



BETONUN KIRILMASINDA BAŞLANGIÇ GERİLME ŞİDDET ÇARPANININ TAYİNİ İÇİN BİR METOD

Ragıp İNCE*
Fırat Üniversitesi Mühendislik Fakültesi, ELAZIĞ

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. Çift-K Modeli, beton yapılarda kırılmayı modellemek için başlangıç gerilme şiddet çarpanı K_{lc}^{ini} ve kritik gerilme şiddet çarpanı K_{lc}^{crit} gibi iki parametre kullanmaktadır. Bu her iki kırılma parametresi, sızdırmazlığın önemli olduğu nükleer santraller, yüksek beton barajlar ve beton basınç kapları gibi yapıların tasarımında büyük öneme sahiptir. Diğer taraftan K_{lc}^{ini} nin hesabında CEB-FIB şartnamesinde yer alan bazı ampirik ifadeleri kullanılmaktadır. Bu amaçla sunulan çalışmada, K_{lc}^c nin hesabı için alternatif bir yöntem önerilmiştir. Sonuç olarak, önerilen yöntem farklı laboratuvarlarda, farklı deney metodları kullanılarak elde edilen 159 adet deney verisi ile test edilmiş ve analitik yaklaşımın sonuçlarının oldukça uygun ve ümit verici olduğu tespit edilmiştir.

GİRİŞ

Betonda çatlak yayılımı (1) çatlak başlangıcı (2) stabil çatlak büyümesi ve (3) ani çatlak büyümesi olmak üzere üç safhadan meydana gelmektedir. Betonun popüler kırılma mekaniği modelleri, genelde sadece ani çatlak gelişimini dikkate almaktadır. Bununla birlikte, beton ağırlık barajlar, beton basınç kapları ve nükleer reaktörler gibi yapılarda çatlak başlangıcına ait kırılma parametrelerinin belirlenmesi gerekir [1].

Çift-K Modeli, beton yapılarda kırılmayı modellemek için başlangıç gerilme şiddet çarpanı K_{lc}^{ini} ve kritik gerilme şiddet çarpanı K_{lc}^{crit} gibi iki parametre kullanmaktadır. Yöntemin diğer kırılma modellerinden en önemli farkı, diğer kırılma modellerinde sadece çatlağın ani gelişmesini dikkate alan parametreler ile beton yapılar modellenirken, Çift-K yönteminde buna ilave olarak çatlağın yayılmaya başlama kriterini de dikkate almasıdır. Bununla beraber Çift-K yönteminde K_{lc}^{ini} parametresini belirlemek için kohezif gerilme şiddet çarpanı K_{lc}^c ifadesini kullanmaktadır. K_{lc}^c ise bazı ampirik ifadelerle dayanmakta ve hesabında nümerik integral tekniklerine başvurulmaktadır [2].

*Doç. Dr., İnşaat Müh. Böl., E-posta: rince@firat.edu.tr

Sunulan çalışmada, K_{lc}^c nin hesabı için bir analitik yöntem önerilmiştir. Sonuç olarak, analitik yöntem farklı laboratuvarlarda, farklı deney numuneleri ve deney metotları kullanılarak elde edilen 159 adet deney verisi [2-4] kullanılarak test edilmiş ve analitik yaklaşımın sonuçlarının oldukça uygun ve ümit verici olduğu tespit edilmiştir.

BETONUN KIRILMA MEKANİĞİ VE ÇİFT-K MODELİ

1960 lı yıllarda çentikli beton numuneler üzerine yapılan deneysel araştırmalar, K_{lc} (kritik gerilme şiddet çarpanı) veya G_{lc} (kırılma tokluğu) gibi parametrelerinin numunenin boyut ve geometriye bağlı olarak değiştiğini göstermiştir. LEKM nin uygulamadaki bu kusurları, çatlak ucunda yer alan ve diğer malzemelere nazaran daha büyük bir yer işgal eden kırılma süreci bölgesinin varlığından kaynaklanmaktadır. Bu sebeple daha sonraları bazı araştırmacılar tarafından bu bölgeyi karakterize edebilmek için bazı lineer-olmayan kırılma mekaniği yaklaşımları önerilmiştir.

