

126637

**BETONUN KIRILMA PARAMETRELERİNİN DEĞİŞİK
YÖNTEMLERLE BELİRLENMESİ**

**DOKTORA TEZİ
Y. Müh. Ömer Fatih ESER
(501952026)**

**T.C. YÜKSEKÖĞRETİM KURULU
DOKÜMANTASYON MERKEZİ**

**Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : 6 Şubat 2002
Tezin Savunulduğu Tarih : 26 Haziran 2002**

Tez Danışmanı : Prof.Dr. Mehmet Ali TAŞDEMİR
Diğer Jüri Üyeleri Prof.Dr. Saim AKYÜZ (İ.T.Ü.)
Prof.Dr. Hulusi ÖZKUL (İ.T.Ü.)
Prof.Dr. Turan ÖZTURAN (B.Ü.)
Prof.Dr. Halit Yaşa ERSOY (M.S.Ü.)

Haziran 2002

126637

ÖNSÖZ

Günümüz yapılarında beton hala en çok kullanılan yapı malzemesi olma özelliğini korumaktadır. Çok geniş bir kullanım alanı olmasından dolayı araştırmacılar bu malzeme ile her zaman yakından ilgilenmişler ve onun davranışını doğru bir şekilde anlamaya çalışmışlardır. Betonun heterojen olan yapısı, davranışının malzeme özelliklerinden, boyutundan, ortam koşullarından ve zamandan etkilenmesi onu tam olarak anlamayı güçleştirmektedir. Boyut etkisinin betonun davranışında önemli bir yeri olmasına rağmen bugüne kadar beton yapılar boyut etkisi ihmal edilerek dizayn edilmiştir. Kırılma Mekanikliği, bilgisayar ve ölçüm tekniklerindeki büyük ilerlemeler sayesinde artık ihmal edilmemesi gereken bu etkiyi de hesaba katarak beton yapıların dizaynında yeni bir sayfa açmaktadır. Yapılan bu çalışmada da Kırılma Mekanikliğine dayanan modeller irdelenerek bu konudaki araştırmalara bir katkıda bulunulmuştur.

Bu çalışma esnasında beni yönlendiren ve başımdan geçen kötü olaylar karşısında beni motive ederek yardımlarını esirgemeyen değerli hocam Sayın Prof. Dr. Mehmet Ali Taşdemir'e teşekkürü bir borç bilirim. Tezimi biran önce bitirmem için her zaman bana destek olan aileme çok teşekkür ediyorum. Tezim bittiğinde benden çok daha fazla sevineceğine inandığım fakat bu mutluluğu yaşayamadan kaybettiğim çok sevgili anneme Allah'tan rahmet diliyorum.

Beton üretimlerim esnasında hem beton hem de sosyal tesislerinden yararlandığım BetonSA Büyükçekmece Hazır Beton Fabrikası personeline ve bilhassa Bölge Kalite Sorumlusu Murat Ünal'a teşekkür etmek isterim. Ayrıca deneylerim esnasında her zaman yardımına koşan Araş. Gör. Hakan Nuri Atahan'a ve İ.T.Ü. Yapı Malzemesi Laboratuvarı personeline teşekkür ediyorum.

Tezim süresince bana daima yapıcı olarak destek veren Bölüm Başkanımız Sayın Prof. Dr. Hasan Gönen'e ve diğer hocalarıma, her zaman yol gösterici olan ve fikir veren Yrd. Doç. Dr. Celalettin Baykul'a, laboratuvarımızda yaptığım deneylerde yardımların dolayı Tekniker Sevgin Yılmaz'a teşekkür ediyorum.

Haziran 2002

İnş. Yük. Müh. Ömer Fatih ESER

İÇİNDEKİLER

KISALTMALAR	v
TABLO LİSTESİ	vi
ŞEKİL LİSTESİ	viii
SEMBOL LİSTESİ	xi
ÖZET	xiii
SUMMARY	xv
1. GİRİŞ	1
1.1. Genel	
1.2. Betonda Neden Kırılma Mekaniği Kullanılmalıdır?	4
2. KIRILMA MEKANİĞİ YAKLAŞIMI	7
2.1. Griffith Teorisi	7
2.2. Lineer Elastik Kırılma Mekaniği	10
2.3. Non-lineer Kırılma Mekaniği	14
2.3.1. Betonun kırılma süreci bölgesi	14
2.3.2. Non-lineer kırılma mekaniğine dayanan yöntemler	16
2.3.3. Non-lineer kırılma mekaniği yöntemlerinin uygulanması ve elde edilen sonuçlar	17
2.4. Betonun Kırılmasına Fraktal yaklaşım	19
2.5. Çimento esaslı malzemelerde Agregat Hacim Oranının Kırılma Parametrelerine etkisi	20
2.6. Amaç ve Kapsam	21
3. DENEYSEL ÇALIŞMALAR	24
3.1. Kullanılan Malzemeler ve Özellikleri	24
3.1.1. Agregaların özellikleri	24
3.1.2. Çimentonun özellikleri	24
3.1.3. Katkının özellikleri	26
3.2. Beton Bileşim Hesapları	26
3.2.1. Taze beton deney sonuçları	27
4. DENEY SONUÇLARI	28
4.1. Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları	28
4.2. Disk Numunede Yarma-Çekme Deneyi sonuçları	28
4.3. Kiriş Numunelerde Eğilme Çekme Deneyi Sonuçları	31
4.4. Boyut Etkisi Kuralı	33
4.4.1. B ve d_0 sabitlerinin bulunması	34
4.4.2. Boyut Etkisi Kuralının disk numunelere uygulanması	37

4.4.3. Boyut Etkisi Kuralının kiriş numunelere uygulanması	45
4.4.4. Sonuçlar	53
5. ÇOKLU FRAKTAL BOYUT ETKİSİ YÖNTEMİ	53
5.1. Yöntemin Disk Numunelere uygulanması	56
5.2. Sonuçlar	64
6. TEPE YÜKÜ ESASINA DAYANAN İKİ PARAMETRELİ MODELİN UYGULANMASI	66
6.1. İki Parametrelî Model	66
6.2. Tepe Yüğü Yönteminin Disk Numunelere Uygulanması	70
6.3. Sonuçlar	78
7. BETONUN KIRILMASINA FRAKTAL YAKLAŞIM	80
7.1. Bilinmeyen Boyut Kavramı ve Fraktal Geometri	80
7.2. Fraktal Boyut	81
7.2.1. Düzgün şekillerin fraktal boyutu	81
7.2.2. Düzgün olmayan sistemlerde fraktal boyut	82
7.2.3. Şekil düzgünsüzlüğünün rolü	83
7.3. Betonda Boyut Etkisi İçin Önerilen Fraktal Yaklaşım	84
7.3.1. Yöntemin disk numunelere uygulanması	86
7.3.2. Yöntemin kiriş numunelere uygulanması	88
7.4. Sonuçlar	88
8. ÇİMENTO HAMURU VE HARCIN KIRILMA DAVRANIŞI	90
8.1. Harcın Kırılma Davranışına Agrega Hacim oranının Etkisinin İncelenmesi	90
8.2. Mezo-mekanik İfadeler	90
8.3. Deneysel çalışmalar	93
8.3.1. Kullanılan agregaların özellikleri	94
8.3.2. Kullanılan çimentonun özellikleri	94
8.3.3. Bileşim hesabı	95
8.3.4. Deney sonuçları ve sonuçlara LEKM'nin uygulanması	95
8.4. Tepe yükü Esasına Dayanan İki Parametrelî Kuralın Üretilen Hamur ve Harç Numunelere uygulanması	101
8.5. Sonuçlar	109
9. GENEL SONUÇLAR	111
9.1. Tepe Yüğü esasına Dayanan Modellerle İlgili Sonuçlar	111
9.2. Mezo-mekanik Modelleme İle İlgili Genel Sonuçlar	113
10. KAYNAKLAR	115
11. ÖZGEÇMİŞ	121

KISALTMALAR

BEK	: Boyut Etkisi Kuralı
ÇFBEY	: Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi
LEKM	: Lineer Elastik Kırılma Mekaniği
MFSL	: Multi Fractal Scaling Law
SEL	: Size Effect Method
FÇM	: Fiktif Çatlak Modeli
MFY	: Modifiye Fraktal Yöntem



TABLO LİSTESİ

	<u>Sayfa No</u>
Tablo 1.1. Bazı malzemelerin kırılma süreci bölgesi uzunlukları	15
Tablo 3.1. Karışımda kullanılan agregaların elek analizleri ve özgül ağırlıkları	24
Tablo 3.2. Çimentonun kimyasal, fiziksel ve mekanik özellikleri	25
Tablo 3.3. Bir metreküp beton karışımındaki gerçek malzeme miktarları.....	26
Tablo 3.4. Üretilen betonların birim hacim ağırlıkları.....	27
Tablo 4.1. Üretilen betonların ortalama basınç dayanımları ve ortalama elastisite modülü.....	28
Tablo 4.2. Disk çapı 100 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları.....	29
Tablo 4.3. Disk çapı 150 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları	29
Tablo 4.4. Disk çapı 225 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları	30
Tablo 4.5. Disk çapı 300 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları.....	30
Tablo 4.6. Disk çapı 450 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları.....	30
Tablo 4.7. Disk çapı 600 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları.....	30
Tablo 4.8. Derinliği 70 mm olan numunelerin ortalama eğilme-çekme dayanımları.....	32
Tablo 4.9. Derinliği 100 mm olan numunelerin ortalama eğilme-çekme dayanımları.....	32
Tablo 4.10. Derinliği 140 mm olan numunelerin ortalama eğilme-çekme dayanımları.....	32
Tablo 4.11. Çentiksiz numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.....	37
Tablo 4.12. Çentik-çap oranı 0.1 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.....	37
Tablo 4.13. Çentik-çap oranı 0.3 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.....	38
Tablo 4.14. Çentik-çap oranı 0.5 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.....	38
Tablo 4.15. Üretilen disk numunelerden elde edilen katsayılar ve malzeme parametreleri.....	43
Tablo 4.16. Üretilen disk numunelerden elde edilen sabitler ve kırılma parametreleri.....	44
Tablo 4.17. Boyut Etkisi Kuralı sabitleri ve malzeme kırılma parametreleri.....	45

Tablo 4.18.	Çentik-yükseklik oranı 0.0 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.....	45
Tablo 4.19.	Çentik-yükseklik oranı 0.2 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.....	45
Tablo 4.20.	Çentik-yükseklik oranı 0.35 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.....	46
Tablo 4.21.	Çentik-yükseklik oranı 0.50 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.....	46
Tablo 4.22.	Üretilen kırış numunelerden elde edilen sabitler ve kırılma parametreleri.....	51
Tablo 4.23.	Üretilen kırış numunelere ait sabitler ve kırılma parametreleri.....	51
Tablo 4.24.	Boyut Etkisi Kuralı Sabitleri ve malzeme kırılma parametreleri.....	51
Tablo 5.1.	Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemine ait sabitler ve korelasyon katsayıları.....	59
Tablo 5.2.	Boyut Etkisi Kuralına ait sabitler ve korelasyon katsayıları.....	59
Tablo 5.3.	Modifiye Fraktal Yönteme ait sabitler ve korelasyon katsayıları....	62
Tablo 6.1.	Numune boyutlarına göre hesaplanan K_{IC}^S ve $CTOD_C$ değerleri....	77
Tablo 6.2.	Numune boyutlarına göre hesaplanan kırılma parametreleri ve malzeme özellikleri.....	77
Tablo 6.3.	Üretilen betona ait kırılma parametreleri.....	78
Tablo 7.1.	Disk numuneler için hesaplanan fraktal boyutlar ve m değerleri.....	87
Tablo 7.2.	Kırış numunelerde hesaplanan fraktal boyutlar ve m değerleri.....	88
Tablo 8.1.	Karışımların mekanik ve kırılma özellikleri.....	94
Tablo 8.2.	Çimento mekanik ve fiziksel deneyleri.....	95
Tablo 8.3.	Karışım oranları ve harcın özellikleri.....	95
Tablo 8.4.	Çimento hamuru numunelerinin ortalama kritik yükleri.....	95
Tablo 8.5.	Yüzde 15 agrega hacim oranındaki numunelerin ortalama kritik yükleri.....	96
Tablo 8.6.	Yüzde 30 agrega hacim oranındaki numunelerin ortalama kritik yükleri.....	96
Tablo 8.7.	Yüzde 45 agrega hacim oranındaki numunelerin ortalama kritik yükleri.....	96
Tablo 8.8.	Yüzde 60 agrega hacim oranındaki numunelerin ortalama kritik yükleri.....	96
Tablo 8.9.	Yüzde 75 agrega hacim oranındaki numunelerin ortalama kritik yükleri.....	97
Tablo 8.10.	Agrega hacim konsantrasyonlarına göre kırılma parametrelerinin değişimi.....	107
Tablo 8.11.	Agrega hacim konsantrasyonlarına göre kırılma parametrelerinde ve malzeme özelliklerindeki değişim.....	107

ŞEKİL LİSTESİ

	<u>Sayfa No</u>
Şekil 1.1 : Beton deformasyonunun çeşitli karakteristiklerini tanımlayan gerilme-şekil değiştirme diyagramı.....	2
Şekil 2.1 : Çatlak açılma modları.....	9
Şekil 2.2 : Merkezinde eliptik bir çatlak bulunan eksenel çekmeye maruz bir plaka	10
Şekil 2.3 : Çatlak ucundaki koordinat sistemi.....	11
Şekil 2.4 : Çatlak ucunda elastik olmayan bölge	12
Şekil 2.5 : LEKM'nin mukavemet kriterine karşın gösterdiği boyut etkisi ..	13
Şekil 2.6 : Kırılma süreci bölgesindeki bazı toklaşma mekanizmaları	15
Şekil 3.1 : Beton karışımının granülometri eğrisi	25
Şekil 4.1 : Disk numunelere uygulanan yarma-çekme deneyi	29
Şekil 4.2 : Değişik a/R oranlarına göre yarma-çekme dayanımları ile disk çapı arasındaki ilişki.....	31
Şekil 4.3 : Kiriş numunelere uygulanan üç nokta eğilme-çekme deneyi.....	32
Şekil 4.4 : Değişik a/d oranlarına göre nominal dayanımlar ile kiriş derinliği arasındaki ilişki.....	33
Şekil 4.5 : Dataların x ve y eksen takımında dağılımı.....	36
Şekil 4.6 : LEKM'nin mukavemet kriterine karşın gösterdiği boyut etkisi...	36
Şekil 4.7 : Çentiksiz numunelerde disk çapı ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki ..	39
Şekil 4.8 : Çentik-çap oranı 0.1 olan numunelerde, disk çapı ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki.....	39
Şekil 4.9 : Çentik-çap oranı 0.3 olan numunelerde, disk çapı ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki.....	40
Şekil 4.10 : Çentik-çap oranı 0.5 olan numunelerde, disk çapı ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki.....	40
Şekil 4.11 : Çentiksiz disk numuneler için $\log(D/d_0)$ ile $\log(\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki.....	41
Şekil 4.12 : Çentik-çap oranı 0.1 olan disk numuneler için $\log(D/d_0)$ ile $\log(\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki.....	41
Şekil 4.13 : Çentik-çap oranı 0.3 olan disk numuneler için $\log(d/d_0)$ ile $\log(\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki.....	42
Şekil 4.14 : Çentik-çap oranı 0.5 olan disk numuneler için $\log(d/d_0)$ ile $\log(\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki.....	42
Şekil 4.15 : Çentiksiz numunelerde kiriş yüksekliği ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki.....	46
Şekil 4.16 : Çentik-yükseklik oranı 0.2 olan numunelerde kiriş yüksekliği ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki.....	47
Şekil 4.17 : Çentik-yükseklik oranı 0.35 olan numunelerde kiriş yüksekliği ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki.....	47

Şekil 4.18	: Çentik-yükseklik oranı 0.5 olan numunelerde kırış yüksekliği ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki.....	48
Şekil 4.19	: Çentiksiz kırış numuneler için $\log (d/d_0)$ ile $\log (\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki.....	48
Şekil 4.20	: Çentik-yükseklik oranı 0.2 olan kırış numuneler için $\log (d/d_0)$ ile $\log (\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki.....	49
Şekil 4.21	: Çentik-yükseklik oranı 0.35 olan kırış numuneler için $\log (d/d_0)$ ile $\log (\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki.....	49
Şekil 4.22	: Çentik-yükseklik oranı 0.50 olan kırış numuneler için $\log (d/d_0)$ ile $\log (\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki.....	50
Şekil 5.1	: Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi.....	54
Şekil 5.2	: Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi, logaritmik diyagram.....	55
Şekil 5.3	: Çentiksiz numunelerde σ_N^2 ile $1/d$ arasındaki ilişki.....	57
Şekil 5.4	: Çentik-çap oranı 0,1 numunelerde σ_N^2 ile $1/d$ arasındaki ilişki....	57
Şekil 5.5	: Çentik-çap oranı 0,3 numunelerde σ_N^2 ile $1/d$ arasındaki ilişki....	58
Şekil 5.6	: Çentik-çap oranı 0,5 numunelerde σ_N^2 ile $1/d$ arasındaki ilişki....	58
Şekil 5.7	: Çentiksiz numunelerde $1/\sigma_N$ 'e karşı boyut grafiği.....	60
Şekil 5.8	: Çentik-çap oranı 0.1 olan numunelerde $1/\sigma_N$ 'e karşı boyut grafiği.....	61
Şekil 5.9	: Çentik-çap oranı 0.3 olan numunelerde $1/\sigma_N$ 'e karşı boyut grafiği.....	61
Şekil 5.10	: Çentik-çap oranı 0.5 olan numunelerde $1/\sigma_N$ 'e karşı boyut grafiği.....	62
Şekil 5.11	: Çentiksiz numunelerde uygulanan yöntemlerin karşılaştırılması.	63
Şekil 5.12	: Çentik-çap oranı 0.1 olan numunelerde uygulanan yöntemlerin karşılaştırılması.....	63
Şekil 5.13	: Çentik-çap oranı 0.3 olan numunelerde uygulanan yöntemlerin karşılaştırılması.....	64
Şekil 5.14	: Çentik-çap oranı 0.5 olan numunelerde uygulanan yöntemlerin karşılaştırılması.....	64
Şekil 6.1	: İki Parametrelili Model: (a) Üç-noktalı kırış eğilme deneyi, (b) Yükleme ve boşaltma eğrileri.....	67
Şekil 6.2	: Disk çapı 100 mm olan numunelerin K_{Ic} - CTOD _c eğrisi.....	71
Şekil 6.3	: s^2 'nin K_{Ic}^S değerine göre değişimi.....	71
Şekil 6.4	: Disk çapı 150 mm olan numunelerin K_{Ic} - CTOD _c eğrisi.....	72
Şekil 6.5	: s^2 'nin K_{Ic}^S değerine göre değişimi.....	72
Şekil 6.6	: Disk çapı 225 mm olan numunelerin K_{Ic} - CTOD _c eğrisi.....	73
Şekil 6.7	: s^2 'nin K_{Ic}^S değerine göre değişimi.....	73
Şekil 6.8	: Disk çapı 300 mm olan numunelerin K_{Ic} - CTOD _c eğrisi.....	74
Şekil 6.9	: s^2 'nin K_{Ic}^S değerine göre değişimi.....	74
Şekil 6.10	: Disk çapı 450 mm olan numunelerin K_{Ic} - CTOD _c eğrisi.....	75
Şekil 6.11	: s^2 'nin K_{Ic}^S değerine göre değişimi.....	75
Şekil 6.12	: Disk çapı 600 mm olan numunelerin K_{Ic} - CTOD _c eğrisi.....	76
Şekil 6.13	: s^2 'nin K_{Ic}^S değerine göre değişimi.....	76
Şekil 7.1	: Boyutları $f=1$, $f=2$ ve $f=3$ olan düzgün sistem örnekleri.....	81
Şekil 7.2	: Koch Eğrisi.....	82
Şekil 7.3	: Sierpinski halısı.....	83

Şekil 7.4	: Fraktal boyutu 1.465 olan eğri.....	84
Şekil 7.5	: Fraktal boyutu 1.5 olan eğri.....	84
Şekil 7.6	: Numune boyutu- m_1/m_k ilişkisi.....	85
Şekil 7.7	: Betonun kırılma kesitinin karelere bölünmesi.....	86
Şekil 7.8	: Disk yarma-çekme deneylerine göre hesaplanan $(T_1/T_i=m_1/m_i)$ - D_k ilişkisi.....	87
Şekil 7.9	: Kiriş üç nokta eğilme-çekme deney sonuçlarına göre hesaplanan $(T_1/T_i=m_1/m_i)$ - d_k ilişkisi.....	88
Şekil 8.1	: Betonun tipik çekme-şekil değiştirme yumuşaması eğrisi.....	91
Şekil 8.2	: Hamur fazındaki numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki.....	97
Şekil 8.3	: Agregas konsantrasyonu %15 olan numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki.....	98
Şekil 8.4	: Agregas konsantrasyonu %30 olan numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki.....	98
Şekil 8.5	: Agregas konsantrasyonu %45 olan numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki.....	99
Şekil 8.6	: Agregas konsantrasyonu %60 olan numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki.....	99
Şekil 8.7	: Agregas konsantrasyonu %75 olan numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki.....	100
Şekil 8.8	: $P_{cr}/K_{IC} t (\pi R)^{1/2}$, nin (a/R) oranına göre değişimi.....	100
Şekil 8.9	: Çimento hamurunda K_{IC}^S - CTOD _C eğrisi.....	101
Şekil 8.10	: s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi.....	101
Şekil 8.11	: Yüzde 15 agregas hacim konsantrasyonunda K_{IC}^S -CTOD _C eğrisi.....	102
Şekil 8.12	: s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi.....	102
Şekil 8.13	: Yüzde 30 agregas hacim konsantrasyonunda K_{IC}^S -CTOD _C eğrisi.....	103
Şekil 8.14	: s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi.....	103
Şekil 8.15	: Yüzde 45 agregas hacim konsantrasyonunda K_{IC}^S -CTOD _C eğrisi.....	104
Şekil 8.16	: s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi.....	104
Şekil 8.17	: Yüzde 60 agregas hacim konsantrasyonunda K_{IC}^S -CTOD _C eğrisi.....	105
Şekil 8.18	: s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi.....	105
Şekil 8.19	: Yüzde 75 agregas hacim konsantrasyonunda K_{IC}^S -CTOD _C eğrisi.....	106
Şekil 8.20	: s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi.....	106
Şekil 8.21	: Agregas hacim konsantrasyonundaki artışa karşı gerilme şiddet çarpanı değerleri.....	108
Şekil 8.22	: Agregas hacim konsantrasyonuna karşı karakteristik uzunlukların değişimi.....	108
Şekil 8.23	: Agregas hacim konsantrasyonuna karşı kırılma enerjisi değerlerinin değişimi.....	109

SEMBOL LİSTESİ

ν	: Poisson oranı
η	: Agreganın yüzey doku parametresi
τ^*	: Agreg-matris ara yüzeyi kayma dayanımı
α	: Çentik-çap oranı
σ_f	: Kırılma gerilmesi
σ_N	: Nominal dayanım
γ	: Yüzey enerjisi
ϕ	: Silindir numune çapı
β	: Gevreklik sayısı
a	: Çatlak boyunun yarısı
a_0	: Başlangıç çatlak boyu
a_c	: Kritik çatlak boyu
A	: Regresyon eğrisinin eğimi
b	: Kiriş numune kalınlığı
B	: Boyut etkisi kuralı deney sabiti
C	: Regresyon eğrisine ait bir katsayı
COD	: Çatlak açılma deplasmanı
$CMOD$	: Çatlak ağzı açılma deplasmanı
$CMOD_C$	: Kritik çatlak ağzı açılma deplasmanı
$CTOD$	: Çatlak ucu açılma deplasmanı
$CTOD_C$	: Kritik çatlak ucu açılma deplasmanı
c_f	: Kırılma süreci bölgesinin uzunluğu
c_n	: Numune geometrisine bağlı bir sabit
d	: Kiriş numune yüksekliği
d_0	: Boyut etkisi kuralı deney sabiti
D	: Disk numune çapı
E	: Elastisite modülü
f	: Fraktal boyut
f_t	: Malzeme çekme dayanımı
$f_{t,a}$	: Agreganın eksenel çekme dayanımı
$F(\alpha)$	: Geometri faktörü
$g(\alpha_0)$	: Boyutsuz enerji salınım oranı
g	: Maksimum agreg boyutu
g_{av}	: Ortalama agreg boyutu
G_c	: Toplam kırılma işi
G_f	: Boyut etkisi kuralında kırılma enerjisi
G_F	: Kırılma enerjisi
K_I	: Gerilme şiddet çarpanı
K_{IC}	: Kritik gerilme şiddet çarpanı
K_t	: Gerilme yığılması faktörü
l	: Karakteristik iç uzunluk
P	: Tepe yükü

P_{cr}	: Kritik yük
R	: Disk numune yarı çapı
t	: Disk numune kalınlığı
V_{ag}	: Agregâ toplam hacmi



BETONUN KIRILMA PARAMETRELERİNİN DEĞİŞİK YÖNTEMLERLE BELİRLENMESİ

ÖZET

Uygulamada beton tasarımı basınç dayanımı ilkesine göre yapılır. Böyle bir yaklaşımda beton gevrekliği ihmal edilir. Betonun kırılma parametreleri ile gevrekliğin saptanması için başlıca üç model vardır. Bunlar, a) fiktif çatlak modeli (FÇM), b) boyut etkisi kuralı ve c) iki parametrelili modeldir. Herbir model beton gevrekliğinin bir ölçüsünü verir. Özellikle, FÇM'deki karakteristik boy (l_{ch}) yeni çimento kompozitlerinin tasarımında bir mikro yapısal gevreklik sayısı sağlayarak başarılı bir biçimde kullanılmaktadır. Karakteristik boy (l_{ch}); elastisite modülü (E), kırılma enerjisi (G_F) ve tek eksenli çekme dayanımı (f_t) cinsinden ifade edilmektedir, böylece $l_{ch} = EG_F / f_t^2$ dir.

Standart deney numunesinin geometrisi, standartlarda halen kullanılan diğer numune şekillerine dayanmalıdır ve diğer standartlarda kullanılan deney tekniklerinden farklı olmamalıdır. En yaygın beton geometrileri olarak yerinde döküm veya karot silindirik numuneler kullanılmaktadır. Bu numuneler basınç ve yarma-çekme deneylerinde kullanıldığı gibi kırılma deneylerinde de kullanılmaktadır. Diğer taraftan dikdörtgen kesitli kiriş numuneler genel olarak eğilme deneylerinde kullanılmaktadır.

Boyut etkisi standart bir deneyin seçimini iki yönde etkiler: geometrik olarak benzer fakat boyut olarak farklı numuneler denendiğinde malzeme kırılma parametreleri hem numune boyutundan hem de geometrisinden bağımsız olmalıdır. Kırılma parametreleri boyut etkisi ölçümlerinden saptanabilir; boyut etkisi kuralı uygulanırken en az üç farklı boyutta kiriş numuneye gereksinim vardır ve sadece tepe yükü ölçülür. İki parametrelili modele göre kırılma işlemini tanımlayabilmek için en az iki parametrenin gerektiği açıktır. Bu parametreler gerilme şiddet çarpanının kritik değeri ve çatlak ucu açılma deplasmanının kritik değeridir. Son zamanlarda sadece tepe yükünü ölçerek bu parametreleri belirleyen basit bir yöntem geliştirilmiştir. Sunulan bu tezde, üç noktalı kiriş- eğilme ve disk yarma-çekme deneylerinden elde edilen tepe yüklerini kullanarak hem boyut etkisi kuralında hem de iki parametrelili modeldeki kırılma parametrelerinin belirlenmesinin mümkün olduğu gösterilmiştir.

Bu çalışmada amaç farklı boyutlardaki disk ve kiriş numunelerin mod I yüklemesi altında boyut etkisini incelemektir. Bu amaçla üretilen numuneler aynı beton karışımına aittir. Üretilen disk numunelerin çapları sırasıyla 600 mm, 450 mm, 300 mm, 225 mm, 150 mm ve 100 mm dir. Kalınlıkları ise yine sırasıyla 300 mm, 225 mm, 150 mm, 112,5 mm, 75 mm ve 50 mm dir. $2a/D$ oranı olarak 0.0 (çentiksiz), 0.1, 0.3 ve 0.5 seçildi. Burada $2a$ çentik uzunluğu, D ise numune çapıdır. Kiriş numuneler ise 70x70x280 mm, 100x100x500 mm ve 140x140x560 mm boyutlarındaydı. Kirişlerdeki çentik boyu-numune yüksekliği oranı ise 0.0 (çentiksiz), 0.2, 0.35 ve 0.50 olarak seçildi.

Numune boyutu arttıkça hem çentikli hem de çentiksiz numunelerde nominal dayanımın düştüğü görüldü. Bu düşüş çentiksiz numunelerde daha belirgindi. Elde edilen sonuçlar Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi (ÇFBEY) ile karşılaştırıldı. ÇFBEY 'nin boyut etkisi kuralına göre daha yüksek korelasyon katsayısı verdiği görüldü.

Betonda kendine-benzerlik özelliğinden yararlanarak fraktal boyut hesaplandı. Betonun çekme dayanımının fraktal boyutu 1 ve 2 arasındaki bir yüzeye etkiyen kuvvet olarak ifade edilebileceği sonucuna varıldı. Ayrıca beton çekme dayanımının tersi ile numune boyutu arasında doğrusal bir bağıntının olduğu gösterildi.

Malzeme davranışının daha iyi anlaşılabilmesi için sertleşmiş çimento hamurundan (sçh) normal harca kadar birçok harç karışımı hazırlandı. Karışımlarda harcın agrega granülometrisi, su-çimento oranı ve en büyük agrega boyutu sabit tutuldu, fakat bu karışımlarda agrega hacim konsantrasyonu 0.00 dan 0.15'lik adımlarla 0.75 oranına kadar arttırıldı. Merkezinde çentik bulunan çimento hamuru disk numunelerde kritik gerilme şiddet çarpanı için LEKM'nin geçerli olduğu görüldü. Harçlarda etkin gerilme şiddet çarpanı hesabı için mezo-mekanik bağıntılardan uygun toklaşma mekanizmaları kullanıldı. Yine özgül kırılma enerjisi, çekme dayanımı, elastisite modülü ve karakteristik uzunlukları mezo-mekanik bağıntılarla hesaplandı. Mezo-mekanik modelle yapılan yaklaşımlarda, gevrek çimento hamurunun ve agrega granülometrisini değiştirmeksizin hacim konsantrasyonunun artmasıyla gevrek bir malzemeden nispeten sünek bir yapıya geçişin nasıl olduğunu nitelik ve nicelik bakımından açık bir şekilde görüldü.

DETERMINATION OF FRACTURE PARAMETERS OF CONCRETE USING VARIOUS METHODS

SUMMARY

In practice, concrete mix design is based on a compressive strength criterion. Such an approach, however, ignores the importance of the brittleness of concrete. There are three well known models for the determination of fracture parameters and brittleness of concrete. These are: a) the fictitious crack model (FCM), b) the size effect model, and c) the two parameter model. Each model provides a measure of the concrete brittleness. Particularly, the characteristic length of FCM is successfully used in the design of new cementitious composites, for example, by providing a microstructural brittleness in designing against microcracking. The characteristic length (l_{ch}) is defined in terms of modulus of elasticity (E), the fracture energy (G_F), and the direct tensile strength (f'_t), by $l_{ch} = EG_F / f'^2_t$.

The standard test geometry should be based on specimen configurations already in use for other standard tests and should require equipment no different from that already in use for other standard tests. It is well known that the most common concrete geometries are cast or core cylindrical specimens. While these are typically used for compression and splitting tests, they also be used for fracture tests. On the other hand, the rectangular beam specimen is often used for modulus of rupture tests. The size effect impacts the problem of choice of a standardized test in two ways: the material fracture parameters must be independent of the both specimen size and geometry, when geometrically similar specimens of different size are tested; the fracture parameters can be determined from size effect measurements. The size effect method requires a minimum of three different sizes of beams be tested but only the maximum load needs to be measured. According to the two parameter fracture model, at least two parameters are needed to describe the fracture process, these parameters are the critical value of stress intensity factor, and the critical value of crack tip opening displacement. Recently, a simple test using only peak load measurements was proposed to determine these parameters. All three RILEM test proposals recommend the use of notched rectangular beam specimens. In this work presented, it is shown that, by using only results of peak loads from three-point-bending tests or cylinder splitting tests it is possible to determine the parameters models such as both the size effect and the two parameter models.

The main objective of this work is study the size effect in the disc and beam specimens with different sizes in mode I loading condition. All the specimens were cast from the same batch of concrete. The size of disc specimens were 600 mm, 450 mm, 300 mm, 225 mm, 150 mm and 100 mm in diameter, and 300 mm, 225 mm, 150 mm, 112,5 mm, 75 mm and 50 mm in thickness, respectively. The ratio of $2a/D$ was chosen as 0.0 (un-notched disc specimens), 0.1, 0.3 and 0.5, where $2a$ is the length of the notch and D is the diameter of the disc specimen. The size of beam specimens were 70x70x280 mm, 100x100x500 mm, and 140x140x560 mm,

respectively. The ratio of "notch length / specimen depth" was chosen as 0.00 (unnotched beam), 0.20, 0.35 and 0.50. As the dimensions of specimens increases, the nominal strength decreases for both notched and un-notched specimens; the decrease was more noticeable in un-notched specimens. The results were also compared with the approach of Multi Fractal Scaling Law (MFSL). The correlation coefficient in MFSL was greater than the Size Effect Law's one.

The property of self-similarity was also used to calculate the fractal dimension in concrete. It can be concluded that the tensile strength of concrete is given by force acting on a surface having a fractal dimension between 1 and 2. It is also shown that there is a good linear relationship between the ratio of " $1/(\text{nominal tensile strength})$ " calculated and the size of specimen.

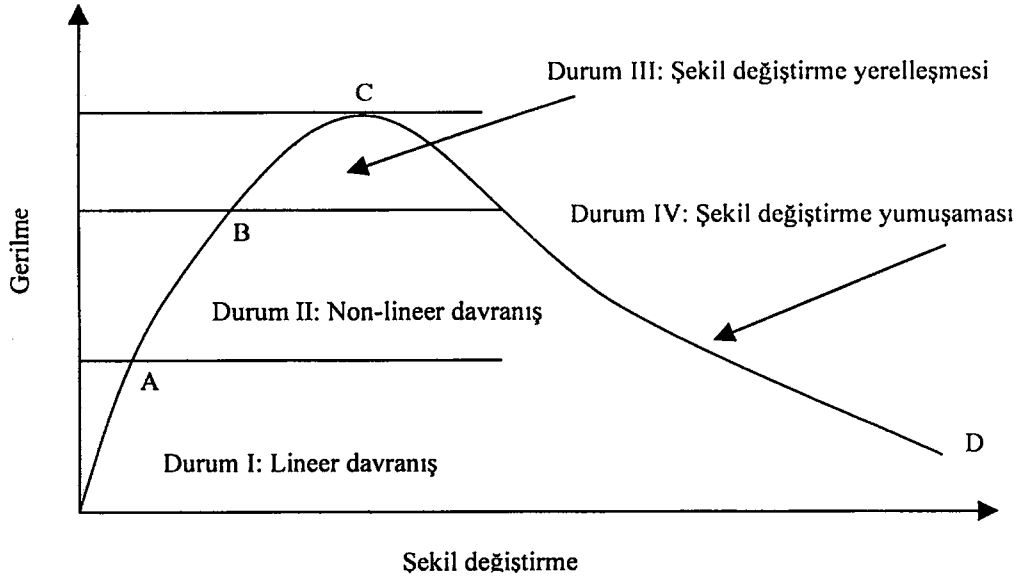
For the better understanding of material behaviour, several mortar mixes ranging from hardened cement paste (hcp) to the normal mortar were prepared in which the aggregate grading of mortar, water/cement ratio, and the maximum particle size of aggregate were kept constant, but the volume fraction of aggregate was varied from 0.0 (hcp) to 0.75 in steps of 0.15. The critical stress intensity factor of hardened cement paste, for which linear elastic fracture mechanics (LEFM) is valid, was determined from centrally notched disc specimens. The effective stress intensity factors of mortar were then calculated from that of (hcp) using the appropriate toughening mechanism in meso-mechanical relations. The specific fracture energies, the macro-tensile strengths and the modulus of elasticity of mortar were also calculated from the meso-mechanical relationships. From these, the ductility of the mixes was calculated in terms of the characteristic length. It is shown how the meso-mechanical modelling approach gives a clear qualitative and quantitative picture of how a brittle matrix progressively transforms into a tougher, stiffer and slightly ductile composite as the volume fraction of fine aggregates is increased without altering their grading.

1. GİRİŞ

1.1. Genel

Beton çimento, su, ince agregası ve kaba agregadan oluşan heterojen ve anizotrop bir malzemedir. Çimentonun su ile hidratasyonu sonucunda zamanla sert bir matris meydana gelir. Matris sertleşirken agregası ile bağ yapılarak monolitik bir yapı oluşturur. Beton mezo seviyede agregası ve matristen oluşan iki fazlı bir malzeme olarak kabul edilebilir. Bununla birlikte birkaç mm boyutundaki boşluklarda betonun majör bir birleşimi olarak alınabilir. Bu boşluklar çimento hamurunda olduğu gibi çimento hamuru ile agregası arasındaki bağda da olabilir. Bunlar betonun mekanik davranışında çok büyük bir işleve sahiptirler. Çimento hamurundaki boşluklar hapsedilmiş hava boşlukları (10^{-4} - 10^{-2} m), sürüklenmiş hava boşlukları (10^{-5} - 10^{-3} m), kılcal boşluklar (10^{-8} - 10^{-4} m) ve jel boşlukları (10^{-10} - 10^{-7} m) dir.

Matris ve agregası aralarında bağ yapılarak bir arayüzey oluştururlar. Taze betondaki terlemenin ve segregasyonun bir sonucu olarak betonun sertleşmesi esnasında bu arayüzeyde bazı çatlaklar meydana gelir. Diğer bir değişle matris ve agregasının birbirinden oldukça farklı elastisite modülüne sahip olmaları, termal genleşme katsayılarının farklı olması ve nem içeriği değişimlerine verdikleri cevabın değişikliği matris ve agregası arasındaki arayüzeyin çimento hamuruna göre daha zayıf olmasına sebep olur (Mehta ve Monteiro, 1993). Ayrıca beton sertleşirken çimento hamurunun nem kaybetmesinden dolayı betonda bir büzülme oluşur. Büzülme tamamen çimento hamuru ile ilgili bir olaydır. Betonda büzülmeden dolayı meydana gelen şekil değiştirme üniform değildir. Matristeki büzülmeye agregalar engel olmaya çalışırlar. Bundan dolayı beton henüz bir yüklemeye maruz kalmadan bir miktar çekme gerilmesi meydana gelir. Benzer olarak sertleşme esnasında egzotermik reaksiyondan dolayı oluşan farklı sıcaklık dağılımları ısıl çatlamalara neden olur.



Şekil 1.1 Beton deformasyonunun çeşitli karakteristikliklerini tanımlayan gerilme-şekil değiştirme diyagramı

Çimento esaslı malzemeler yarı gevrek malzeme olarak kabul edilirler. Eksenel çekme altında yarı gevrek bir malzemenin örneğin betonun gerilme şekil değiştirme davranışı Şekil 1.1’de gösterilmektedir. Uygulanan yük altında betonda dört temel bölgenin olduğu görülür. Bunlardan birincisi, lineer davranış diye gösterilen ve tepe yükünün %30-40’lık değerine kadar olan bölgedir. II. Bölgede olan A ve B noktaları arasında ise çatlakların rastgele dağıldığı ve çeşitli çatlakların çoğalarak yayıldığı bilinmektedir. Bu bölgede yükleme doğrultusu boyunca oluşan çekme-şekil değiştirmeleri numune uzunluğu boyunca hala üniform olarak dağılmışlardır. III. Bölgede, yani B ve C noktaları arasında ise yükleme doğrultusu boyunca çekme şekil değiştirmeleri artık üniform değildir. Çatlak yayılması kararlıdır. Yani çatlak yükte bir artış olduğu zaman genişlemeye başlar. Kırılmadan sonra oluşan dördüncü safhada, yani şekil değiştirme yumuşaması safhasında ise çatlak yayılması kararsızdır. Çatlak boyutu yük düşmesine rağmen sürekli artar.

Lineer Elastik Kırılma Mekaniği’nin betona uygulanamayacağı bu gerilme-şekil değiştirme davranışına bakılarak anlaşılabilir. Betonun yarı gevrek davranışı, tepe yükünden önceki non-linear gerilme-şekil değiştirme davranışı (çatlak yayılmasının kararlı olduğu bölge) tarafından belirlenir. Kararlı çatlak yayılması, mevcut elastik olmayan kırılma süreci bölgesinden dolayıdır. Kırılma süreci bölgesi, çimento esaslı yarı gevrek malzemelerde malzemenin tipik özeliğinden kaynaklanan heterojenlikten ortaya çıkar. Birçok araştırmacı betonda kırılma süreci bölgesinin boyutunun önem

arz edecek derecede büyük olduğunu böylece betonun kırılma davranışının karakterize edilmesinde LEKM'nin kullanışsız olduğunu ortaya koymuşlardır (Mindess ve Diamond, 1982).

Normal çalışma koşullarında kırılan yapı elemanları üzerinde yapılan incelemelere göre kırılmanın başlıca kaynağının malzemede mevcut veya üretim sırasında oluşan çatlak türünde kusurlar olduğu sonucuna varılmıştır. Başlangıçta önemsiz görünen veya gözden kaçan bu kusurlar zamanla büyüyerek kritik bir değere ulaşmakta ve ani kırılmalara neden olmaktadır. Geçmişte bazı büyük ve pahalı yapıların normal çalışma koşulları altında beklenmedik şekilde aniden kırılarak büyük zararlara ve can kaybına neden oldukları görülmüştür. Yapılan araştırmalarla bu tür kırılmalara malzeme içinde mevcut yerel kusurların (özellikle çatlakların) üretim veya montaj sırasında oluşan işleme ve kaynak hatalarının yük etkisinde zamanla büyüyerek kritik değere ulaşmalarının yol aştığı sonucuna varılmıştır.

Beton halen tüm dünyada en çok kullanılan yapı malzemesidir. Bu yüzden betonun mekanik davranışının tam olarak anlaşılmasının önemi günden güne artmaktadır. Özellikle betonun hasarı halinde çok büyük maddi ve insani kayıplara neden olacak baraj, nükleer reaktör, yüksek katlı binalar ve savunma amaçlı yapılarda betonun kullanılması bu malzemenin çatlama davranışının incelenmesine olan ilginin artmasına sebep olmuştur (Shah ve Tasdemir, 1994).

Kırılma mekaniğinin ana konusu bir yapı elemanında mevcut bir çatlağın hangi koşullar altında yayılarak kırılma oluşturacağını saptamaktır. Klasik malzeme-dayanım teorilerine kıyasla kırılma mekaniğinin en önemli yönü, gerilme altındaki malzemelerde çatlak ve gerilme konsantrasyonunu arttırıcı faktörleri göz önüne alarak kırılma problemlerini incelemesidir.

