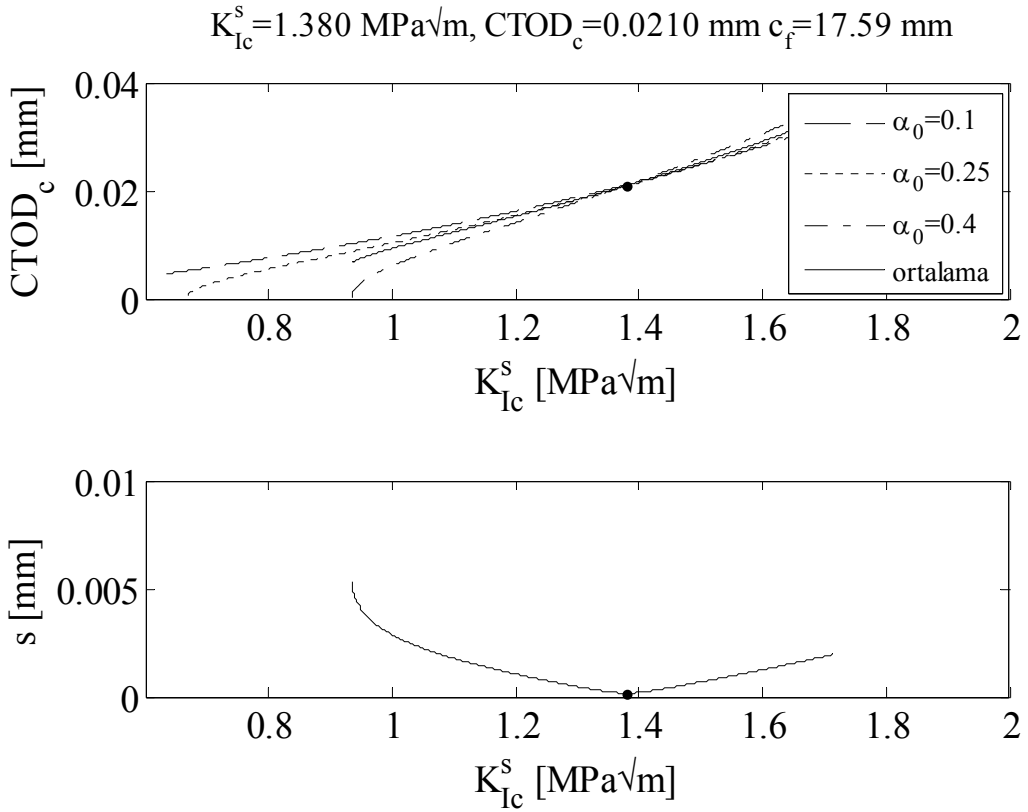
$$c_f = \frac{\pi E'}{32 G_f} CTOD_c^2 \quad (16)$$

Sonuç olarak Şekil 6 dan da görülmektedir ki, boyut etkisi modeline göre kiriş numuneler için  $K_{Ic}^s=1.323$  MPa $\sqrt{m}$  (pik-yük metoduna göre  $K_{Ic}^s=1.173$  MPa $\sqrt{m}$ ) olarak elde edilmiştir. Benzer olarak pik-yük metoduna göre küp numunelerin kırılma sağlamlığı parametresi  $K_{Ic}^s=1.380$  MPa $\sqrt{m}$  olarak tespit edilmiştir.



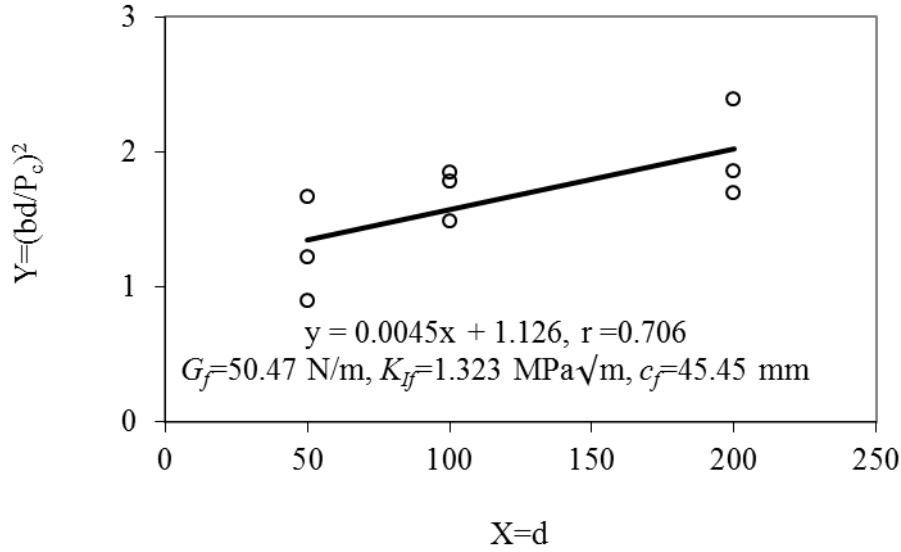


a)



b)

Şekil 5. Pik-Yük Metoduna göre analiz sonuçları a) Kiriş b) Küp numuneler



Şekil 6. Kiriş numunelere boyut etkisi modelinin uygulanışı.