Bu modeller kohezif çatlak modelleri (Fiktif Çatlak Modeli [5], Çatlak Bant Modeli [6]) ve eşdeğer elastik çatlak yaklaşımları (İki Parametrelili Model [7], Efektif Çatlak Modeli [8] ve Boyut Etkisi Modeli [9]) olmak üzere ikiye ayrılmaktadır. Kohezif çatlak yaklaşımları, kırılma süreci bölgesini çatlak ucunda azalan ve çatlak başına basınç yapan bir gerilme bloğu ile modellerken, eşdeğer elastik çatlak yaklaşımları efektif bir çatlak uzunluğu kullanarak modellemektedir. Herhangi bir kırılma modelindeki temel amaç İfade (1) de tanımlanan, pik yükte kritik çatlak uzama miktarını (kırılma süreci bölgesinin uzunluğu) belirlemektir.

$$\Delta a = a_c - a_0 \quad (1)$$

Burada, a_c pik yükteki kritik çatlak boyu ve a_0 başlangıç çatlak boyudur. Bununla beraber a_c kritik çatlak boyu numune boyutunun artmasıyla azaldığından dolayı yapının boyutuna bağlıdır. Bu sebeple, lineer olmayan kırılma mekaniği yaklaşımları, betonun kırılması için en az iki parametrenin kullanılmasını önermektedir.

Lineer olmayan kırılma mekaniği yaklaşımları içerisinde, Çift-K Modeli [2-4], beton bir yapıda, gerilme şiddet çarpanı K_I (burada sadece Mod I durumu dikkate alınmaktadır) K_{lc}^{ini} değerine eriştiğinde çatlak yayılmaya başladığını ve kritik gerilme şiddet çarpanı K_{lc}^{ini} değerine eriştiğinde ise çatlak anı yayıldığını kabul etmektedir.

K_{lc}^{ini} kırılma parametresi iki parametrelili modele [7] benzer olarak komplians yönteminden hesaplanmaktadır [10]. Komplians yönteminde kırılma parametreleri, Şekil 1 de görüldüğü gibi çentikli kompakt çekme numunesinin Yük-Çatlak Ağız Açılımı (P-CMOD) ilişkisinden faydalanarak hesaplanır [11]. Modeldeki kritik çatlak boyu a_c , başlangıç (C_i) ve pik yükte ölçülen sekant (C_s) gibi iki komplians değerinden faydalanarak hesaplanır (Şekil 1b). Sonuç olarak, başlangıç ve pik yükteki sekant komplians değerlerinden, betonun elastisite modülü eşitliğiyle a_c deneme-yanılma yöntemiyle bulunabilir:

$$E = \frac{6S a_0 V(\alpha_0)}{C_i b d^2} = \frac{6S a_c V(\alpha_c)}{C_s b d^2} \rightarrow a_c V(\alpha_c) = \frac{a_0 V(\alpha_0) C_s}{C_i}, \alpha = \frac{a}{d} \quad (2)$$

K_{lc}^{ini} parametresi LEKM ait denklemle kirişler için aşağıdaki şekilde hesaplanabilir:

$$K_{lc}^{ini} = \frac{3P_c S}{2b d^2} \sqrt{\pi a_c} Y(\alpha_c) \quad (3)$$

İfade (2) deki $V(\alpha)$ ve İfade (3) deki $Y(\alpha)$ fonksiyonları $S/d=4$ olan kirişler için aşağıdaki gibi verilebilir (ki bu çalışmada bu tip kirişler kullanılmıştır) [11]:

$$V(\alpha) = 0.76 - 2.28\alpha + 3.87\alpha^2 - 2.04\alpha^3 + \frac{0.66}{(1-\alpha)^2} \quad (4)$$

$$Y(\alpha) = \frac{1.99 - \alpha(1-\alpha)(2.15 - 3.93\alpha + 2.7\alpha^2)}{\sqrt{\pi}(1+2\alpha)(1-\alpha)^{3/2}} \quad (5)$$

Başlangıç gerilme şiddet çarpanını K_{lc}^{im} hesaplamak için ilk önce Şekil 1c de detaylandırıldığı gibi, çatlak gerisinde yer alan kohezif gerilmelerin sebep olduğu kohezif gerilme şiddet çarpanının K_{lc}^c hesaplanması gerekir. Çift-K yönteminde K_{lc}^c nin değeri, Jenq ve Shah [12] tarafından tanımlanan İfade (6) ile hesaplanmaktadır ve bu ifade aslından, Tada v.d. [11] nin önerdiği yaklaşımın basitleştirilmiş halidir.

$$K_{lc}^c = \int_{a_0}^{a_c} \frac{2\sigma(x/a_c)}{\sqrt{\pi a_c}} F\left(\beta = \frac{x}{a_c}, \alpha = \frac{a_c}{d}\right) dx \quad (6)$$

$$F(\beta, \alpha) = \frac{3.52(1-\beta)}{(1-\alpha^2)^{1.5}} - \frac{4.35-5.28\beta}{(1-\alpha)^{0.5}} + \left[\frac{1.3-0.3\beta^{1.5}}{(1-\beta^2)^{0.5}} + 0.83-1.76\beta \right] [1-\alpha(1-\beta)] \quad (7)$$