Kırılma mekaniği öncüsü olan Griffith'in 1920'li yıllarda gevrek ve homojen bir malzeme olan camlarda yaptığı çalışmalara dayanmaktadır. Daha sonra Orowan ve Irwin Griffith'in yaptığı çalışmaları bir adım daha öteye götürmüşler ve gevrek olmayan malzemelerde uygulamaya çalışmışlardır (Irwin, 1957).

Kırılma mekaniği önceleri sadece gevrek ve homojen bir malzeme olan camda ve yine bazı tip homojen metallerde kullanılıyordu. Daha sonraki yıllarda bunun beton gibi yarı gevrek ve heterojen bir malzemede kullanılabilirliği araştırıldı ve bununla ilgili çalışmalar ilk kez Kaplan (1961) ile başladı. Başlangıçta Lineer Elastik Kırılma

Mekaniği betona uygulanmıştır. Fakat yapılan araştırmalar sonucunda LEKM'nin betona doğrudan uygulanamayacağı sonucuna varıldı. Bunun en önemli nedeni ise betonun kırılması esnasında oluşan fiziksel süreç yukarıda adı geçen malzemelerden çok farklıydı. Beton, gevrek ve homojen malzemelerin aksine çok geniş bir kırılma süreci bölgesi gösteriyordu. Bu kırılma süreci bölgesinin varlığı betonun heterojen bir yapıya sahip olmasından kaynaklanıyordu (Mindess ve Diamond, 1982). Beton, matrisinde meydana gelen çatlaklar ve bunların yayılması nedeniyle yük taşıyamaz hale gelmektedir. Betonun nasıl göçtüğünü anlamak ve bunu modelleyebilmek sadece yapıların daha güvenli tasarımı için değil aynı zamanda yeni çimento esaslı malzemelerin geliştirilmesi için de çok önemlidir. Yapılan birçok çalışmalar ve bunların yayınlanması ile, kırılma mekaniğinin temel yaklaşımlarının kullanılmasıyla beton davranışının non-lineer yönünün daha iyi açıklanabileceği görülmüştür. Böylece malzemenin gevrek olarak kırılmasının önlenmesi yönünde mühendisliğe büyük yarar sağlamaktadır (Shah ve Swartz, 1989; Shah ve Elfgren, 1991; Shah, 1991). Betonun kırılmasının LEKM esasına göre bulunan Mod I (açılma modu) gerilme şiddet çarpanının kritik değeri gibi tek bir parametre ile ifade edilemeyeceği anlaşıncaya numune boyutundan ve geometrisinden bağımsız kırılma parametrelerini bulabilmek için LEKM modifiye edildi veya non-lineer kırılma mekaniği modelleri geliştirilmeye çalışıldı. Bu amaçla da günümüze dek üç standart önerisi yapıldı. Bunlardan ilki çentikli kiriş numune kullanarak kırılma enerjisinin saptanması esasına yönelik olup Hillerborg tarafından ortaya atılmıştır (Hillerborg ve diğ., 1976). İkincisi ise yine çentikli kirişte betonun kırılmasının iki parametre ile ifade edilmesi amaçlanmakta olup Jenq ve Shah (1985) tarafından geliştirilmiştir. Üçüncüsü ise betonun kırılma enerjisi ve kırılma süreci bölgesinin boyut etkisi yöntemiyle saptanması esasına dayanmakta olup Bazant ve Kazemi (1990) tarafından önerilmiştir. Daha sonraki bölümlerde öneriler kapsamlı bir şekilde incelenecektir.

1.2. Betonda Neden Kırılma Mekaniği Kullanılmalıdır?

Günümüzde standartları etkilemiş teorilerle başarılı bir şekilde beton yapılar tasarlanabileceği gerçek olmakla birlikte bu teorilerin yerine yeni bir teoriyle beton yapıları tasarlamak gereksiz gibi görülse de Kırılma Mekaniği'ne göre tasarımın çok önemli 5 nedeni vardır.

1. Çatlağın yayılması için enerji gerektiği kesinlikle göz önünde bulundurulmalıdır.

Yapıda çatlağın nasıl başladığını bilmek önemli olduğu kadar çatlağın yayılması için mutlaka enerjiye gerek olduğu bilinmektedir. Bundan dolayı enerji kriterlerine dayanan bir teori kullanılmalıdır.

2. Yapısal analizin sonuçları objektif olmalıdır.

Uygulanan yüke karşı oluşan deformasyon davranışının malzemenin gerçek davranışını belirlemesi gerekmektedir. Kırılma Mekaniği yük-deformasyon eğrisinin maksimum yükten sonraki kısmını da hesaba katarak davranışı bütünüyle ele almaktadır.

3. Yapısal analiz yük-deformasyon eğrisinde bir akma platosunun olmadığını mutlaka kabul etmek zorundadır.

Yapılan çalışmalarda malzeme plastik davranış gösteriyorsa akma platosunun olduğu görülmüştür. Fakat yarı gevrek malzemelerde akma platosunun olmadığı maksimum yükten sonra bir şekil değiştirme yumuşaması bölgesi olduğu görülmüştür.

4. Yapısal analiz enerji yutma kapasitesini ve yapının sünekliğini yeterli bir şekilde hesaba katmalıdır.

Yük-deformasyon eğrisi altında kalan alan malzemenin kırılma esnasında yuttuğu enerjiyi ifade etmektedir. Bu enerjinin göz önünde bulundurulması bilhassa dinamik yüklerde ve yapının sünekliğinin belirlenmesinde önemlidir. Plastik Analiz maksimum yükten sonraki enerji dağılımı hakkında bilgi vermemektedir.

5. Yapısal analiz boyut etkisini göz önünde bulundurmalıdır.

Plastik Limit Analiz ve diğer klasik teoriler beton yapıların tasarlanmasında boyut etkisini göz önünde bulundurmamaktadırlar. Oysa ki yapılan çalışmalarda beton gibi yarı gevrek malzemelerin önemli miktarda boyut etkisi gösterdiği görülmüştür. Kırılma Mekaniği boyut etkisini de hesaba katarak daha güvenilir ve ekonomik bir tasarımı gerçekleştirmektedir (Bazant ve Planas, 1997; Karihaloo, 1995).

Betonun dizaynı bugüne dek iki büyük devrim geçirmiştir. Bunlardan ilki 1900-1930 yılları arasında geliştirilen Elastik Analiz ikincisi ise 1940-1970 yılları arasında geliştirilen Plastik Limit Analiz'dir. Beton yapıların tasarımında Kırılma

Mekaniğinin kullanılmasına ise üçüncü bir devrim gözüyle bakılmaktadır. Kırılma Mekanîği teorisi ise 1980’den sonra çok daha fazla gelişme olanağı bulmuştur.



2. KIRILMA MEKANİĞİ YAKLAŞIMI

2.1. Griffith Teorisi

Kırılma mekaniğinin temellerini oluşturan ilk çalışmalar Griffith ile başlamıştır (Griffith, 1921). Griffith gevrek malzemelerin gerçek çekme dayanımlarının tahmini teorik dayanımlarının çok altında olduğunu görmüş ve buna malzeme bünyesindeki çatlak ve kusurların neden olduğunu bulmuştur. Cam lifleri üzerinde yaptığı çalışmalarda ince liflerin kalın liflere göre daha büyük bir çekme dayanımına sahip olduğunu görmüştür. Bu durumun, camın yüzey hatalarından ileri geldiğini düşünmüş ve malzeme boyutu büyüdükçe yüzey kusurlarının bulunma olasılığının arttığını belirlemiştir. Gerçektende çatlak kenarında büyük gerilme yığılmaları olmakta ve malzeme teorik dayanımına varmadan kırılmaktadır.

Bunun üzerine Griffith gevrek bir malzemede bir çatlak bulunması halinde, malzemenin kırılmadan dayanabileceği gerilmeyi tayin eden ilk bağıntıyı geliştirmiştir.

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2\gamma E}{\pi a}} \quad (2.1)$$

Burada;

σ_f = Kırılma gerilmesi

γ = Yüzey enerjisi

E = Malzemenin elastisite modülü

a = Çatlak boyunun yarısı

olmaktadır.

Griffith denklemine göre kırılmaya sebep olan gerilme (σ_f) mevcut çatlak boyutu (a) ile ters orantılıdır. Griffith denkleminde yüzey enerjisi terimi yerine genellikle kırılma işini gösteren bir parametre, G kullanılır. Bu durumda denklem;

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{EG_c}{\pi a}} \quad (2.2)$$

şeklini alır.

Burada;

$G_c = 2\gamma$ olup, kırılma için gerekli toplam işi gösterir. Griffith analizinde, deformasyon enerjisinin çatlak ilerlemesi sırasında yüzey enerjisine dönüşümünü esas almıştır. Dolayısıyla G aynı zamanda çatlak birim yüzeyinde, çatlak ilerlemesi için gerekli olan enerji miktarıdır. Kırılma, G 'nin kritik bir değeri olan G_c 'de meydana gelir. Griffith teorisi enerji yaklaşımını dikkate almakta ve bazı sınırlamalar getirmektedir. Bunları aşağıdaki gibi sıralamak olasıdır:

1. Malzemenin lineer elastik olduğu,
2. Malzemenin içerisinde çatlak ilerlemesini durduracak bir mekanizmanın olmadığıdır.

Teori sadece çatlak yayılması için gerekli gerilme değerini vermektedir.

Daha sonra Irwin ve Orowan gevrek kırılmayı ayrı bir görüşle analiz etmişlerdir, analizlerinde çatlak ucu civarındaki gerilme durumunu esas almışlardır. Çatlak ucu civarındaki gerilmelerin hesaplanmasından bir gerilme şiddet çarpanı K parametresi geliştirmişlerdir. Gerilme şiddet çarpanı K , uygulanan gerilmenin, çatlak boyut ve şeklinin ve bir geometrik faktörün fonksiyonudur.

Griffith denklemi aşağıdaki şekilde yazıldığında ;

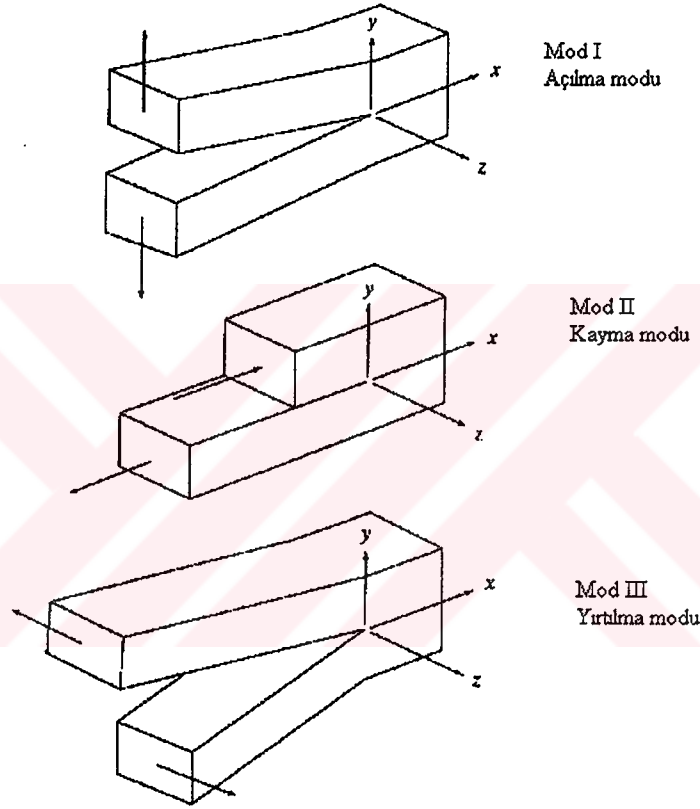
$$\sigma_f \sqrt{\pi a} = \sqrt{EG_c} \quad (2.3)$$

ifadesi elde edilir. Yukarıdaki eşitlikten, $\sigma_f \sqrt{\pi a}$ 'nın değerinin $\sqrt{EG_c}$ 'ye eriştiğinde çatlak ilerleyeceği anlaşılmaktadır. $\sigma_f \sqrt{\pi a}$ teriminin çatlak ilerlemesi için gerekli kuvvetin ölçüsü olduğu düşünülerek, bu terim gerilme şiddet çarpanı olarak adlandırılır; yani, $K = \sigma \sqrt{\pi a}$ olarak gösterilir. Gerilme şiddet çarpanı K 'nın, kritik bir K_c değerinde kırılma olur. Bu durumda,

$$K_c = \sqrt{EG_c} \quad (2.4)$$

olur.

Kritik gerilme şiddet çarpanı K_c genellikle kırılma tokluğu olarak isimlendirilir. Gerilme şiddet çarpanı K gerilme durumuna ve çatlak geometrisi ile ilgili bir parametre olup malzemenin özelliklerine bağlı değildir. Halbuki kırılma tokluğu K_c malzeme ile ilgili bir parametredir ve doğrudan malzeme özeliğini yansıtır. Kırılma Tokluğu olan K_c 'nin büyüklüğünü belirlemek için gerilme şiddet çarpanı K ölçülür. $K=K_c$ olduğunda çatlak ilerler ve kırılma olur. Yukarıdaki bağıntılar sonsuz boyuttaki levhalar için geçerlidir. Belirli boyuttaki numuneler için gerilme şiddet çarpanının hesaplanmasında deneysel veya teorik yolla geliştirilmiş farklı bağıntılar kullanılır.



Şekil 2.1 Çatlak açılma modları

Kırılma tokluğu ölçülürken kırılmada 3 tür mod düşünülmektedir. Şekil 2.1'de de görüldüğü gibi,

Mod I (Açılma Modu): Kırılma halinde gerilmenin normal bileşeni çatlak yüzeyine dik olarak Y eksenine doğrultusunda etki etmektedir.

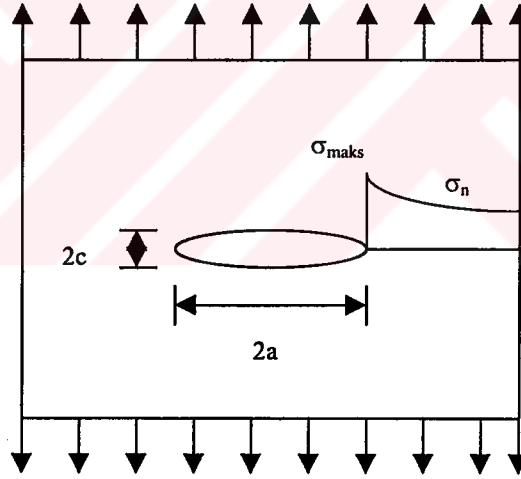
Mod II (Kayma Modu): Kırılma halinde gerilmenin kayma bileşeni çatlakla x eksenine doğrultusunda etki etmektedir.

Mod III (Yırtılma Modu): Kırılma halinde gerilmenin kayma bileşeni çatlakla z ekseni doğrultusunda, çatlakın dip kenarına paralel olarak etki etmektedir.

Uygulamada çatlakın açılma şekli olan Mod I en önemlisidir, bu nedenle günümüzde en çok bu kırılma şekli incelenmiştir.

2.2. Lineer Elastik Kırılma Mekaniği

Birçok malzemede olduğu gibi kompozit bir malzeme olan beton da çatlak ve kusur içerir. Betondaki mikroçatlaklar herhangi bir yüke ve deformasyona maruz kalmadan da gelişebilir. Bu çatlakların içinde en genişleri ve bunların yönlenmeleri, göçme için gerekli kritik yükün belirlenmesi için gereklidir. Bu çatlakların ve kusurların malzeme davranışını nasıl etkilediğini anlamak için, yapılan araştırmalarda, Şekil 2.2’de görüldüğü gibi merkezinde eliptik bir çatlak içeren aksenal çekmeye maruz sonsuz bir plaka esas olarak alınmıştır.



Şekil 2.2 Merkezinde eliptik bir çatlak bulunan aksenal çekmeye maruz bir plaka

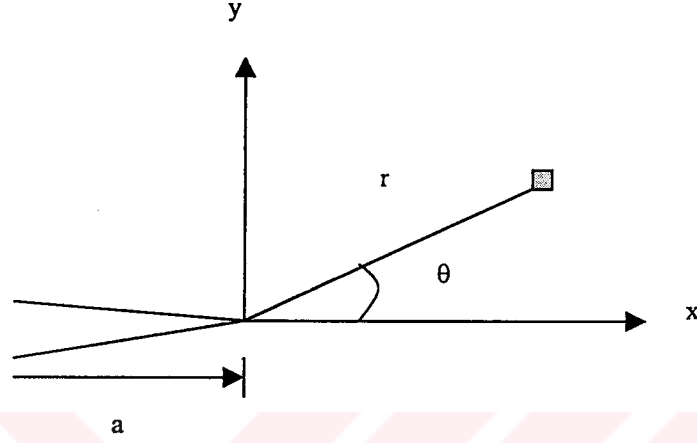
Plakadaki mevcut delik gerilme dağılımını değiştirir. Örneğin boşlukların kenarı boyunca σ_{maks} nominal gerilmeden büyüktür. Bu gerilme yığılması, gerilme yığılması faktörü denen K_t ile tanımlanabilir.

$$K_t = \frac{\sigma_{maks}}{\sigma_n} = 1 + \frac{2a}{c} \quad (2.5)$$

Burada, a ve c sırasıyla elipsin büyük ve küçük yarıçaplarıdır.

Denklem 2.5’den görüldüğü gibi elipsin kısa eksen uzunluğu küçüldükçe K_I artar ve keskin çatlak halinde K_I değeri sonsuza yaklaşır. Bu da gerilme şiddet çarpanına dayanan geleneksel analizlerin keskin çatlak halindeki yapı için geçerli olmadığını gösterir.

Şekil 2.3’de çatlak ucu civarındaki elastik gerilme alanı elastisite teorisine göre türetilirse aşağıdaki ifadeler bulunur (Irwin, 1957).



Şekil 2.3 Çatlak ucundaki koordinat sistemi

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}\end{aligned} \quad (2.6)$$

Mod I çatlağı için gerilme şiddet çarpanı K_I

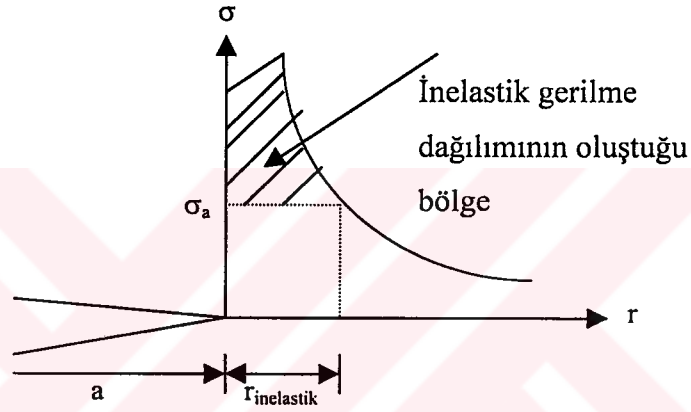
$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (2.7)$$

dir. Burada σ yapı üzerine uygulanan gerilme, a çatlak boyu, W yapının boyutu ve $f(a/W)$ ise geometrik uyum fonksiyonudur. Eksenel çekmeye maruz ve merkezinde çatlak olan bir plakada,

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \left[\frac{2W}{\pi a} \tan\left(\frac{\pi a}{2W}\right) \right]^{1/2} \quad (2.8)$$

dir. $f(a/W)$ 'nin diğer geometriler için ifadeleri "Lineer Elastik Kırılma Mekaniği El Kitabı"ndan bulunabilir (Tada ve diğ., 1985).

Denklem 2.6'da verilen elastik gerilme alanına göre r , çatlak ucunda sıfıra giderken gerilme sonsuza yaklaşır. Bu olay elastik çatlak ucunda gerilme tekilliği olarak adlandırılır. Şekil 2.4'de görüldüğü gibi gerçek malzemeler içerisinde sonsuz gerilme oluşmayacağı için çatlak ucunda elastik olmayan bir bölgenin varlığı açıktır.



Şekil 2.4 Çatlak ucunda elastik olmayan bölge

Hem mod I gerilme şiddet çarpanı (K_I) hem de gerilme yığılması faktörü K_t kusurdan dolayı gerilmenin artmasının nedenini gösterir. Kusur keskin bir çatlak olduğu zaman K_I sınır değere sahip olur ve K_t sonsuza yaklaşır. K_I değeri çatlak ucundaki gerilme alanının tekilliğinin nedenini açıklar. K_I değeri, yükün, numune geometrisi ve boyutunun, sınır koşullarının ve çatlak uzunluğunun fonksiyonudur.

Gerilme şiddet çarpanı bir kırılma kriteri gibi gösterilebilir. Çatlağın yayılmaya başladığı anda K_I , başlangıç bir değere eşit olur. Yani,

$$K_I = K_{IC} \quad (2.9)$$

olur. Burada K_{IC} Mod I çatlağı halinde kritik gerilme şiddet çarpanını gösterir. K_{IC} değeri LEKM'ne göre malzeme özeliğidir.

Şekil değiştirme enerjisi salıverme hızı olan G ile gerilme şiddet çarpanı olan K_I arasındaki bağıntı, düzlem gerilme şartları altında lineer elastik malzemeler için aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \quad (2.10)$$

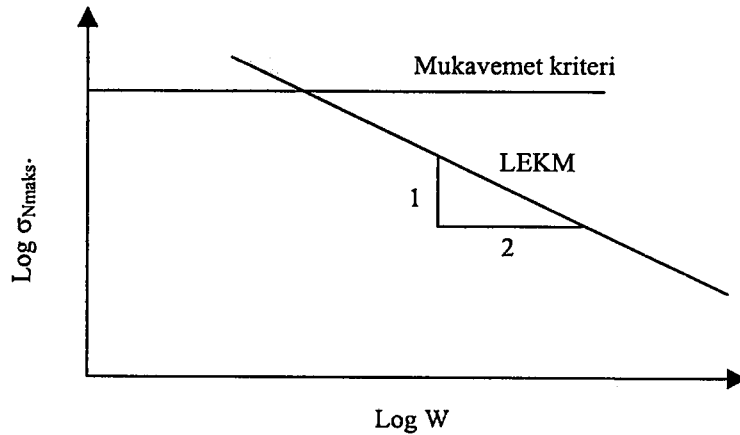
LEKM'ni kullanarak Mod I gerilme şiddet çarpanının kritik değeri olan K_{IC} değeri hesaplanabilir, bu yöntem tek parametre sağlar.

Kritik gerilme şiddet çarpanı ile ilgili bağıntı aşağıdaki genel haliyle yazılabilir

$$K_{IC} = \sigma_{maks} \sqrt{a} f\left(\frac{a}{W}\right) = \sigma \sqrt{W} f'\left(\frac{a}{W}\right) \quad (2.11)$$

burada, $f(a/W)$ ve $f'(a/W)$ boyutsuz fonksiyonlar, W ise yapı karakteristik boyutunu göstermektedir; bu değer kiriş için yükseklik olabilir. Şekil 2.5'de görüldüğü gibi K_{IC} değeri LEKM'ne göre bir sabit olduğundan $\log \sigma_{maks}$ 'ın $\log W$ 'ye göre grafiği çizilecek olursa boyut etkisi $-1/2$ eğimli bir eğri ile gösterilebilir.

$$\log \sigma_{maks.} = -\frac{1}{2} \log W + \text{sabit} \quad (2.12)$$



Şekil 2.5 LEKM'nin mukavemet kriterine karşın gösterdiği boyut etkisi

Denklem 2.12'deki sabit terim kuşkusuz numune şekli ve yükleme durumuna bağlıdır. Walsh (1972, 1976) çentikli beton kirişlerde yaptığı deneylerde çok büyük

boyutlardaki numunelerin, LEKM'nin belirttiği güçlü bir boyut etkisini takip ettiğini küçük kırımların ise pratik olarak boyut etkisi göstermediğini yatay bir çizgi takip ederek klasik dayanım kriterine uyduğunu gördü. Gene onun verdiği verilere bakıldığında LEKM'nin uygulanabilmesi için çentikli kırılma numune yüksekliğinin en az 230 mm olması gerekmektedir.

2.3. Non-lineer Kırılma Mekaniği

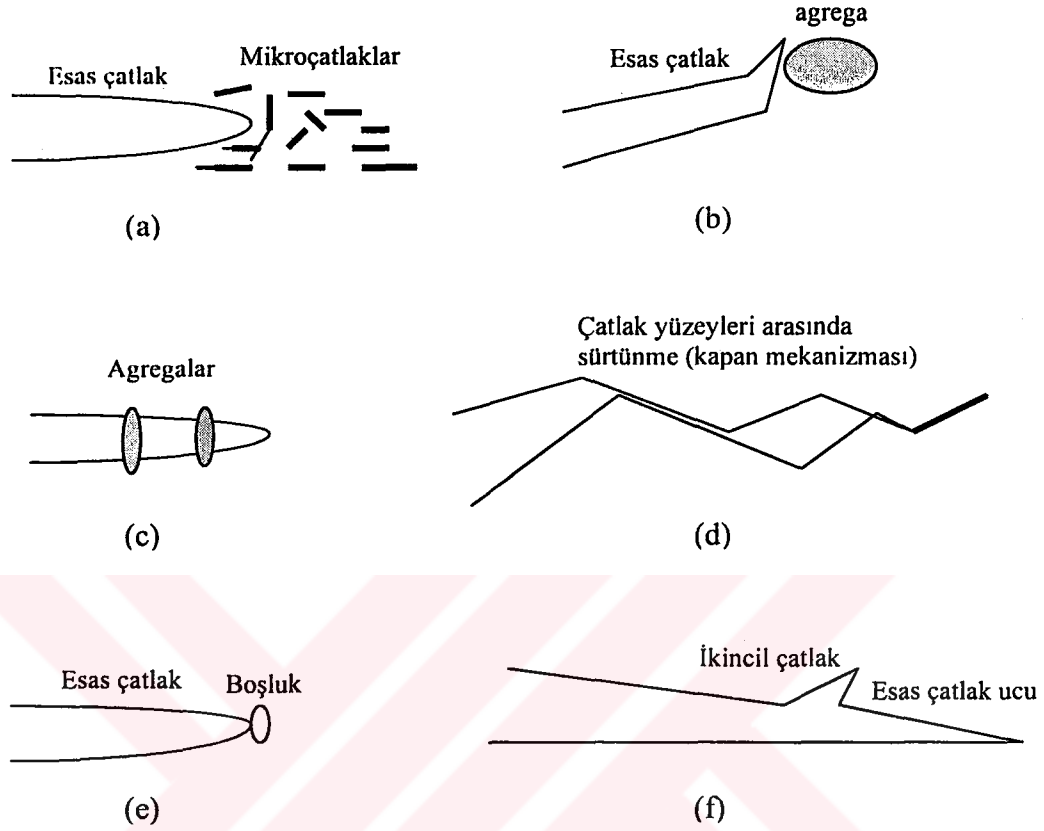
2.3.1. Betonun kırılma süreci bölgesi

Malzemelerde çatlak ucunda daima bir elastik olmayan bölge mevcut olduğundan gerilme o bölgede sonsuz olamaz. Bu bölge de genellikle kırılma süreci bölgesi olarak adlandırılır. Betonun kırılma davranışı da büyük ölçüde bu kırılma süreci bölgesi tarafından belirlenir. Betonda varolan büyük bir kırılma süreci bölgesinden dolayı LEKM'nin betona doğrudan uygulanamayacağı Shah ve McGarry (1971) tarafından ortaya konulmuştur. Eğer yapı boyutuna göre kıyasla bu bölge yeterince küçük olursa LEKM uygulanabilir. Fakat yapılan çalışmalar bu bölgenin betonda küçük olmadığını göstermiştir (Shah ve Ouyang, 1992).

Oldukça büyük bir kırılma süreci bölgesinin varlığı betonun heterojen bir yapıya sahip olmasına bağlanabilir (Mindess ve Diamond, 1982). Kırılma süreci bölgesinde oluşan birçok mekanizmanın varlığı yapılan çalışmalarda görülmüştür. Bu toklaşma mekanizmalarından bazıları Şekil 2.6'da gösterilmiştir.

Kırılma esnasında çatlak ucunda oldukça büyük bir değere ulaşan gerilme, var olan su dolu boşluklarda, döküm esnasında oluşan hava boşluklarında, kür esnasında meydana gelen büzülme ve termal kusurlarda mikroçatlaklara neden olur. Bu olay Şekil 2.6. (a)'da görüldüğü gibi mikroçatlak kalkını olarak bilinir ve uygulanan yükte bir miktar dış enerji tüketimine neden olur (Kachanov, 1986). İkincisi ise çatlak sapması olarak bilinen (b) çatlağın agregadan geçemeyip etrafından dolaşarak matris içinde yayılmasıdır. Bu mekanizma detaylı olarak Faber ve Evans (1983) tarafından ortaya atılmıştır. Diğer toklaşma mekanizması ise agrega köprülenmesidir. Böylece çatlak agregaların etrafında ilerlerken girintili bir çatlak güzergahı oluşur ve Şekil 2.6 (c)'de görüldüğü gibi çatlak yüzeyleri arasında kenetlenme olur. Bu da çatlak boyunca köprülenme ve sürtünmeyle enerji harcamasını gerekli kılar. Birçok

araştırmacı bu bölgeye odaklanmış bilhassa bu bölgenin boyutu ve oluşumunu incelemiştir (Mindess, 1991). Tablo 1.1'de bu bölgenin bazı malzemeler için uzunlukları verilmiştir.



Şekil 2.6 Kırılma süreci bölgesindeki bazı toklaşma mekanizmaları: (a) Çatlak kalkanı, (b) Çatlak sapması, (c) Agrega köprülenmesi, (d) Çatlak yüzeyleri arasında sürtünme (kapan mekanizması), (e) Çatlak ucu bozulması, (f) Çatlak bölünmesi

Tablo 1.1. Bazı malzemelerin kırılma süreci bölgesi uzunlukları (Karihaloo, 1995)

Malzeme	Uzunluk, mm
Cam	10^{-6}
Sertleşmiş Çimento Hamuru	5-15
Harç	100-200
Yüksek Dayanımlı Beton (50-100 MPa)	150-300
Normal Beton	200-500
Baraj Beton (g=38 mm)	700

Tablo 1.1'de g en büyük agrega boyutudur.

2.3.2. Non-lineer kırılma mekaniğine dayanan yöntemler

1960 ve 1970'li yıllarda betonun kırılmasının LEKM'ne göre belirlenen gerilme şiddet çarpanı gibi tek bir parametre ile ifade edilemeyeceği ve betonda geniş bir kırılma sürecinin varlığı daha sonraki yıllarda betonun kırılma parametrelerinin saptanması için non-lineer kırılma mekaniğine dayanan yöntemlerin geliştirilmesine neden olmuştur. Bunlardan ilki Hillerborg ve diğ. (1976) tarafından önerilen Fiktif Çatlak Modelidir. Bu modelde çentikli kiriş numuneler kullanılarak üç noktadan eğilme deneyi yapılır, yük-sehim eğrisi altında kalan alan hesaplanır ve RILEM 50-FMC (1985)'e göre G_F kırılma enerjisi bulunur. Modelin sakıncası tek parametre içermesidir ve sehim ölçmek kolay olmayıp inen kolda sıfır yüke kadar deneyi sürdürmenin güçlüğüdür. İkinci yöntem ise Bazant ve Kazemi (1990) tarafından önerilen Boyut Etkisi Kuralı'dır. Bu modelde en az üç farklı boyutta, orantılı çentikli kirişlerde RILEM TC 89-FMT (1990)'a göre üç noktalı eğilme deneyi uygulanır. Sadece tepe yükü ölçülerek iki adet kırılma parametresi bulunur. Bunlardan ilki kritik enerji salıverme hızı olan G_F , diğeri ise kırılma süreci bölgesi uzunluğu olarak anılan c_f tir. Üçüncü yöntem ise Jenq ve Shah (1985) tarafından önerilen İki Parametrelili Modeldir. Bu modelde farklı boyutlu numunelere gerek yoktur. Çentikli kirişte yük-çatlak ağzı açılma deplasmanı eğrisinin tepe noktasında yükleme boşaltma yapılarak uyum fonksiyonu bulunur ve etkin çatlak boyu esasına göre iki adet kırılma parametresi hesaplanır (RILEM TC 89-FMT, 1990). Bu parametreler kritik gerilme şiddet çarpanı K_{IC} ve kritik çatlak ucu açılma deplasmanı $CTOD_C$ 'dir. Model iki parametre sağlamasına rağmen test tekniğinin zor olması ve pahalı aletler gerektirmesi dezavantajıdır. Bu dezavantajı gidermek için deneyde sadece tepe yükünü ölçerek sonlu elemanlar yöntemiyle basit bir yöntem geliştirilmiştir. Tang ve diğ. (1996) tarafından geliştirilen metoda göre gene aynı kırılma parametreleri karışık deney tekniklerine gerek olmaksızın hesaplanabilmektedir. Yukarıda anlatılan yöntemlerin dışında yine boyut etkisine dayanan fakat Bazant'ın Boyut Etkisi Kuralına alternatif bir yöntem geliştirilmiştir (Carpinteri ve diğ, 1995; Carpinteri ve Chiaia, 1996). Carpinteri yaptığı çalışmalarda betonun nominal çekme dayanımının boyut küçüldükçe arttığını, boyutun çok büyük değerlerinde ise sabit bir değer aldığını görmüştür. Bu yöntemde de gene iki adet kırılma parametresi söz konusudur.

2.3.3. Non-linear kırılma mekaniği yöntemlerinin uygulanması ve elde edilen sonuçlar

Yukarıda anlatılan modellerin tümü ile ilgili pek çok çalışma yapılmıştır. Bu çalışmaların hepsinin amacı betonun kırılmasının önerilen yöntemle uygun olup olmadığı ve aranan kırılma parametrelerinin numune şeklinden ve boyutundan bağımsız olup olmadığı yönündedir. Bazant ve Pfeiffer (1987) tarafından yapılan bir çalışmada, farklı geometrilerdeki numunelere farklı yüklemeler uygulanmış ve beton için kırılma enerjisi G_f 32 ile 51 J/m² arasında değişen değerlerde, kırılma süreci bölgesinin uzunluğu c_f 'de ise 9.5 ile 25.7 mm arasında değişen değerler bulunmuştur. Harçlarda ise G_f değerleri genelde 20 J/m² değerinde çıkarken c_f değerleri 1 ile 9 mm arasında değişmiştir. Tang ve diğ. (1999) tarafından yapılan bir çalışmada ise üç noktalı kiriş eğilme-çekme numunelerinde yaklaşık 32 J/m² çıkan G_f değeri ekzantrik basınç yüklemesi altındaki numunelerde 50 J/m² olarak elde edilmiştir. c_f değerleri ise sırasıyla 16.4 mm ve 21 mm dir. Yine aynı çalışmada silindir yarma-çekme numunelerinde G_f değeri yaklaşık 26 J/m² iken c_f değeri ise 13 mm civarındadır. Hasegawa ve diğ. (1985) tarafından yapılan deneyler sonucunda silindir yarma-çekme numunelerinde K_{IC} değeri 0.62 MPa (m)^{1/2}, c_f değeri ise 10 mm olarak bulunmuştur. Yine Bazant ve diğ. (1991) tarafından silindir yarma-çekme numunelerinde yapılan deneyler sonucunda K_{IC} değeri 2.215 MPa (m)^{1/2} ve c_f değeri de 15.2 mm olarak bulunmuştur. Ayrıca bu çalışmada numune boyutunun belli bir değerinden sonra eğrinin ters döndüğü ve boyut etkisi kuralından uzaklaştığı görülmüştür. Boyut etkisi kuralının parametrelerini bulmak için yapılan birçok deneyin sonuçları Karihaloo (1995) tarafından özetlenmiştir. Burada G_f değerlerinin 23 J/m² den 94 J/m²'ye kadar, K_{IC} değerlerinin ise 0.87 MPa (m)^{1/2} den 1.75 MPa (m)^{1/2} değerine kadar değiştiği, yani numune boyutunun artmasıyla bu parametrelerin arttığı görülmüştür. Atahan (1996) disk numunelerde yarma-çekme testi yaparak boyut etkisi kuralını incelemiş ve deney sonuçlarının boyut etkisi kuralına uyumlu olduğu sonucuna varmıştır. Kızılaslan (1997) tarafından kiriş numunelere üç nokta eğilme-çekme deneyi yapılarak yine boyut etkisine uygun sonuçlar bulunmuştur. Hesaplanan G_f değerleri 36 ile 57 J/m² arasında değişirken, c_f değerleri ise 17 ile 32 mm arasında değişmiştir. Tang ve diğ. (1992) hem kiriş hem de silindir numunelerde deneyler yapmışlardır. Kirişlerde yapılan üç nokta eğilme-çekme deneyleri sonucunda kiriş boyutu arttıkça nominal gerilmenin düştüğünü, fakat kiriş boyutu çok büyük olduğu zaman sabit bir minimum değer aldığını görmüşlerdir. Silindir

yarma çekme numunelerinde ise yük dağılım genişliğinin çekme dayanımı üzerinde çok önemli bir parametre olduğunu görmüşlerdir. Sabit bir yük dağılım genişliği başlangıçta nominal gerilmeyi boyut arttıkça düşürmüş fakat bir minimum değer aldıktan sonra yavaş yavaş arttırmıştır.

Araştırmacılar İki Parametrelili Model ve Tepe Yüğü yöntemini kullanarak geçerli kırılma parametrelerini bulmaya çalışmışlardır. Tang ve diğ. (1996) İki Parametrelili Modeli kirişlerde üç noktalı eğilme-çekme deneyi yaparak uygulamışlardır. Sonuç olarak 0.74 ile 1.033 MPa (m)^{1/2} arasında değişen K_{IC} değerleri ve 0.0050 ile 0.0103 mm arasında değişen CTOD_C değerleri bulmuşlardır. Refai ve Swartz (1987) ise yine kiriş numunelerde aynı deneyi uygulayarak 0.939 ile 1.184 MPa (m)^{1/2} arasında değişen K_{IC} değerleri ile 0.0084 ile 0.0219 mm arasında değişen CTOD_C değerleri bulmuştur. Tang ve diğ. (1996) tepe yüğü metodunu kullanarak silindir yarma-çekme numunelerinde K_{IC} değerini 0.921 MPa (m)^{1/2}, CTOD_C değerini ise 0.00709 mm olarak, kirişde üç noktalı eğilme-çekme deney numunelerinde ise K_{IC} değerini 0.929 MPa (m)^{1/2}, CTOD_C değerini ise 0.00820 mm olarak bulmuşlardır. Yine tepe yüğü metodu kullanılarak yapılan bir çalışmada farklı geometrilerdeki numunelere farklı yüklemeler uygulanmış ve en küçük K_{IC} değeri silindir yarma-çekme deneyinde 0.842 MPa (m)^{1/2}, en büyük K_{IC} değeri ise eksantrik basınç yüklemesi altındaki numunelerde 1.129 MPa (m)^{1/2} olarak bulunmuştur. Diğer numuneler bu değerler arasında yer almıştır. CTOD_C değerleri ise yine en küçük silindir yarma-çekme numunelerinde olmak üzere 0.0091 mm, en büyük ise eksantrik basınç deneyi uygulanan numunelerde 0.0235 mm olarak hesaplanmıştır (Yang ve diğ., 1997). İki Parametrelili Model uygulanarak yapılan birçok deney gene Karihaloo (1995) tarafından özetlenmiş ve 0.894 ile 2.130 MPa (m)^{1/2} arasında değişen K_{IC} değerleri ile 0.0042 ile 0.0316 mm arasında değişen CTOD_C değerleri bulunmuştur.

Boyut etkisi kuralına karşı alternatif bir model öneren Carpinteri de yaptıkları çalışmalarda numunenin belli bir boyutundan sonra nominal çekme dayanımının bir minimum değerde sabit kaldığını, numune boyutu küçüldükçe arttığını görmüştür. Bunu da numune küçüldükçe mikro yapının fraktallaşarak daha fazla boyut etkisi gösterdiğine, numune boyutu arttıkça daha homojen bir yapı oluşup boyut etkisinin kaybolduğuna bağlamıştır. Çeşitli numune geometrilerinde ve farklı yükleme durumlarında yaptıkları deneyleri boyut etkisi kuralı ile karşılaştırmış ve deney sonuçlarının genelde kendi modelinde daha büyük regresyon katsayıları verdiğini

görmüştür (Carpinteri ve diğ., 1995; Carpinteri ve diğ., 1996; Carpinteri ve Ferro, 1994; Carpinteri ve Chiaia, 1995).

2.4. Betonun Kırılmasına Fraktal Yaklaşım

Klasik Euclid geometrisinde, eğrinin boyutu 1, düzlemin boyutu 2 ve kübün boyutu 3 olarak tanımlanır. Bu topolojik boyut D_t olarak bilinir ve tam sayılarla ifade edilir. Fraktal geometride ise eğrinin boyutu D eğrinin karmaşıklık derecesine göre 1 ve 2 arasında herhangi bir değere sahiptir. Benzer şekilde, bir düzlem 2 ve 3 arasında değişen bir fraktal boyuta sahiptir. Latince fractus kelimesinden türetilen fraktal kavramı parçalanmış ve bölünmüş anlamına gelir. Bu kavramın matematiksel ifadesi, Hausdorff ve Besicovitch isimli matematikçiler tarafından verilmiştir (Mandelbrot, 1983). Fraktal kavramı yalnızca matematikte değil aynı zamanda akışkanlar mekaniği fizyoloji gibi farklı alanlarda uygulanabilme potansiyeline sahiptir. Kendine benzer (kendisine benzeyen parçalardan oluşmuş cisim) bir geometriye sahip yapıların analizinde güçlü bir araç olarak kullanılan fraktal kavramı ile farklı ölçeklere ve düzensizliklere sahip, pürüzlü ve düzensiz olan doğal yapılardaki büyük değişim tarif edilebilmektedir (Öncel, 1996).

Akyüz ve Taşdemir (1997) tarafından geliştirilen bir yöntemde ise beton dayanımının boyuta bağımlılığı bir fraktal kuramdan yararlanarak ifade edilmektedir. Numune boyutundaki artma ile beton dayanımındaki azalmayı incelemek için disk yarma-çekme ve kiriş üç noktalı eğilme-çekme numunelerinin deney sonuçları kullanılmıştır. Betondaki fraktal boyutu hesaplamak için kendine benzerlik özeliği esas alınmaktadır. Yapılan incelemelerde betonun çekme dayanımının fraktal boyutu 1 ve 2 arasındaki bir yüzeye etkiyen kuvvet olarak ifade edilebileceği sonucuna varılmaktadır. Betonun çekme dayanımının tersi ile numune boyutu arasında doğrusal bir bağıntının olduğu gösterilmektedir. Issa ve Hammad (1993) tarafından yapılan buna benzer bir çalışmada kırılma yüzeyinin fraktal geometri kavramı ile belirlenebileceği görülmüştür. Harç numunelerde yapılan deneylerde, harcın kırılma yüzeyinin pürüzlülüğü arttıkça fraktal boyutunda arttığı görülmüştür. Yani toklaşma mekanizmalarının devreye girerek çatlağın ilerlemesine direnç gösterdikleri ve böylece çatlağın daha dolambaçlı bir yol izlediği anlaşılmıştır.