### 5. SONUÇ VE ÖNERİLER

Sunulan çalışmada küp yarma deneyi kullanılarak eşdeğer elastik çatlak yaklaşımlarına göre betonun kırılma parametrelerinin nasıl tayin edileceği ve uygulama potansiyeli deneysel olarak tartışılmıştır. Bu çalışmadan aşağıdaki sonuçlar çıkarılabilir:

- 1) Yapılan deneysel ve analitik çalışmalar sonucunda, küp numunelerden elde edilen sonuçların kiriş numunelerden elde edilen sonuçlardan farklı olmadığı gözlenmiştir.
- 2) Diğer taraftan çentikli küp numuneler, kiriş numunelere nazaran daha kompakt ve hafif olduğundan deneyleri gerçekleştirmek daha kolay olmaktadır. Bu durum özellikle boyut etkisi çalışmalarında ön plana çıkmaktadır.
- 3) Ayrıca betonun çekme dayanımının tespitinde olduğu gibi kiriş numunelerin standart sapması, yarmada çekme numunelerine göre daha büyük çıktığı tespit edilmiştir. Bu ise küp numunelerin sonuçlarının daha güvenilir olduğunu göstermektedir.
- 4) Bütün bunlara ilave olarak, küp-yarma numune deneyleri silindir-yarma deneylerine göre daha stabil olduğu geometrik olarak da tespit edilebilir.

### KAYNAKLAR

- [1] Griffith A. A., "The phenomena of rupture and flow in solids", Phil. Trans. Roy. Soc., A221 163-198, 1920.
- [2] Kaplan M. F., "Crack propagation and the fracture of concrete", Journal of ACI, 58 591-610, 1961.
- [3] Kesler C. E., D. J. Naus and J. L. Lott, "Fracture mechanics its applicability to concrete", The Society of Material Science, 4 113-124, 1971.
- [4] Hillerborg A., M. Modeer and P. E. Petersson, "Analysis of crack formation and growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements", Cement & Concrete Research, 6 773-782, 1976.

- [5] Bazant Z. P. and B. H. Oh, “Crack band theory for fracture concrete”, *Materials & Structures (RILEM)*, 16 (93) 155-157, 1983.
- [6] Jenq Y. S. and S. P. Shah, “A two-parameter model for concrete”, *Journal of Engineering Mechanics- ASCE*, 111 1227-1241, 1985.
- [7] Nallathambi P. and B. L. Karihaloo, “Determination of the specimen size independent fracture toughness of plain concrete”, *Magazine of Concrete Research*, 38 67-76, 1986.
- [8] Bazant Z. P. and M. T. Kazemi, “Determination of fracture energy, process zone length, and brittleness number from size effect with application to rock and concrete”, *International Journal of Fracture*, 44 (2) 111-131, 1990.
- [9] Xu S. and H. W. Reinhardt, “Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle fracture, Part I: Experimental investigation of crack propagation”, *International Journal of Fracture*, 98 111-149, 1999.
- [10] Modeer M. A fracture mechanics approach to failure analyses of concrete materials. Report TVBM-1001, Division of Building Materials, University of Lund, Sweden, 1979.
- [11] Brühwiler E, Wittmann FH. The wedge splitting test, a method of performing stable fracture tests. *Engng Fract Mech* 1990; 35:117-126.
- [12] Rocco C, Guinea GV, Planas J, Elices M. The effect of the boundary conditions on the cylinder splitting strength, in: F.H. Wittmann Editor, *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, Proceedings FRAMCOS-2, Aedificatio Publishers, Freiburg, 1995, pp. 75-84.
- [13] Tang T, Shah SP, Ouyang C. Fracture mechanics and size effect of concrete in tension. *ASCE Journal Structural Engineering* 1992; 118:3169-3185.
- [14] Tang T. Effect of load-distributed width on split tension of unnotched and notched cylindrical specimens. *J of Testing and Evaluation* 1994; 22:401-409.
- [15] Ince R. Determination of concrete fracture parameters based on two-parameter and size effect models using split-tension cubes. *Engng Fract Mech* 2010; 77:2233-2250.
- [16] Ince R. Determination of concrete fracture parameters based on peak-load method with diagonal split-tension cubes. *Engng Fract Mech* 2012; 82:100-114.
- [17] Carneiro FL, Barcellos A. ReÂsistance a la Traction des Be Âtons. *Int. Assoc. Test. Res. Lab. Mater. Struct. RILEM Bull.* 1949; 13:98-25.
- [18] Nilsson S. The tensile strength of concrete determined by splitting tests on cubes. *RILEM Bull.* 1961;11:63-67.
- [19] Timoshenko SP, Godier JN. *Theory of Elasticity*. Third Edition, Mc-Graw Hill, New York, 1970.
- [20] Tang T, Ouyang C, Shah SP. A simple method for determining material fracture parameters from peak loads. *ACI Mater J* 1996; 93(2):147-157.
- [21] Ince R. and Alyamaç K. E. (2008) Determination of fracture parameters of concrete based on water-cement ratio. *Indian J. of Engng. and Mater. Sci.* **15**, 14-22.
- [22] Ince R. Determination of the Fracture Parameters of the Double-K Model Using Weight Functions of Split-Tension Specimens. *Engng Fract Mech* 2012; 96:416-432.
- [23] ACI-318, “Building Code Requirements for Reinforced Concrete”, Detroit, 1989.