Ancak İfade(6) singülariteden dolayı analitik çözümü yoktur ve Gauss-Chebyshev yöntemiyle nümerik sonuç elde etmek mümkündür [3]. Çatlak gerisinde oluşan gerilme dağılımının fonksiyonu $\sigma(x)$ için Şekil 1d de görülen iki lineer doğrudan oluşan gerilme-çatlak açılımı (σ -w) bağıntısı kullanılabilir ve bu eğrinin altında kalan alan betonun kırılma enerjisine G_F eşittir. σ -w ilişkisinin kritik noktaları, f_c betonun basınç mukavemeti [MPa], f_t betonun çekme mukavemeti [MPa] ve d_{max} maksimum agrega çapı [mm] olmak üzere aşağıdaki gibi belirlenebilir [3]:

$$\beta_F = 9 - 0.125d_{max} \quad (8)$$

$$G_F = (0.00025d_{max} + 0.002)f_c^{0.7} \quad [\text{N/mm}] \quad (9)$$

$$w_c = \beta_F G_F / f_t \quad [\text{mm}] \quad (10)$$

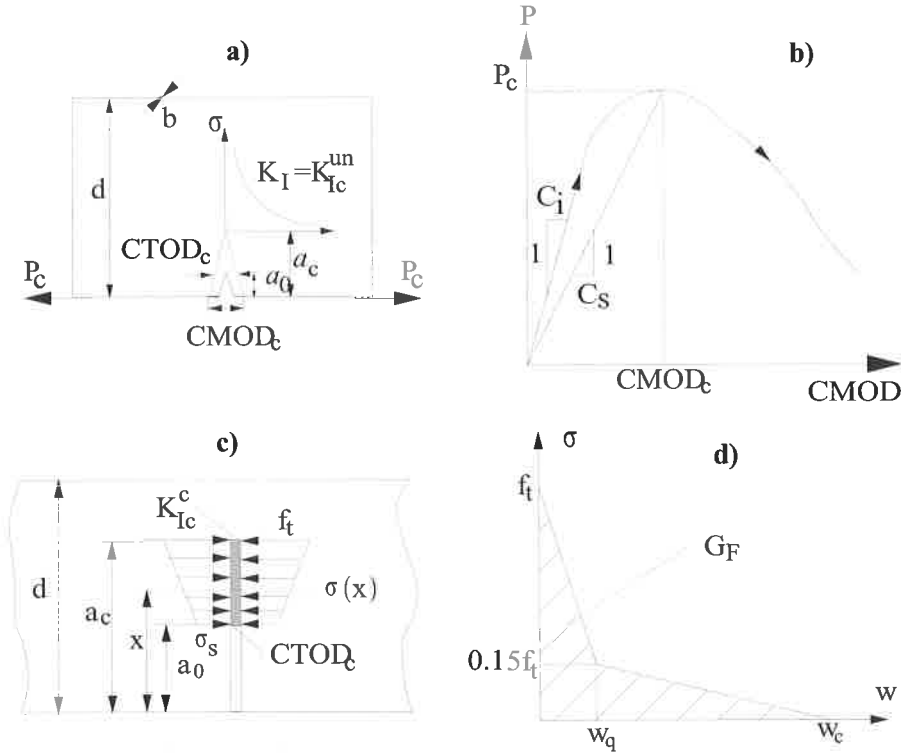
$$w_q = \frac{G_F}{f_t} (2 - 0.15\beta_F) \quad [\text{mm}] \quad (11)$$

İfade (9) CEB-FIB şartnamesine [13] göre hesaplanmaktadır. Modelde kritik çatlak ucu açılımına karşılık gelen değer $w = CTOD_c$ Şekil 1d'den enterpolasyonla hesaplanabilir. Bu değer iki parametrelili modele benzer olarak eğilme ve kompakt çekme numune geometrileri için aşağıdaki gibi hesaplanabilir [3]:

$$CTOD_c = \frac{6P_c S a_c}{E b d^2} V\left(\frac{a_c}{d}\right) \sqrt{\left(1 - \frac{a_0}{a_c}\right)^2 + \left(1.081 - 1.149 \frac{a_c}{d}\right) \left(\frac{a_0}{a_c} - \frac{a_0^2}{a_c^2}\right)} \quad (12)$$