2.5. Çimento Esaslı Malzemelerde Agreganın Hacim Oranının Kırılma Parametrelerine Etkisi

Betonun yaklaşık % 75'ini agrega teşkil ettiği için, agreganın betonun kırılma davranışında ve kırılma parametreleri üzerinde çok büyük etkisi vardır. Agreganın maksimum tane çapı, şekli, tipi, yüzey pürüzlülüğü ve su emme yeteneği betonun kırılma davranışında etkili olan başlıca etkenlerdir. Bu yüzden son zamanlarda agrega tipi ve boyutunun betonun mekanik özelliklerine olan etkilerini inceleyen çok yoğun çalışmalar yapılmaya başlanmıştır (Aitcin ve Mehta, 1990; Baalbaki ve diğ., 1991; Tasdemir ve diğ., 1999; Şengül ve diğ., 2000). Maksimum tane çapı hem kırılma enerjisinde hem de malzemenin gevrekliğini belirlemede oldukça büyük bir önem taşır. Şayet çatlak yüzeyi pürüzlülüğüne bağlı olarak agregalar birbirlerine daha fazla kenetleniyorlarsa betonun enerji yutma kapasitesi artacaktır (Karihaloo, 1995). Yine son zamanlarda yapılan çalışmalarda maksimum agrega boyutu arttıkça karakteristik boyun arttığı görülmüş ve daha sünek bir davranış elde edilmiştir. Yüksek su-çimento oranı, büyük boyutlu agrega ve daha yüksek hacim oranında ince ve kaba agrega kullanılarak yapılan beton tasarımı maksimum karakteristik boy elde edilmiştir. Ayrıca gene gevreklik sayısını temel alarak mikroçatlaklara karşı bir beton tasarımı yapılabileceği görülmüştür. Bunun için tasarımda daha ince agrega boyutu ve daha fazla ince agrega hacim oranı kullanılmalıdır (Lange-Kornbak ve Karihaloo, 1996). Taşdemir ve Karihaloo (2001) ve Sarısu (1996) tarafından yapılan çalışmalarda agrega hacim oranının maksimum tane çapı küçük harçlarda gerilme şiddet çarpanı değerine etkisi olmadığına fakat kaba taneli harçta ve betonda ise çok güçlü bir etkisinin olduğu sonucuna varılmıştır. Ayrıca agrega hacim oranının artmasıyla elastisite modülünde, yarma-çekme dayanımında, gerilme şiddet çarpanında, kırılma enerjisinde ve karakteristik uzunlukta hep artış gözlenmiştir. Toklaşma mekanizmalarının betonda çok önemli olduğu vurgulanmıştır. Yine daha önce yapılan bir çalışmada betonda mod I durumunda agrega hacim oranının artmasıyla gerilme şiddet çarpanının arttığı görülmüştür (Taşdemir ve Yıldırım, 1995). Nallathambi ve Karihaloo (1986) tarafından yapılan bir çalışmada K_c ve G_c değerlerinin su-çimento oranına, agrega maksimum boyutu ve yüzey pürüzlülüğüne bağlı olduğu görülmüştür. Su-çimento oranı arttıkça K_c ve G_c değerlerinin önemli bir miktarda azaldığı tespit edilmiştir. Diğer taraftan kaba agreganın maksimum boyutunun artmasıyla kırılma tokluğunun da arttığını görmüştür. Ayrıca yuvarlak agregaya karşın köşeli agrega kullanımı da benzer etkiyi göstermiştir.

2.6. Amaç ve Kapsam

Beton çok karmaşık bir iç yapıya sahiptir. Yüksüz durumdan öncede eleman içinde çok sayıda küçük çatlak vardır. Yük uygulandığında küçük çatlaklar gelişir, yayılır ve elemanın göçmesine neden olan büyük çatlaklara dönüşür. Böyle bir davranışı matematik olarak modellemek ancak kırılma mekaniği prensipleri ile gerçekleştirilmektedir. Dünyada bugüne dek yapılan ve halen devam eden bütün çalışmalar belli bir betona ait, numune boyutu ve geometrisinden bağımsız sabit parametreler bulmak içindir. Fakat çalışmalarla betonda bu sabit parametreleri bulmanın zorluğu gösterilmiştir. Bu yüzden anlatılan yöntemlerin hiçbirisi henüz standartlara girip beton tasarımı için kullanılabilecek yöntem haline gelememiştir.

Sunulan bu çalışmanın ilk bölümünde, üretilen belli bir beton için yukarıda anlatılan yöntemleri kullanarak numune boyutu ve geometrisinden bağımsız sabit parametreler bulunup bulunamayacağı araştırıldı. Ayrıca yöntemler parametrelerin hesabı için genellikle kiriş numunelerde üç noktalı eğilme-çekme deneyini önermektedir. Bu çalışmada ise kiriş numunelerin yanında disk şeklinde ki numuneleri de kullanarak kiriş numunelere alternatif oluşturup oluşturamayacağı araştırıldı. Ayrıca tezde fraktal geometri genel olarak değerlendirildi ve betonun kırılmasına fraktal yaklaşım uygulandı. Fraktal geometriden yararlanılarak kırılma süreci bölgesi ve uzunluğu hakkında bilgi edinilmeye çalışıldı.

Bu amaçla iki farklı geometrideki disk ve kiriş numuneler ve farklı boyutlardaki söz konusu numuneler üretilerek Mod I yüklemesi altında disk numunelere yarma-çekme deneyi kiriş numunelere ise üç noktalı eğilme-çekme testi uygulandı. Disk numuneler halinde, çapları 100, 150, 225, 300, 450 ve 600 mm olmak üzere 6 farklı boyutta numune üretildi. Bu numunelerde bir seri çentiksiz diğerleri ise çentik-çap oranı 0.1, 0.3 ve 0.5 olan dört çeşit çentik-çap oranı kullanıldı ve her çentik-çap oranı için üçer adet numune üretildi. Kiriş numunelerde ise 70x70x280 mm, 100x100x500 mm ve 140x140x560 mm olmak üzere 3 farklı boyut kullanıldı ve yine bunlarda da bir seri çentiksiz diğerleri ise 0.2, 0.35 ve 0.5 çentik-yükseklik oranı olmak üzere toplam dört seri üretildi ve her seri üçer adet numuneden oluştu. Ayrıca üretilen betonun 28 günlük basınç dayanımını ve elastisite modülünü hesaplayabilmek için üçer adet $\phi 150/300$ mm'lik silindir numuneler üretildi. Üretimler Akçansa Çimento Sanayi ve Ticaret A.Ş. bünyesindeki BetonSA Büyükçekmece Hazır Beton Santralinde yapıldı.

BS 25 sınıfında üretilen betonda Tümad ova kumu, taş tozu, I ve II No kırmataş kullanıldı. En büyük agrega boyutu 25 mm kullanılan çimento ise Akçansa Çimento Fabrikası ürünü olan PKÇ/A 42.5R'dir. Katkı olarak ADDIMENT FMN 95 tipi süper akışkanlaştırıcı kullanıldı. Üretim dört parti halinde yapıldı ve her partide aynı karışım uygulandı. Ayrıca her partinin homojen olması için gereken çaba gösterildi. Partilerin homojenlikleri de yapılan slump ve birim ağırlık testleri ile kontrol edildi. Bütün partilerde su-çimento oranı 0.52 olarak sabit tutuldu ve her partide agregaların nem içerikleri ölçülerek gerekli nem düzeltmeleri yapıldı. Ayrıca kalıptan çıkarılan bütün numuneler aynı kür koşullarında saklanmış ve kür süreleri dolduktan sonra İTÜ İnşaat Fakültesi Yapı Malzemesi Laboratuvarında aynı yaşta deneye tabi tutuldular. Üretilen disk numunelere çapın 1/10'u genişlikte ve 3 mm kalınlıkta çitalar kullanarak Brezilya yarma-çekme deneyi uygulandı. Kiriş numunelere ise daha önce açıklığın orta noktasından elmas testere ile çentik oluşturuldu ve üç noktalı eğilme-çekme deneyine tabi tutuldular.

Çalışmanın ikinci bölümünde ise harçlarda, agrega hacim oranının kırılma parametrelerine nasıl etki ettiği araştırılmış ve gevreklikten yarı gevrekliğe geçiş durumu incelenmiştir. Bu amaçla 150 mm. çapında ve 60 mm. yüksekliğinde hamur fazından başlayarak % 75 hacim oranına kadar 0.15'lik arttırmalarla çentikli disk numuneler üretilmiştir. Bütün karışımlarda agrega maksimum dane çapı ve su-çimento oranı sabit tutulmuştur. Bütün numuneler aynı süre kür edildikten sonra yarma-çekme testine tabi tutularak tepe yükleri bulunmuştur. Tepe yükü değerlerine göre her hacim oranı için LEKM ilkeleri kullanılarak kritik gerilme şiddeti çarpanları hesap edildi. Bu numunelerde hamur fazından başlayarak hacimce % 15, 30, 45, 60 ve 75 olmak üzere 5 çeşit hacim konsantrasyonu kullanılmıştır. Üretimde kullanılan agreganın maksimum tane boyutu 1 mm. ve özgül ağırlığı 2.63 kg/dm³ tür. Çimento ise PÇ 42.5 çimentosudur ve özgül ağırlığı 3.08 kg/dm³ tür. Su-çimento oranı tüm numunelerde 0.32 olarak bulunmuştur. Numunelerde 0.1-0.2-0.3-0.4-0.5-0.6 olmak üzere 6 çeşit çentik-çap oranı kullanılmıştır. Aynı hacim konsantrasyonundaki dökümlerde her bir çentik-çap oranı için üçer adet numune üretildi ve toplam 108 adet numune denendi. Üretim esnasında çentik oluşturmak için kullanılan çelik levhalar kalıplara monte edildi ve bu çentik levhaları priz sona ermesine yakın yavaşça kalıptan çıkartılarak çentik oluşumu sağlandı. Numuneler 21±2 °C derecedeki kirece doymuş suda 27 gün tutulduktan sonra havuzdan çıkarılıp

kuruması için bir gün bekletildi ve daha sonra yarma-çekme deneyi uygulandı. Test esnasında kullanılan ahşap çıtaların genişlikleri 15 mm kalınlıkları ise 3 mm'dir. Böylece yükün uygulandığı genişliğin numune çapına oranı 0.1 olmuştur.



3. DENEYSEL ÇALIŞMALAR

3.1. Kullanılan Malzemeler ve Özellikleri

3.1.1. Agregaların özellikleri

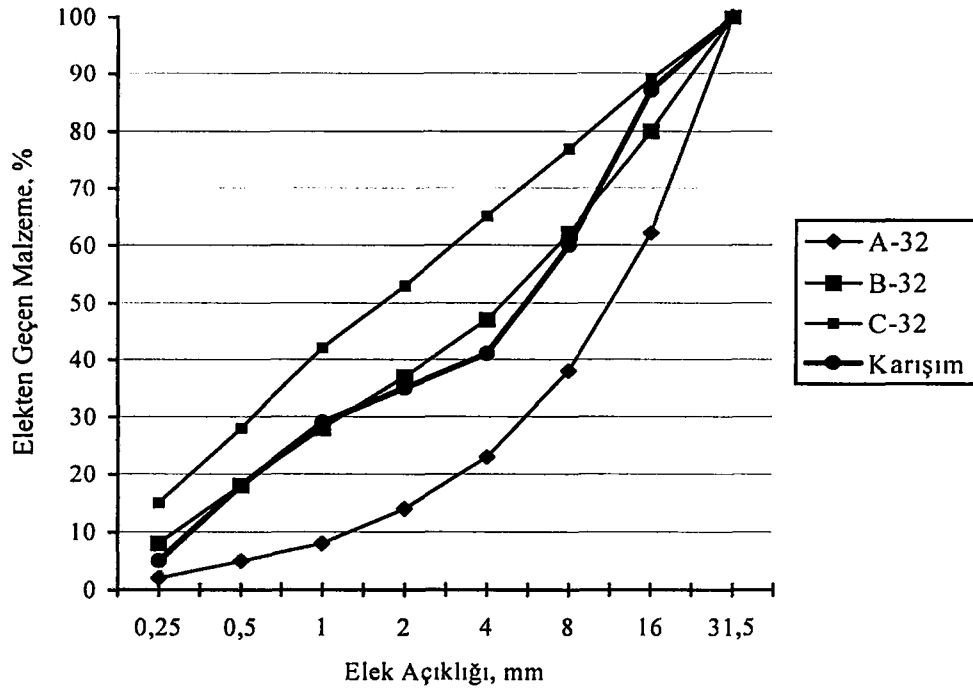
Üretilen betonda toplam 4 sınıf agrega kullanıldı. Bunlar kum, taş tozu, kırmataş I ve kırmataş II olup maksimum agrega boyutu 20 mm dir. Kullanılan agregaların özgül ağırlıkları ve granülometrik bileşimleri Tablo 3.1’de granülometri eğrisi ise Şekil 3.1’de gösterilmektedir.

Tablo 3.1. Karışımda kullanılan agregaların elek analizleri ve özgül ağırlıkları

Elek Göz Boyutu (mm)	31.5	16	8	4	2	1	0.5	0.25	Özgül Ağırlık
Kum	100	100	100	95	87	77	48	8	2.55
Taş Tozu	100	100	100	96	69	44	28	18	2.60
Kırmataş I	100	100	59	3	1	1	1	1	2.60
Kırmataş II	100	54	1	1	0	0	0	0	2.60
Karışım	100	87	60	41	35	29	18	5	

3.1.2. Çimentonun özellikleri

Üretilen betonlarda kullanılan çimento Akçansa Çimento Sanayi ve Ticaret A.Ş. ye ait PKÇ/A 42.5R cinsi bir çimentodur. Çimento üzerinde TS 12143/Mart 1997'ye göre yapılan kimyasal, fiziksel ve mekanik deneylerin sonucu Tablo 3.2’de verilmektedir.



Şekil 3.1 Beton karışımının granülometri eğrisi

Tablo 3.2. Çimentonun kimyasal, fiziksel ve mekanik özellikleri

Kimyasal Analiz		Standartlar	Deney Sonuçları
Kükürt Trioksit (SO ₃), %		Maks. 4.0	2.48
Klor (Cl), %		Maks. 0.1	0.0242
Katkı Miktarı, %		Min. 6.0 Maks. 20.0	17.90
Fiziksel Deneyler		Standartlar	Deney Sonuçları
Priz Süresi (Saat- dk.)	Başlangıç	Min. 1	02:25
	Son	-	02:59
Toplam Hacim Genleşmesi, (mm)		Maks. 10	1
Özgül Ağırlık, (gr/cm ³)		-	3.03
Özgül Yüzey (cm ² /gr)		-	3960
Basınç Dayanımları (N/mm ²)		Standartlar	Deney Sonuçları
2 Gün		Min. 20.0	23.5
7 Gün		-	-
28 Gün		Min. 42.5 Maks. 62.5	44.0

3.1.3. Katkının özellikleri

Beton üretiminde Addiment FMN 95 marka süper akışkanlaştırıcı katkı kullanıldı. Katkının miktarı 1 m³ betondaki çimento ağırlığının % 1'i olarak belirlendi. Katkının yoğunluğu da 1.19 gr/cm³ olarak bulundu.

3.2. Beton Bileşim Hesapları

Yapılan bu çalışmada üretilen betonların karışım oranlarının sabit olması gerekmektedir. Bu yüzden yapılan dört parti dökümde betonun karışım oranları sabit tutuldu ve betonların her dökümünde homojen olması sağlandı. İstenen homojenliği gerçekleştirebilmek için her dökümden önce bunker ağzından alınan kum ve kırmataş numunelerinin nem içeriği ölçüldü ve karışım oranlarında gerekli düzeltmeler yapıldıktan sonra beton üretimine geçildi. Ayrıca her partide slump 10 cm olarak sabit tutuldu ve birim ağırlık deneyleri yapılarak taze betonda her partinin aynı koşullarda üretimi korunmaya çalışıldı. Sertleşmiş halde betonların dayanım açısından homojenliğini tespit edebilmek amacıyla da her partiden 3'er adet silindir ve küp numuneler alındı. Üretilen betonlar deney gününe kadar eşit şartlarda kür edildi.

Üretilen betonlarda 1 m³'te kullanılan gerçek malzeme miktarları Tablo 3.3'de gösterilmektedir.

Tablo 3.3. Bir metreküp beton karışımındaki gerçek malzeme miktarları

Çimento (kg/m ³)	324
Su (kg/m ³)	169
Kum (kg/m ³)	544
Taştozu (kg/m ³)	222
Kırmataş I (kg/m ³)	555
Kırmataş II (kg/m ³)	517
Katkı (kg/m ³)	3.24

Üretilen betonlarda agrega karışım oranı olarak %30 kum, %12 taştozu, %30 kırmataş I ve %28 kırmataş II kullanıldı. Su-çimento oranı 0.52 olarak sabit tutulmuş olup betonların taze birim ağırlıkları ortalama 2.33 kg/dm³ olarak ölçüldü.

3.2.1. Taze beton deney sonuçları

Her bir üretimde yapılan birim hacim ağırlık deney sonuçlarıyla ortalaması Tablo 3.4’de gösterilmiştir.

Tablo 3.4. Üretilen betonların birim hacim ağırlıkları

	Birinci üretim	İkinci üretim	Üçüncü üretim	Dördüncü üretim	Ortalama
Birim Hacim Ağırlık, kg/dm^3	2.337	2.311	2.337	2.347	2.333

Her bir üretimde su, karışıma slump değeri 10 olacak şekilde azar azar verilmiş böylece üretimlerin slump değerlerinin sabit olmasına çalışılmıştır.

4. DENEY SONUÇLARI

4.1. Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları

Üretilen betonlar 56. günde sertleşmiş beton deneylerine tabi tutuldu. Silindir ve küp numunelerde yapılan tek eksenli basınç deneyi sonuçları ve elastisite modülü değeri Tablo 4.1’de gösterilmektedir. Betonun Poisson oranı ise 0.2 olarak bulunmuştur.

Tablo 4.1. Üretilen betonların ortalama basınç dayanımları ve ortalama elastisite modülü

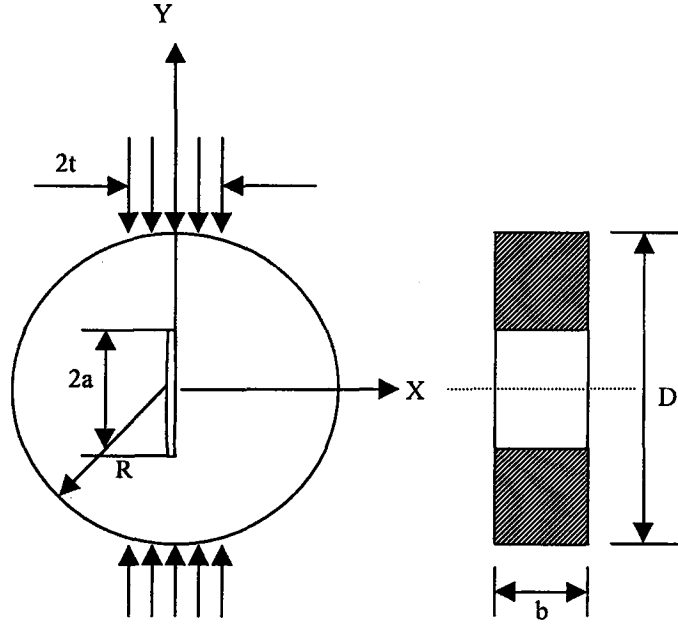
Ortalama Küp Dayanımı N/mm ²	Ortalama Silindir Dayanımı N/mm ²	Ortalama Elastisite Modülü N/mm ²
35.3	27.5	24200

4.2. Disk Numunede Yarma-Çekme Deneyi Sonuçları

Üretilen altı farklı boyutta ve çentik-çap oranı 0.0, 0.1, 0.3, 0.5 olan disk numunelere Mod I yüklemesi altında 56. günde Brezilya yarma-çekme deneyi uygulandı. Çapın 1/10’u genişlikte ve 3 mm kalınlıkta çıtlar kullanılarak yapılan deneylerde sadece tepe yükleri kaydedildi. Numuneye çıtlar vasıtasıyla uygulanan çizgisel yük boyunca basınç gerilmelerine dik yönde çekme gerilmeleri oluşur ve bu çekme gerilmeleri sayesinde ortadan yarılarak kırılır. Böylece, numuneye bu şekilde uygulanan çizgisel basınç gerilmesi sayesinde oluşan yatay çekme gerilmesi aşağıdaki gibi hesaplandı.

$$\sigma_x = \frac{2P}{\pi Db} \quad (4.1)$$

Bu formülde P tepe yükünü, D disk numune çapını ve b disk numune kalınlığını göstermektedir. Disk numunelere yarma-çekme deneyinin uygulanışı Şekil 4.1’de gösterilmiştir.



Şekil 4.1 Disk numunelere uygulanan yarma-çekme deneyi

Uygulanan çizgisel basınç gerilmesiyle ölçülen tepe yükleri ve Formül 4.1 kullanılarak hesaplanan ortalama yarma-çekme dayanımları Tablo 4.2, 4.3, 4.4, 4.5, 4.6 ve 4.7 de gösterilmiştir.

Tablo 4.2. Disk çapı 100 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	a/R	Ortalama Tepe Yüğü P (N)	Ortalama Yarma-çekme Dayanımı (N/mm ²)
100	50	0.0	39720	5.06
100	50	0.1	28730	3.66
100	50	0.3	20880	2.66
100	50	0.5	17350	2.21

Tablo 4.3. Disk çapı 150 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	a/R	Ortalama Tepe Yüğü P (N)	Ortalama Yarma-çekme Dayanımı (N/mm ²)
150	60	0.0	60900	4.31
150	60	0.1	43800	3.10
150	60	0.3	31085	2.20
150	60	0.5	26565	1.88

Tablolardaki değerler her bir disk boyutu için üçer adet numunenin ortalamasını göstermektedir. Ayrıca değişik a/R oranlarına göre yarma-çekme dayanımları ile disk çapı arasındaki ilişki Şekil 4.2’de gösterilmiştir. Bu son şekilden de görüldüğü gibi boyutun artmasıyla dayanımlarda belirgin düşüşler görülmektedir.

Tablo 4.4. Disk çapı 225 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	a/R	Ortalama Tepe Yüğü P (N)	Ortalama Yarma-çekme Dayanımı (N/mm ²)
225	112.5	0.0	146640	3.69
225	112.5	0.1	105310	2.65
225	112.5	0.3	78290	1.97
225	112.5	0.5	63190	1.59

Tablo 4.5. Disk çapı 300 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları

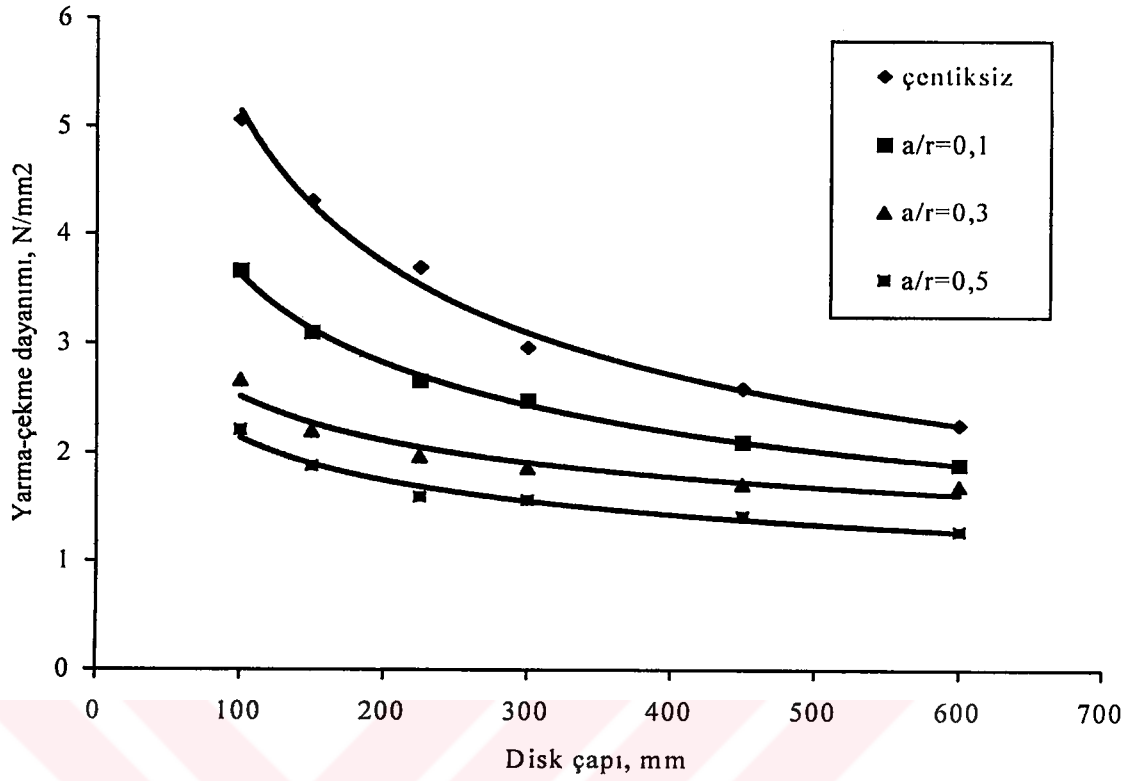
Çap (mm)	Kalınlık (mm)	a/R	Ortalama Tepe Yüğü P (N)	Ortalama Yarma-çekme Dayanımı (N/mm ²)
300	150	0.0	209120	2.96
300	150	0.1	174500	2.47
300	150	0.3	131400	1.86
300	150	0.5	110210	1.56

Tablo 4.6. Disk çapı 450 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	a/R	Ortalama Tepe Yüğü P (N)	Ortalama Yarma-çekme Dayanımı (N/mm ²)
450	225	0.0	410120	2.58
450	225	0.1	333820	2.10
450	225	0.3	271830	1.71
450	225	0.5	224140	1.41

Tablo 4.7. Disk çapı 600 mm olan numunelerin ortalama yarma-çekme dayanımları

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	a/R	Ortalama Tepe Yüğü P (N)	Ortalama Yarma-çekme Dayanımı (N/mm ²)
600	300	0.0	635850	2.25
600	300	0.1	534110	1.89
600	300	0.3	477600	1.69
600	300	0.5	358900	1.27



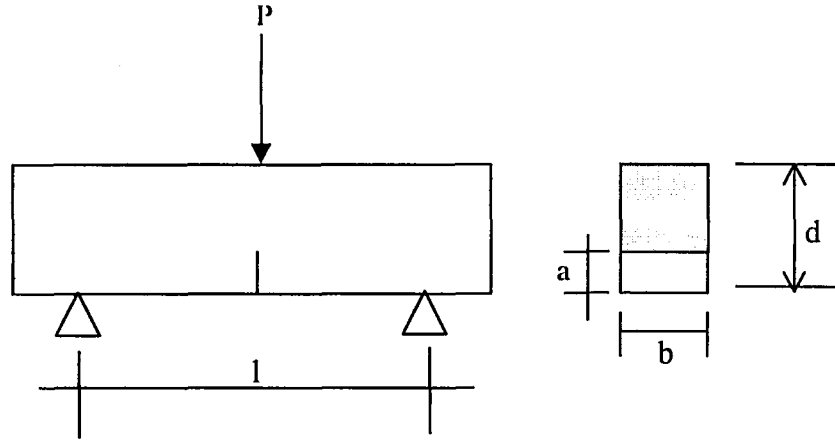
Şekil 4.2 Değişik a/R oranlarına göre yarma-çekme dayanımları ile disk çapı arasındaki ilişki

4.3. Kiriş Numunelerde Eğilme-Çekme Deneyi Sonuçları

Üretilen üç farklı boyut ve dört farklı çentik-yükseklik oranındaki kiriş numunelere üç nokta eğilme çekme testi uygulanmıştır. Yine 56. günde teste tabi tutulan kiriş numuneler deneyden önce ortalarından elmas testere ile kesilerek çentik yapılmıştır. Çentik doğrultusunda yük uygulanan numunelerin tepe yükleri ölçülmüş ve bu yük sayesinde aşağıdaki formül kullanılarak nominal eğilme-çekme dayanımları hesaplanmıştır.

$$\sigma_N = \frac{P_T}{bd} \quad (4.2)$$

Formül 4.2'de P_T numune ağırlığı da ilave edilmiş tepe yükü değeri, b numune kalınlığı ve d ise kiriş derinliğidir. Kiriş numunelere üç nokta eğilme-çekme deneyinin uygulanışı Şekil 4.3'de gösterilmektedir. Her boyut için üçer adet numunenin ortalaması alınarak hesaplanan ortalama nominal dayanımlar Tablo 4.8, 4.9 ve 4.10'da gösterilmiştir.



Şekil 4.3 Kiriş numunelere uygulanan üç nokta eğilme-çekme deneyi

Tablo 4.8. Derinliği 70 mm olan numunelerin ortalama eğilme-çekme dayanımları

Derinlik d (mm)	Genişlik b (mm)	a/d	Ortalama Tepe Yüğü P_T (N)	Ortalama Eğilme-çekme Dayanımı σ_N (N/mm ²)
70	70	0.00	6713	1.37
70	70	0.20	3381	0.69
70	70	0.35	2548	0.52
70	70	0.50	1813	0.37

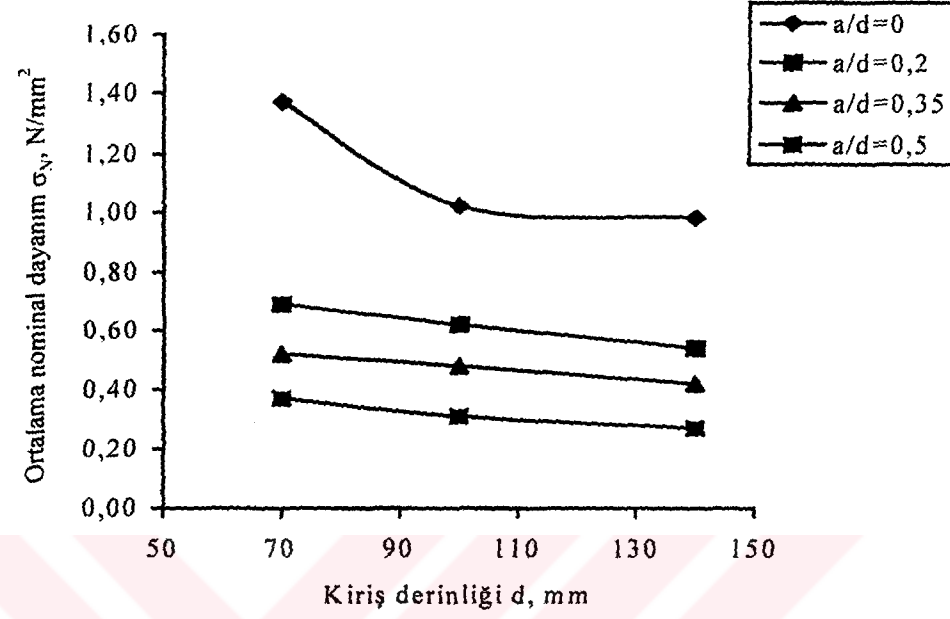
Tablo 4.9. Derinliği 100 mm olan numunelerin ortalama eğilme-çekme dayanımları

Derinlik d (mm)	Genişlik b (mm)	a/d	Ortalama Tepe Yüğü P_T (N)	Ortalama Eğilme-çekme Dayanımı σ_N (N/mm ²)
100	100	0.00	10200	1.02
100	100	0.20	6200	0.62
100	100	0.35	4800	0.48
100	100	0.50	3100	0.31

Tablo 4.10. Derinliği 140 mm olan numunelerin ortalama eğilme-çekme dayanımları

Derinlik d (mm)	Genişlik b (mm)	a/d	Ortalama Tepe Yüğü P_T (N)	Ortalama Eğilme-çekme Dayanımı σ_N (N/mm ²)
140	140	0.00	19208	0.98
140	140	0.20	10584	0.54
140	140	0.35	8232	0.42
140	140	0.50	5292	0.27

Ayrıca değişik a/d oranlarına göre nominal dayanımlar ile kiriş derinliği arasındaki ilişki Şekil 4.4’de gösterilmiştir. Burada da yine disk numunelere benzer şekilde artan boyutla eğilme-çekme dayanımlarında düşüşler gözlenmiştir.



Şekil 4.4 Değişik a/d oranlarına göre nominal dayanımlar ile kiriş derinliği arasındaki ilişki

4.4. Boyut Etkisi Kuralı

Bazant tarafından önerilen boyut etkisi kuralında (RILEM 89-FMT) farklı boyutta ve orantılı çentikli kirişler öngörülmektedir. Bu modelde iki adet kırılma parametresi vardır, bunlar kırılma enerjisi olarak adlandırılan G_f ve kırılma süreci bölgesi uzunluğu diye adlandırılan c_f ’dir. Bu modelin en büyük avantajı sadece tepe yükünün ölçülmesiyle iki kırılma parametresinin birden belirlenebilmesidir.

Boyut etkisi kuralının uygulanabilmesi için en az üç adet aynı geometriden fakat farklı boyutta numunelere ihtiyaç vardır. Numune üretiminde dikkat edilmesi gereken noktalar ise şöyle sıralanabilir.

Bütün numunelerde beton karışımı sabit olmalı ve üretilen beton numunelere homojen olarak dağıtılmalıdır. Numunelerin deney gününe kadar bekletildikleri ortam aynı olmalıdır.

Önerilen kiriş numune geometrisinde ise şu kurallara uyulmalıdır.

- Mesnet açıklığı l ’nin kiriş derinliği d ’ye oranı “ l/d ” en az 2.5 olmalıdır.

- Çentik derinliği a_o 'ın kiriş derinliği d 'ye oranı " a_o/d " 0.15 ile 0.5 arasında olmalıdır.
- Çentik genişliği mümkün olduğunca küçük olmalı ve maksimum agrega boyutu d_a 'nın 0.5 katından büyük olmalıdır.
- Kiriş genişliği b ve kiriş derinliği d , 3 d_a 'dan az olmamalıdır.
- Numuneler en az üç farklı boyutta olmalıdır.
- En küçük kiriş derinliği d_1 , 5 d_a 'dan büyük olmamalıdır. En büyük kiriş derinliği d_n 'de 10 d_a 'dan küçük olmamalıdır.
- d_n/d_1 en az 4 olmalıdır.
- Birbirini takip eden numune boyutlarının oranı takriben sabit olmalıdır. Ayrıca boyut aralığı da mümkün olduğunca geniş tutulmalıdır.
- Her numune boyutu için en az üç özdeş numune deneye tabi tutulmalıdır.
- Bütün numunelerde l/d , a_o/d ve L/d oranı aynı olmalıdır.

4.4.1. B ve d_o sabitlerinin bulunması

Nominal gerilmenin ifadesi şu şekilde tanımlanabilir.

$$\sigma_N = c_n \frac{P_u}{b \cdot d} \quad (4.3)$$

Burada, σ_N nominal gerilme, P_u maksimum yük, b numune kalınlığı ve d numunenin karakteristik kalınlığını göstermektedir. c_n ise numune geometrisine bağlı bir sabittir. Bu değer disk numune için $2/\pi$, kiriş için ise birdir.

Yapılan çeşitli araştırmalar ve tartışmalar sonucunda kırılma mekaniğine dayalı boyut etkisi kuralı aşağıdaki gibi ifade edilmektedir:

$$\sigma_N = \frac{B \cdot f'_t}{(1 + \beta)^{0.5}} \quad , \quad \beta = \frac{d}{d_o} \quad (4.4)$$

Bu formülde f'_t malzeme çekme dayanımını, B ve d_o deney sonuçlarından bulunabilecek sabitleri ve β gevreklik sayısını göstermektedir.

Bu denklemin her iki tarafının karesini alırsak ,

$$\sigma_N^2 = \frac{(B f'_t)^2 d_o}{(d + d_o)} \quad (4.5)$$

şeklinde bir ifade elde edilebilir. Daha sonra bu denklemin tersini alır ve düzenlersek,

$$\frac{1}{\sigma_N^2} = \frac{1}{(Bf_i')^2 d_0} d + \frac{1}{(Bf_i')^2} \quad (4.6)$$

olur. Bu denklemde σ_N ve d değerleri bilinmektedir. Yukarıdaki formülde;

$$\frac{1}{\sigma_N^2} = Y, \quad \frac{1}{(Bf_i')^2 d_0} = A, \quad d = X \quad \text{ve} \quad \frac{1}{(Bf_i')^2} = C$$

dersek, $Y = AX + C$ şeklinde bir ifade bulunur.

X 'in değişik değerlerine karşın, deneylerden elde edilen Y değerleri bir eksen takımında gösterilirse lineer regresyon yardımı ile A ve C katsayıları ile dolayısıyla aranan Bf_i' ve d_0 değerleri bulunmuş olur. Sonuç olarak A ve C katsayıları,

$$Y_j = \frac{1}{\sigma_{N_j}^2}, \quad X_j = d_j$$

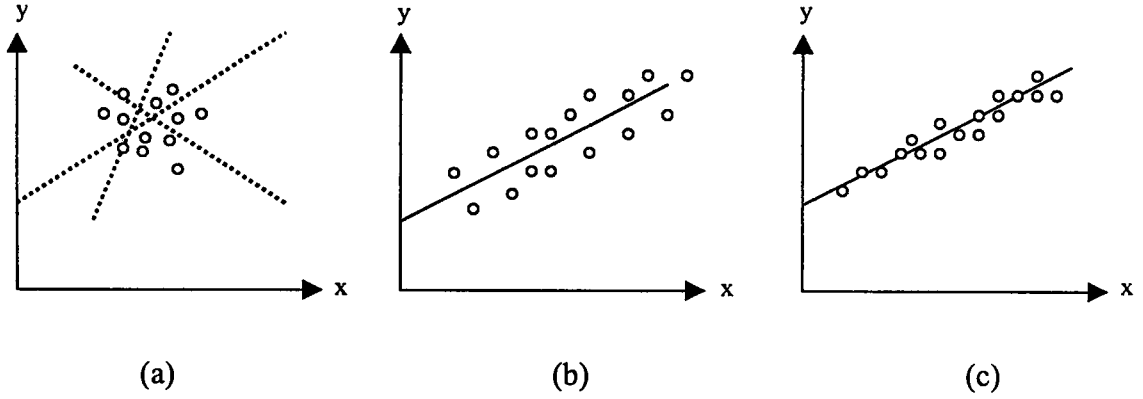
$$A = \frac{\sum_j (X_j - \bar{X})(Y_j - \bar{Y})}{\sum_j (X_j - \bar{X})^2}, \quad C = \bar{Y} - A\bar{X} \quad (4.7)$$

şeklinde hesaplanabilir. Bu ifadede,

$$\bar{X} = \frac{1}{n} \sum_j X_j \quad \text{ve} \quad \bar{Y} = \frac{1}{n} \sum_j Y_j \quad (4.8)$$

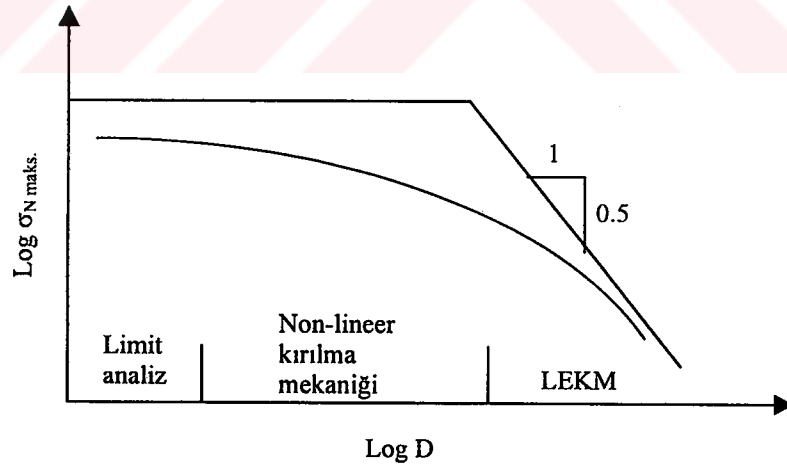
olarak tanımlanmaktadır.

Bu yöntemin iyi bir sonuç verebilmesi için, X ve Y eksen takımı üzerinde işaretlenen verilerin yaklaşık olarak bir doğruyu ifade ettiği kontrol edilmelidir. Aksi takdirde deneyde bazı hatalar olduğu düşünülebilir. Bundan dolayı, deney verilerini deney gruplarının bir ortalaması olarak değil, tek tek ele almak yüksek korelasyon elde etmek bakımından daha sağlıklı olacaktır. Şekil 4.5'de, RILEM TC 89-FMT'e göre işaretlenen verilerin olması gereken dağılımları görülmektedir.



Şekil 4.5 Dataların x ve y eksen takımında dağılımı: (a) Kabul edilemez, (b) Kabul edilebilir, (c) Kabul edilebilir.

Formül 4.4 incelendiğinde d numune boyutu çok küçük olduğu zaman $\sigma_N = Bf_t$ değerine eşit olacaktır. Bu durumda malzemede dayanım kriteri geçerlidir. $\log \sigma_N$ ve $\log d$ arasındaki ilişki yatay bir doğru halini alır. Numune boyutu d 'nin çok büyük olduğu durum söz konusu olursa $\log \sigma_N$ ve $\log d^{-1/2}$ arasındaki bir ilişkiden bahsedilebilir. Bu durumda ise LEKM geçerlidir. Mühendislik yapıları genellikle bu iki durum arasındadır. Böylece Şekil 4.6'da görüldüğü gibi Boyut Etkisi Kuralı dayanım kriteri ile LEKM arasındaki geçişi göstermektedir (Bazant, 1984).



Şekil 4.6 Bazant'ın önerdiği boyut etkisi kuralı

A ve C' yi dolayısıyla Bf_t' ve d_0 'ı bulduktan sonra bir grafik üzerinde apsiste $\log(d/d_0)$ değerleri ve ordinatta $\log(\sigma_N / Bf_t')$ değerleri gösterilerek noktalar işaretlenir ve bu noktalardan en uygun şekilde geçen eğri belirlenir. Daha sonra çizilen bu eğri dayanım kriterine ve LEKM'ne göre mukayese edilir.

4.4.2. Boyut Etkisi Kuralının disk numunelere uygulanması

Üretilen disk numunelere Paragraf 4.4.1’de anlatılan yöntemin uygulanması ve böylece BF_1 ve d_0 sabitlerinin bulunarak aranan G_f ve c_f değerlerini hesaplayabilmek için $1/\sigma_N^2$ ye karşı d numune boyutu grafiğinin çizilmesi ve bulunan noktalardan geçen en uygun eğriye ait denklemin elde edilmesi gerekmektedir. Bu amaçla ilk önce çentiksiz ve 0.1, 0.3, 0.5 çentik-çap oranına sahip numunelerin tepe yükü ve $1/\sigma_N^2$ değerleri Tablo 4.11, 4.12, 4.13 ve 4.14’de gösterildi.

Tablo 4.11. Çentiksiz numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.

Çap (mm)	Tepe yükü (P_t) (N)					
600	645000	730000	625000	-	-	-
450	410000	410000	470000	-	-	-
300	199000	245000	218000	-	-	-
225	149000	149000	141500	-	-	-
150	48000	48600	47600	54500	48600	54500
100	39400	40900	37900	40400	34000	32900

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	$Y=1/\sigma_N^2$ (Mpa^{-2})					
600	300	0.192	0.150	0.205	-	-	-
450	225	0.150	0.150	0.114	-	-	-
300	150	0.126	0.083	0.104	-	-	-
225	112.5	0.071	0.071	0.079	-	-	-
150	60	0.087	0.085	0.088	0.067	0.085	0.067
100	50	0.040	0.037	0.043	0.038	0.052	0.060

Tablo 4.12. Çentik-çap oranı 0.1olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.

Çap (mm)	Tepe yükü (P_t) (N)					
600	535000	580000	485000	-	-	-
450	305000	360000	335000	-	-	-
300	180000	170000	173000	-	-	-
225	103000	109000	104000	-	-	-
150	43400	43700	40800	45900	44900	-
100	30900	29900	26400	27900	29100	28400

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	Y=1/σ _N ² (Mpa ⁻²)					
600	300	0.300	0.238	0.338	-	-	-
450	225	0.271	0.194	0.225	-	-	-
300	150	0.154	0.172	0.166	-	-	-
225	112.5	0.149	0.133	0.146	-	-	-
150	60	0.106	0.105	0.120	0.095	0.099	-
100	50	0.065	0.069	0.089	0.080	0.073	0.076

Tablo 4.13. Çentik-çap oranı 0.3 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen Y=1/σ_N² değerleri.

Çap (mm)	Tepe yükü (P _t) (N)					
600	470000	380000	485000	-	-	-
450	275000	270000	270000	-	-	-
300	126000	130000	138500	-	-	-
225	73500	79000	81000	-	-	-
150	31500	29500	30200	32500	31500	-
100	19400	22800	22600	19400	19800	21100

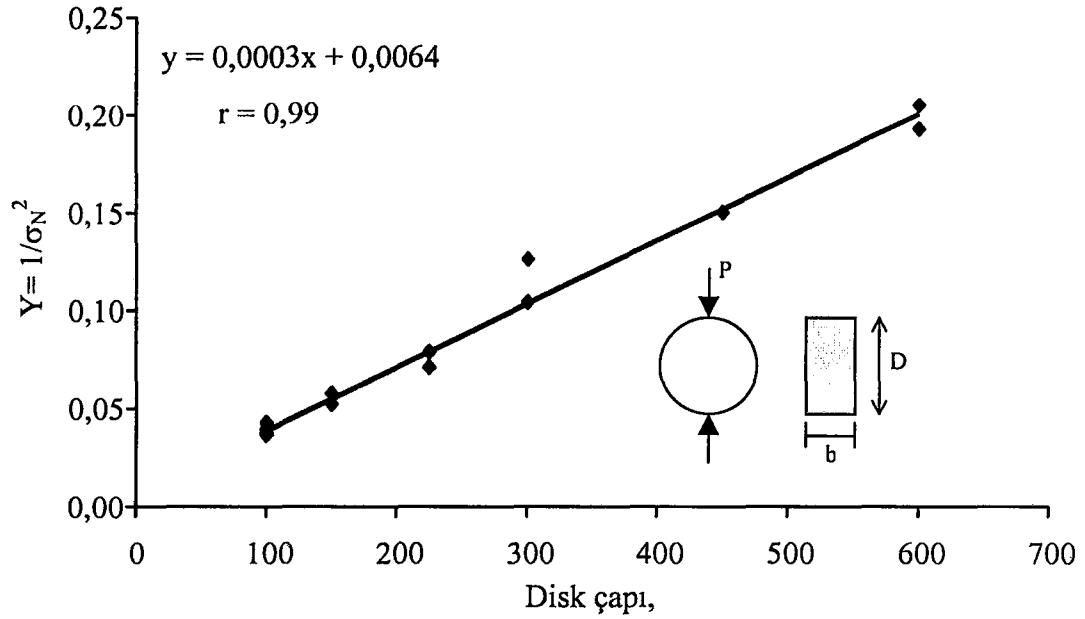
Çap (mm)	Kalınlık (mm)	Y=1/σ _N ² (Mpa ⁻²)					
600	300	0.363	0.549	0.338	-	-	-
450	225	0.334	0.346	0.346	-	-	-
300	150	0.316	0.295	0.260	-	-	-
225	112.5	0.292	0.248	0.240	-	-	-
150	60	0.201	0.229	0.218	0.189	0.201	-
100	50	0.164	0.118	0.121	0.164	0.156	0.138

Tablo 4.14. Çentik-çap oranı 0.5 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen Y=1/σ_N² değerleri.

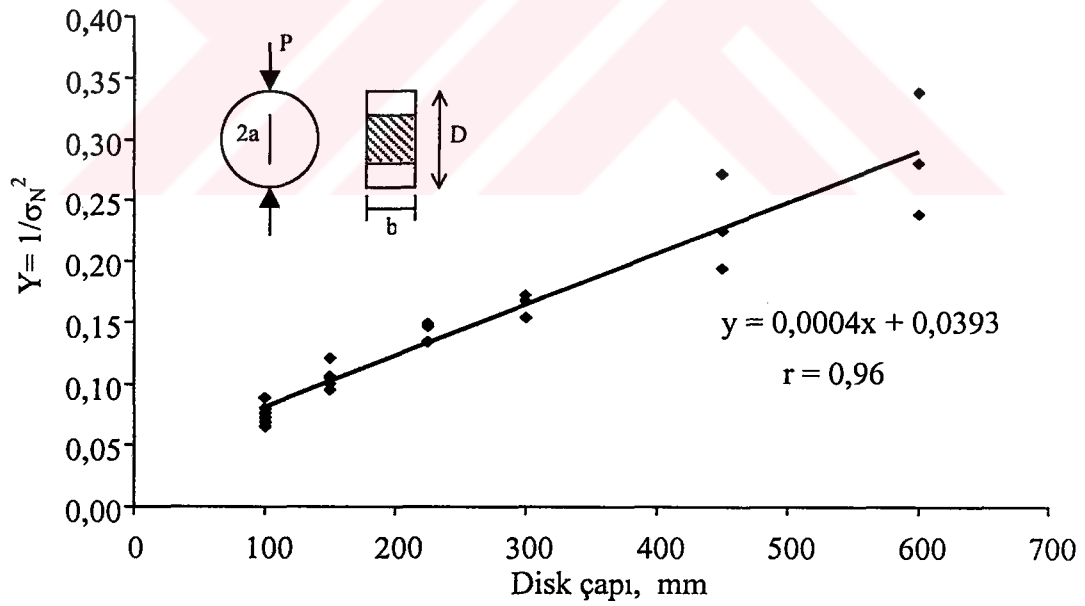
Çap (mm)	Tepe yükü (P _t) (N)					
600	360000	340000	375000	-	-	-
450	215000	225000	230000	-	-	-
300	111500	114000	105000	-	-	-
225	65000	62500	62000	-	-	-
150	28100	25600	29100	25900	24000	-
100	17800	18000	17500	16500	17500	17000

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	Y=1/σ _N ² (Mpa ⁻²)					
600	300	0.620	0.694	0.565	-	-	-
450	225	0.549	0.496	0.476	-	-	-
300	150	0.401	0.386	0.450	-	-	-
225	112.5	0.372	0.406	0.411	-	-	-
150	60	0.253	0.305	0.236	0.299	0.346	-
100	50	0.196	0.191	0.201	0.227	0.201	0.212

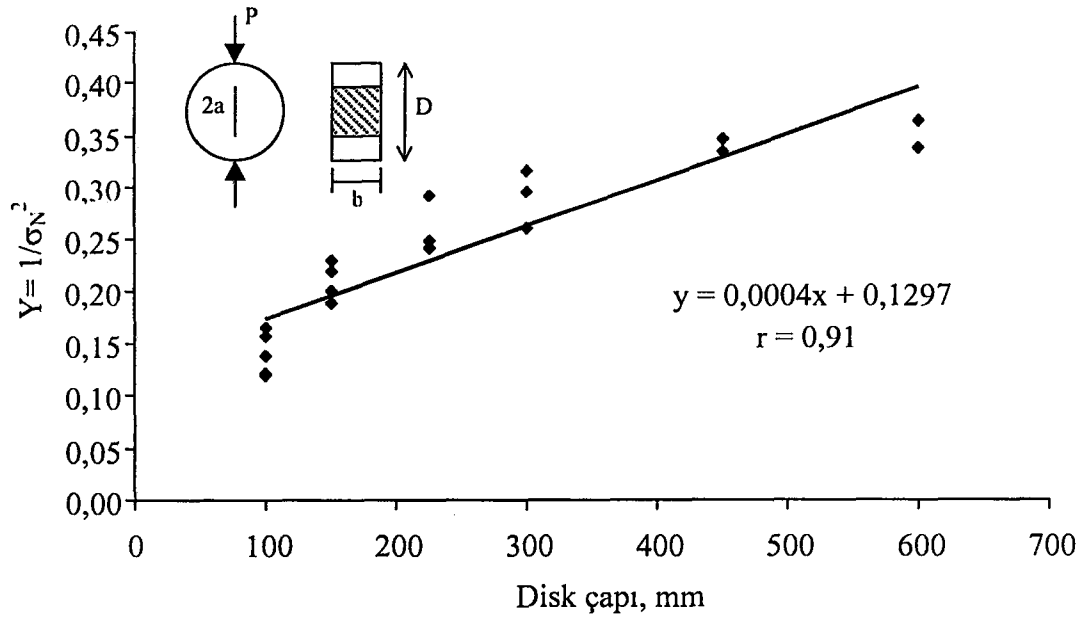
Daha sonra bu değerler kullanılarak elde edilen D numune boyutu ve $1/\sigma_N^2$ grafikleri de Şekil 4.7, 4.8, 4.9 ve 4.10'da gösterilmiştir.



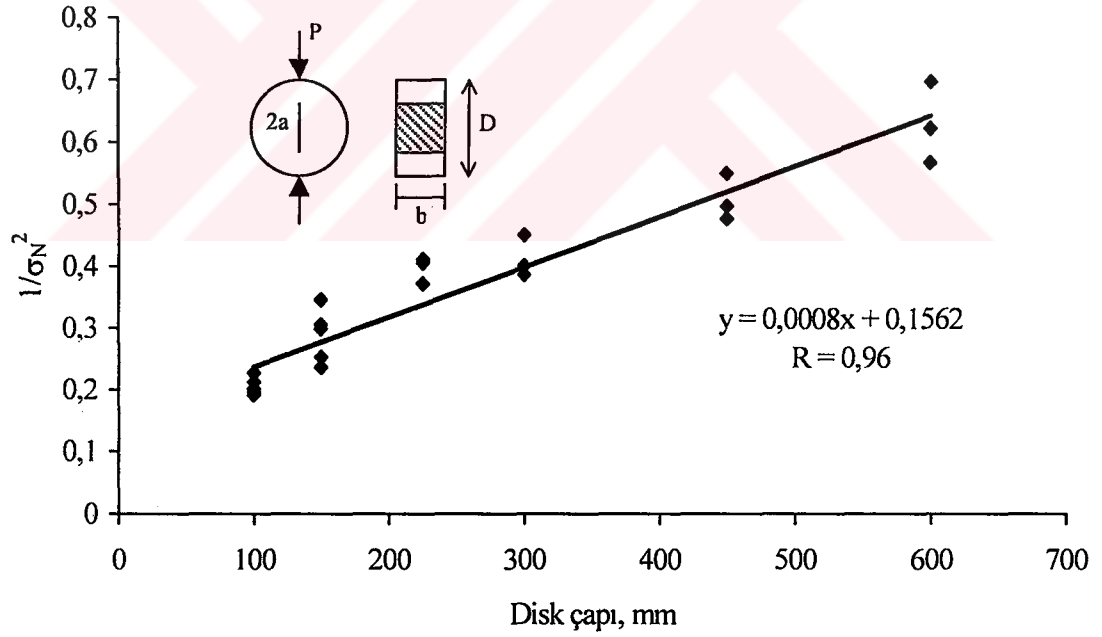
Şekil 4.7 Çentiksiz numunelerde disk çapı ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki



Şekil 4.8 Çentik-çap oranı 0.1 olan numunelerde, disk çapı ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki

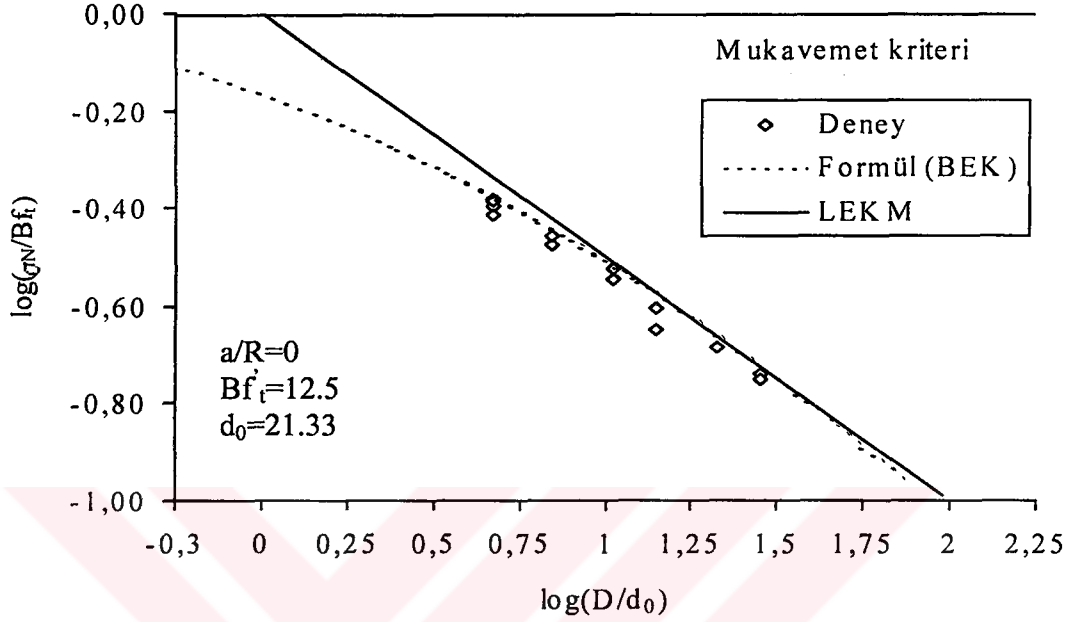


Şekil 4.9 Çentik-çap oranı 0.3 olan numunelerde, disk çapı ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki

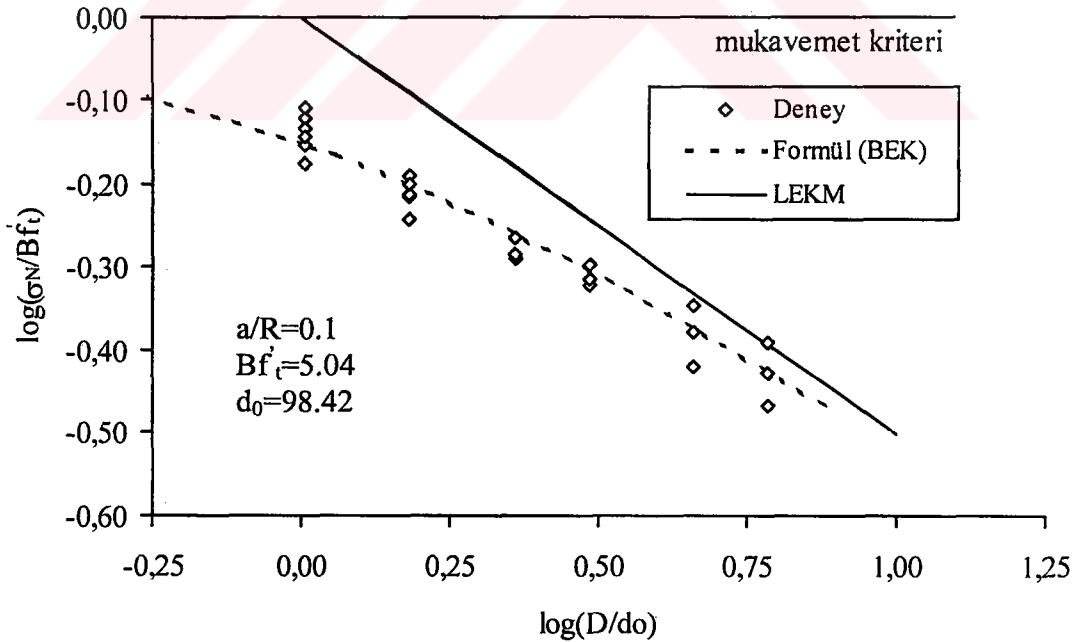


Şekil 4.10 Çentik-çap oranı 0.5 olan numunelerde, disk çapı ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki

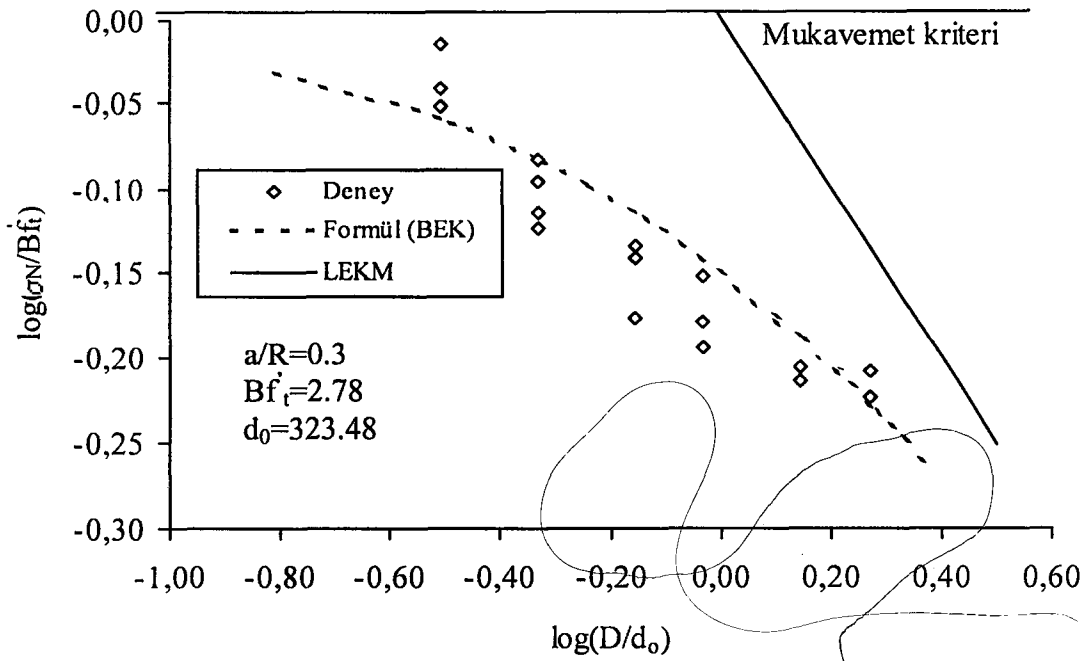
Lineer regresyon sonucu bulunan A ve C katsayılarından formül sabitleri olan Bf'_t ve d_0 değerleri hesaplanmıştır. Daha sonra boyut etkisi kuralı gereği $\text{Log}(\sigma_N/Bf'_t)$ 'ye karşı $\text{Log}(D/d_0)$ grafikleri hem çentiksiz hem de çentik-çap oranı 0.1, 0.3 ve 0.5 olan numuneler için çizilmiş ve Şekil 4.11, Şekil 4.12, Şekil 4.13 ve Şekil 4.14'de gösterilmiştir.



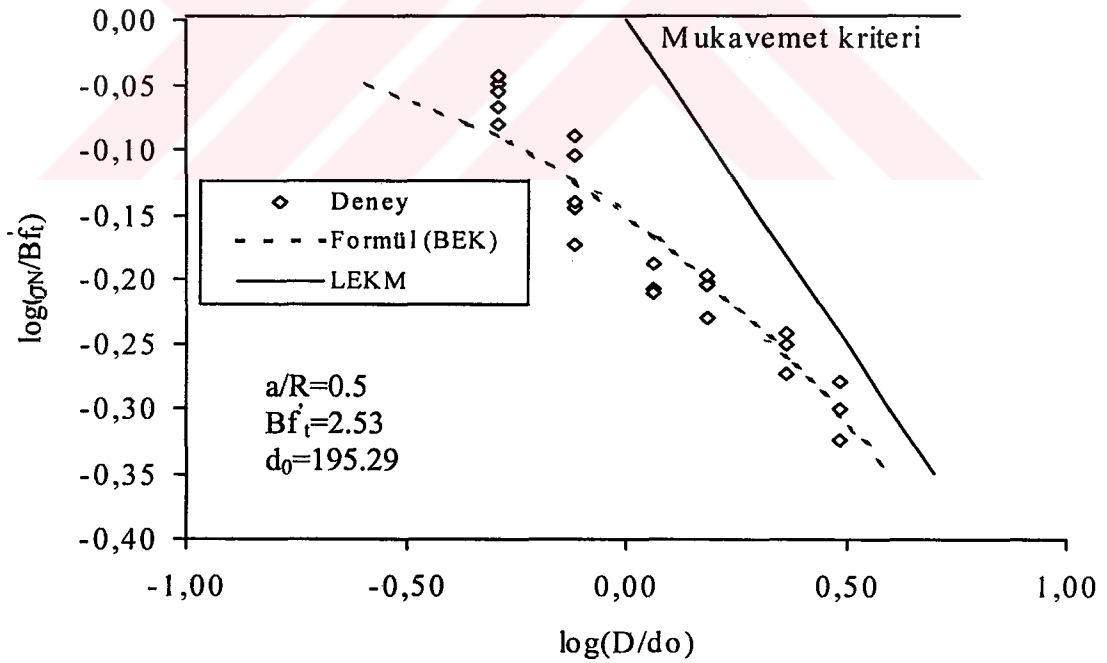
Şekil 4.11 Çentiksiz disk numuneler için $\log(D/d_0)$ ile $\log(\sigma_N/Bf'_t)$ arasındaki ilişki



Şekil 4.12 Çentik-çap oranı 0.1 olan disk numuneler için $\log(D/d_0)$ ile $\log(\sigma_N/Bf'_t)$ arasındaki ilişki



Şekil 4.13 Çentik-çap oranı 0.3 olan disk numuneler için log (d/d₀) ile log (σ_N/Bf_t) arasındaki ilişki



Şekil 4.14 Çentik-çap oranı 0.5 olan disk numuneler için log (d/d₀) ile log (σ_N/Bf_t) arasındaki ilişki

Boyut Etkisi Kuralı malzemeye ait iki kırılma parametresi önermektedir. Bunlardan ilki G_f ile gösterilen kırılma enerjisi, ikincisi ise c_f ile gösterilen kırılma süreci bölgesi uzunluğudur. Üretilen disk numunelerde bu parametreleri hesaplamak için aşağıdaki süreç izlenmektedir (Tang ve diğ., 1999).

$$G_f = \frac{g(\alpha_0)}{E \cdot A} \quad (4.9)$$

Yukarıdaki formülde $g(\alpha_0)$ boyutsuz enerji salınım oranı, E üretilen betonun elastisite modülü, A 'da regresyon eğrisinin eğimidir.

$$g(\alpha_0) = c_n^2 \cdot \pi \cdot \alpha \cdot F^2(\alpha) \quad (4.10)$$

Bu formülde de c_n keyfi olarak seçilmiş bir sabit, α çentik-çap oranı, $F(\alpha)$ ise geometri uyum fonksiyonudur.

$F(\alpha)$ değerleri yükün uygulandığı genişliğin disk çapı oranına bağlı olarak Tang ve diğ. (1996) tarafından sonlu elemen analizi yapılarak elde edilmiştir. Yapılan deneylerde 0.1 olarak alınan oranla ,

$$F(\alpha) = 0.981 + 0.0678\alpha + 1.1365\alpha^2 + 0.3926\alpha^3 \quad (4.11)$$

elde edildi.

Kırılma süreci bölgesi uzunluğu olan c_f ise aşağıdaki formülle ifade edilmektedir.

$$c_f = \frac{g(\alpha_0)}{g'(\alpha_0)} \cdot \frac{C}{A} \quad (4.12)$$

Burada ki C değeri de yine regresyon eğrisine ait bir katsayıdır. Tablo 4.15'de deney sonuçları kullanılarak elde edilmiş olan $g(\alpha_0)$, $g'(\alpha_0)$, A , C ve bunlara bağlı olarak bulunan G_f ve c_f değerleri gösterilmiştir.

Tablo 4.15. Üretilen disk numunelerden elde edilen katsayılar ve malzeme parametreleri

$\alpha=2a/D$	$F_{0.1}(\alpha)$	$g(\alpha_0)$	$g'(\alpha_0)$	A	C	$G_f, J/m^2$	c_f, mm
0.1	1.00	0.32	3.31	0.0004	0.0393	32.7	9.4
0.3	1.12	1.18	5.65	0.0004	0.1297	122.2	68.0
0.5	1.36	2.91	12.25	0.0008	0.1562	150.1	46.3

Yapılan çalışmalarda Jenq-Shah'a ait İki Parametrelili Modelle, Boyut Etkisi Kuralı arasında bir denklik olduğu ve bunların kırılma parametreleri olan K_{Ic} ve $CTOD_C$ değerleri ile G_f ve c_f arasında ilişki olabileceği görüldü ve aşağıdaki bağıntılar geliştirildi (Bazant, 1994; Bazant ve diğ., 1991). Yukarıdaki tabloda gösterilen değerler kullanılarak gerilme şiddet çarpanının kritik değeri olan K_{Ic} ile çatlak ucu açılma deplasmanının kritik değeri $CTOD_C$ aşağıdaki formüllerle hesaplanır.

$$K_{Ic} = \sqrt{g(\alpha_0) \cdot d_0 \cdot B \cdot f_t'} = \sqrt{E \cdot G_f}$$

$$CTOD_C = \sqrt{\frac{32 \cdot G_f \cdot c_f}{\pi \cdot E}} \quad (4.13)$$

Hesaplanan K_{Ic} ve $CTOD_C$ değerleri Tablo 4.16'da gösterilmiştir.

Tablo 4.16. Üretilen disk numunelerden elde edilen sabitler ve kırılma parametreleri

$\alpha=2a/D$	$g(\alpha_0)$	d_0 , mm	$B f_t$, MPa	R	G_f , J/m ²	c_f , mm	K_{Ic} , N/mm ^{3/2}	$CTOD_C$, mm
0.1	0.32	98.42	5.04	0,96	32.7	9.4	0.89	0.011
0.3	1.18	323.48	2.78	0,91	122.2	68.0	1.72	0.059
0.5	2.91	195.29	2.53	0,96	150.1	46.3	1.91	0.054

R: Lineer regresyona ait korelasyon katsayısı

Boyut Etkisi Kuralı'na ait malzeme kırılma parametreleri non-lineer regresyon yapılarak da bulunmuştur. Levenberg-Marquardt algoritması kullanılarak kurala ait sabitler hesaplanmış daha sonra aşağıdaki formüller yardımıyla G_f ve c_f değerleri bulunmuştur.

$$c_f = d_0 \frac{g(\alpha_0)}{g'(\alpha_0)}$$

$$G_f = \frac{(B f_t')^2 \cdot c_f \cdot g'(\alpha_0)}{E} \quad (4.14)$$

Non-lineer analiz yapılarak elde edilen sabitler ve yukarıdaki denklemler yardımıyla hesaplanan malzeme kırılma parametreleri Tablo 4.17'de gösterilmiştir.

Tablo 4.17. Boyut Etkisi Kuralı sabitleri ve malzeme kırılma parametreleri

$\alpha=2a/D$	BF_t N/mm ²	d_0 mm	R	G_f J/m ²	c_f mm	K_{Ic} N/mm ² m ^{1/2}	CTOD _C mm
0.1	5,68	68,12	0,97	28,77	6,51	0,83	0,0089
0.3	3,31	148,14	0,91	79,33	31,04	1,39	0,0322
0.5	2,91	120,00	0,95	122,21	28,51	1,72	0,038

R: Non-linear analize ait korelasyon katsayısı

4.4.3 Boyut etkisi kuralının kiriş numunelere uygulanması

Üretilen kiriş numuneler içinde yine disk numunelerdekine benzer şekilde BF_t ve d_0 sabitlerinin bulunması ve G_f ve c_f değerlerinin hesaplanabilmesi için $1/\sigma_N^2$ ye karşı d numune boyutu grafiğinin çizilmesi ve bulunan noktalardan geçen en uygun eğrinin denkleminin elde edilmesi gerekmektedir. Bunun içinde çentiksiz ve 0.2, 0.35, 0.5 çentik-çap oranına sahip numunelerin tepe yükü ve $1/\sigma_N^2$ değerleri Tablo 4.18, 4.19, 4.20 ve 4.21 de gösterilmiştir.

Tablo 4.18. Çentik-yükseklik oranı 0.0 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.

Çap (mm)	Tepe Yüğü (P_T) (N)			
70	6566	6664	7252	6370
100	10000	10500	10300	9900
140	19208	18228	19992	-

Kalınlık (mm)	$Y=1/\sigma_N^2$ (Mpa ⁻²)			
70	0.56	0.54	0.46	0.59
100	1.00	0.91	0.94	1.02
140	1.04	1.16	0.96	-

Tablo 4.19. Çentik-yükseklik oranı 0.2 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.

Çap (mm)	Tepe Yüğü (P_T) (N)			
70	3479	3332	3185	3528
100	6500	6100	5800	6400
140	10780	9604	11368	-

Kalınlık (mm)	$Y=1/\sigma_N^2$ (Mpa ⁻²)			
70	1.98	2.16	2.37	1.93
100	2.37	2.69	2.97	2.44
140	3.31	4.16	2.97	-

Tablo 4.20. Çentik-yükseklik oranı 0.35 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.

Çap (mm)	Tepe Yüğü (P_T) (N)			
70	2450	2254	2646	2842
100	4500	4900	4200	5600
140	7448	8820	8428	-

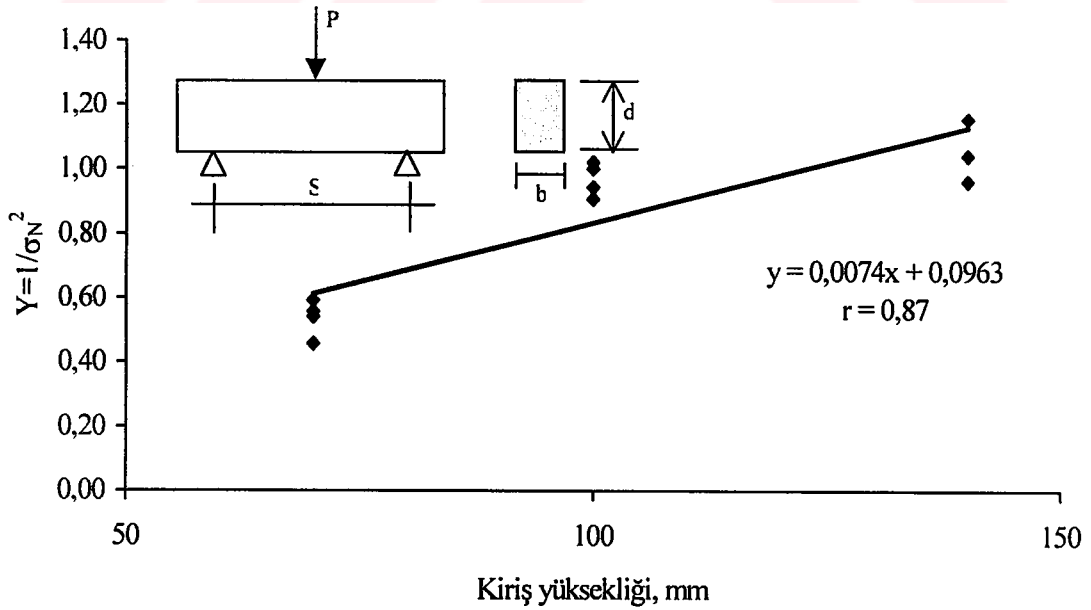
Kalınlık (mm)	$Y=1/\sigma_N^2$ (Mpa ⁻²)			
70	4.00	4.73	3.43	2.97
100	4.94	4.16	5.67	3.19
140	6.93	4.94	5.41	-

Tablo 4.21. Çentik-yükseklik oranı 0.50 olan numunelerde elde edilen tepe yükleri ve bu değerlere karşı gelen $Y=1/\sigma_N^2$ değerleri.

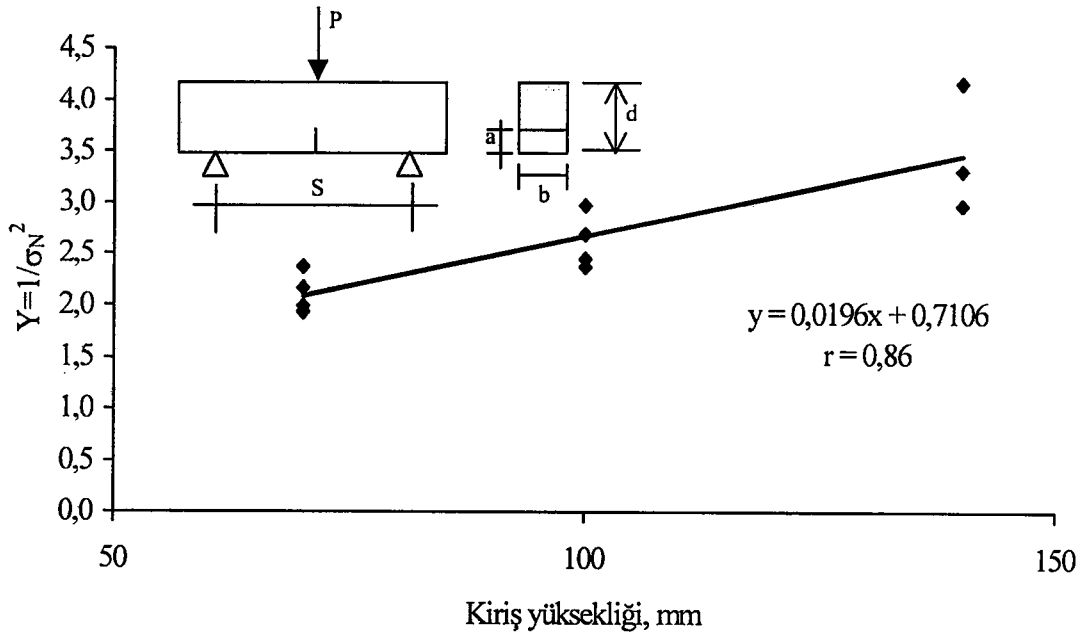
Çap (mm)	Tepe Yüğü (P_T) (N)			
70	1715	1862	1568	2107
100	2900	3300	3000	3200
140	4704	5488	5684	-

Kalınlık (mm)	$Y=1/\sigma_N^2$ (Mpa ⁻²)			
70	8.16	6.93	9.77	5.41
100	11.89	9.18	11.11	9.77
140	17.36	12.76	11.89	-

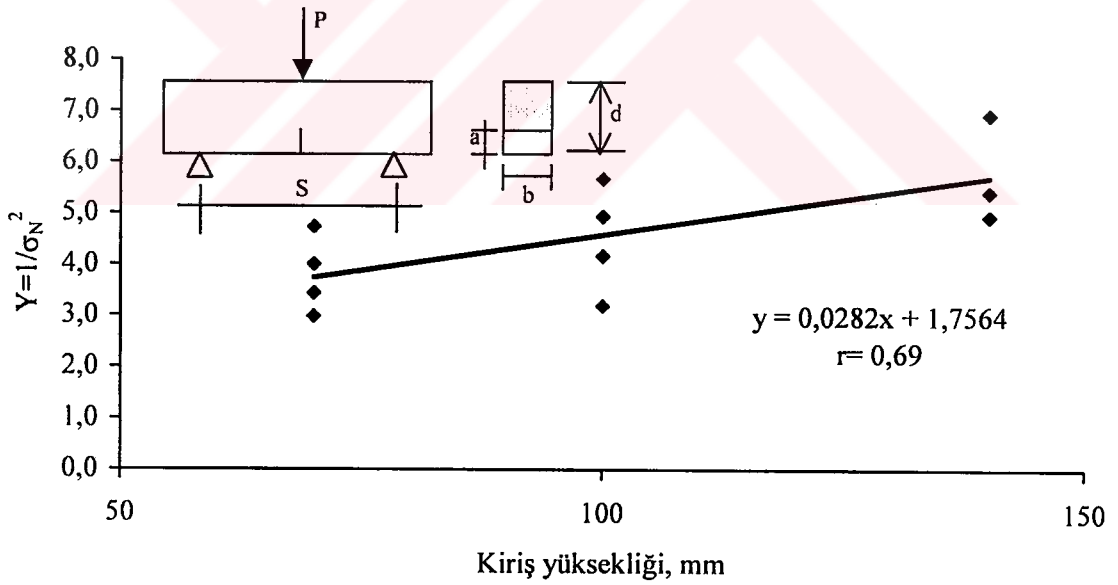
Daha sonra bu değerler kullanılarak elde edilen d kiriş yüksekliği ve $1/\sigma_N^2$ grafikleri de Şekil 4.15, 4.16, 4.17 ve 4.18'de gösterilmiştir.



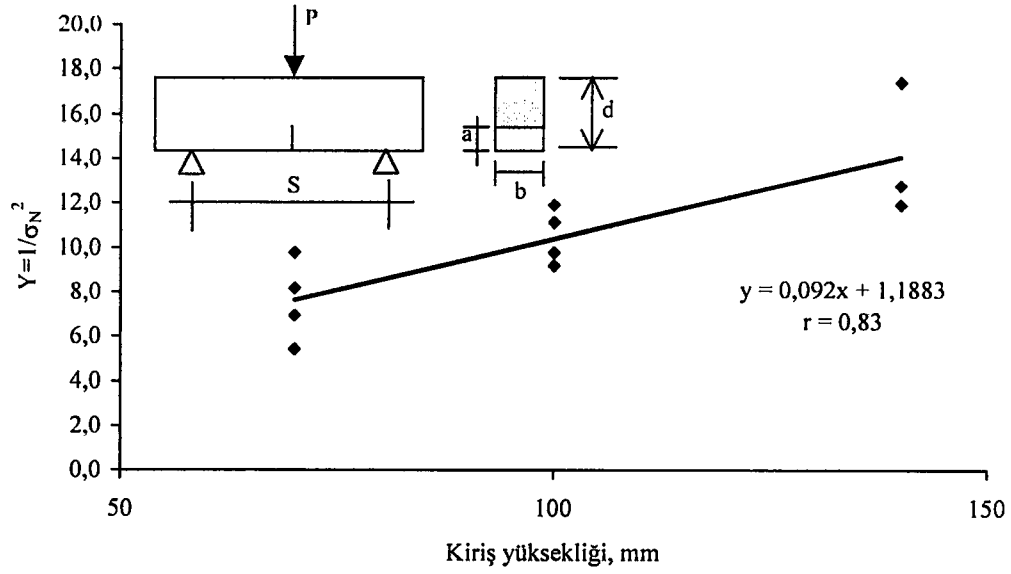
Şekil 4.15 Çentiksiz numunelerde kiriş yüksekliği ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki



Şekil 4.16 Çentik-yükseklik oranı 0.2 olan numunelerde kiriş yüksekliği ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki

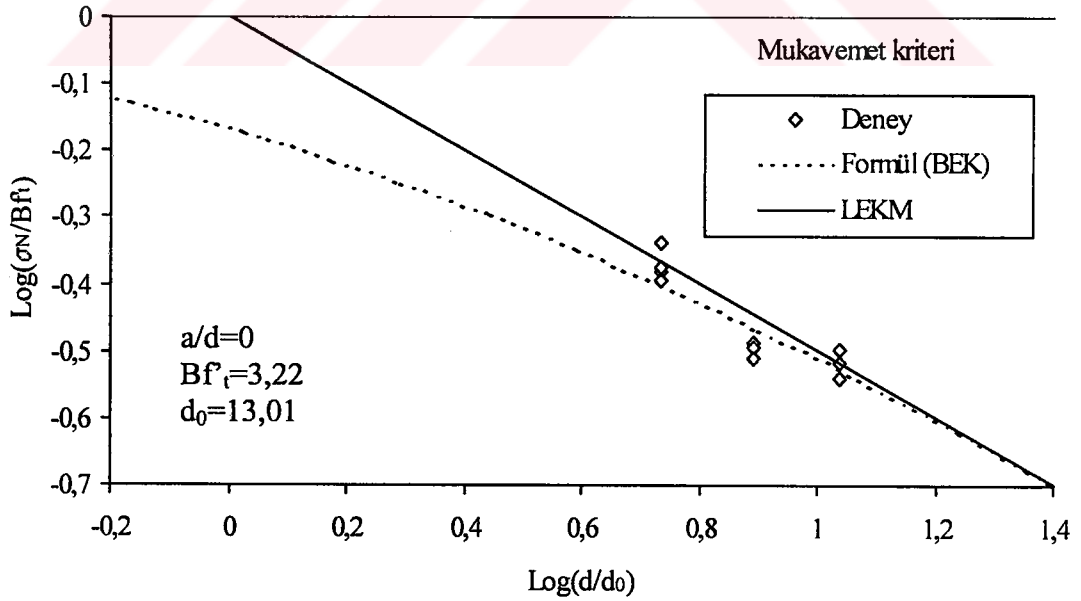


Şekil 4.17 Çentik-yükseklik oranı 0.35 olan numunelerde kiriş yüksekliği ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki

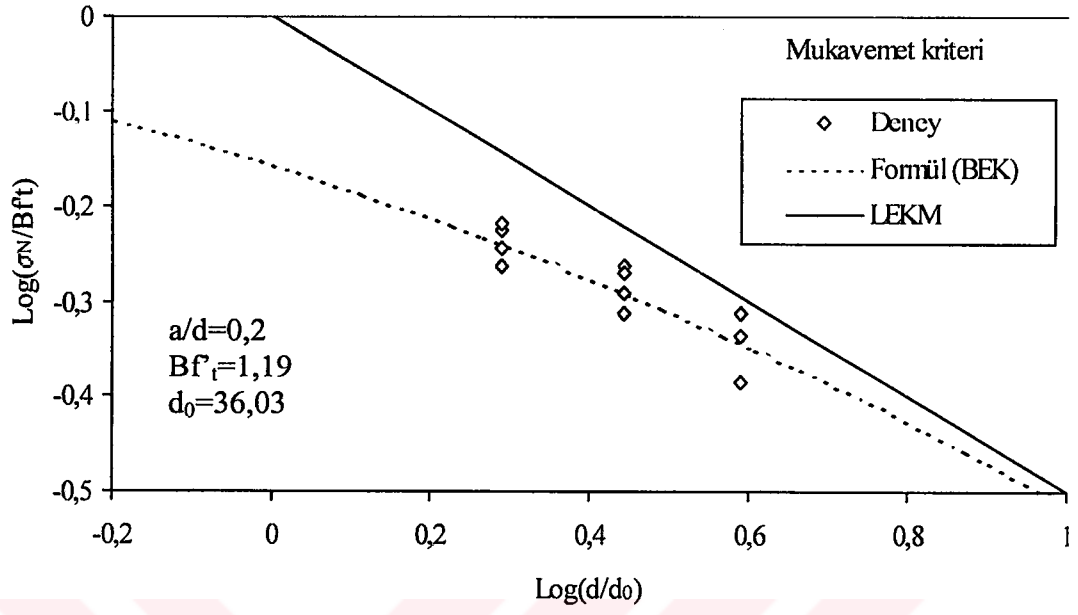


Şekil 4.18 Çentik-yükseklik oranı 0.5 olan numunelerde kiriş yüksekliği ile $Y=1/\sigma_N^2$ arasındaki ilişki

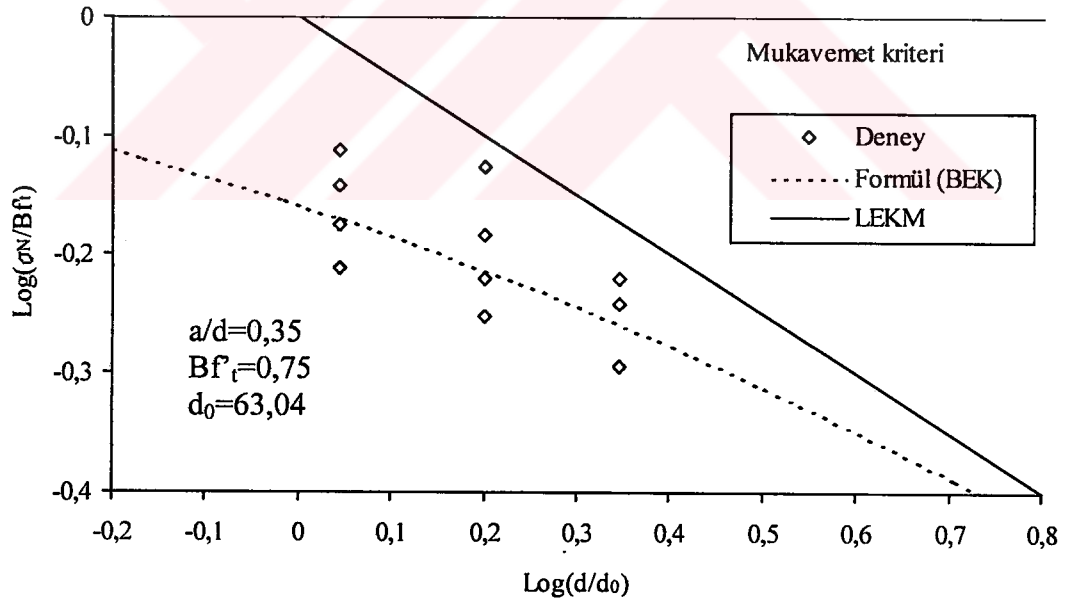
Yine disk numunelerde olduğu gibi kiriş numunelerde de $\text{Log}(\sigma_N/Bf_t)$, $\text{Log}(d/d_0)$ grafikleri çizilmiş ve bunların boyut etkisi formülü ve LEKM ile uyumları Şekil 4.19, 4.20, 4.21 ve 4.22’de gösterilmiştir.