Sonuç olarak başlangıç gerilme şiddet çarpanı süperpozisyon kaidesi gereğince İfade (13)'den hesaplanabilir:

$$K_{lc}^{ini} = K_{lc}^{un} - K_{lc}^c \quad (13)$$



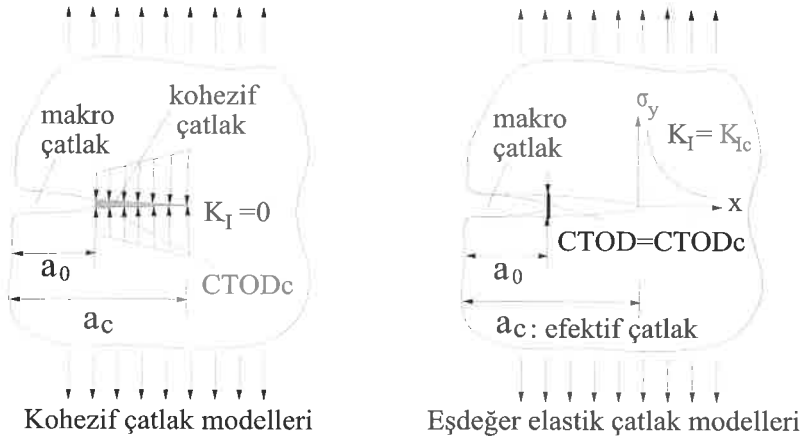
Şekil 1. Çift-K modelde kırılma parametrelerinin tayini
a) çentikli kompakt-çekme numunesi **b)** tipik bir P-CMOD diyagramı.
c) K_{Ic}^c nin hesap şekli **d)** iki-lineer doğrudan oluşan gerilme-çatlak açılımı kanunu

K_{Ic}^c NİN HESABI İÇİN ALTERNATİF BİR YAKLAŞIM

Beton gibi yarı-gevrek malzemelerin kırılma mekanizmasında, mod I çatlak yayılması durumu için serbest kalan şekil değiştirme enerjisi İfade (14) ile tanımlanabilir [17].

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} + \int_0^{CTOD} \sigma(w) dw \quad (14)$$

Burada K_I mod I çatlak için gerilme şiddet çarpanı, w çatlak açılımı deplasmanı, $\sigma(w)$ w ye bağlı olarak değişen çatlak yüzeyine dik basınç gerilmesi ve $CTOD$ çatlak ucu açılımı deplasmanı değeridir. İlk uygulamalarda kırılma süreci bölgesinin (KSB) kohezif doğasından dolayı, Şekil 2 de görüldüğü gibi uygulanan dış yükten oluşan toplam enerji, çatlak ucunda karşılıklı basınç gerilmeleriyle dengelenmeye çalışılmıştır [5]. Bu sebeple kohezif çatlak yaklaşımlarında, İfade (14) de $K_I=0$ olduğundan, sadece ikinci terim kullanılarak beton modellenmiştir. Diğer taraftan 1980'lerin ikinci yarısında sonra önerilen diğer lineer-olmayan kırılma mekanizma modellerinde, KSB Irwin'in plastik bölge düzeltmesi kavramına benzer olarak bir efektif çatlak uzunluğu tanımlanarak beton modellenmeye çalışılmıştır [7-9]. Bu sebeple Şekil 2 de görüldüğü gibi, eşdeğer elastik çatlak yaklaşımlarında $\sigma(w) = 0$ olacağından İfade (14) de sadece ilk terim kullanılmaktadır. Ancak efektif çatlak uzunluğu numune boyut ve geometrisine bağlı olarak değiştiğinden, bu tür modeller en az iki kırılma parametresi ile betonda göçmeyi modellemektedirler.



Şekil 2. Betonda kullanılan lineer olmayan modeller

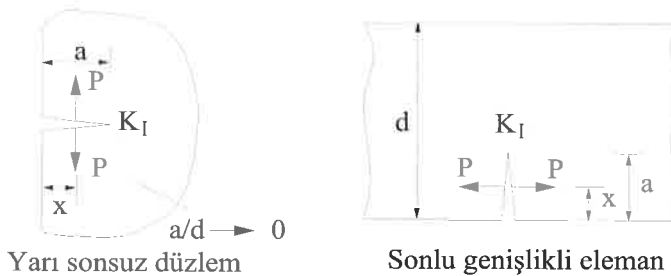
Çift-K modeli [9] ise kırılma parametreleri açısından, hem kohezif çatlak modeli hem de eşdeğer elastik çatlak modeli kategorisine giren karma bir model olduğu Bölüm 2 den anlaşılmaktadır. Diğer taraftan model, hem çatlak başlangıcı hem de ani çatlak yayılımını ifade eden kırılma parametrelerini (K_{Ic}^{III} ve K_{Ic}^{II}) içerdiğinden, diğer kırılma modellerine nazaran beton yapılar da göçme durumu için daha fazla bilgi içermektedir [12]. Ancak çatlak başlangıcını öngören parametresi için CEB-FIB şartnamesinde yer alan bazı ampirik ifadeleri (G_F gibi) kullanmaktadır. Bu çalışmada daha basit bir yaklaşım elde etmek için, Şekil 3 te görüldüğü gibi iki zıt kuvvete maruz (kama kuvveti) sınır çatlak içeren bir düzlemde gerilme şiddet çarpanının ifadesi üzerine çalışılmıştır.