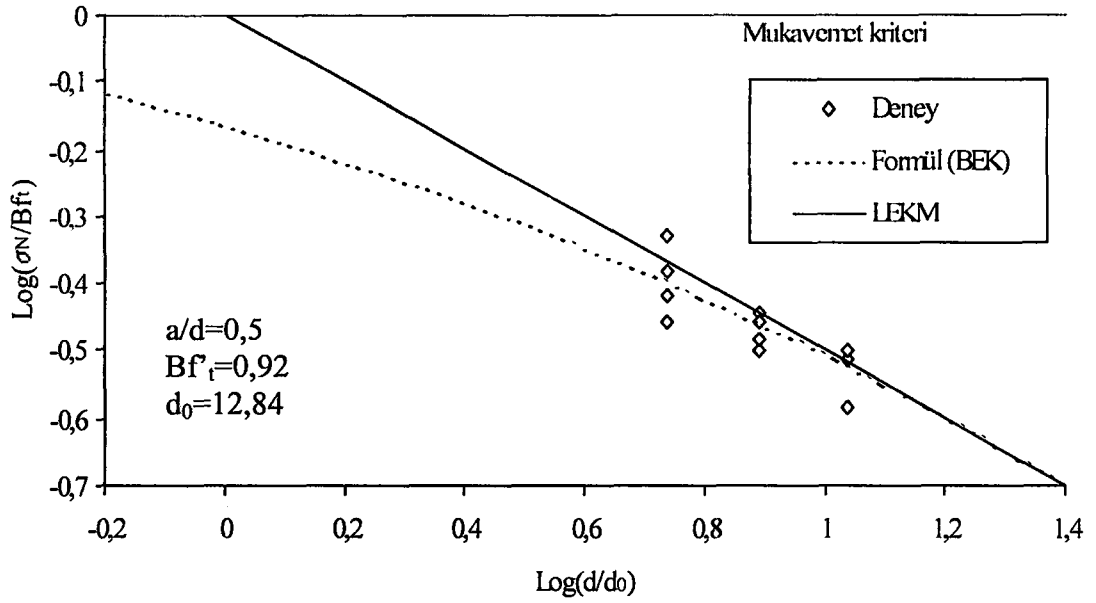
Şekil 4.19 Çentiksiz kiriş numuneler için $\text{log}(d/d_0)$ ile $\text{log}(\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki



Şekil 4.20 Çentik-yükseklik oranı 0.2 olan kiriş numuneler için $\log(d/d_0)$ ile $\log(\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki



Şekil 4.21 Çentik-yükseklik oranı 0.35 olan kiriş numuneler için $\log(d/d_0)$ ile $\log(\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki



Şekil 4.22 Çentik-yükseklik oranı 0.50 olan kiriş numuneler için $\log(d/d_0)$ ile $\log(\sigma_N/Bf_t)$ arasındaki ilişki

Üretilen kiriş numunelerde de disk numunelere benzer hesaplar yapılarak G_f , c_f , K_{Ic} ve $CTOD_C$ değerleri bulundu. Kirişlerde yapılan deneyler esnasında mesnet arası açıklığın (l) kiriş yüksekliğine (d) oranı 3.71 olduğu için $F_{3.71}(\alpha)$ değeri $F_{2.5}(\alpha)$ ve $F_4(\alpha)$ arasında enterpolasyon yapılarak bulundu.

$l/d=2.5$ için,

$$F(\alpha) = \frac{1.0 - 2.5\alpha + 4.49\alpha^2 - 3.98\alpha^3 + 1.33\alpha^4}{(1 - \alpha)^{3/2}} \quad (4.15)$$

$l/d=4$ için,

$$F(\alpha) = \frac{1.99 - \alpha(1 - \alpha)(2.15 - 3.93\alpha + 2.7\alpha^2)}{\pi^{1/2}(1 + 2\alpha)(1 - \alpha)^{3/2}} \quad (4.16)$$

Burada α değeri çentik-kiriş yüksekliği oranıdır. Lineer enterpolasyon yardımıyla $l/d=3.71$ için $F(\alpha)$ değeri ise,

$$F_{3.71}(\alpha) = F_{2.5}(\alpha) + \frac{3.71 - 2.5}{1.5} [F_4(\alpha) - F_{2.5}(\alpha)] \quad (4.17)$$

olarak bulunur.

Boyutsuz enerji salıverme hızı $g(\alpha)$ ise,

$$g(\alpha) = \left(\frac{l}{d}\right)^2 \cdot \pi \cdot \alpha \cdot [1.5 \cdot F(\alpha)]^2 \quad (4.18)$$

şeklinde bulunur.

G_f ve c_f değerlerinin bulunması için disk numunelerde kullanılan formüller kullanılır. Tablo 4.22’de kiriş numunelere ait $F(a)$, $g(a)$, $g'(a)$, A , C , G_f ve c_f değerleri verilmektedir.

Tablo 4.22. Üretilen kiriş numunelerden elde edilen sabitler ve kırılma parametreleri

$\alpha=a/d$	$F_{3.71}(\alpha)$	$g(\alpha_0)$	$g'(\alpha_0)$	A	C	$G_f, J/m^2$	c_f, mm
0.20	1.05	18.41	98.99	0.0196	0.7106	38.8	6.7
0.35	1.17	39.84	209.62	0.0282	1.7564	58.4	11.8
0.50	1.36	94.39	602.65	0.092	1.1883	42.4	2.0

Gerilme şiddet çarpanının kritik değeri olan K_{Ic} ve çatlak açılma deplasmanının kritik değeri olan $CTOD_C$ ise kiriş numuneler için yine disk numunelerde kullanılan formüller (Formül 4.13) kullanılarak bulunmuş ve Tablo 4.23’de gösterilmiştir.

Tablo 4.23. Üretilen kiriş numunelere ait sabitler ve kırılma parametreleri

$\alpha=a/d$	$g(\alpha_0)$	d_0, mm	$B f_t, MPa$	R	$G_f, J/m^2$	c_f, mm	$K_{Ic}, N/mm^{3/2}$	$CTOD_C, mm$
0.20	18.41	36.03	1.19	0,86	38.81	6.7	0.97	0.010
0.35	39.84	63.04	0.75	0,69	58.37	11.8	1.19	0.017
0.50	94.40	12.84	0.92	0,83	42.40	2.0	1.01	0.006

R: Lineer regresyona ait korelasyon katsayısı

Yine kiriş numunelerde de disk numunelerde yapıldığı gibi non lineer analiz yapılmış ve Boyut Etkisi Kuralı’na ait sabitler ve malzeme kırılma parametreleri bir kez daha hesaplanmıştır. Hesaplamalarda gene Denklem 4.14 kullanılmıştır. Tablo 4.24’de non-lineer analiz sonucu elde edilmiş sabitler ve malzeme kırılma parametreleri gösterilmiştir.

Tablo 4.24. Boyut Etkisi Kuralı sabitleri ve malzeme kırılma parametreleri

$\alpha=a/d$	d_0, mm	$B f_t, MPa$	R	$G_f, J/m^2$	c_f, mm	$K_{Ic}, N/mm^{3/2}$	$CTOD_C, mm$
0.20	43,26	1,12	0,89	41,31	8,05	1,00	0,012
0.35	66,76	0,75	0,66	61,83	12,69	1,22	0,018
0.50	7,20	1,21	0,81	41,20	1,13	1,00	0,0044

R: Non-lineer regresyona ait korelasyon katsayısı

Disk ve kiriş numunelerde Boyut Etkisi Kuralı'na göre malzeme kırılma parametreleri hesaplandıktan sonra bu parametreleri kullanarak aşağıdaki denklem yardımıyla nominal dayanımlar hesaplanabilir.

$$\sigma_N = c_n \left(\frac{E \cdot G_f}{g'(\alpha_0)c_f + g(\alpha_0)d} \right)^{1/2} \quad (4.19)$$

4.4.4. Sonuçlar

1. Yapılan deneyler sonucunda hem disk yarma-çekme hem de kiriş üç noktalı eğilme-çekme deneyleri sonuçlarının Boyut Etkisi Kuralı ile uyum içerisinde olduğu görüldü. Deney sonuçları mukavemet kriteri ve LEKM arasındaki geçişi göstermektedir.
2. Deney sonuçlarına uygulanan hem lineer hem de non-lineer analiz sonucunda oldukça yüksek korelasyon katsayıları elde edilmiştir. Bilhassa disklerde bu katsayılar daha da yüksektir.
3. Boyut Etkisi Kuralı deneylerde 3 farklı çatlak geometrisi için uygulandı. 0,1-0,3-0,5 çentik-çap oranları kullanıldı. Fakat malzeme kırılma parametrelerinin hesaplanmasıyla görüldü ki en iyi yaklaşım disk numunelerde 0,1 çentik-çap oranında, kiriş numunelerde de 0,2 çentik-çap oranında görüldü. Buradan çatlak geometrisinin malzeme kırılma parametreleri üzerinde etkili olduğunu söyleyebiliriz.
4. Kırılma enerjisi değerleri sonsuz büyük numuneler için hesaplanmaktadır. Bu durumda da LEKM geçerli olduğundan K_{Ic} değerleri LEKM prensiplerine göre hesaplanmış ve yine disklerde 0.1, kirişlerde ise 0.2 çentik-çap oranlarında literatüre uygun sonuçlar çıkmıştır.

5. ÇOKLU FRAKTAL BOYUT ETKİSİ YÖNTEMİ

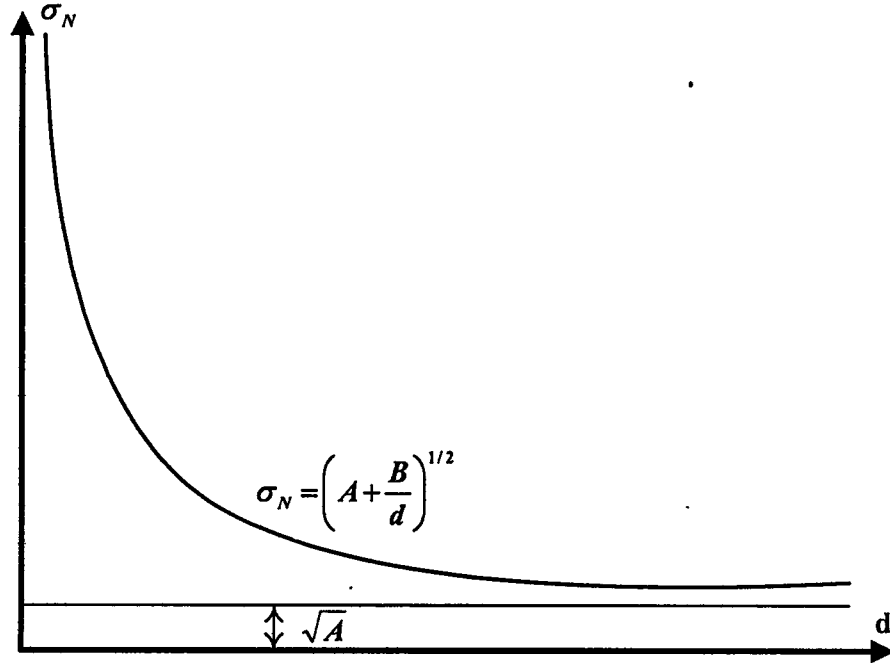
Bazant (1984) tarafından öne sürülen boyut etkisi kuralında sadece çentikli numunelerin kullanıldığı ve çentik boyutu ile yapı boyutunun orantılı olduğu bilinmektedir. Ayrıca çizilen $\log \sigma_N$ 'e karşı $\log d$ diyagramına bakıldığında eğride aşağıya doğru bir konkavlığın olduğu görülmektedir. Yapılan deneylerde başlangıç çatlağı içermeyen en büyük numunelerin bile bazı gerilmelere dayandığı yani yapı boyutu ne kadar büyük olursa olsun uygulanan yüke karşı kesinlikle bir direnç gösterdiği anlaşılmıştır. Boyut Etkisi Kuralına bakıldığında (Şekil 4.6) çekme dayanımının çok büyük numunelerde sıfıra eşit olacağı görülmektedir. Bu da deney sonuçları ile teori arasında bir uyumsuzluğun doğmasına sebep olacağı için boyut etkisi kuralında bazı değişikliklere gidilmesini gerektirmektedir (Carpinteri ve Ferro, 1994; Carpinteri ve diğ., 1995; Carpinteri ve Chiaia, 1996).

Carpinteri ve diğ. (1995) tarafından öne sürülen Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi'ne göre çizilen nominal gerilme-boyut diyagramına bakıldığında yukarı doğru bir konkavlığın olduğu ve boyutun çok büyük değerlerinde gerilmenin sıfır olmayıp küçük de olsa sabit bir asimptotik değer aldığı görülür (Şekil 5.1). Böyle sonuç deney sonuçları ile teori arasındaki uyumsuzluğu ortadan kaldırmaktadır.

Önerilen yöntem Formül 5.1'de görüldüğü gibi yine iki adet kırılma parametresi içermektedir.

$$\sigma_N = \left(A + \frac{B}{d} \right)^{0.5} \quad (5.1)$$

Burada σ_N nominal çekme dayanımını, d karakteristik yapı boyutunu, A gerilmenin karesi boyutlu bir sabiti ve B ise gerilmenin karesi çarpı uzunluk boyutundaki bir sabiti göstermektedir.



Şekil 5.1 Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi

Formül 5.1'in d sonsuza ve sıfıra giderken limit değerleri alındığında aşağıdaki ifadeler bulunur.

$$\lim_{d \rightarrow \infty} \left(A + \frac{B}{d} \right)^{1/2} = \sqrt{A} \quad (5.2)$$

$$\lim_{d \rightarrow 0^+} \left(A + \frac{B}{d} \right)^{1/2} = +\infty \quad (5.3)$$

yukarıdaki ifadelerin sonuçları Şekil 5.1'de görülmektedir.

Nominal dayanım σ_N ile numune boyutu d 'yi logaritmik diyagramda göstermek için aşağıdaki ifadeler yazılabilir.

$$Y(x) = \frac{1}{2} \log \left(A + \frac{B}{10^x} \right) \quad (5.4)$$

burada $X \rightarrow +\infty$ 'a giderken,

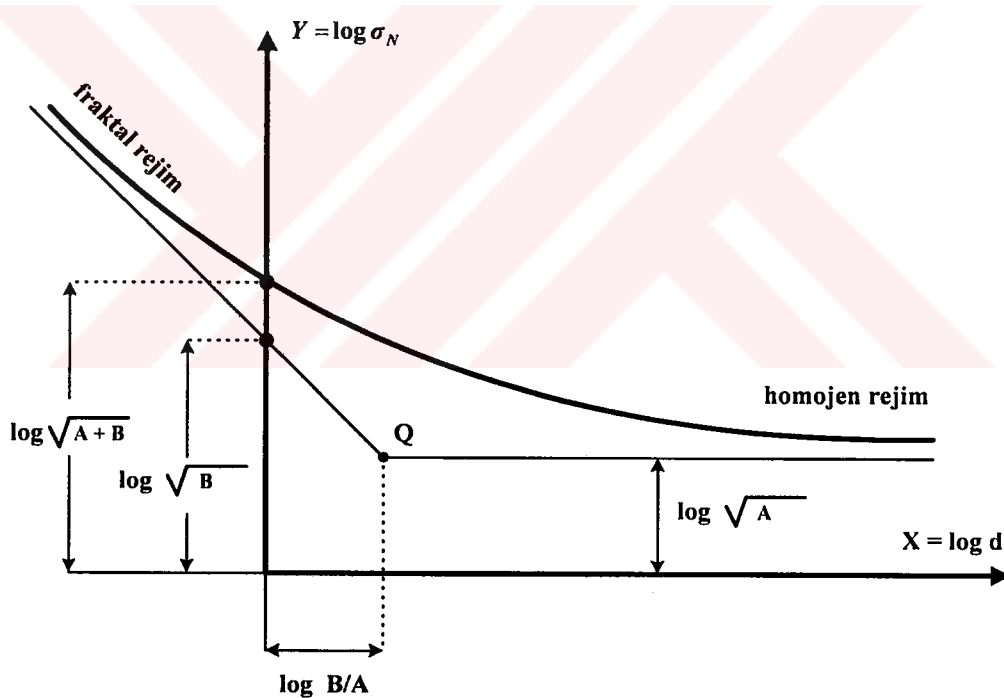
$$H_1(X) = \log \sqrt{A} \quad (5.5)$$

$X \rightarrow -\infty$ 'a giderken ise,

$$H_2(X) = -\frac{1}{2}X + \log \sqrt{B} \quad (5.6)$$

olur.

Logaritmik diyagram olan Şekil 5.2 incelendiğinde yapı boyutunun küçülmesiyle davranışın B parametresi tarafından kontrol edilen düzensiz “Fraktal rejim” i temsil eden eğik asimptota doğru gitme eğilimi gösterdiği, boyutun büyümesiyle ise A parametresi tarafından kontrol edilen “homojen rejim” i temsil eden yatay asimptota doğru gitme eğilimi gösterdiği görülmektedir. Yani numune boyutu küçüldükçe mikroyapının düzensizleştiği fraktal rejimin geçerli olduğu, numune boyutu büyük değerler aldığı anda ise daha homojen bir yapıya geçilerek dayanımın sabit kaldığı öne sürülmektedir. Yine Şekil 5.2’den görüldüğü gibi iki asimptotun kesişme noktası olan Q’nun yatay koordinat değeri,



Şekil 5.2 Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi, logaritmik diyagram

$$X_Q = \log \frac{B}{A} \quad (5.7)$$

dır ve uzunluk boyutundadır.

Q noktası düzensiz rejimle düzenli rejimi ayıran noktadır. Yukarıdaki değer mikro yapının karakteristik boyutu l ile beraber yazıldığında maksimum agrega boyutu ile orantılı olduğu görülür (Carpinteri ve diğ., 1995).

$$l = \frac{B}{A} = \alpha \cdot d_{maks.} \quad (5.8)$$

Formül 5.1’de gösterilen değerlerin fiziksel anlamını daha iyi açıklayabilmek için formül aşağıdaki gibi tekrar düzenlenebilir (Carpinteri ve diğ., 1997).

$$\sigma_N = f_t \left(1 + \frac{l}{d} \right)^{1/2} \quad (5.9)$$

Burada f_t limit nominal dayanımı, l ise karakteristik iç uzunluğu göstermektedir. l değeri boyut etkisinin güçlü olduğu fraktal rejimden boyut etkisinin azalarak limit değeri aldığı homojen rejim arasındaki geçişi göstermektedir.

5.1. Yöntemin Disk Numuneler Uygulanması

Yukarıda anlatılan Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi’nin deney sonuçları ile olan uyumunu incelemek amacıyla üretilen disk numunelere bu kural uygulanmıştır. 1:6 boyut aralığında denenen disk numunelerin nominal dayanımları Denklem 5.10 yardımıyla bulunmuştur.

$$\sigma_N = \frac{2P}{\pi db} \quad (5.10)$$

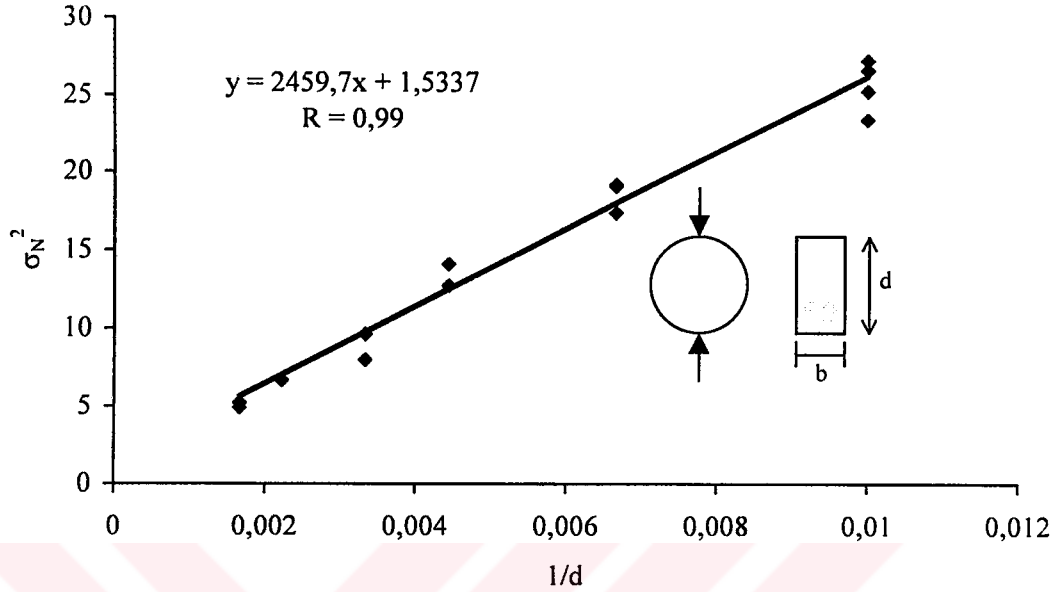
Burada d numune çapını, P tepe yükünü, b ise numune kalınlığını göstermektedir.

Çentiksiz ve çentik-çap oranı 0.1-0.3-05 olan disk numuneler üzerinde yapılan yarma-çekme deneyi sonuçları kullanılarak yöntemle ait parametrelerin hesabı aşağıda gösterilmiştir.

Lineer regresyon yardımıyla A ve B katsayılarını bulmak için Denklem 5.1 aşağıdaki şekilde düzenlenmiştir.

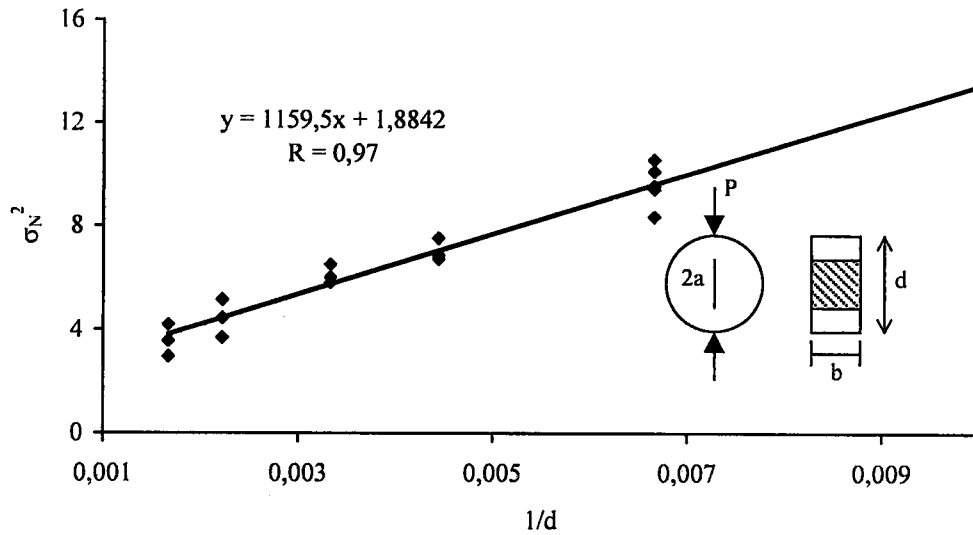
$$\sigma_N^2 = A + \frac{B}{d} = A + B \frac{1}{d} \quad (5.11)$$

σ_N^2 'ye karşı $1/d$ grafiği çizildiğinde elde edilen eğrinin denklemi A ve B katsayılarını ve aynı zamanda deney sonuçlarıyla uyumu ifade eden korelasyon katsayısını vermektedir. Bu işlem çentiksiz ve çentikli disk numunelerde yapılmış elde edilen eğriler Şekil 5.3, 5.4, 5.5 ve 5.6'da gösterilmiştir.



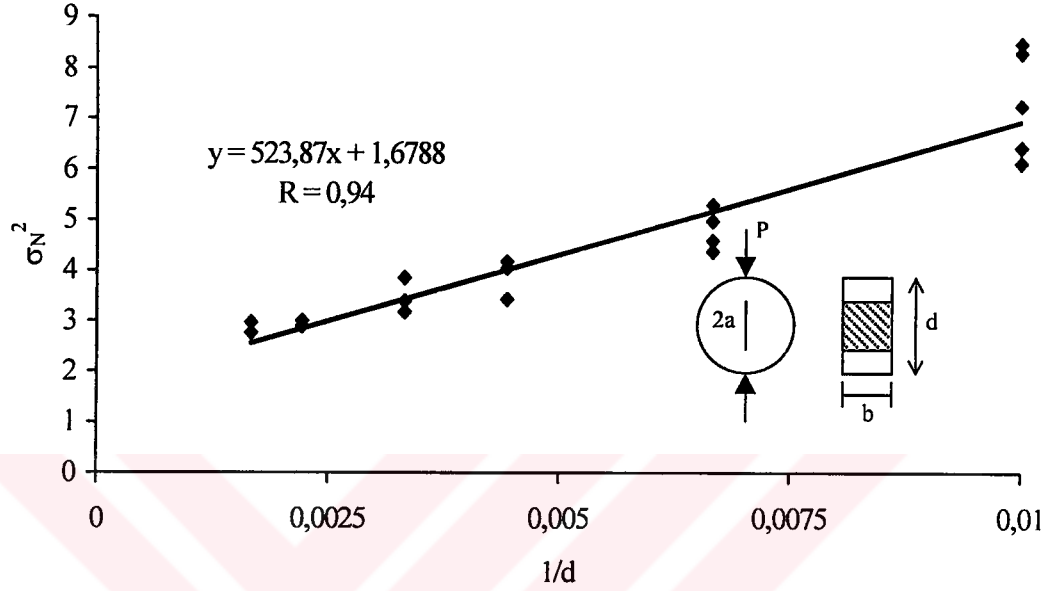
Şekil 5.3 Çentiksiz numunelerde σ_N^2 ile $1/d$ arasındaki ilişki

Çentiksiz numunelerde ÇFBEY sabitleri $A=1,53 \text{ Mpa}^2$ ve $B=2459,7 \text{ Mpa}^2 \text{ mm}$ olarak bulunmuştur. $d \rightarrow \infty$ giderken yatay asimptot değeri yani betonun çekme dayanımı $f_t = \sqrt{A} = 1,24 \text{ Mpa}$ dır. İç uzunluğu gösteren $l=B/A$ değeri ise 1603,8 mm olarak hesaplanmıştır. Bu durumda boyutsuz $l/d_{maks.}$ değeri 80,19 dur.



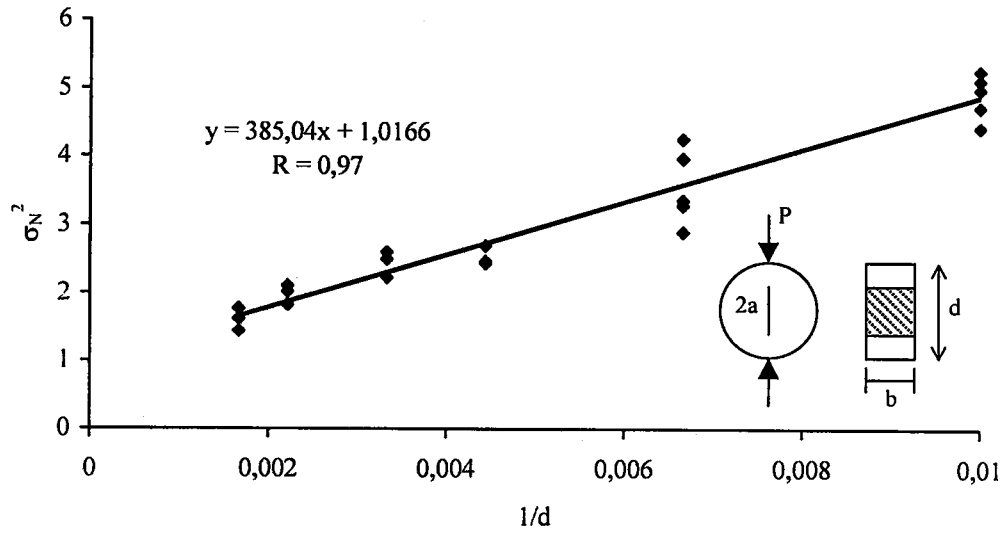
Şekil 5.4 Çentik-çap oranı 0,1 numunelerde σ_N^2 ile $1/d$ arasındaki ilişki

Çentik-çap oranı 0,1 olan numunelerde yapılan deneyler ve hesaplamalar sonucunda ÇFBİY sabitleri $A=1,88 \text{ Mpa}^2$ ve $B= 1159,5 \text{ Mpa}^2 \text{ mm}$ olarak bulunmuştur. Bu durumda limit nominal çekme gerilmesi $f_t = \sqrt{A} = 1,37 \text{ Mpa}$ dır. İç uzunluk $l=B/A=616,76 \text{ mm}$ ve boyutsuz $l/d_{\text{maks.}}$ oranı ise 30,84 dür.



Şekil 5.5 Çentik-çap oranı 0,3 numunelerde σ_N^2 ile $1/d$ arasındaki ilişki

Çentik-çap oranı 0,3 olan disk numunelerde ise $A= 1,68 \text{ MPa}^2$ $B=523,87 \text{ MPa}^2 \text{ mm}$ dir. Limit nominal gerilme $f_t = \sqrt{A} = 1,30 \text{ Mpa}$ dır. İç uzunluk $l=B/A=311,83 \text{ mm}$ ve $l/d_{\text{maks.}}=15,59$ olarak bulunmuştur.



Şekil 5.6 Çentik-çap oranı 0,5 numunelerde σ_N^2 ile $1/d$ arasındaki ilişki

Çentik-çap oranı 0,5 olan numunelerde $A=1,02 \text{ MPa}^2$ $B=385,04 \text{ MPa}^2 \text{ mm}$ dir ve nominal limit çekme gerilmesi $f_t = \sqrt{A} = 1,01 \text{ MPa}$ dir. $l=B/A=377,49 \text{ mm}$ $l/d_{\text{maks.}}$ ise 18,87 dir.

Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi ve Boyut Etkisi Kuralı sabitleri Levenberg-Marquardt algoritması kullanılarak non-linear analizle de hesaplanmıştır. Bulunan sabitler ve korelasyon katsayıları Tablo 5.1. ve 5.2.'de gösterilmiştir.

Tablo 5.1. Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemine ait sabitler ve korelasyon katsayıları

Numune Şekli	Lineer Regresyon			Non-Lineer Regresyon		
	A	B	R	A	B	R
Çentiksiz	1,53	2459,70	0,99	1,07	2539,34	0,99
Çentik-çap oranı 0,1	1,88	1159,50	0,97	1,81	1168,98	0,98
Çentik-çap oranı 0,3	1,68	523,87	0,94	1,78	503,41	0,95
Çentik-çap oranı 0,5	1,02	385,04	0,97	1,02	383,97	0,97

Tablo 5.2. Boyut Etkisi Kuralına ait sabitler ve korelasyon katsayıları

Numune Şekli	Lineer Regresyon			Non-Lineer Regresyon		
	Bf_t	d_0	R	Bf_t	d_0	R
Çentiksiz	12,50	21,33	0,99	11,75	22,96	0,99
Çentik-çap oranı 0,1	5,04	98,42	0,96	5,68	68,12	0,97
Çentik-çap oranı 0,3	2,78	323,48	0,91	3,31	148,14	0,91
Çentik-çap oranı 0,5	2,53	195,29	0,96	2,91	120,00	0,95

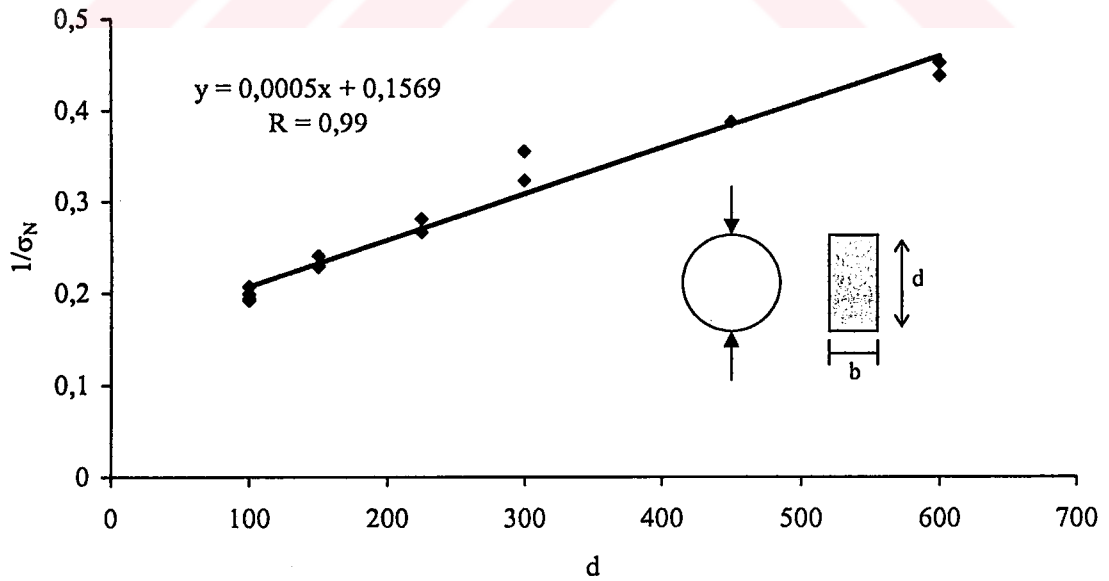
Akyüz tarafından geliştirilen ve Modifiye Fraktal Yöntem olarak adlandırılan fakat henüz yayınlanmamış üçüncü bir yaklaşım da deney sonuçlarına uygulanmıştır. Yönteme ait denklem aşağıda verilmiştir.

$$\sigma_N = \frac{A}{B + d} \quad (5.12)$$

Burada, σ_N yine nominal gerilmeyi A ve B sabitleri d ise boyutu göstermektedir. A ve B sabitlerini bulabilmek için Denklem 5.12

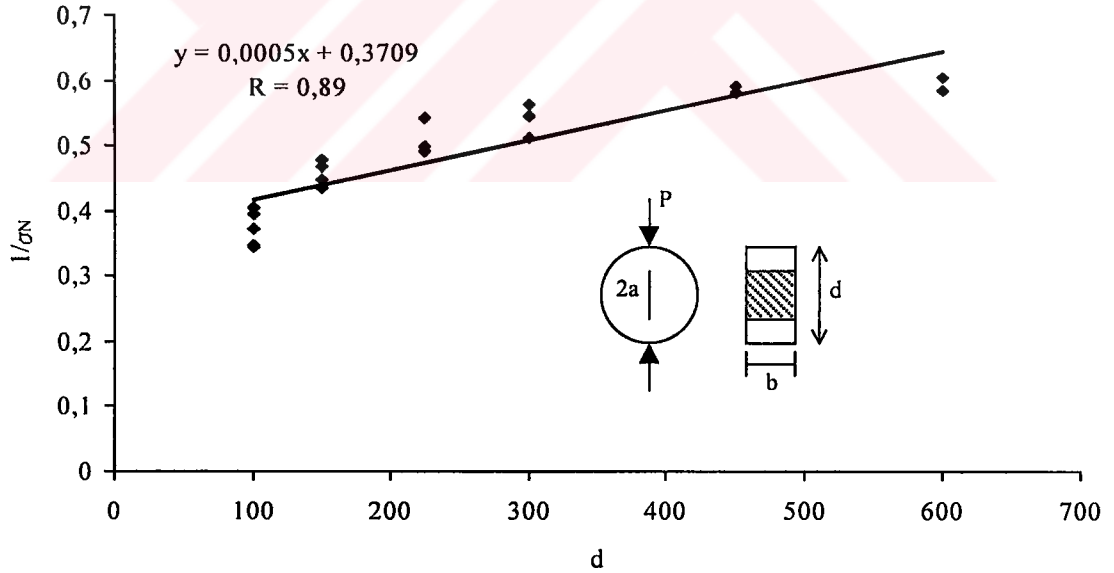
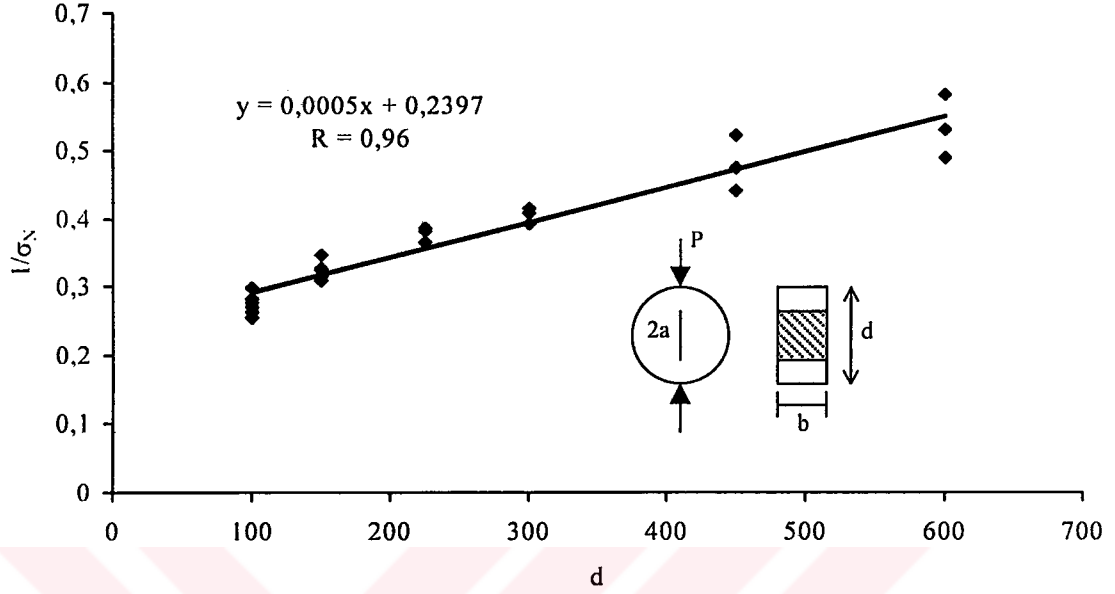
$$\frac{1}{\sigma_N} = \frac{B + d}{A} = \frac{1}{A}d + \frac{B}{A} \quad (5.13)$$

şeklinde yazılmış ve lineer bir bağıntı elde edilmiştir. Dayanımın tersinin boyuta karşı grafiği çizilmiş elde edilen eğrinin denkleminde A ve B sabitleri hesaplanmıştır. Şekil 5.7, 5.8, 5.9 ve 5.10’da lineer regresyon sonuçları ve elde edilen denklemler gösterilmiştir. A ve B sabitleri Levenberg-Marquardt algoritmasını kullanarak non-lineer analizle de hesaplanmıştır. Hem lineer hem de non-lineer analize yapılarak bulunan sabitler ve korelasyon katsayıları Tablo 5.3’de toplu olarak gösterilmiştir.

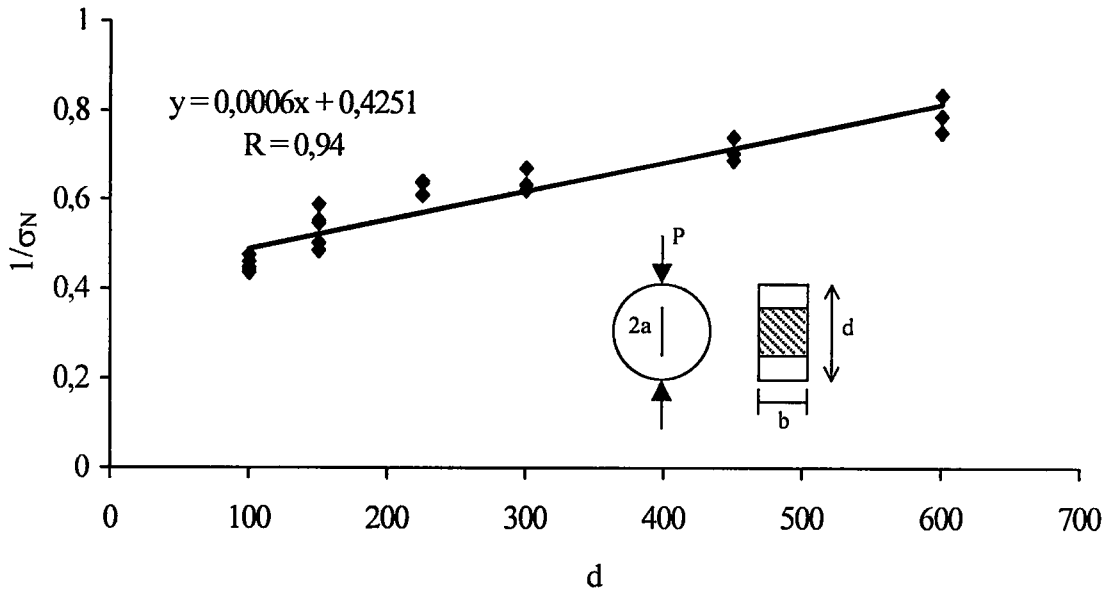


Şekil 5.7 Çentiksiz numunelerde $1/\sigma_N$ 'e karşı boyut grafiği

Şekil 5.7'den görüldüğü gibi çentiksiz numunelerde oldukça yüksek bir korelasyon katsayısı elde edilmiştir. A ve B sabitleri ise sırasıyla 2000 ve 313.8 olarak hesaplanmıştır.



Şekil 5.8 ve 5.9'da çentik-çap oranı 0.1 ve 0.3 olan numunelere ait değerler gösterilmiştir. Korelasyon katsayısı 0.1 çentik-çap oranında oldukça yüksek iken 0.3 çentik-çap oranında 0.89 gibi bir değere düşmüştür. A ve B sabitleri ise 0.1 çentik-çap oranında sırasıyla 2000 ve 479.4 iken 0.3 çentik-çap oranında yine sırasıyla 2000 ve 741.8 olarak hesaplanmıştır.



Şekil 5.10 Çentik-çap oranı 0.5 olan numunelerde $1/\sigma_N$ 'e karşı boyut grafiği

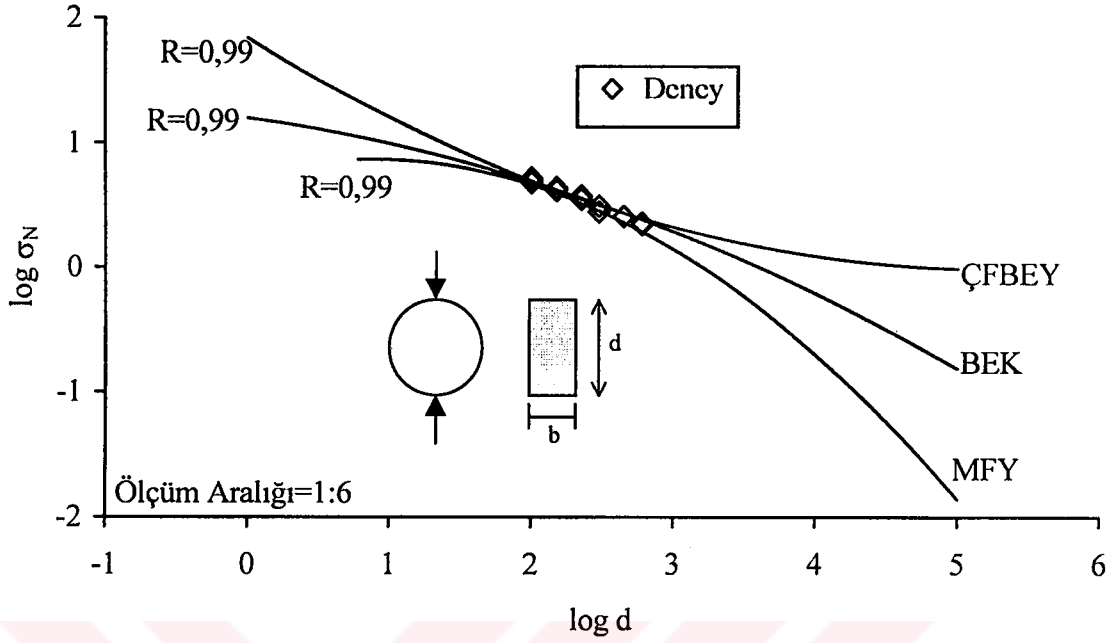
Şekil 5.10'da da çentik-çap oranı 0.5 olan numunelere ait değerler gösterilmiştir. Korelasyon katsayısı 0.94 olarak bulunurken A sabiti 1666.7, B sabiti ise 708.5 olarak hesaplanmıştır. Lineer ve non-lineer analiz sonuçları Tablo 5.3'de gösterilmiştir.

Tablo 5.3. Modifiye Fraktal Yöntem'e ait sabitler ve korelasyon katsayıları

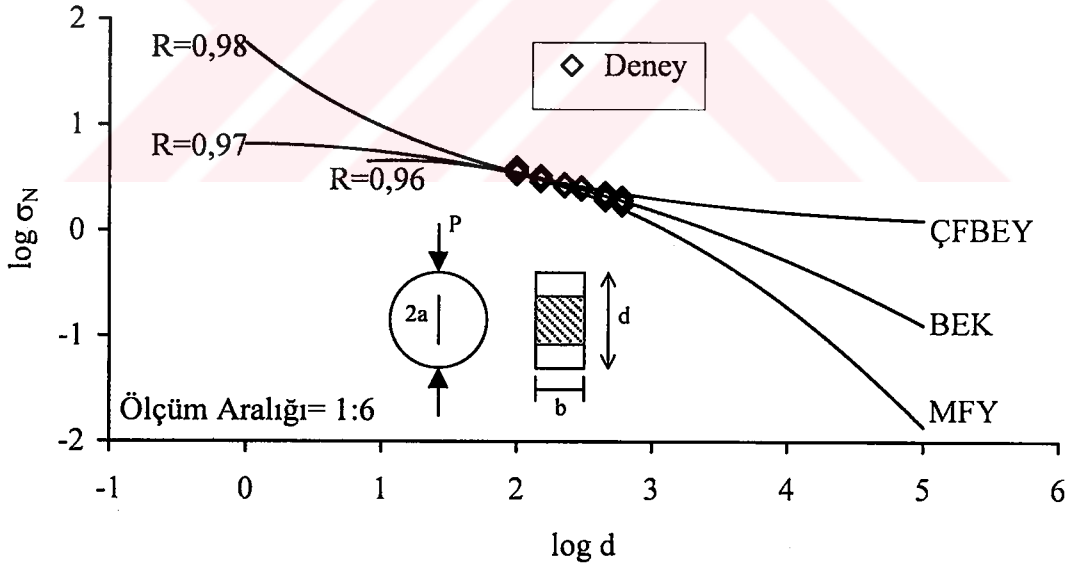
Numune Şekli	Lineer Regresyon			Non-Linear Regresyon		
	A	B	R	A	B	R
Çentiksiz	2000	313.8	0.99	1759.0	252.5	0.99
Çentik-çap oranı 0,1	2000	479.4	0.96	1695.8	377.7	0.96
Çentik-çap oranı 0,3	2000	741.8	0.89	1715.0	582.7	0.88
Çentik-çap oranı 0,5	1666.7	708.5	0.94	1293.7	511.1	0.93

Deney sonuçlarına uygulanan üç yöntemi birbirleriyle kıyaslayabilmek için non-lineer analiz sonucu elde edilen sabitlerden yararlanılarak ÇFBEY, BEK ve MFY'e

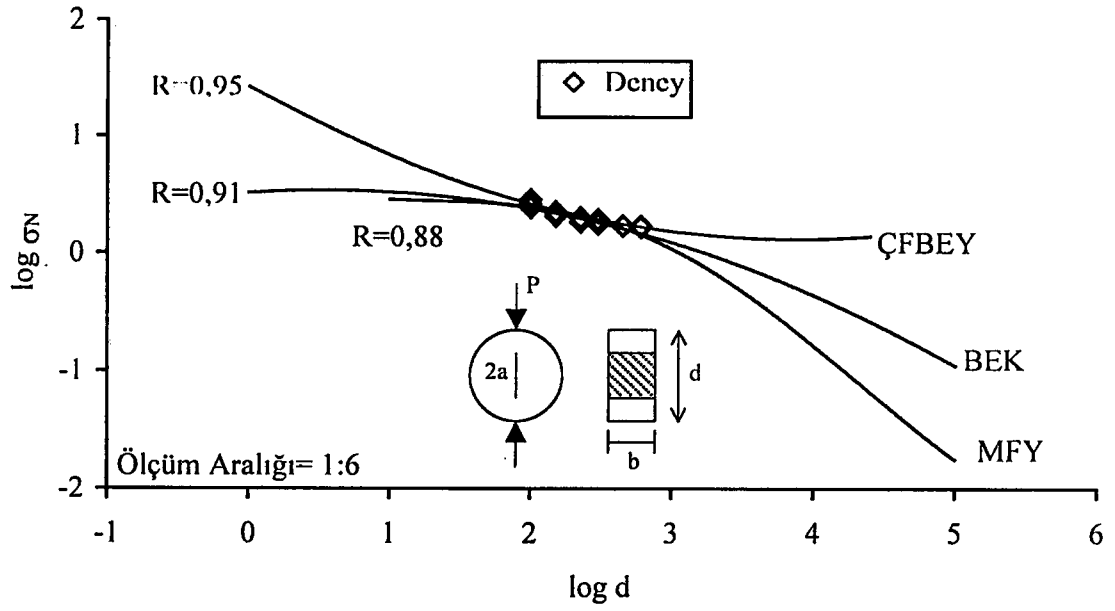
ait logaritmik diyagramlar çizilmiş ve bunlar Şekil 5.11, 5.12, 5.13 ve 5.14'de gösterilmiştir.



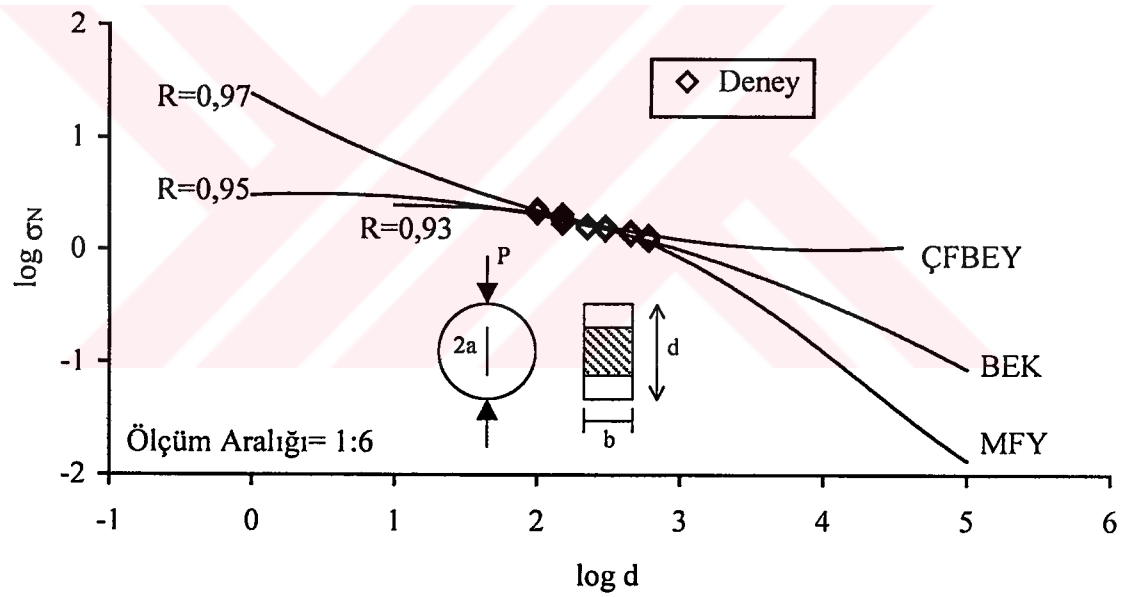
Şekil 5.11 Çentiksiz numunelerde uygulanan yöntemlerin karşılaştırılması



Şekil 5.12 Çentik-çap oranı 0.1 olan numunelerde uygulanan yöntemlerin karşılaştırılması



Şekil 5.13 Çentik-çap oranı 0.3 olan numunelerde uygulanan yöntemlerin karşılaştırılması



Şekil 5.14 Çentik-çap oranı 0.5 olan numunelerde uygulanan yöntemlerin karşılaştırılması

5.2. Sonuçlar

Yapılan lineer ve non-lineer analizler sonucunda Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi, Boyut Etkisi Kuralı ve Modifiye Fraktal Yöntem'e ait eğriler oldukça yüksek korelasyon katsayıları vermiştir.

2. Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yönteminde d 'nin sonsuz büyük değerinde çekme dayanımı asimptotik bir limit değer alırken diğer iki yöntemde sürekli olarak azalma eğilimi göstermektedir. ÇFBEY'de boyutun çok küçük değerinde dayanım $(A+B)^{1/2}$ gibi bir değerden sürekli olarak azalmakta iken, Boyut etkisi Kuralında ve Modifiye Fraktal Yöntemde belli bir boyut aralığında sabit kalmaktadır. Bu sabit değer Boyut Etkisi Kuralında Bf_1 , Modifiye Fraktal yöntemde ise A/B gibi bir değere eşittir.
3. Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yönteminde karakteristik iç uzunluk değerleri çentiksiz numunelerde oldukça yüksek çıkarken çentik-çap oranının artmasıyla düşmeye başlamıştır. Yani fraktal rejimden homojen rejime geçiş çentiksiz numunelerde daha büyük boyutlarda olurken çentik-çap oranının artmasıyla daha küçük boyutlarda homojen rejime geçilmektedir. Karakteristik uzunluk agrega maksimum boyutu ile orantılıdır. Bu değer ince taneli malzemelerde, seramiklerde, metallerde betona göre oldukça düşüktür. Bu çalışmada agrega maksimum boyutu sabit alınmış fakat farklı çentik uzunlukları kullanılmıştır. Çentik-çap oranının artmasıyla karakteristik boylarda azalmalar görülmüştür. Yani agrega boyutunun etkisi çentik-çap oranının artmasıyla azalmış böylece dayanım-boyut eğrisi daha yatay bir durum almıştır. Bu numunelerde güçlü bir boyut etkisi görülmemiştir.
4. Boyut Etkisi Kuralına göre yapı şekli ile ilgili olan d_0 sabiti çentiksiz numunelerden, çentik-çap oranının büyük olduğu değerlere doğru artma eğilimi göstermiştir. Yani mukavemet kriterinin uygulandığı bölge çentikli numunelerde daha kısa iken çentik-çap oranının artmasıyla uzamıştır.
5. Üretilen boyutlarda, uygulanan üç yöntemde gayet iyi sonuçlar vermiştir. Fakat hangi modelin daha iyi olduğunu anlayabilmek için bu boyutların dışındaki boyutlarda da deneyler yapmak ve sonuçları irdelemek gerekmektedir.

6. TEPE YÜKÜ ESASINA DAYANAN İKİ PARAMETRELİ MODELİN UYGULANMASI

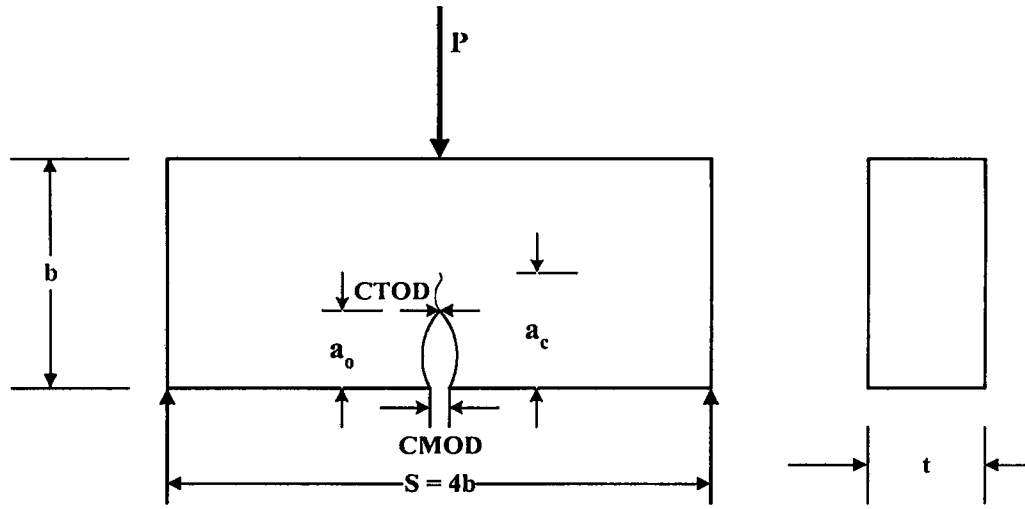
6.1. İki Parametrelili Kural

Jenq ve Shah (1985) tarafından önerilen bu modelde iki adet kırılma parametresi söz konusudur. Çentikli kirişte yük sehim eğrisinin tepe noktasında yükleme boşaltma yapılarak uyum fonksiyonu bulunmakta ve etkin çatlak boyu esasına göre hem gerilme şiddet çarpanının kritik değeri K_{Ic}^S hem de çatlak ucu açılma deplasmanının kritik değeri $CTOD_c$ bulunabilmektedir. Bu model tek bir deney ile iki adet parametre birden sağlar. K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ değerlerini belirlemek için üç noktalı eğilme deneyine tabi tutulan kiriş numuneler maksimum yüke kadar yüklenir. Uygulanan yük ve çatlak ağzı açılma deplasmanı CMOD deney esnasında kaydedilir. Yük maksimum yüke ulaştıktan sonra maksimum yükün % 95'lik bölümü içerisinde olmak kaydıyla boşaltılır. Boşaltma aşağı yukarı tepe yükünün hemen ardından geldiği için bu deneyde closed-loop test aletine ve onun vereceği geri beslemeli sinyaline gerek vardır. K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ değerlerini hesaplayabilmek için, Şekil 6.1'de görüldüğü gibi yükleme eğrisinin eğimi c_i ve boşaltma eğrisinin eğimi c_u ve tepe yükü (P_{maks}) değerleri bilinmelidir (RILEM TC 89-FMT, 1990).

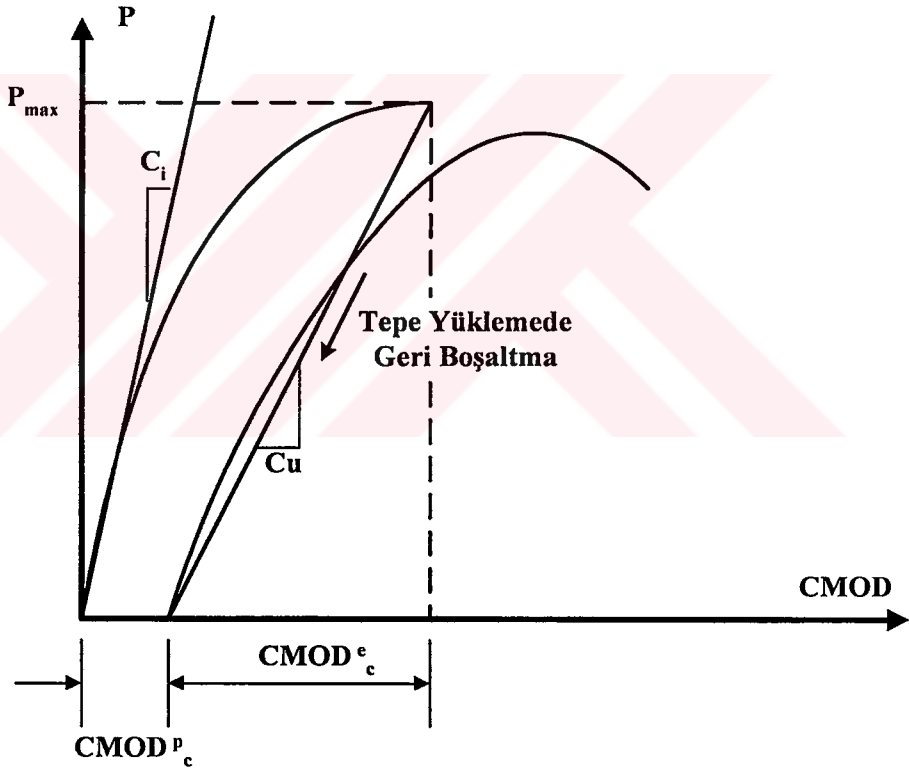
Bu yöntemde E elastisite modülü, c_i ve a_0 (başlangıç çatlak boyu) değerlerine göre, a_c (kritik çatlak boyu) ise c_u ve E değerlerine göre değerlendirilir. K_{Ic}^S değeri ise a_c değerinden,

$$\sigma_{N_c} = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{\pi a_c}} \cdot F \quad (6.1)$$

denklemleri yardımıyla belirlenirken, $CTOD_c$ değeri ise CMOD'nin elastik kısmından belirlenir. Yukarıdaki denklemde F geometriye bağlı bir fonksiyondur.



(a)



(b)

Şekil 6.1 İki Parametrelî Model: (a) Üç-noktalı kiriş eğilme deneyi, (b) Yükleme ve boşaltma eğrileri

Bu yöntemde c_i ve c_u uyum değerlerine ihtiyaç olduğu için bu deney işlemi uyum yöntemi olarak da isimlendirilebilir. Bu yöntemde dikkat edilmesi gereken iki muhtemel zorluk vardır. Birincisi closed-loop deney sistemi bazı kullanıcılar

tarafından kullanışlı olmayabilir. İkincisi ise c_i ve c_u değerleri eğrinin küçük eğimlerine çok duyarlıdır. Bu yüzden c_i ve c_u değerlerini alırken çok fazla dikkat etmek gerekir.

Bu deney zorlukları dikkate alınarak Tang ve diğ. (1996) tarafından yine K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ 'yi hesaplamak için başka bir yöntem geliştirilmiştir. Yöntemin esası sonlu elemanlar metoduna dayanmaktadır ve sadece tepe yüküne gereksinim olduğundan bu çalışma Tepe Yüğü Yöntemine Dayanan İki Parametrelili Model olarak adlandırıldı. Disk numunelerde yük dağılım genişliğinin gerilme şiddet çarpanını etkilediği yapılan çalışmalarda görülmüştür (Tang ve diğ., 1992; Tang, 1994). Bu yüzden Sonlu Elemanlar Metodu yardımıyla çeşitli yük dağılım genişliği-çap oranına bağlı olarak tablolar oluşturulmuştur (Tang ve diğ., 1996).

Bu yöntemde gerilme şiddet çarpanını veren formül aşağıdaki gibidir.

$$K_I = \sigma_N \sqrt{\pi \cdot a} N_I(\alpha, \beta) \quad (6.2)$$

Burada σ_N , nominal gerilme, a çatlak boyunun yarısı, $\alpha=a/R$ çentik uzunluğu –çap oranı, $\beta=t/R$ yükün uygulandığı alan genişliği-çap oranı, R numune yarıçapı, t yük uygulanan genişliğin yarısı ve N_I da gerilme şiddet çarpanı için geometriye bağlı bir düzeltme çarpanıdır.

Nominal gerilme ise aşağıdaki gibi belirlenir.

$$\sigma_N = \frac{P}{\pi R b} \quad (6.3)$$

Burada P tepe yükü b ise numune kalınlığıdır.

N_I değeri de α 'ya ve β 'ya bağlı olarak aşağıdaki gibi yazılır.

Burada L 'ler $i=0$ dan 3 'e kadar β 'nın fonksiyonudurlar ve L değerleri tablolar halinde verilmiştir.

$$N_I(\alpha, \beta) = L_0(\beta) + L_1(\beta)\alpha + L_2(\beta)\alpha^2 + L_3(\beta)\alpha^3 \quad (6.4)$$

CMOD içinde yine sonlu eleman analizine göre aşağıdaki formül önerilmiştir.

$$CMOD = \frac{\alpha \cdot P}{E' \cdot b} \cdot M(\alpha, \beta) \quad (6.5)$$

Burada,

$$E' = E \quad (\text{Düzlem gerilme hali}) \quad (6.6)$$

$$E' = \frac{E}{(1 - \nu^2)} \quad (\text{Düzlem şekil değiştirme hali}) \quad (6.7)$$

E elastisite modülünü, ν Poisson oranını, M ise aşağıdaki gibi ifade edilen α ve β 'ya bağlı bir fonksiyonu göstermektedir.

$$M(\alpha, \beta) = A_0(\beta) + A_1(\beta)\alpha + A_2(\beta)\alpha^2 + A_3(\beta)\alpha^3 \quad (6.8)$$

Burada yine A değerleri $i=0$ dan 3'e kadar β 'nın fonksiyonudurlar. A değerleri β 'ya bağlı olarak tablo halinde verilmektedir.

COD'nin CMOD'ye oranı ise yine sonlu eleman analiziyle aşağıdaki gibi hesaplanmıştır.

$$\frac{COD(y)}{CMOD} = \sqrt{\left[\left(1 - \frac{y}{a} \right) \cdot \left(1 + \frac{y}{a} \cdot S\left(\alpha, \beta, \frac{y}{a} \right) \right) \right]} \quad (6.9)$$

Burada y numune merkezinden olan mesafe, S ise aşağıdaki gibi ifade edilen α , β ve y/a 'ya bağlı bir fonksiyondur.

$$S\left(\alpha, \beta, \frac{y}{a} \right) = B_0(\alpha, \beta) + B_1(\alpha, \beta) \frac{y}{a} \quad (6.10)$$

B_0 ve B_1 α ve β 'nın fonksiyonu olarak tablo halinde verilmiştir.

Yukarıdaki eşitliklerin hepsi LEKM'ne dayanmaktadır ve bu denklemlerle verilen K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ değerine göre σ_{NC} veya verilen σ_{NC} 'ye göre K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ değerleri hesaplanabilmektedir.

Üretilen numunelerde Tepe Yüğü Yöntemine dayanan İki Parametrelili Model kullanılarak boyuttan ve geometriden bağımsız olan K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ değerlerini bulabilmek amacıyla numunelerde sadece tepe yükleri ölçülmüştür.

$$\begin{aligned} K_I^S(\sigma_{Nc}, a_c) &= K_{Ic}^S \\ CTOD(\sigma_{Nc}, a_c) &= CTOD_c \end{aligned} \quad (6.11)$$

Denklem 6.11'den anlaşılacağı üzere eğer σ_{Nc} değeri biliniyorsa K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ sadece a_c 'ye bağlı birer fonksiyon olurlar. Verilen bir seri a_c değeri için K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ değerleri hesaplanabilir. Bu değerleri hesapladıktan sonra verilen a_c değerleri için K_{Ic}^S 'nin $CTOD_c$ 'ye karşı eğrisi çizilebilir. Yöntem K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ 'nin gerçek değerinin hesabı için ya aynı boyutta fakat farklı çentik uzunluğu olan ya da aynı çentik boyunda fakat farklı boyutta numuneler önermektedir. Rasgele dağılımı da en aza indirmek için en az 3 farklı boyut kullanılması gerekmektedir.

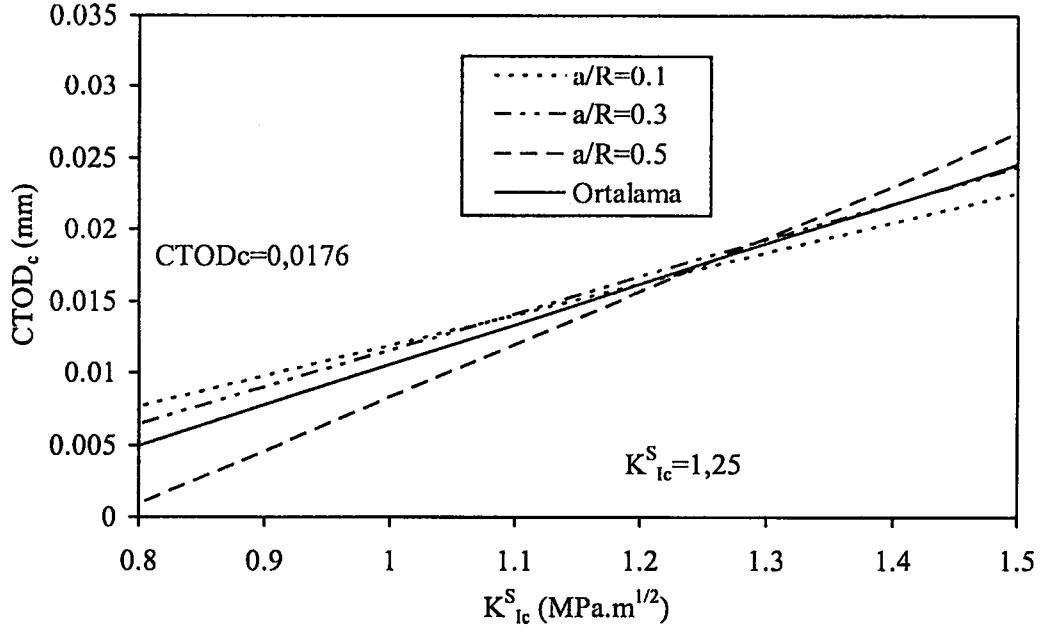
6.2. Tepe Yüklü Yönteminin Disk Numunelere Uygulanması

Bu yöntem daha önce aynı çaptaki disk numunelere üç farklı çentik uzunluğu kullanılarak uygulandı (Tang ve diğ., 1996; Yang ve diğ., 1997). Bu çalışmada ise her bir çapta, 0.1-0.3-0.5 olmak üzere üç çeşit çentik-çap oranı fakat altı farklı boyut kullanıldı.

Numunelerin tepe yükleri hesaplandıktan sonra verilen bir seri a_c (kritik çatlak boyu) değeri için Denklem 6.2'den 6.10'a kadar olan denklemler kullanılarak K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ değerleri elde edildi. Bu değerler kullanılarak K_{Ic}^S 'nin $CTOD_c$ 'ye karşı eğrisi üç farklı çentik-çap oranı ve ortalamaları için çizildi. K_{Ic}^S 'nin $CTOD_c$ 'ye karşı çizilen 4 adet eğrisini kullanarak verilen K_{Ic}^S değerleri için yine dört adet $CTOD_c$ değeri hesaplandı. Bu $CTOD_c$ değerlerindeki olası dağılım göz önüne alınarak denklem 6.12 yardımıyla K_{Ic}^S 'nin fonksiyonu olarak varyansı hesaplandı ve varyansın minimum değeri K_{Ic}^S 'nin gerçek değeri olarak alındı.

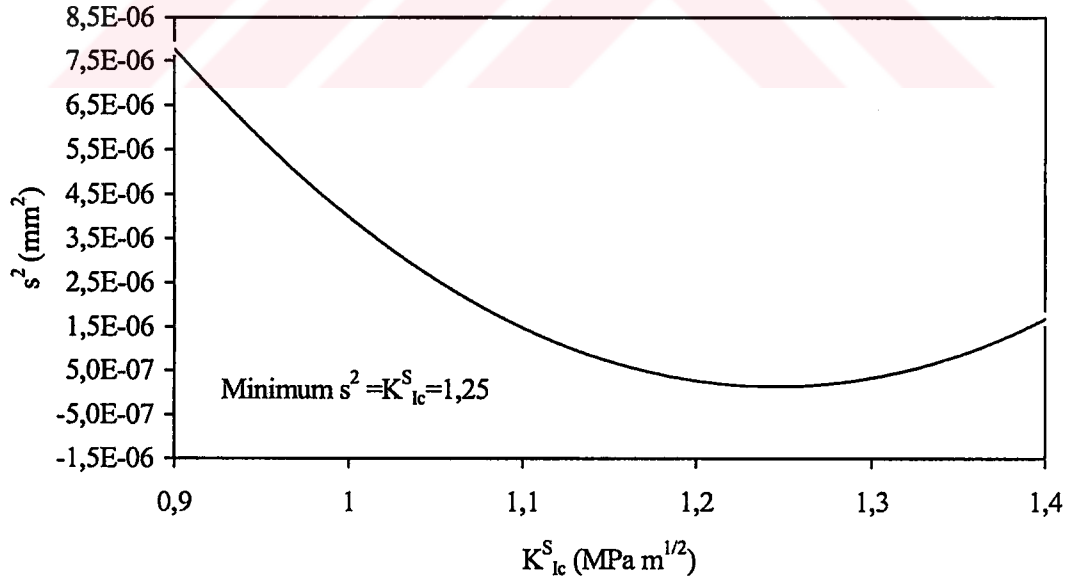
$$s(K_{Ic}^S) = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (CTOD_c^{ort.} - CTOD_c^i)^2}{n-1}} \quad (6.12)$$

Böylece hesaplanan gerçek K_{Ic}^S değeri ortalama egride yerine konarak gerçek $CTOD_c$ değeri hesaplandı. Yöntemin önerdiği kırılma parametreleri her numune boyutu için ayrı ayrı hesaplanmış ve bunlar Tablo 6.1'de gösterilmiştir. Daha sonra bulunan parametreler literatürdeki Tang ve diğ. (1996); Yang ve diğ. (1997); Refai ve Swartz (1987) değerlerle karşılaştırılmıştır.

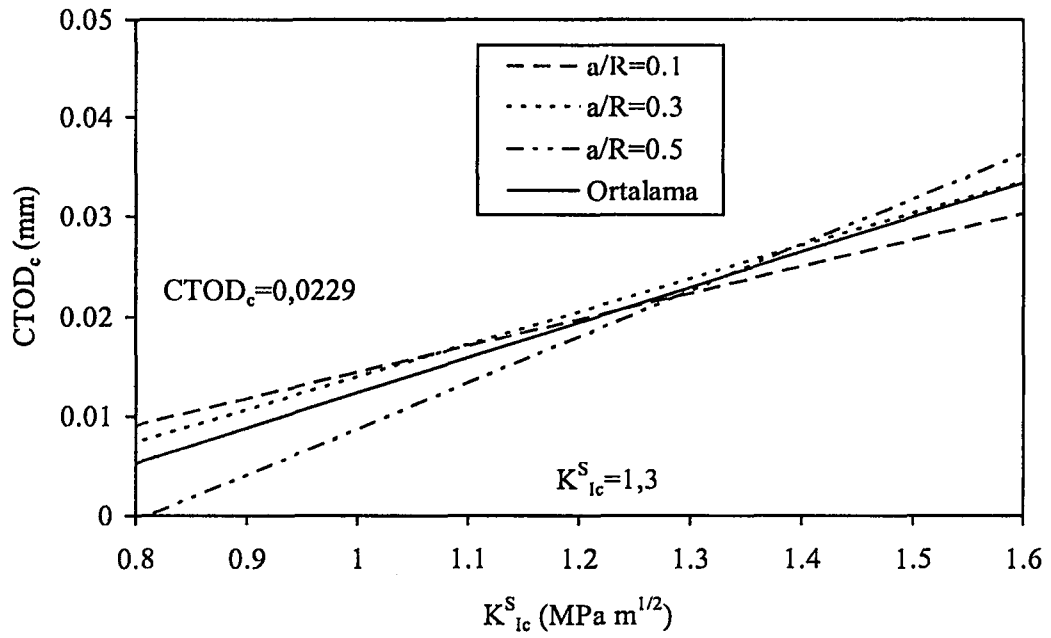


Şekil 6.2 Disk çapı 100 mm olan numunelerin K_{Ic} - $CTOD_c$ eğrisi

Şekil 6.2 ve 6.3'den de görüldüğü gibi 100 mm çaplı numunelerde s^2 'nin minimum değeri K^S_{Ic} değerinin $1.25 \text{ MPa m}^{1/2}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Dolayısıyla gerçek $K^S_{Ic}=1,25 \text{ MPa m}^{1/2}$ dir. Bu değer Şekil 6.2'deki ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri de $0,0176 \text{ mm}$ olarak bulunmuştur.

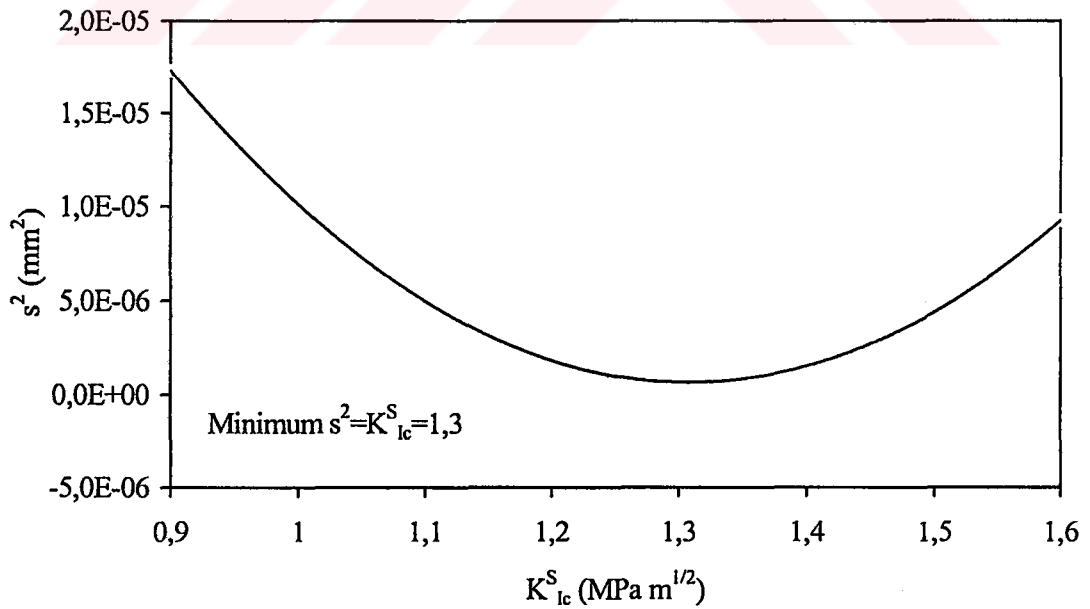


Şekil 6.3 s^2 'nin K^S_{Ic} değerine göre değişimi

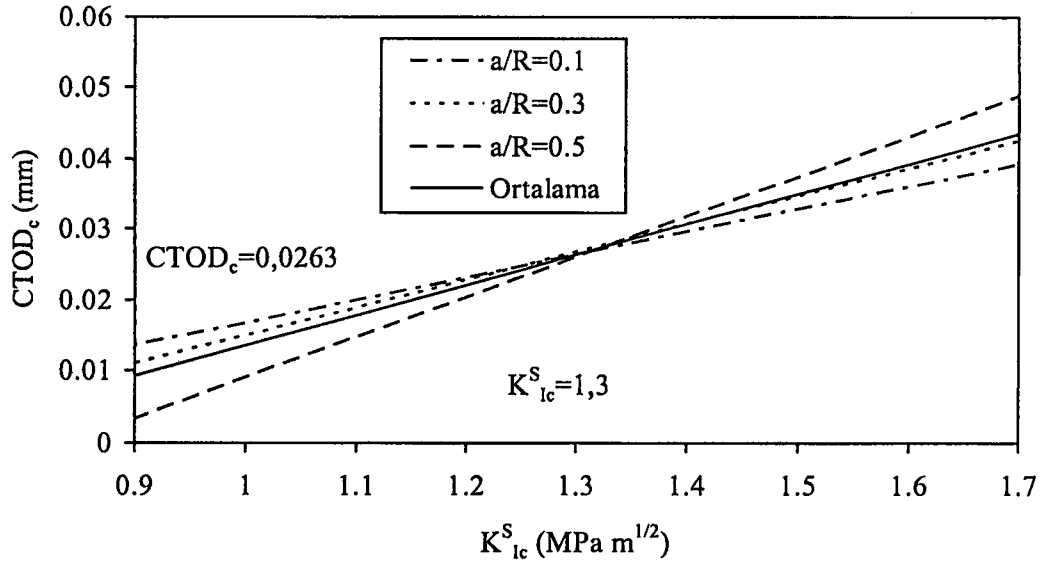


Şekil 6.4 Disk çapı 150 mm olan numunelerin K^S_{Ic} - CTOD_c eğrisi

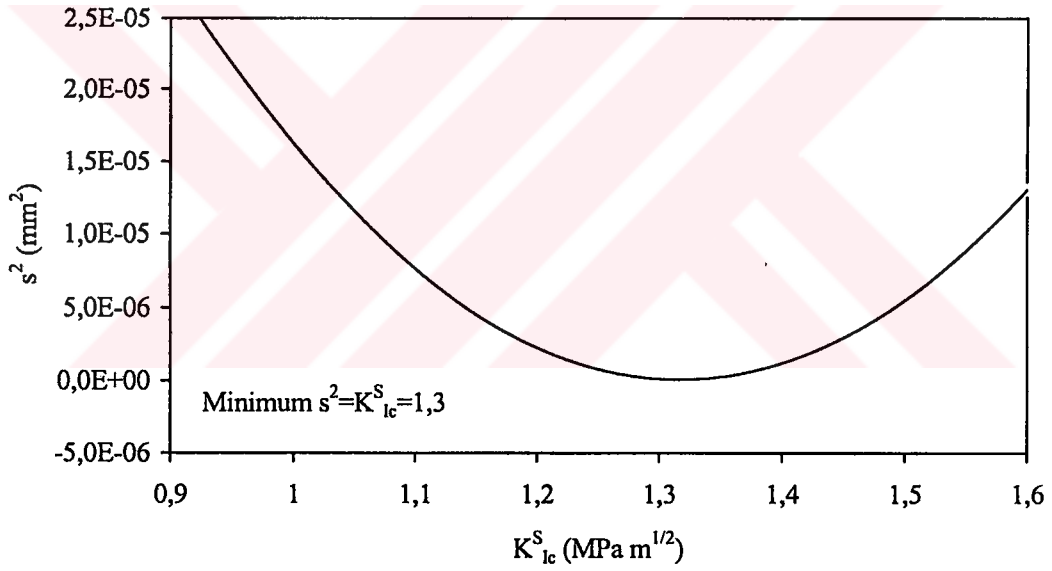
Şekil 6.4 ve 6.5’de 150 mm çaplı numunelere ait kırılma parametreleri gösterilmiştir. K^S_{Ic} ’nin gerçek değerini veren minimum varyans $1.3 \text{ MPa m}^{1/2}$ olarak hesaplanmış ve bu değer ortalama K^S_{Ic} - CTOD_c eğrisinde yerine konduğunda gerçek CTOD_c değeri 0,0229 mm olarak bulunmuştur.