Şekil 3 de görülen sınır çatlak içeren bir elemanda, çatlak ucundaki gerilme şiddet çarpanı ifade (15) deki gibi tanımlanabilir:

$$K_I = \frac{2P}{\sqrt{\pi a}} \left(\frac{F(x/a, a/d)}{(1-a/d)^{1.5} \sqrt{1-(x/a)^2}} \right) \quad (15)$$

Problemin Şekil 3 deki gibi sonlu genişlikli eleman için formülü ifade (7) Jenq ve Shah [15] tarafından ve daha kapsamlı bir yaklaşım Tada v.d. [14] tarafından ortaya konmuştur. Ancak daha önce belirtildiği gibi ifade (7) nin ifade (6) daki kullanımının analitik çözümü yoktur.

$F(x/a, a/d)$ şekil fonksiyonunun limit değerleri Tada v.d. [14] tarafından aşağıdaki gibi tanımlanmıştır.



Şekil 3. İki zıt kuvvete maruz (kama kuvveti) sınır çatlak problemi

$$F_1(a/d \rightarrow 0) = 1.3 - 0.3(x/a)^{1.25} \quad (16)$$

$$F_2(a/d \rightarrow 1) = 3.52(1 - x/a)\sqrt{1 - (x/a)^2}$$

Benzer olarak F_1 fonksiyonu integral işleminde kullanıldığında analitik çözümü olmayacaktır. Bununla beraber yaklaşık sonuç veren $F_1 \cong (4 - x/a)/3$ ifadenin analitik çözümü vardır. Bu yaklaşık ifade de, $x=0$ da hata % 2.56, x artıkcça hata oranı azalmakta ve ortalama hata % 0.68 olmaktadır, çünkü kama kuvvetlerine maruz yapılarda en büyük etki çatlağa yakın bölgelerde meydana gelmektedir [11].

Sunulan çalışmada, bu limit değerler baz alınarak İfade(15) deki F şekil fonksiyonu $0 \leq a/d \leq 1$ aralığındaki değerleri için aşağıda tanımlanan fonksiyon esas alınmıştır.

$$F\left(\frac{x}{a}, \frac{a}{d}\right) = \frac{1}{3}\left(1 - \frac{a}{d}\right)^m \left(4 - \frac{x}{a}\right) + 3.52\left(\frac{a}{d}\right)^n \left(1 - \frac{x}{a}\right)\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} \quad (17)$$

bu denklemin $0 \leq x/a \leq 0.99$ ve $0.1 \leq a/d \leq 0.9$ aralıklarında Gauss-Newton tabanlı optimizasyonu için katsayılar: $m = 1.35486 \pm 0.01005$ ve $n = 1.36553 \pm 0.01326$. İfade (7) ile İfade (17) nin uygunluğu, Chikare $\chi^2 = 0.12967$ ve belirlilik katsayısı $R^2 = 0.99963$ olduğundan, istatistiksel olarak İfade (17) nin böyle bir çalışma için yeterli yaklaşım sağladığı sonucuna varılabilir.

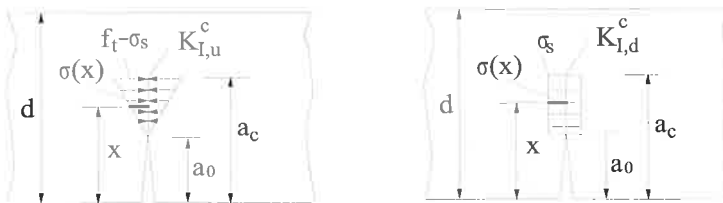
Şekil 1c e göre, İfade (15) deki P yükü gerilme cinsinden düzgün yayılı kısım için $P = \sigma_s dx$ ve üçgensel gerilme dağılımı için aşağıdaki gibi tanımlanabilir:

$$P = \frac{f_t - \sigma_s}{(a_c - a_0)}(x - a_0)dx \quad (18)$$

Şekil 1c de gösterilen çatlak gerisindeki kohezif gerilme dağılımı Şekil 4 de detaylandırılan üçgen ve düzgün yayılı gerilme dağılımının süperpozisyonu ile elde edilebilir. Üçgensel kohezif gerilmelerden dolayı oluşan gerilme şiddet çarpanının değeri $K_{I,u}^c$ İfade (19) ve düzgün yayılı kısım $K_{I,d}^c$ için İfade (20) den integrasyonla bulunabilir:

$$K_{I,u}^c = \frac{2}{\sqrt{\pi a_c}} \frac{f_t - \sigma_s}{(a_c - a_0)} \int_{a_0}^{a_c} \left[\frac{(x - a_0)(4 - x/a_c)}{3(1 - a_c/d)^{0.15} \sqrt{1 - (x/a_c)^2}} + \frac{3.52(x - a_0)(a_c/d)^{1.37}(1 - x/a_c)}{(1 - a_c/d)^{1.5}} \right] dx \quad (19)$$

$$K_{I,d}^c = \frac{2\sigma_s}{\sqrt{\pi a_c}} \int_{a_0}^{a_c} \left[\frac{(4 - x/a_c)}{3(1 - a_c/d)^{0.15} \sqrt{1 - (x/a_c)^2}} + \frac{3.52(x - a_0)(a_c/d)^{1.37}(1 - x/a_c)}{(1 - a_c/d)^{1.5}} \right] dx \quad (20)$$



Şekil 4. Trapez kohezif gerilme dağılımı için süperpozisyon kuralının uygulanışı.

İfade (19) ve İfade (20) nin toplam değeri $K_I^c = K_{I,u}^c + K_{I,d}^c$ aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

$$K_I^c = \frac{f_t - \sigma_s}{3\sqrt{\pi a_c (a_c - a_0)}} \left[\frac{(8a_c + a_0) \sqrt{a_c^2 - a_0^2} - (a_c^2 + 8a_0 a_c) \cos^{-1}(a_0/a_c)}{(1 - a_c/d)^{0.15}} + \frac{3.52(a_c/d)^{1.37} (a_c - a_0)^3}{a_c (1 - a_c/d)^{1.5}} \right] + \frac{2\sigma_s}{\sqrt{\pi a_c}} \left[\frac{4a_c \cos^{-1}(a_0/a_c) - \sqrt{a_c^2 - a_0^2}}{3(1 - a_c/d)^{0.15}} + \frac{3.52(a_c/d)^{1.37} (a_c - a_0)^2}{2a_c (1 - a_c/d)^{1.5}} \right] \quad (21)$$

UYGULAMA

Sunulan çalışma aslında, daha önce İnce [19] tarafından yapılan regresyon katsayıları $m=1.2$, $n=1.5$ için kırılma süreci bölgesindeki gerilme dağılımının üçgen olduğu kabul edilmiş ve sadece üç noktalı eğilme numunelerinin kullanıldığı çalışmanın geliştirilmiş halidir. Bu çalışmada önerilen, İfade (21) nin uygunluğunu kontrol etmek amacıyla Xu ve Reinhardt [3, 4] çalışmalarında, literatürde yer alan bir dizi deneysel çalışma ve sonuçları kullanılmıştır. Bu çalışmalarda kullanılan numuneler çentikli üç noktalı eğilme [3] ve kompakt çekme numuneleridir [4]. Tablo 1 de bu deneysel çalışmalarda kullanılan çentikli numunelerin kaynakları, numune tipleri, malzeme ve geometrik özellikleri verilmiştir. Tablo 1 de f_c betonun basınç mukavemeti, d numune boyutu, α_0 başlangıç çentik uzunluğu giriş yüksekliğine oranı ve p deney numunesi sayısıdır. Tablo 1 de Xu v.d. [10] çalışmasında kohezif kırılma sağlamlığı değerini basitleştirilmiş metoda hesaplanmışken, bu çalışmada kullanılan veriler 15 nokta için Gauss-Chebyshev yöntemiyle yeniden üretilmiştir.

Toplam 159 adet numuneye ait deney sonucu karşılaştırma için kullanılmıştır. Bu çalışmada elde edilen İfade (21) deki betonun çekme mukavemeti f_t için ACI-318 [20] de verilen aşağıdaki formül kullanılmıştır.

$$f_t = 0.4983 \sqrt{f_c} \quad (22)$$

Burada f_c ve f_t [MPa] birimindedir. Yapılan hesaplamalarda İfade (6) ve İfade (21) deki σ_s değeri için İfade (8-11) bağıntıları yerine, bu çalışmada Stang [21] tarafından normal ve yüksek mukavemetli betonlar için önerilen aşağıdaki bağıntı kullanılmıştır.