Şekil 6.5 s^2 ’nin K^S_{Ic} değerine göre değişimi

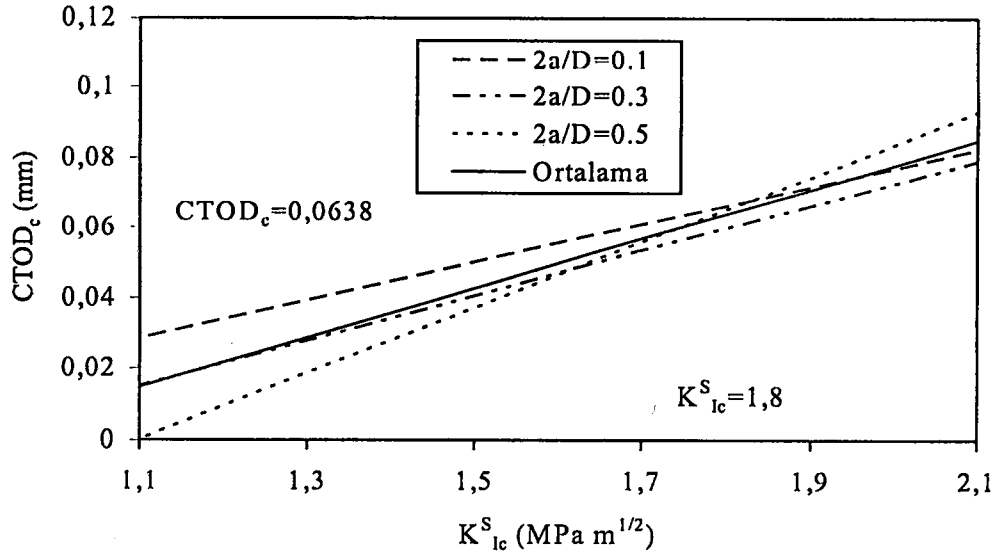


Şekil 6.6 Disk çapı 225 mm olan numunelerin K_{lc}^S - $CTOD_c$ eğrisi



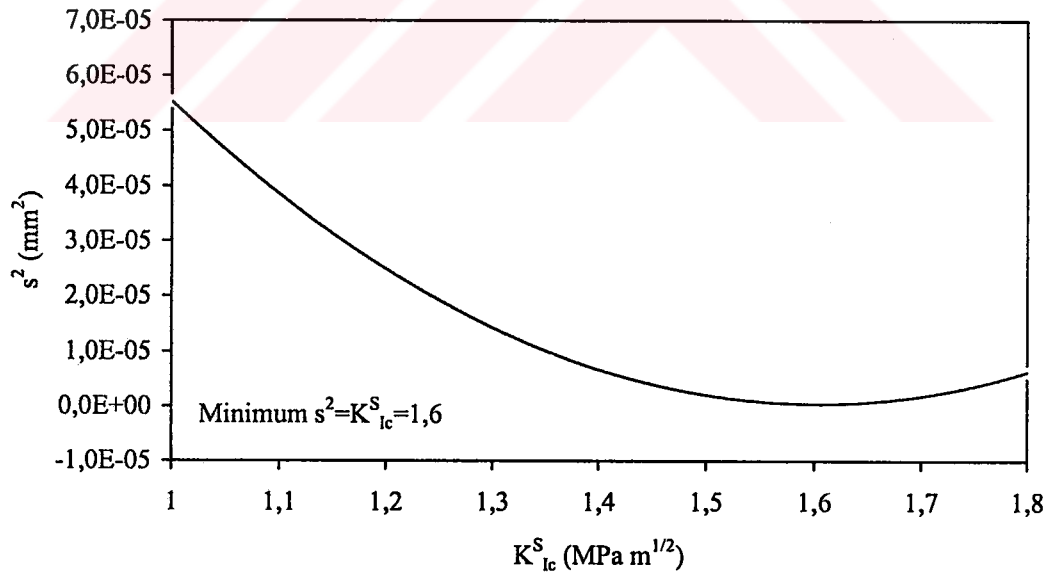
Şekil 6.7 s^2 'nin K_{lc}^S değerine göre değişimi

Şekil 6.6 ve 6.7’de ise 225 mm çaplı numunelere ait gerçek K_{lc}^S ve $CTOD_c$ değerleri gösterilmiştir. Bu değerler sırasıyla 1.3 $\text{MPa m}^{1/2}$ ve 0.0263 mm olarak bulunmuştur.

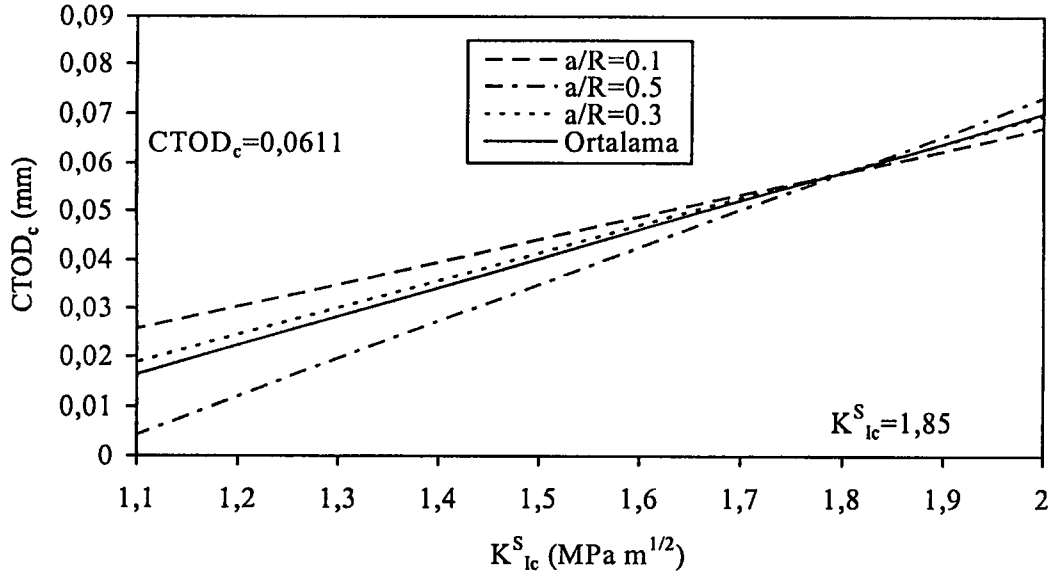


Şekil 6.8 Disk çapı 300 mm olan numunelerin K^S_{Ic} - CTOD_c eğrisi

Şekil 6.8 ve 6.9’da 300 mm çaplı disk numunelere ait K^S_{Ic} ve CTOD_c değerleri gösterilmiştir. Bu boyuttan itibaren gerçek K^S_{Ic} değerini gösteren minimum varyans değerinde bir artış gözlenmiş ve bu değer 1.6 MPa m^{1/2} olarak hesaplanmıştır. Gerçek CTOD_c değerinde de bir artış olmuş ve bu değer 0.0411 mm olarak bulunmuştur.

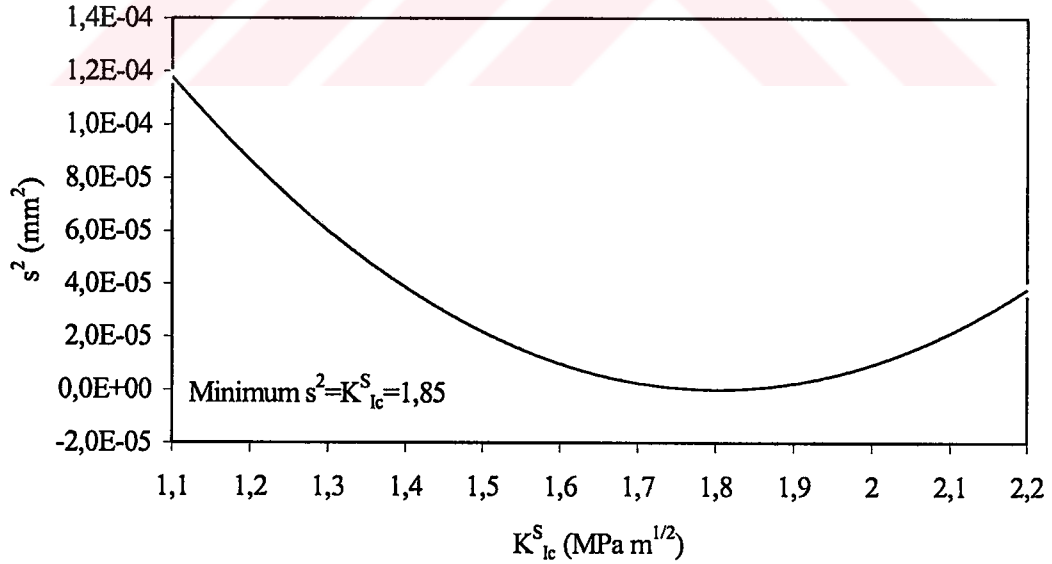


Şekil 6.9 s^2 ’nin K^S_{Ic} değerine göre değişimi

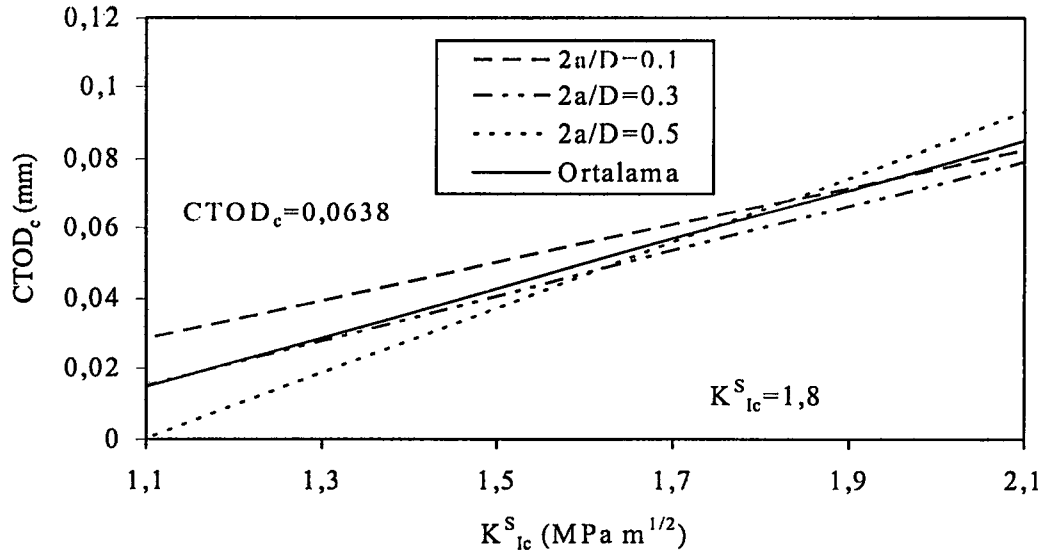


Şekil 6.10 Disk çapı 450 mm olan numunelerin K_{lc} - CTOD_c eğrisi

Şekil 6.10 ve 6.11’de 450 mm çaplı numunelerin kırılma parametreleri gösterilmiştir. K_{lc}^S değerindeki artış bu boyutta da devam etmiş ve K_{lc}^S=1.85 MPa m^{1/2} olarak bulunmuştur. Gerçek CTOD_c değeri de artış göstermiş ve bu değerde 0.0611 mm olarak hesaplanmıştır.

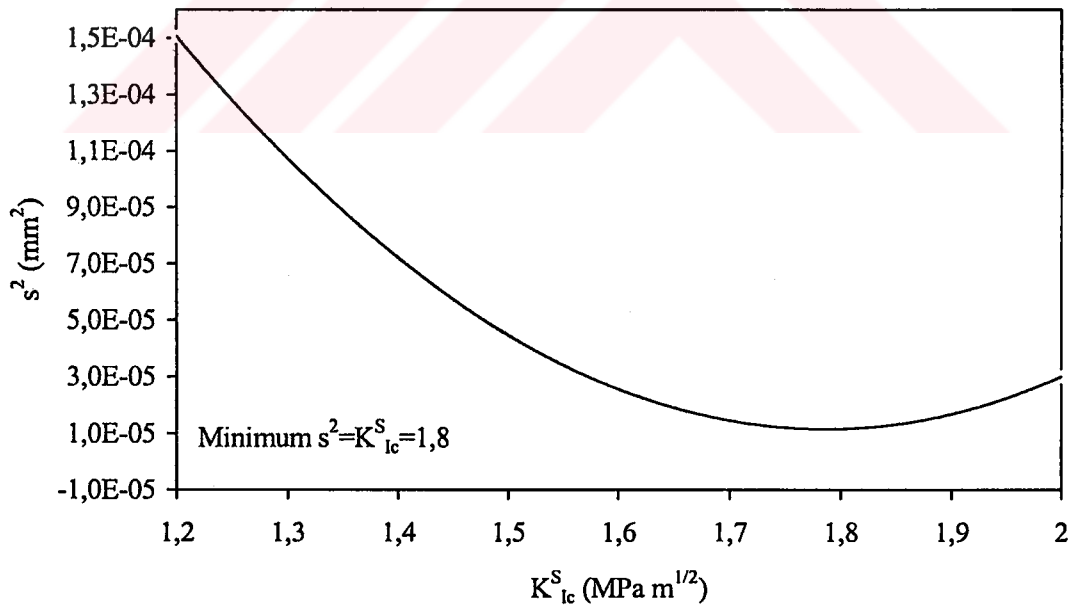


Şekil 6.11 s²’nin K_{lc}^S değerine göre değişimi



Şekil 6.12 Disk çapı 600 mm olan numunelerin K_{lc}^S - CTOD_c eğrisi

Şekil 6.12 ve 6.13’de 600 mm çaplı numunelere ait parametreler gösterilmiştir. Bu boyutta gerçek K_{lc}^S değerinde bir miktar azalma olmakla beraber 225 mm ve altı boyutlardaki değerlere göre yine oldukça büyüktür. $K_{lc}^S = 1.8 \text{ MPa m}^{1/2}$ olarak hesaplanmıştır. CTOD_C değeri ise artmaya devam etmiş ve 0.0638 mm değerini bulmuştur.



Şekil 6.13 s^2 ’nin K_{lc}^S değerine göre değişimi

Altı farklı boyut için hesaplanan K_{IC}^S ve $CTOD_C$ değerleri toplu olarak Tablo 6.1'de gösterilmiştir.

Tablo 6.1. Numune boyutlarına göre hesaplanan K_{IC}^S ve $CTOD_C$ değerleri

Numune çapı (mm)	Numune Kalınlığı (mm)	K_{IC}^S (MPa m ^{1/2})	$CTOD_C$ (mm)
100	50	1.25	0.0176
150	60	1.30	0.0229
225	112.5	1.30	0.0263
300	150	1.60	0.0411
450	225	1.85	0.0611
600	300	1.80	0.0638

Belirli bir malzemeye ait hesaplanmış K_{IC}^S ve $CTOD_C$ değerlerini kullanarak bazı malzeme özellikleri belirlenebilir. Örneğin malzeme uzunluğu olarak tanımlanan Q ve çekme dayanımı f_t değerleri aşağıdaki denklemler aracılığı ile hesaplanmaktadır.

$$Q = \left(\frac{E \cdot CTOD_C}{K_{IC}^S} \right)^2$$

$$f_t = 1.4705 \frac{(K_{IC}^S)^2}{E \cdot CTOD_C} \quad (6.13)$$

Denklem 6.13 kullanılarak elde edilen malzeme uzunluğu ve çekme dayanımı değerleri ile deneysel olarak elde edilen çekme dayanımı değerleri Tablo 6.2'de gösterilmiştir.

Tablo 6.2. Numune boyutlarına göre hesaplanan kırılma parametreleri ve malzeme özellikleri

Numune çapı (mm)	Numune Kalınlığı (mm)	K_{IC}^S (MPa m ^{1/2})	$CTOD_C$ (mm)	Q (mm)	f_t (MPa)	f_t Deneysel (MPa)
100	50	1.25	0.0176	116.1	5.4	5.06
150	60	1.30	0.0229	181.7	4.5	4.31
225	112.5	1.30	0.0263	239.7	3.9	3.69
300	150	1.60	0.0411	386.4	3.8	2.96
450	225	1.85	0.0611	638.8	3.4	2.58
600	300	1.80	0.0638	735.7	3.1	2.25

Jeng ve Shah yaptıkları çalışmalarda Q değeri için çimento hamurunda 12.5-50 mm, harç için 50-150 mm ve beton için 150-350 mm değerleri bulmuşlardır ve bu değerlerin malzemenin gevreklik indeksi olduğunu söylemişlerdir. Bu değerlerin büyük olması malzemenin sünek olduğunu göstermektedir. Tablo 6.2’de görülen değerler belirli bir malzemeye ait kırılma parametreleri ve malzeme özellikleridir. Hesaplanan bu değerler belirli bir betona ait olduğu için bunların tek bir değer olması gerekmektedir. Bu yüzden 100-150-225 mm çaplı numunelere ait değerlerin ortalaması alınmış ve bulunan değerler bu betona ait sabit kırılma parametreleri olarak kabul edilmiştir. Tablo 6.3’de de bu değerler gösterilmiştir.

Tablo 6.3 Üretilen betona ait kırılma parametreleri

K_{IC}^S (MPa m ^{1/2})	CTOD _C (mm)
1.27	0.0223

Bulunan bu değerler literatürdeki değerlere yakın değerlerdir (Tang ve diğ., 1996; Refai ve Swartz, 1987).

6.3. Sonuçlar

1. İki Parametrelili Model’deki deney zorlukları göz önüne alınarak sadece tepe yüküne gereksinim duyulan bir yöntem geliştirilmiştir (Tang ve diğ., 1996). Bu yöntemde, üç ayrı boyutta, aynı çentik uzunluğunda veya üç aynı boyutta fakat farklı çentik uzunluklarında numunelere ihtiyaç vardır. Böylece K_{IC}^S ve CTOD_C değerleri bu yöntemle hesaplanabilmektedir ve bu değerler belirli bir malzemede boyuttan ve geometriden bağımsız kırılma parametreleridir.
2. Deneyler sonucunda bulunan K_{IC}^S ve CTOD_C değerlerine bakıldığında 300 mm çaplı numunelere kadar K_{IC}^S ve CTOD_C yaklaşık sabit kalmış fakat bu boyuttan sonra değerlerde artış gözlenmiştir. Daha önce kiriş numunelerde yapılan çalışmalara bakıldığında kiriş boyutunun artmasıyla parametrelerde artışların olduğu gözlenmiştir (Tang ve diğ., 1996; Refai ve Swartz, 1987). Bu çalışmada da kiriş numunelere alternatif teşkil edecek disk numuneler denemiştir ve çıkarılan sonuçlardan disk numunelerde de benzeri eğilimin olduğu görülmüştür.

3. Hesaplanan malzeme uzunluęu deęerleri de yine 300 mm çapa kadar olan deęerlerde beton için uygun aralıklara dūřmūřtır. Bu ap ve daha būyūk çaplarda ise çok būyūk malzeme uzunluk deęerleri elde edilmiřtir. Teorik ve deneysel çekme dayanımlarını karřılařtırdıęımızda da yine aynı eęilimin olduęunu gōrūrūz. Bu deęerlerde 300 mm çapa kadar birbirine oldukça yakın çıkmıřtır.
4. Numune boyutunun būyūmesiyle hem K_{IC}^S hem de $CTOD_C$ deęerlerinde artıřlar gōzlenmesi, bunun da malzeme özeliklerine yansıması henūz boyuttan ve geometriden baęımsız kırılma parametrelerinin bulunamadıęını gōstermektedir.



7. BETONUN KIRILMASINA FRAKTAL YAKLAŞIM

7.1. Bilinen Boyut Kavramı ve Fraktal Geometri

Klasik Euclid geometrisi ile kurulan çok boyutlu uzay sistemi içerisinde varlıklar sıfır, bir, iki ve üç boyutlu olarak tanımlanmakta ve bunların ölçüleri de 0, 1, 2 veya 3. boyuttan birimlerle ifade edilmektedir. Buna göre doğadaki varlıklar sıfır boyutlu noktalardan, 1 boyutlu doğrulardan, 2 boyutlu yüzeylerden veya 3 boyutlu küplerden oluşmaktadır. Aynı şekilde bunlardan herhangi birinin ölçüsü de kendi boyutundaki birim elemanlardan kaç tane içerdiğini veren değerdir. Örneğin bir cisim üç boyutlu kabul edildiğinden dolayı hacimseldir ve ölçüsü de hacmin kaç tane birim küpten oluştuğunu veren sayıdır.

Ancak doğadaki cisimler hiçbir zaman düzgün bir yapıya sahip olmamakla birlikte ölçüm konusunda da güçlüklerle neden olmaktadır. Örneğin dağlar, bulutlar, ağaç dalları, sahil şeritleri gibi. Farklı yapılar üzerinde karşılaşılabilecek olan sonuçlar özet olarak araştırmacıyı tek bir ifadeye götürür: Doğanın geometrisi Euclid geometrisindeki düzgün şekillerden tamamen farklı olup birbirinin benzeri olma ilkesine dayanan ve her büyütülmüş ölçekte yine aynı benzer yapıyı veren karmaşık şekillerden oluşur. Bu durum kaosu geometri üzerindeki etkisinden başka bir şey değildir. O halde kaos, doğanın ayrılmaz bir parçası olmaktadır. Tamamen düzensiz bir yapıya sahipmiş gibi görünen bu yapıyı anlayabilmek için kullanılan düzgün şekillere dayalı geometri ve boyut kavramları yetersiz kalmaktadır. Bu durumda kaosu ve ya da doğanın yapısının çözümlenebilmesi ve bu yapının bilinen boyut kavramlarının dışında farklı bir şekilde ifade edilebilmesi için yeni bir geometri ve boyut kavramına ihtiyaç duyulmaktadır.

Böyle düzgün olmayan ve kendi kendinin benzeri olan bu şekillerin gerek ölçülmesi ve gerekse boyutlandırılması için modellendirilen bu yeni geometrik kavram Fraktal Geometri'dir. Fraktal geometrinin kaosu ve doğanın geometrisini yansıtabilmesi için öncelikle bu geometri kavramının gerek fonksiyon ve gerekse boyut olarak sayısal

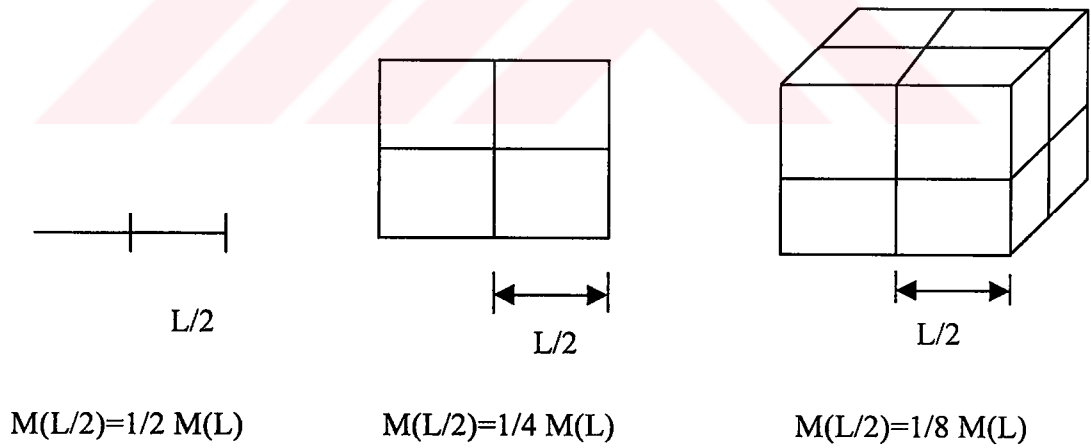
bir şekilde kağıda yansıtılması gerekir. Ancak bu temel kurulduktan sonra sağlam bir fraktal geometri kavramına dayanılarak düzgün olmayan şekiller de artık sayısal ve formülle dayalı matematiksel ifadelerle belirtilebilir. Bunun içinde fraktal şekillerin oluşturulması ve bu şekillerin ölçü (uzunluk, alan, hacim) ve boyutlarının yeni geometrik sistemde ifade edilmesi yani matematik olarak modellenmesi gerekmektedir (Mandelbrot ve diğ., 1984; Alansatan, 1991).

7.2. Fraktal Boyut

7.2.1. Düzgün şekillerin fraktal boyutu

Fraktal boyut kavramına girmeden önce Euclid uzayındaki düzgün sistemlerin boyut kavramı incelenmelidir. Düzgün yoğunluklu bir doğru parçasında, ince bir kare levhada ve bir küpte f boyutu, $M(L)$ kütlelerinin L doğrusal uzunluğu ile nasıl değiştiğini belirler. Sistemin küçük bir parçası göz önüne alınırsa, $b < 1$ olmak üzere $M(bL)$ kütlesi, $M(L)$ kütlelerinin bd çarpanı kadar küçülmesiyle sonuçlanır. Böylece $M(bL)$ aşağıdaki gibi yazılır.

$$M(bL) = b^f M(L) \quad (7.1)$$



Şekil 7.1 Boyutları $f=1$, $f=2$ ve $f=3$ olan düzgün sistem örnekleri

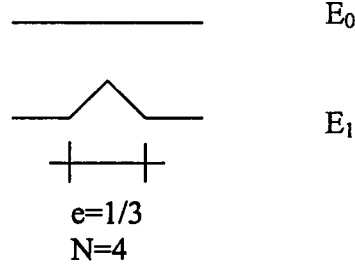
Örnek olarak Şekil 7.1' deki doğru parçası, levha ve küp için sırasıyla aşağıdaki eşitlikler elde edilir:

$$\begin{aligned}
 M(0.5L) &= (1/2) M(L) \\
 M(0.5L) &= (1/2)^2 M(L) \\
 M(0.5L) &= (1/2)^3 M(L)
 \end{aligned} \quad (7.2)$$

Birinci halde $f=1$, ikincide $f=2$ ve üçüncüde $f=3$ tür ve bunlar da bilindiği üzere geometrik cisimlerin boyutlarıdır (Akyüz ve Taşdemir, 1997).

7.2.2. Düzgün olmayan sistemlerde fraktal boyut

Basit fraktal şekillere örnek olarak Şekil 7.2’de gösterilen Koch eğrisini ele alalım.



Şekil 7.2 Koch Eğrisi

Burada,

e = Herhangi bir kenar için kullanılan ölçek

N = Yeni ölçek ile elde edilen kenar sayısı

olmaktadır.

Bu örneklerden Euclid geometrisi için geçerli olan bir boyut kavramına varılabilir ve eğer şekil $1/e$ oranında değiştirilerek N tane benzeri elde ediliyorsa yukarıdaki benzer formüller aşağıdaki gibi genelleştirilebilir:

$$N e^f = 1 \quad (7.3)$$

Aynı şekilde bu ifadeden de boyut elde edilebilir.

$$f = \frac{\log N}{\log(1/e)} \quad (7.4)$$

Burada, N = ölçü, e = ölçek’tir.

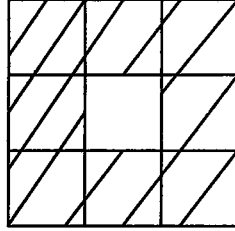
Fraktal boyutun bu formülde f ’nin tüm halleri için geçerli olduğuna dikkat etmek gerekmektedir.

Denklem 7.4’ü kullanılarak Koch eğrisinin fraktal boyutu incelenecek olursa,

$$f = \frac{\log 4}{\log 3} = 1.2618$$

değeri bulunur.

İkinci bir örnek olarak Şekil 7.3 deki Sierpinski Halısı verildiğinde, burada $e=1/3$ ve N ise 8 olmaktadır.



Şekil 7.3 Sierpinski Halısı

Fraktal boyut ise yine benzer biçimde aşağıdaki gibi hesaplanır:

$$f = \frac{\log 8}{\log 3} = 1.893$$

Yine örnek olarak Cantor kümesinin fraktal boyutu verilecek olursa; $e=1/3$ ve $N=2$

$$f = \frac{\log 2}{\log 3} = 0.6309$$

olur (Akyüz ve Taşdemir, 1997; Alansatan, 1991).

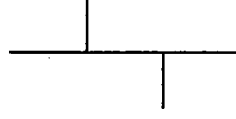
7.2.3. Şekil düzgünsüzlüğünün rolü

Bulunan genelleştirilmiş boyut formülü ile herhangi bir şeklin düzgün olsun olmasının fraktal boyutu hakkında bilgi sahibi olunabilmektedir. Ancak fraktal boyutun değeri sadece herhangi bir rakamdan ziyade şeklin özelliğini tanımlaması açısından bir anlam ifade etmelidir. Yani fraktal boyutu 1.2617 ve 1.9564 olan iki şeklin neyi ifade ettiği kavranmalıdır.

Şekil 7.4’de gösterilen fraktal eğrinin analizi yapılırsa, $e=1/3$ ve $N=5$ dir. Bu durumda,

$$f = \frac{\log 5}{\log 3} = 1.465$$

olmaktadır. Böylece şekil doğru ile düzlem arasında bir kavramı ifade etmektedir.



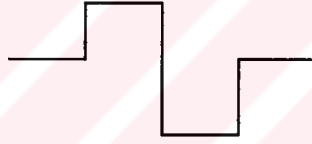
Şekil 7.4 Fraktal boyutu 1.465 olan eğri

Şekil 7.5’de ki eğri ise kolaylıkla görüleceği gibi daha karmaşık bir görünüme sahiptir ve fraktal şekilde daha fazla girinti çıkıntı bulunmaktadır. Bu şeklin fraktal boyutu ise,

$E=1/4$ ve $N=8$ olduğuna göre,

$$f = \frac{\log 8}{\log 4} = 1.5$$

olmaktadır.



Şekil 7.5 Fraktal boyutu 1.5 olan eğri

Böylece fraktal boyut arttıkça şeklin düzgünsüzlüğü de artmaktadır. Boyut ve şekil düzgünsüzlüğü arasında doğrudan bir ilişkinin olduğu ve fraktal boyutu büyük olan bir şeklin fraktal boyutu küçük olan başka bir şekle oranla daha düzgün olmayan bir yapıya sahip olduğu söylenebilir (Alansatan, 1991).

7.3. Betonda Boyut Etkisi İçin Önerilen Fraktal Yaklaşım

Biçimi aynı fakat boyutları farklı olan numuneler üzerinde çekme deneylerinin yapıldığını varsayalım. Örnek olarak bu numuneler kenar uzunlukları $a_1, a_2, a_3, \dots, a_n$ olan küp numuneler olsun. Bu numunelerin göçme kuvvetleri de $F_1, F_2, F_3, \dots, F_n$ ve kesit alanları da sırasıyla $A_1, A_2, A_3, \dots, A_n$ olsun. Deneyler aşağıdaki ifadenin yazılabileceğini göstermektedir.

$$T_1 = \frac{F_1}{A_1} \neq T_2 = \frac{F_2}{A_2} \neq \dots T_n = \frac{F_n}{A_n} \quad (7.5)$$

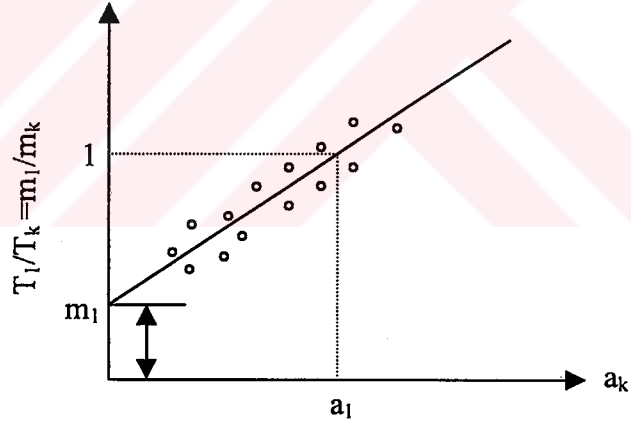
Denklemler 7.5 deki durum boyut etkisinden kaynaklanmaktadır. Boyut etkisi beton gibi boşluklu ve heterojen malzemelerde söz konusudur. Bu malzemelerde yeniden normalize edilmiş çekme gerilmesi T^* aşağıdaki gibi yazılır.

$$T^* = \frac{T_1}{m_1} = \frac{T_2}{m_2} = \dots = \frac{T_n}{m_n} \quad (7.6)$$

Yukarıdaki denklemde $m_1, m_2, m_3, \dots, m_n$ sayıları aşağıdaki ifadeleri gerçekler.

$$\frac{T_1}{T_2} = \frac{m_1}{m_2}, \frac{T_1}{T_3} = \frac{m_1}{m_3}, \dots, \frac{T_1}{T_n} = \frac{m_1}{m_n} \quad (7.7)$$

Bu çalışmada $\frac{T_1}{T_k} = \frac{m_1}{m_k}$, $k=1, 2, 3, \dots, n$ ile A_k arasındaki ilişkinin doğrusal olduğu deneylere dayanılarak gösterilmektedir. Şekil 7.6'da ilişki şematik olarak verilmektedir.



Şekil 7.6 Numune boyutu- m_1/m_k ilişkisi

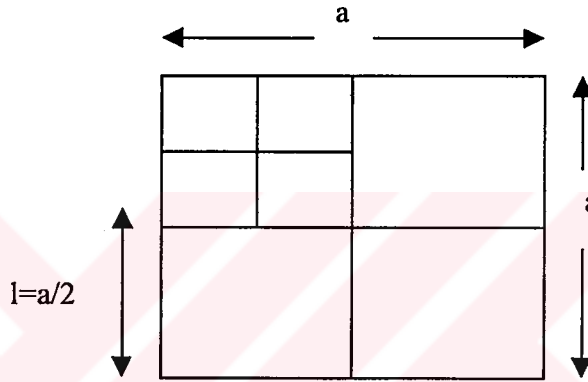
Kare kesitli numunenin bir kenarı sıfıra yaklaşırken ($a \rightarrow 0$) m_1/m_k da ki $m_k \rightarrow 1$ (kusursuz iç yapı) olduğundan bu doğrunun düşey eksenini kestiği nokta m_1 olur. Şekil 7.6'daki gibi m_1 elde edildikten sonra doğru üzerinden her a_k 'ya karşı gelen m_k değeri bulunur. Numune boyutu büyüdükçe kesit alanlarındaki değişimi belirleyen m_k sayılarından kabul edilebilir bir varsayım ile kırılma kesitinin fraktal boyutuna geçmek olasıdır.

Şekil 7.7’de görüldüğü gibi betonun kırılma kesitlerini bir kenarı 1 cm olan karelere bölündüğünü ve a cm kenar uzunluklu kare kesitin fraktal yapısının istatistiksel olarak 1 cm kenarlı kare kesitlerin fraktal yapısıyla benzer olduklarını, 1 cm’lik kare kesitlerinin kendi içlerinde bu benzerliğin devam ettiğini kısaca kırılma kesitinin kendine benzer faraktal yapısı olduğu varsayılırsa aşağıdaki denklem yazılabilir:

$$M(L) = AL^f \quad (7.8)$$

Böylece $u=a/l$ boyutsuz bir sayı olmak üzere $A=1$ alınarak aşağıdaki ifade elde edilir:

$$M(u) = u^2 m = u^f \quad (7.9)$$



Şekil 7.7 Betonun kırılma kesitinin karelere bölünmesi

Bu durumda $u^{2-f} = 1/m$ ve kesitin fraktal boyutu aşağıdaki şekli alır (Peitgen ve Saupe, 1988; Bunde ve Havlin, 1994; Akyüz ve Taşdemir, 1997).

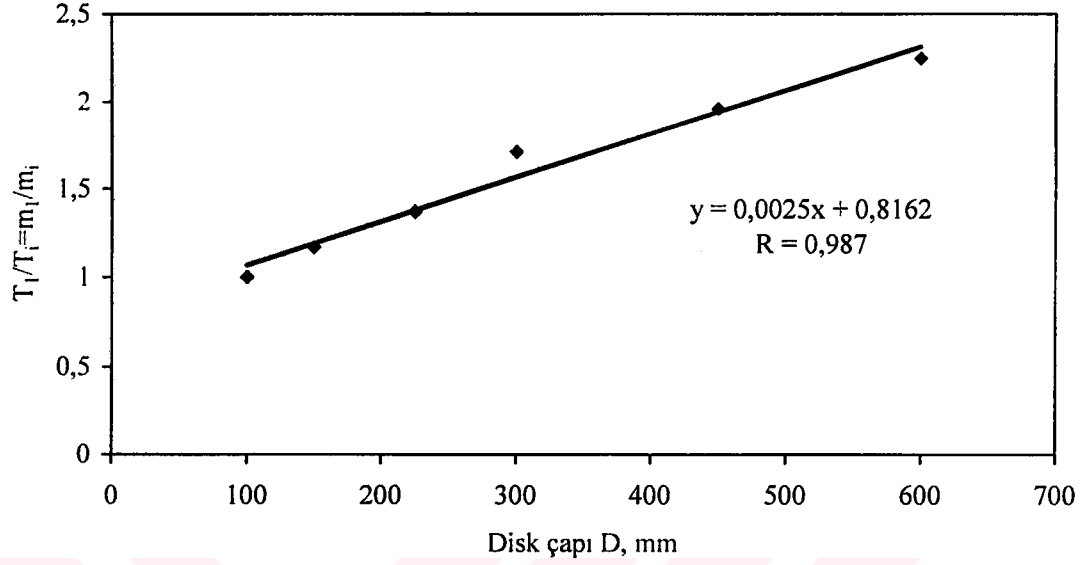
$$f = 2 + \frac{\log m}{\log u} \quad (7.10)$$

Önerilen bu yöntem hem disk yarma-çekme numunelerine hem de üç noktalı kiriş eğilme-çekme numunelerine uygulanmıştır.

7.3.1. Yöntemin disk numunelere uygulanması

Bütün numuneler geometrik olarak benzer olup farklı boyutlardadırlar. Numunelerin çekme dayanımları Tablo 7.1’de gösterilmiştir. Görüldüğü gibi boyut büyüdükçe dayanım azalmaktadır. Deney sonuçlarından yararlanarak $T_1/T_k = m_1/m_k - D_k$ ($k=1,2,3,4$) ilişkisi incelenmiş ve bağıntının doğrusal olduğu görülmüştür (Şekil 7.8). Şekil 7.8’de m_1/m_2 , m_1/m_3 , m_1/m_4 , m_1/m_5 ve m_1/m_6 oranları sırasıyla 1.20, 1.38,

1.57, 1.95 ve 2.32 dir. Yine şekilden de görüldüğü gibi m_1, m_2, m_3, m_4, m_5 ve m_6 değerleri bulunabilmektedir. Deneylerdeki sapmalar göz önüne alınırsa Formül 7.6 da ki T^* , $k=1, 2, 3, 4$ olmak üzere T_k/m_k lerin ortalamasından bulunur.



Şekil 7.8 Disk yarma-çekme deneylerine göre hesaplanan $(T_1/T_i = m_1/m_i)$ - D_k ilişkisi

Kırılma kesitinin fraktal boyutu ise aşağıdaki denklemden yararlanılarak bulunur.

$$f = 2 + \frac{\log m}{\log u}$$

Bu hesaplamada u 'nun 5 alınması uygun olmaktadır. Böylece kesitlerin hesaplanan fraktal boyutları ve bulunan m değerleri Tablo 7.1' de gösterilmiştir.

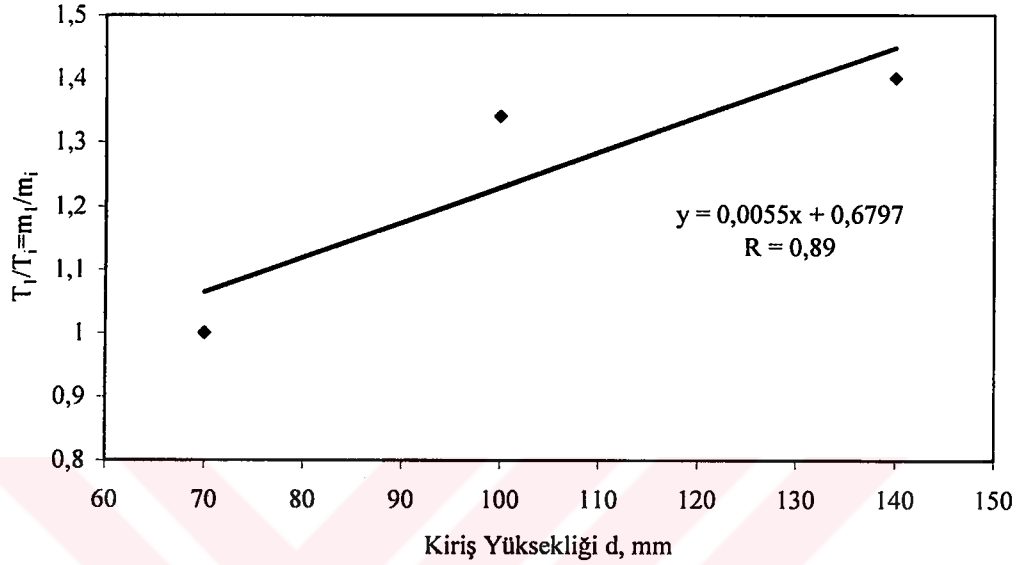
Tablo 7.1. Disk numuneler için hesaplanan fraktal boyutlar ve m değerleri

D mm	Yarma-çekme Dayanımı T, MPa	Fraktal Boyut f	m
100	5.06	1.877	0.82
150	4.31	1.760	0.68
225	3.69	1.672	0.59
300	2.96	1.594	0.52
450	2.58	1.461	0.42
600	2.25	1.348	0.35

T^* değeri ise Denklem 7.6'dan $6.17 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ olarak bulunmuştur.

7.3.2. Yöntemin kiriş numunelere uygulanması

Üretilen üç farklı boyuttaki kiriş numune üzerinde yapılan üç nokta eğilme-çekme testi sonuçları, fraktal boyutlar ve m değerleri Tablo 7.2’de $T_1/T_k = m_1/m_k - d_k$ ilişkisi ise Şekil 7.9’da gösterilmiştir.



Şekil 7.9 Kiriş üç nokta eğilme-çekme deney sonuçlarına göre hesaplanan $(T_1/T_i = m_1/m_i) - d_k$ ilişkisi

Tablo 7.2. Kiriş numunelerde hesaplanan fraktal boyutlar ve m değerleri

d mm	Eğilme-çekme Dayanımı T, MPa	Fraktal Boyut f	m
70	1.37	1.760	0.68
100	1.02	1.629	0.55
140	0.98	1.531	0.47

T^* değeri ise Formül 7.6’dan $1.985 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ olarak bulunmuştur.

7.4. Sonuçlar

1. Numune boyutu büyüdükçe kesit alanlarındaki değişimi belirleyen sayılardan kabul edilebilir bir varsayımla kırılma kesitinin fraktal boyutuna geçmek olasıdır.
2. Bütün deney numunesi geometrilerinde boyut arttıkça hem kesit alanındaki değişimi belirleyen sayı hem de fraktal boyut küçülmektedir.

3. Yarma-çekme ve eğilme-çekme gibi yükleme durumlarında fraktal teori yardımıyla yeniden normalize edilmiş dayanım ve kesit alanındaki değişimi belirleyen sayı cinsinden hesaplanan dayanımın tersiyle ($1/T$) numune boyutu arasında lineer bir bağıntı vardır.
4. Betonun çekme dayanımı fraktal boyutu 1 ve 2 arasında değişen bir yüzeye etkileyen kuvvet olarak tanımlanabilir.
5. Önerilen yöntemle göre yapılan hesap sonuçları literatürdeki değerlerle kıyaslandığında benzer sonuçların elde edildiği görülmüştür (Carpinteri ve Ferro, 1994; Atahan, 1996; Kızılaslan, 1997; Akyüz ve Taşdemir, 1997).
6. Numune boyutu küçüldükçe fraktal boyutun arttığı görülmektedir. Bu da boyutun küçülmesiyle şekil düzensizliğünün arttığını göstermektedir. Yani numune boyutu küçüldükçe iç yapının daha karmaşık hale geldiği boyutun büyümesiyle ise daha düzgün bir yapının oluştuğu söylenebilir. Bu da numune boyutu küçüldükçe kırılma süreci bölgesinin daha dolambaçlı ve kıvrımlı olduğu anlamına gelmektedir. Yani boyut küçüldükçe bazı toklaşma mekanizmalarının daha etkili olduğu böylece kırılmaya karşı direncin arttırdığı görülmektedir. Buna benzer sonuçlar (Issa ve Hammad, 1992) tarafından yapılan çalışmalarda da görülmüştür.
7. Numune boyutunun büyümesiyle fraktal boyutun azalması iç yapı düzensizliğinin boyutun büyümesiyle azaldığını göstermektedir. Betonda boyut etkisini yaratan iç yapısının düzensizliğidir. İç yapı homojen hale geldikçe boyut etkisi önemini yitirmektedir. Bu yüzden fraktal orjinli olan Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi beton davranışını daha iyi bir şekilde açıklamaktadır.