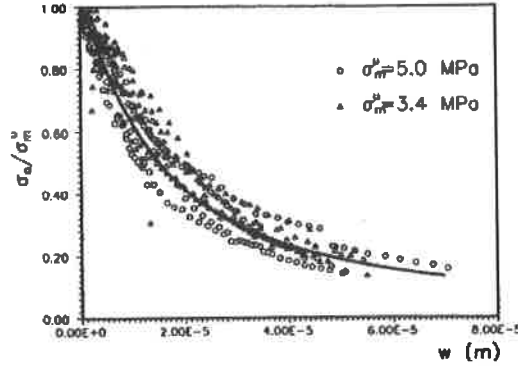
$$\sigma_s(CTOD_c) = \frac{f_t}{1 + (CTOD_c/0.015)^{1.2}} \quad (23)$$

Bu formül elde edilirken, geniş bir literatür verisi kullanılmış ve Şekil 5 ten de görülebileceği gibi, gerilme-çatlak açılımı değerleri dar bir bant içinde yer almıştır.

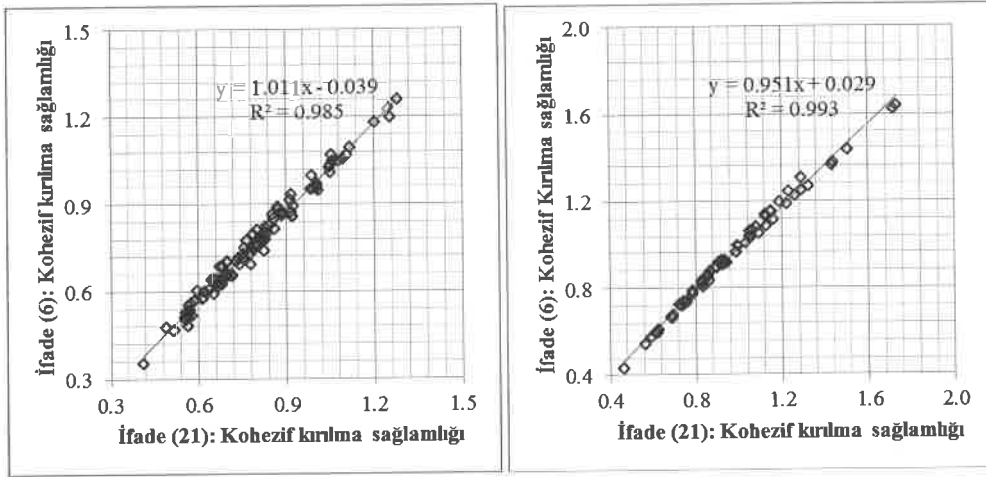
Şekil 6 da, 159 adet veri kullanılarak elde edilen İfade (21) ile İfade (6) nın sonuçları karşılaştırmalı olarak verilmiştir. Şekil 6 da aynı zamanda regresyon doğrusunun denklemleri ve belirlilik katsayısı R^2 değerleri belirtilmiştir.

Tablo 1. Literatürdeki numunelerin malzeme ve geometrik özellikleri

Referans	Numune tipi	f_c [MPa]	d [mm]	α_0	p
Refai.. [15]: Seri B	Eğilme	53.1	203	0.31-0.86	41
Refai.. [15]: Seri C	Eğilme	54.4	305	0.35-0.82	33
Brühwiler.. [16]	Kompakt çekme	42.9	300-1200	0.5	18
Zhao v.d. [17]	Kompakt çekme	30.5	150-450	0.5	8
Zhu [18]	Kompakt çekme	41.8	200	0.3-0.6	15
Xu v.d. [10]	Eğilme/K. Çekme	38.4	200/170	0.2-0.6/0.35-0.71	24/20



Şekil 5. Stang [21] in çalışmasında elde edilen σ -w ilişkisi



a) Üç noktalı eğilme (98 veri)

b) Kompakt çekme (61 veri)

Şekil 6. 159 deneysel veri için İfade (21) ile İfade (6) nin karşılaştırılması

SONUÇ VE ÖNERİLER

Sunulan çalışmada, betonun kırılmasında Çift-K modelinde kullanılan kohezif gerilme şiddet çarpanı K_{fc}^c için farklı ve kolay bir yöntem önerilmiştir ve literatürde mevcut deneysel çalışmalara uygulaması yapılmıştır. Buna göre aşağıdaki sonuçlara varılmıştır:

1. İfade (21) in test aşamasında Şekil 6 da görüldüğü gibi, kohezif gerilme şiddet çarpanı için elde edilen saçılma diyagramındaki regresyon doğrusunun eğimi: eğilme ve kompakt çekme numuneleri için sırasıyla 1.011 $\approx$ 1 ve 0.951 $\approx$ 1 olarak elde edilmiştir. Benzer olarak kesim noktası sırasıyla -0.039 $\approx$ 0 ve 0.029 $\approx$ 0 ve $R^2=0.985$ ve 0.993 olduğundan, istatistiksel olarak İfade (21) in böyle bir çalışma için yeterli yaklaşım sağladığı sonucuna varılabilir.
2. Orijinal Çift-K yönteminde kullanılan kohezif kırılma sağlamlığı parametresinin hesaplanmasında kullanılan İfade (6) için özel bir nümerik integrasyon ve dolayısıyla bilgisayarlarda bir program yazılması gerekirken, burada önerilen İfade (21) in hesabı için basit bir bilimsel hesap makinesinin kullanılması ile yeterli bir yaklaşım sağlanabilmektedir.

3. Betonun kırılma parametreleri üzerine yapılan çalışmalar, parametrelerinin betonun basınç mukavemeti, agrega tipi, maksimum agrega çapı ve su/çimento oranına bağlı olduğunu göstermektedir [22-24]. Dolayısıyla İfade (21) in geçerliliğini daha iyi ispatlamak için farklı özelliklere sahip beton karışımları dikkate alınması gerekirdi. Ancak Çift-K yöntemi üzerine yapılan çalışmalar sınırlı olduğundan dolayı daha detaylı karşılaştırma yapılamamıştır.

KAYNAKLAR

- [1] Kumar S. and Barai S. V., "Concrete Fracture Models and Applications", Springer, 2011.
- [2] 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.
- [3] Xu S. and H. W. Reinhardt, "Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle fracture, Part II: Analytical evaluating and practical measuring methods for three-point bending notched beams", International Journal of Fracture, 98 151-177, 1999.
- [4] Xu S. and H. W. Reinhardt, "Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle fracture, Part III: Compact tension specimens and wedge splitting specimens", International Journal of Fracture, 98 179-193, 1999.
- [5] 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.
- [6] Bazant Z. P. and B. H. Oh, "Crack band theory for fracture concrete", Materials & Structures (RILEM), 16 (93) 155-157, 1983.
- [7] Jenq Y. S. and S. P. Shah, "A two-parameter model for concrete", Journal of Engineering Mechanics- ASCE, 111 1227-1241, 1985.
- [8] 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.
- [9] 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.
- [10] Xu S. and H. W. Reinhardt, Z. Wu and Y. Zhao, "Comparison between the double-K fracture model the two parameter fracture model", Otto Graf Journal, 14 131-158, 2003.
- [11] Tada H., P. C. Paris and G. R. Irwin, "The stress analysis of cracks handbook", ASME Press, 2000.
- [12] Jenq Y. S. and S. P. Shah, "A fracture toughness criterion for concrete", Engineering Fracture Mechanic, 21(5) 1055-1069, 1985.
- [13] CEB-Comite Euro-International du Beton- EB-FIP Model Code 1990, Bulletin D'Information No. 213/214, Lausanne. 1993.
- [14] Ouyang C., M. A. Taşdemir and S. P. Shah, "Fracture mechanics of concrete composites", Proc. CMDS8, June 11-16, Varna, Ed. K. Z. Markov, World Scientific Publishing Company, 639-645, 1996.
- [15] Refai T. M. E. and S. E. Swartz, "Fracture behavior of concrete beams in three-point bending considering the influence of size effects", Report No. 190, Engineering Experiment Station, Kansas State University, 1987.
- [16] Brühwiler E. and Wittmann F. H., "The wedge splitting test, a new method of performing stable fracture mechanics tests", Engineering Fracture Mechanics, 35(1-3), 117-125, 1990.
- [17] Zhao G., Jiao H. and Xu S., "Study on fracture behavior with wedge splitting test method", Fracture Processes in Concrete, Rock and Ceramics (Ed. Van Mier et al.), E&F.N. Spon, London, 789-798, 1991.
- [18] Zhu X., "Transport organischer Flüssigkeiten mit Mikro- und Biegerissen", Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 475, Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1-104, 1997.
- [19] Ince R., "Betonun kohezif gerilme şiddet çarpanının hesabı için basit bir yöntem", Fırat Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 22(2), 215-223, 2010.

- [20] ACI-318, "Building Code Requirements for Reinforced Concrete", Detroit, 1989.
- [21] Stang H., "Evaluation of Properties of Cementitious Fiber Composite Materials", in International RILEM/ACI Workshop, High Performance Fiber Cement Composites (Ed. Reinhardt H. W. and Naaman A. E.), 388-406, 1992.
- [22] Bazant Z. P. and Becq-Giraudon E. "Statistical prediction of fracture parameters of concrete and implications for choice of testing standard", Cement and Concrete Research. 32, 529-556, 2002.
- [23] Ince R. "Prediction of fracture parameters of concrete by artificial neural networks", Engineering Fracture Mechanics, 71, 2143-2159, 2004.
- [24] Ince, R., "Artificial Neural Network-Based Analysis of Effective Crack Model in Concrete Fracture", Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 33(9), 595-606, 2010.