8. ÇİMENTO HAMURU VE HARCIN KIRILMA DAVRANIŞI

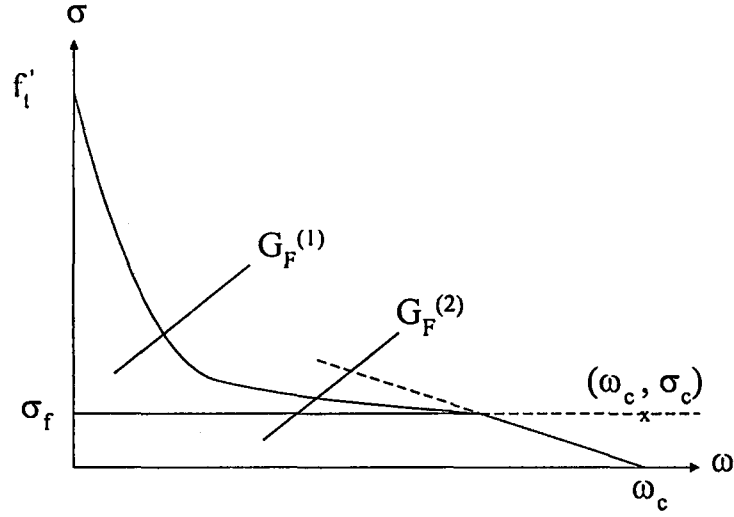
8.1. Harcın Kırılma Davranışına Agregas Hacim Oranının Etkisinin İncelenmesi

Betonun yaklaşık % 75'ini agrega teşkil ettiği için, agreganın betonun kırılma davranışında ve kırılma parametreleri üzerinde çok büyük etkisi vardır. Agreganın maksimum dane çapı, şekli, tipi, yüzey pürüzlülüğü ve su emme yeteneği betonun kırılma davranışında etkili olan başlıca etkenlerdir. Bu yüzden son zamanlarda agrega tipi ve boyutunun betonun mekanik özelliklerine olan etkilerini inceleyen çok sayıda çalışma yapılmaya başlanmıştır. Fakat agrega hacim oranının betonun kırılmasına ve kırılma parametrelerine olan etkilerini inceleyen çok fazla çalışma yoktur. Bu yüzden bu bölümde ince agrega hacim oranının harcın kırılma parametrelerine olan etkileri incelenmiştir. Bu parametreler önce deneysel yolla hesaplanmış daha sonra mezo-mekanik ifadeler kullanılarak tekrar hesaplanıp karşılaştırma yapılmıştır.

8.2. Mezo-mekanik İfadeler

Karihaloo (1995), Lange-Kornbak ve Karihaloo (1996, 1999), Karihaloo ve diğ. (1991) ve Huang ve Li (1989) tarafından geliştirilen mezo-mekanik ifadelerle çimento hamuru fazından betona kadar kırılma enerjisi (G_F), kritik gerilme şiddet çarpanı (K_{IC}), elastisite modülü (E), karakteristik uzunluk (l_{ch}), aksenal çekme dayanımı (f_t) gibi parametreler hesaplanabilmektedir.

Betonun çekme-şekil değiştirme yumuşaması eğrisini Huang ve Li (1989) Şekil 8.1'deki gibi göstermişlerdir. Şekilden de görüldüğü gibi eğri iki kısma ayrılmıştır.



Şekil 8.1 Betonun tipik çekme –şekil değiştirme yumuşaması eğrisi

Bu durumda kırılma enerjisi G_F aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$G_F = G_F^{(1)} + G_F^{(2)} = \int_{\sigma=\sigma_f}^{f_t'} w(\sigma) d\sigma + \int_{\sigma=0}^{\sigma_f} w(\sigma) d\sigma \quad (8.1)$$

burada,

$$G_F^{(1)} = \frac{(K_{IC})^2 (1 - \nu^2)}{E(1 - V_{ag})} \left\{ \frac{1}{3} \left[\left(\frac{K_f}{\sqrt{2/\pi} K_{IC}} \right)^3 - 1 \right] - \ln \left(\frac{K_f}{\sqrt{2/\pi} K_{IC}} \right) \right\} \quad (8.2)$$

ve

$$G_F^{(2)} = \int_{\sigma=0}^{\sigma_f} \left(\sqrt{\eta} g - \frac{g}{3\pi^* V_{ag}} \sigma \right) d\sigma = \sqrt{\eta} K_f - \frac{K_f^2}{(6\tau^* V_{ag})} \quad (8.3)$$

Yukarıdaki denklemlerde, ν Poisson oranını, E elastisite modülünü, K_{IC} etkin kırılma tokluğunu, η agreganın yüzey doku parametresini, τ^* agrega-matris ara yüzeyi kayma dayanımını, g maksimum agrega boyutunu ve V_{ag} agreganın toplam hacim oranını göstermektedir.

Burada K_f σ 'nın en büyük değerine bağlı olarak değişmektedir. Eğer $G_F^{(2)}$ formülünün çözümü bulunamazsa, o zaman $K_f = K_c$ kabul edilir ve $K_c = \sqrt{g} \sigma_c$, kırılma enerjisi de $G_F = G_F^{(1)} + \sqrt{\eta} K_c$ olarak hesaplanabilir.

Tek eksenli çekme dayanımının, agreganın maksimum boyutu ile sıkı bir ilişkisinin olduğu saptanmış ve Lange-Kornbak ve Karihaloo (1996); Huang ve Li (1989) tarafından aşağıdaki formül önerilmiştir.

$$f'_t = \frac{K_{IC}}{\sqrt{(\pi g / 2)}} \quad (8.4)$$

Ayrıca sünekliğin bir ölçüsü olan karakteristik boy (l_{ch}) elastisite modülü, kırılma enerjisi ve tek eksenli çekme dayanımı cinsinden aşağıdaki gibi ifade edilmiştir.

$$l_{ch} = \frac{E \cdot G_F}{f_t'^2} \quad (8.5)$$

Betonun etkin gerilme şiddet çarpanı olan K_{IC} toklaşma mekanizmalarına bağlıdır. Bu toklaşma mekanizmaları Bölüm 2 Şekil 2.6'da daha önce gösterilmiştir. Bu toklaşma meknizmaları çimento hamuru için, harç için ve beton için ayrı ayrı ifade edilmiştir (Huang ve Li, 1989).

Bunlar,

Çimento Hamuru İçin:

$$K_{IC}^c = 0.6125 - 0.85 \text{ w/c Mpa (m)}^{1/2} \quad (8.6)$$

Burada, w/c su-çimento oranıdır.

Harç İçin Farklı Mekanizmalara Göre:

1. Çatlak sapması mekanizması,

$$\frac{K_{IC}^h}{K_{IC}^c} = \sqrt{1.0 + 0.87 V_f} \quad (8.7)$$

2. Agreganın köprülenmesi ve kapan mekanizması

$$\frac{K_{IC}^h}{K_{IC}^c} = \sqrt{\xi^2 + \frac{E(\pi(2)f_{t,a}^2 g_{av} V_f (1 - \sqrt{V_f}) \cdot (1 - V_f)(1 - v_m^2))}{E_m(1 - v^2)(K_{IC}^c)^2}} \quad (8.8)$$

burada,

$$\xi = \left\{ 1 - \frac{(1 - V_f)\pi / 4}{\ln \left\{ \frac{1 + \cos(\pi V_f / 2)}{\sin(\pi V_f / 2)} \right\}} \right\}^{-1} \quad (8.9)$$

$$\frac{E}{E_m} = 1 - \frac{\pi^2}{16} (1 - v^2) v_f \quad (8.10)$$

dir.

Harç için etkin kırılma tokluğu, yukarıdaki mekanizmaların bağımsız çalışması koşuluyla mekanizmaların çarpımı şeklinde hesaplanabilir. Yani,

$$K_{ic}^h = K_{ic}^c \cdot \left(\frac{K_{ic}^h}{K_{ic}^c} \right)_1 \cdot \left(\frac{K_{ic}^h}{K_{ic}^c} \right)_2 \quad (8.11)$$

olmaktadır.

Burada K_{ic}^c , çimento hamurunun etkin kırılma tokluğu, K_{ic}^h ise harcın etkin kırılma tokluğudur.

Yukarıdaki formüllerde v_f , agreganın hacim oranı, ξ ise çatlak kapan mekanizması çalışmadığı zaman 1 kabul edilen bir parametredir.

Yukarıdaki bağıntılarda $f_{t,a} = 10$ MPa (agreganın eksenel çekme dayanımı), $g_{av} = 0.25$ g (ortalama agrega boyutu), $\eta = 10 \times 10^{-6}$, $\tau^* = 2.5$ MPa ve $v = 0.2$ alınarak yapılan hesaplamalar sonucunda çimento hamurunda ve çeşitli agrega hacim konsantrasyonlarındaki harçlarda bulunan etkin gerilme şiddet çarpanı, elastisite modülü kırılma enerjisi ve karakteristik uzunluk değerleri Tablo 8.1' de gösterilmiştir. Harç karışımlarının etkin gerilme şiddet çarpanı değerleri hesaplanırken çatlak sapması mekanizması ve agrega köprülenmesi mekanizması dikkate alınmış, kapan mekanizmasının çalışmadığı yani $\xi = 1$ varsayılmıştır. Kırılma enerjileri teorik olarak elde edilen değerlerdir.

8.3. Deneysel Çalışmalar

Çimento hamuru ve çeşitli agrega hacim oranlarına sahip harçların LEKM'ne göre kritik gerilme şiddet çarpanlarının hesabı için 150 mm çapında ve 60 mm kalınlığında çelik disk kalıplar kullanılmıştır. Numunelerin ortasına istenen ebatlarda çentik oluşması için üretim esnasında çelik levhalar konulmuş ve bunlar priz sonunda yavaşça çıkartılarak yerlerinin çentik olarak kalması sağlanmıştır. Çentik uzunluğu çentik-çap oranına bağlı olarak 0.1-0.2-0.3-0.4-0.5-0.6 olarak seçilmiştir. Her

karışımında her bir çentik-çap oranı için üçer adet olmak üzere toplam 108 adet numune üretilmiş hesapta bunların ortalaması alınmıştır.

Tablo 8.1. Karışımların mekanik ve kırılma özellikleri

Karışım Kodu	Elastisite Modülü E (MPa)	Etkin Gerilme Şiddet Çarpanı K_{IC} (MPa m ^{1/2})		Kırılma Enerjisi G_F (N/m)	Karakteristik uzunluk l_{ch} (mm)	Eksenel Çekme Dayanımı f_t (MPa)
		Teorik	Deneysel			
H00	22410	0.34	0.45	8.37	-	-
H15	27400	0.35	0.62	29.94	10.33	8.91
H30	29730	0.37	0.68	35.21	12.22	9.26
H45	32870	0.38	0.82	42.54	15.05	9.64
H60	37370	0.40	0.90	53.89	19.81	10.08
H75	44260	0.42	0.79	75.33	29.57	10.62

Karışımlarda su-çimento oranı 0.32 olarak ve agrega maksimum boyutu da 1 mm olarak sabit tutulmuş ince agrega hacim oranları sıfırdan başlayarak % 75'e kadar 0.15 lik adımlarla arttırılarak uygulanmıştır. Numuneler kalıptan çıkarıldıktan sonra 27 gün süreyle 21°C± 2°C derece sıcaklıktaki kirece doygün suyun içinde bekletilmiş, havuzdan çıkarılıp 1 gün kuruması beklendikten sonra yarma-çekme deneyine tabi tutulmuşlardır. Deney esnasında kullanılan ahşap çiteler 3 mm kalınlığında ve 15 mm genişliğindedir.

8.3.1. Kullanılan agreganın özellikleri

Üretilen harçlarda maksimum tane çapı 1 mm ve özgül ağırlığı 2.63 kg/dm³ olan doğal kum kullanılmıştır.

8.3.2. Kullanılan çimentonun özellikleri

Üretilen harçlarda çimento olarak Eskişehir Çimento Fabrikası ürünü olan PÇ 42.5 marka çimento kullanılmıştır. TS 24'e göre yapılan çimento fiziksel ve mekanik deneyleri sonuçları Tablo 8.2'de verilmiştir.

Tablo 8.2. Çimento fiziksel ve mekanik deneyleri

Blaine özgül yüzeyi, cm ² /g	3225	
Özgül ağırlık, (kg/dm ³)	3.080	
Priz başlangıcı	3 saat 20 dakika	
Priz bitimi	4 saat 15 dakika	
Le Chatelier deneyi, mm	3	
Basınç dayanımları, MPa		
2 Günlük	7 Günlük	28 Günlük
21.1	37.0	45.2

8.3.3. Bileşim hesabı

Yapılan bileşim hesabı sonucu 1 m^3 için kullanılan çimento, kum ve su miktarlarıyla her bir karışımın taze birim hacim ağırlığı Tablo 8.3' de verilmiştir. Üretilen hamur ve harçlar normal bir betonun hamur ve harç fazlarıdır.

Tablo 8.3. Karışım oranları ve harcın özellikleri

Karışım Kodu	H00	H15	H30	H45	H60	H75
Çimento (kg)	1530	1308	1066	827	582	340
Kum (kg)	-	162	324	486	648	809
Su (kg)	483	413	337	261	184	108
TBHA (kg/dm^3)	2.052	2.123	2.170	2.250	2.295	2.355
Hava (%)	0.6	1.4	1.9	2.2	2.9	3.4
Su-çimento oranı	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32	0.32

8.3.4. Deney sonuçları ve sonuçlara LEKM'nin uygulanması

Numunelere uygulanan yarma-çekme deneyi sonunda çentik-çap oranına göre elde edilen ortalama kritik yükler (P_{cr}) aşağıdaki tablolarda gösterilmiştir.

Tablo 8.4. Çimento hamuru numunelerinin ortalama kritik yükleri

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	Çentik-çap oranı	Ortalama P_{cr} (N)
150	60	0.1	24900
150	60	0.2	20700
150	60	0.3	18000
150	60	0.4	15000
150	60	0.5	14000
150	60	0.6	13000

Tablo 8.5. Yüzde 15 agrega hacim oranındaki numunelerin ortalama kritik yükleri

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	Çentik-çap oranı	Ortalama P_{cr} (N)
150	60	0.1	40000
150	60	0.2	33000
150	60	0.3	23500
150	60	0.4	20300
150	60	0.5	19100
150	60	0.6	17400

Tablo 8.6. Yüzde 30 agrega hacim oranındaki numunelerin ortalama kritik yükleri

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	Çentik-çap oranı	Ortalama P_{cr} (N)
150	60	0.1	35100
150	60	0.2	32500
150	60	0.3	27200
150	60	0.4	25900
150	60	0.5	20800
150	60	0.6	19300

Tablo 8.7. Yüzde 45 agrega hacim oranındaki numunelerin ortalama kritik yükleri

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	Çentik-çap oranı	Ortalama P_{cr} (N)
150	60	0.1	46000
150	60	0.2	41000
150	60	0.3	34100
150	60	0.4	27600
150	60	0.5	25300
150	60	0.6	23100

Tablo 8.8. Yüzde 60 agrega hacim oranındaki numunelerin ortalama kritik yükleri

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	Çentik-çap oranı	Ortalama P_{cr} (N)
150	60	0.1	49100
150	60	0.2	43200
150	60	0.3	37200
150	60	0.4	29700
150	60	0.5	28000
150	60	0.6	26800

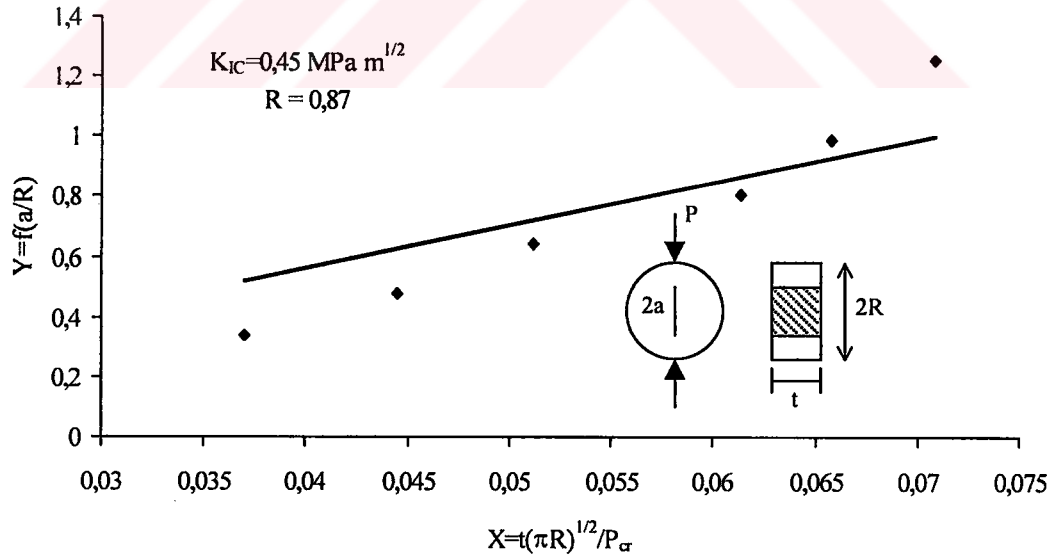
Tablo 8.9. Yüzde 75 agrega hacim oranındaki numunelerin ortalama kritik yükleri

Çap (mm)	Kalınlık (mm)	Çentik-çap oranı	Ortalama P_{cr} (N)
150	60	0.1	40300
150	60	0.2	36700
150	60	0.3	32000
150	60	0.4	27800
150	60	0.5	25200
150	60	0.6	23100

Mod I yüklemesi altında yarma-çekme deneyi uygulanmış ve kritik yükleri hesap edilmiş numunelere Yarema ve Kretsin (1996) tarafından verilen çentik uzunluğunun yüke göre fonksiyonu olan aşağıdaki formül uygulanmıştır.

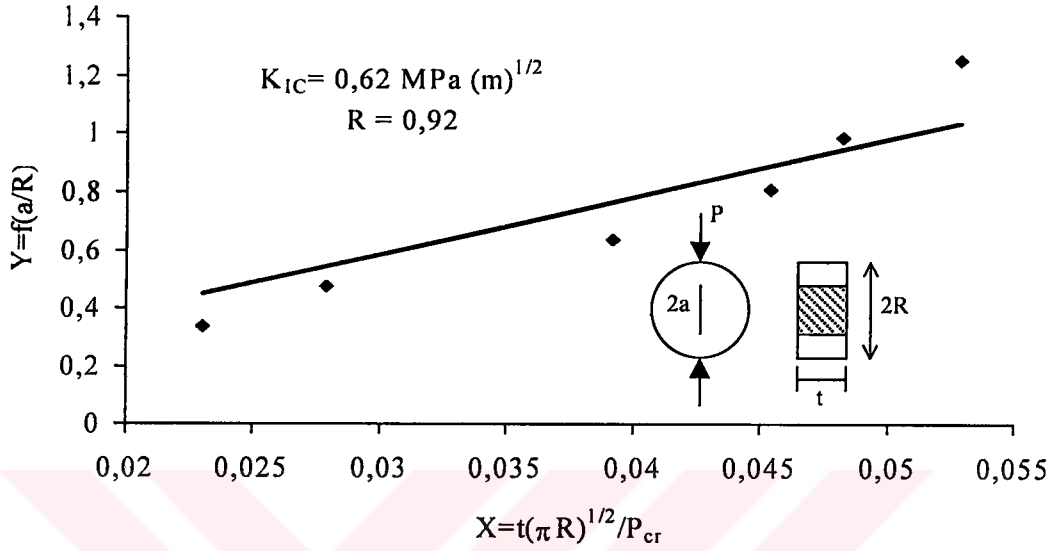
$$\left\{1 + \frac{3}{2}\left(\frac{a}{R}\right)^2 + \frac{3}{4}\left(\frac{a}{R}\right)^6 + \frac{3}{64}\left(\frac{a}{R}\right)^8\right\} \sqrt{\frac{a}{R}} = K_I \cdot \frac{t \cdot \sqrt{\pi R}}{P_{cr}} \quad (8.12)$$

Bu denklemde eşitliğin sol tarafı Y ve sağ tarafındaki $t \cdot \sqrt{\pi R} / P_{cr}$ değerine de X dersek K_I gerilme şiddet çarpanı a/R 'nin değişik değerlerine karşı çizilen doğrunun eğimi olmakta ve boyutu MPa $\sqrt{m}$ cinsinden aşağıdaki gibi hesaplanmaktadır.

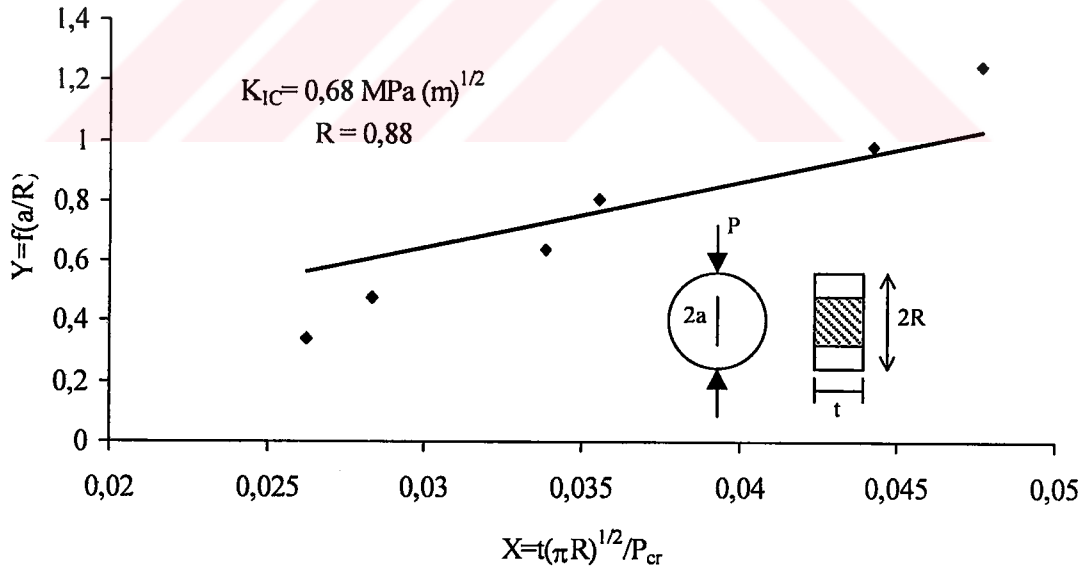


Şekil 8.2 Hamur fazındaki numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki

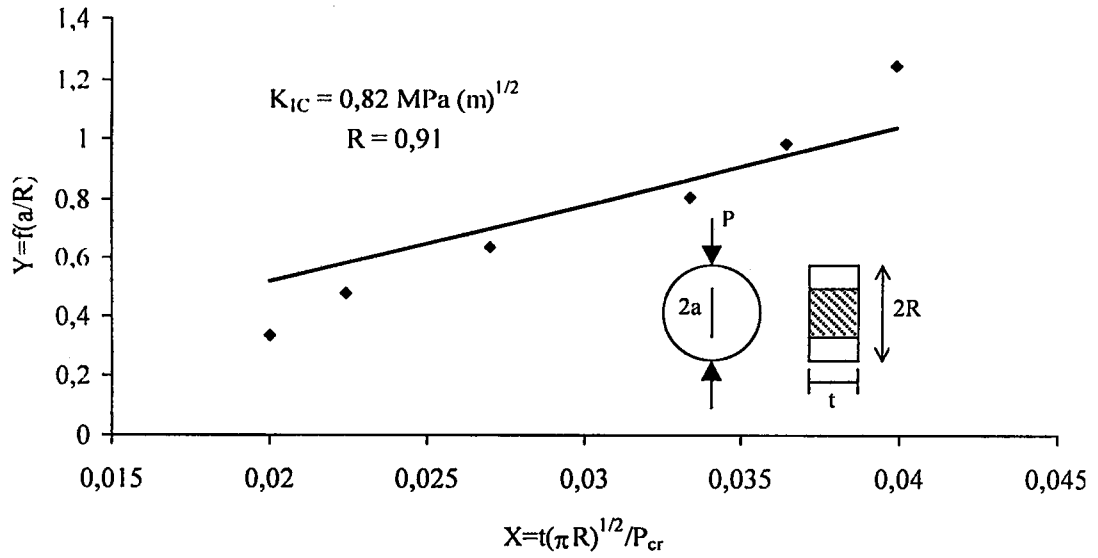
Bu çalışmada değişik hacim oranlarındaki numunelerin kritik gerilme şiddet çarpanları hesaplanmış ve bunlara ait kalibrasyon eğrileri Şekil 8.2, 8.3, 8.4, 8.5, 8.6 ve 8.7'de gösterilmiştir. Ayrıca deney sonuçlarını, LEKM ile karşılaştırmak amacıyla $P_{cr}/(K_I t \sqrt{\pi R})$ değerleri Y ekseninde a/R değerleri de X ekseninde gösterilerek Şekil 8.8 elde edilmiştir.



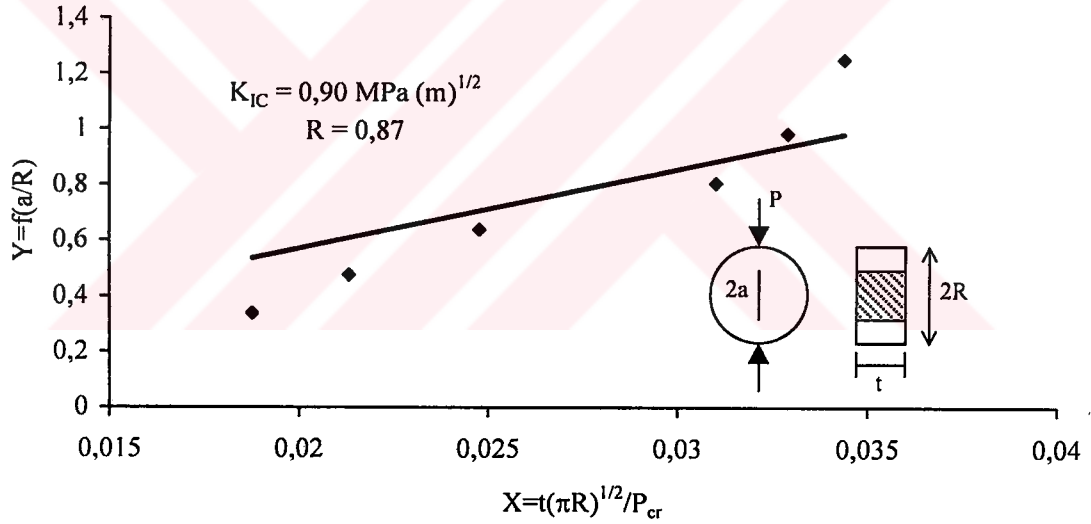
Şekil 8.3 Agrega konsantrasyonu %15 olan numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki



Şekil 8.4 Agrega konsantrasyonu %30 olan numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki

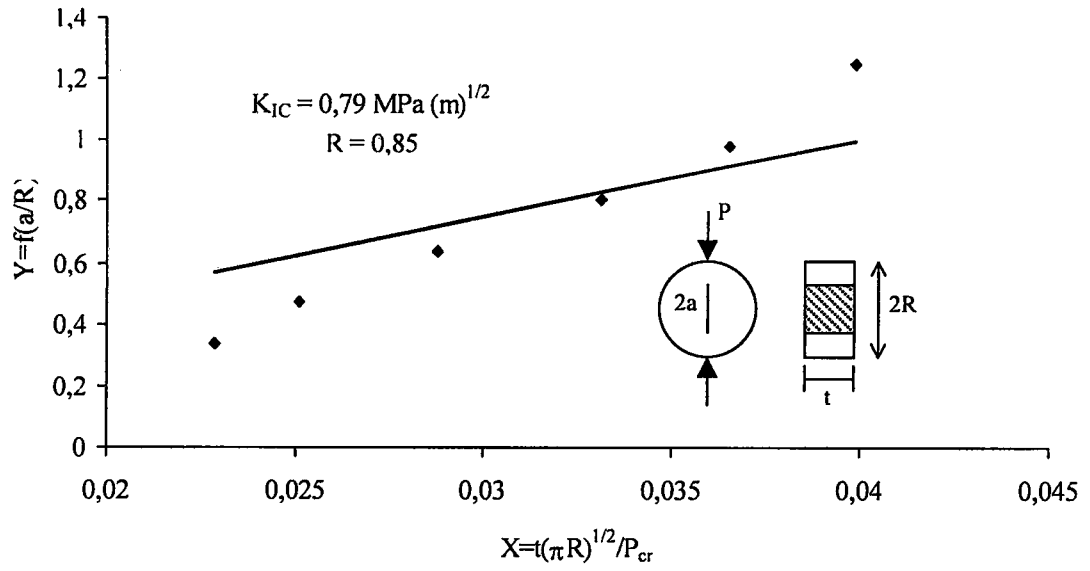


Şekil 8.5 Agrega konsantrasyonu %45 olan numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki

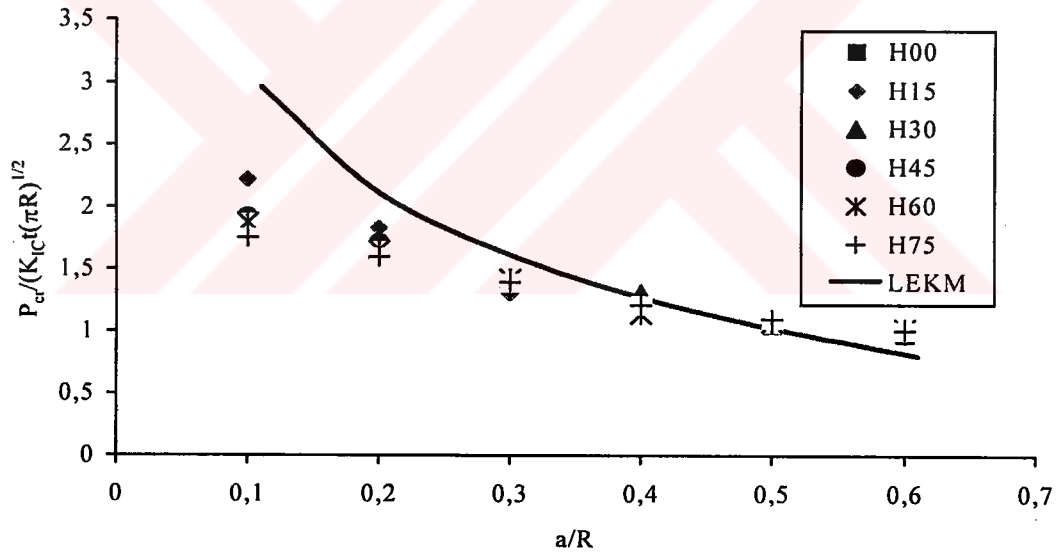


Şekil 8.6 Agrega konsantrasyonu %60 olan numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki

Hesaplanan K_{IC} değerlerine bakıldığında hamur fazından itibaren %60 agraga hacim konsantrasyonuna kadar hep bir artış gözlenmiş, %75 hacim konsantrasyonunda ise bir düşüş görülmüştür. Bu durum deney hatasından kaynaklandığı şeklinde değerlendirilmiştir. Normalde agraga hacim konsantrasyonunun artmasıyla K_{IC} değerlerinde bir artış olması beklenir. Ayrıca Şekil 8.8’de deney sonuçları LEKM ile karşılaştırıldığında başlangıç çatlak boyunun numune boyutuna göre değeri arttığında tüm hacim konsantrasyonları için LEKM’ne daha iyi bir uyum görülmüştür.



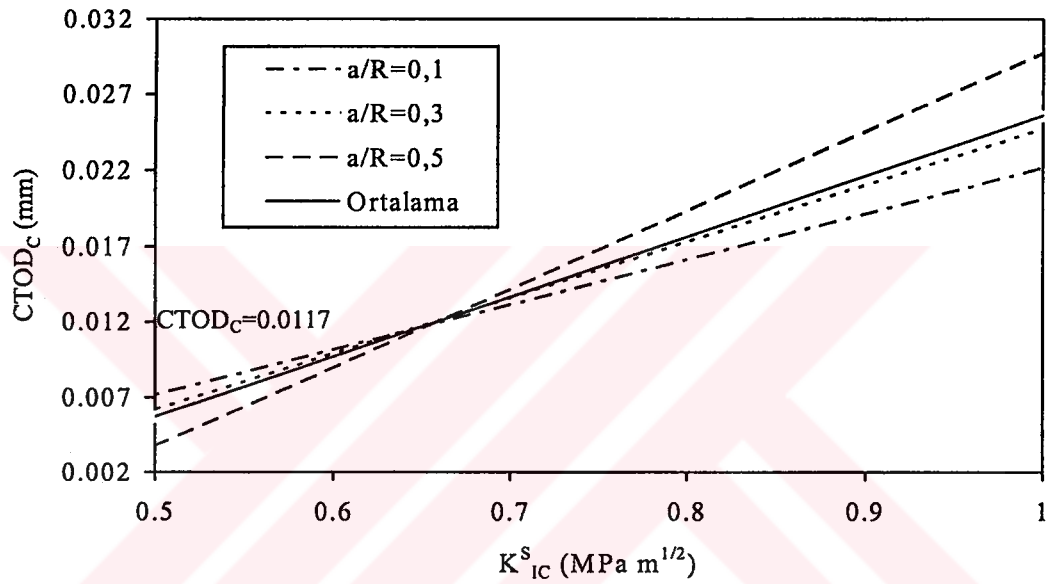
Şekil 8.7 Agrega konsantrasyonu %75 olan numunelerde $Y=f(a/R)$ ve $X=t(\pi R)^{1/2}/P_{cr}$ arasındaki ilişki



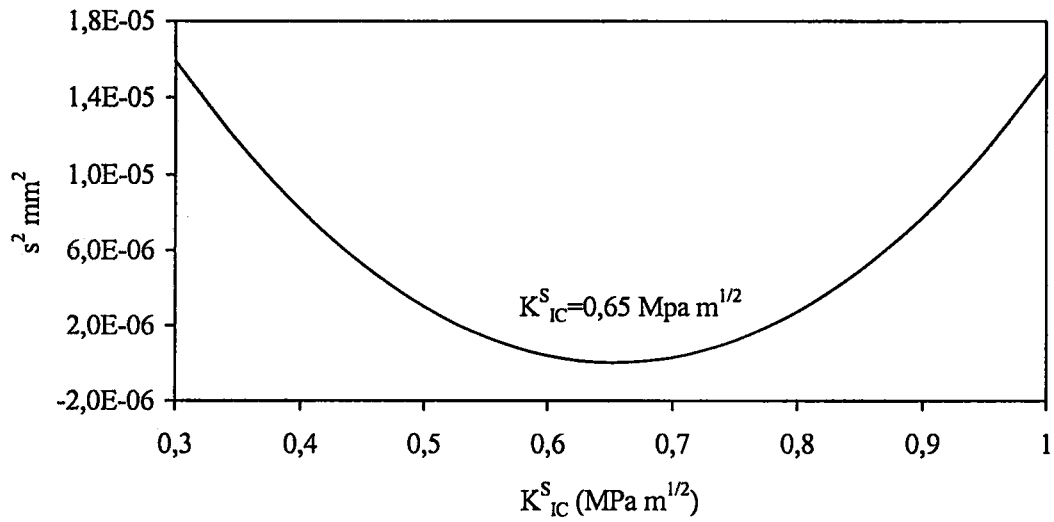
Şekil 8.8 $P_{cr}/K_{IC} t (\pi R)^{1/2}$, nin (a/R) oranına göre değişimi

8.4. İki Parametrelili Kurala Dayanan Tepe Yüklü Metodunun Üretilen Hamur ve Harç Numunelere Uygulanması

Bölüm 6'da İki Parametrelili Kural'ın getirdiği deney zorlukları göz önüne alınarak sadece tepe yükünü ölçerek malzeme kırılma parametreleri olan K_{IC}^S ve $CTOD_C$ değerlerinin nasıl bulunacağı etrafli olarak anlatılmıştı. Bu bölümde de daha önce LEKM kullanılarak hesaplanan K_{IC} değerleriyle Tepe Yüklü Metodu kullanılarak bulunan K_{IC}^S değerlerini karşılaştırmak amacıyla yöntem hem hamur fazındaki hem de farklı agrega konsantrasyonlarındaki numunelere uygulanmıştır.

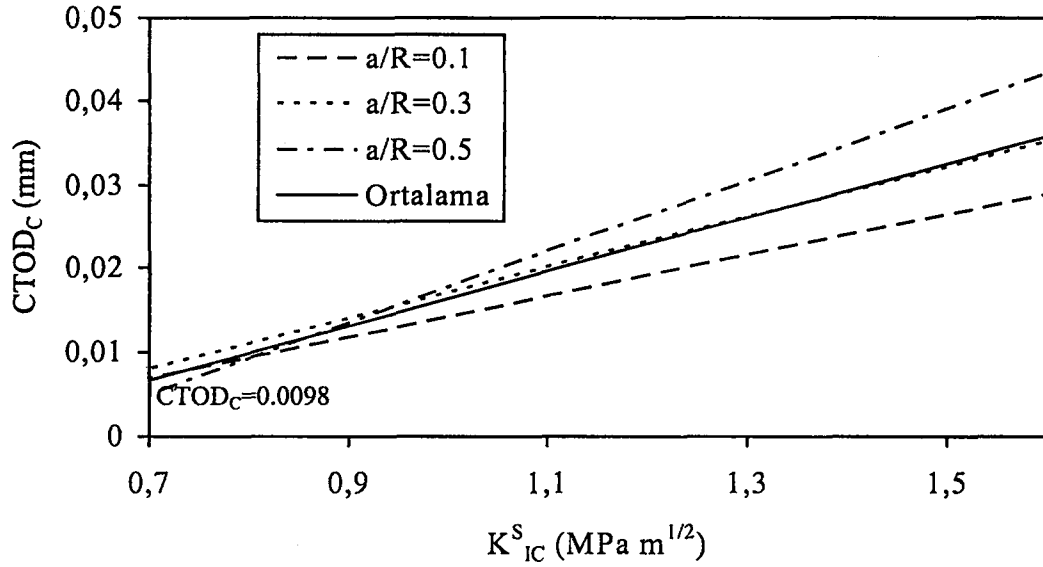


Şekil 8.9 Çimento hamurunda K_{IC}^S - $CTOD_C$ eğrisi

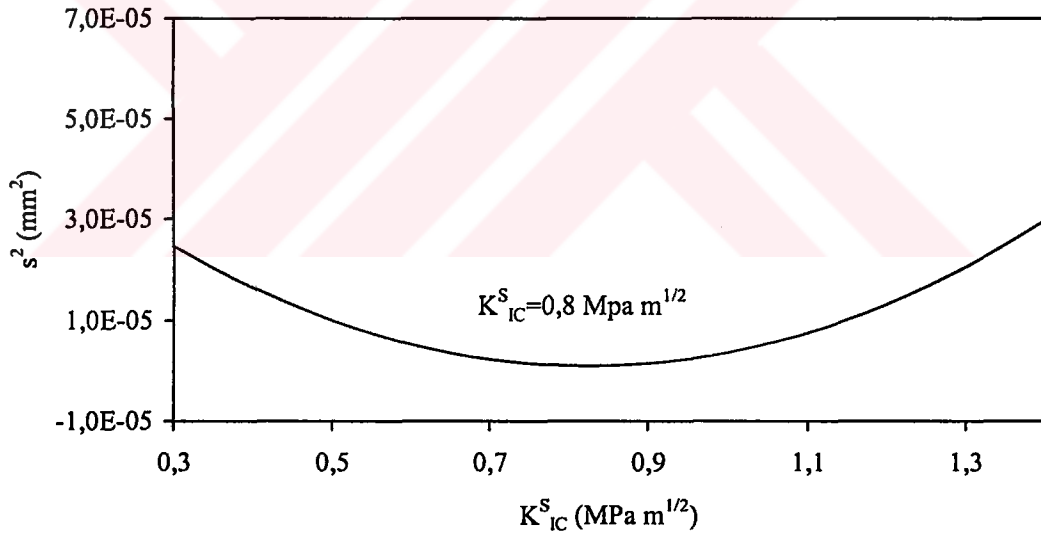


Şekil 8.10 s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi

Bu bölümdeki üretimlerde altı farklı çentik-çap oranı kullanılmış fakat hesaplamalarda sadece 0.1-0.3-0.5 çentik-çap oranları dikkate alınarak kırılma parametreleri hesaplanmıştır.

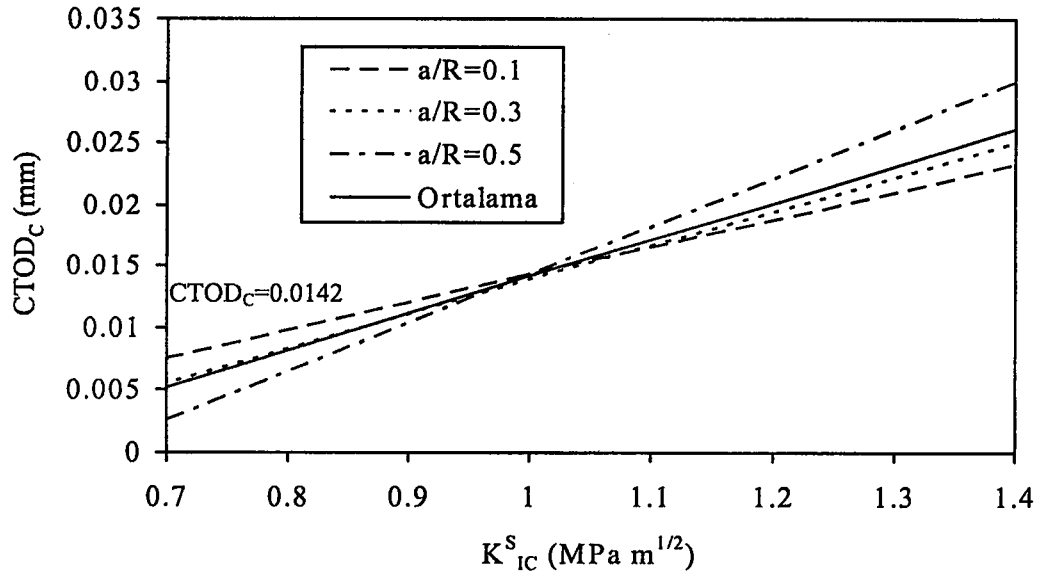


Şekil 8.11 Yüzde 15 agrega hacim konsantrasyonunda K_{IC}^S -CTOD_C eğrisi

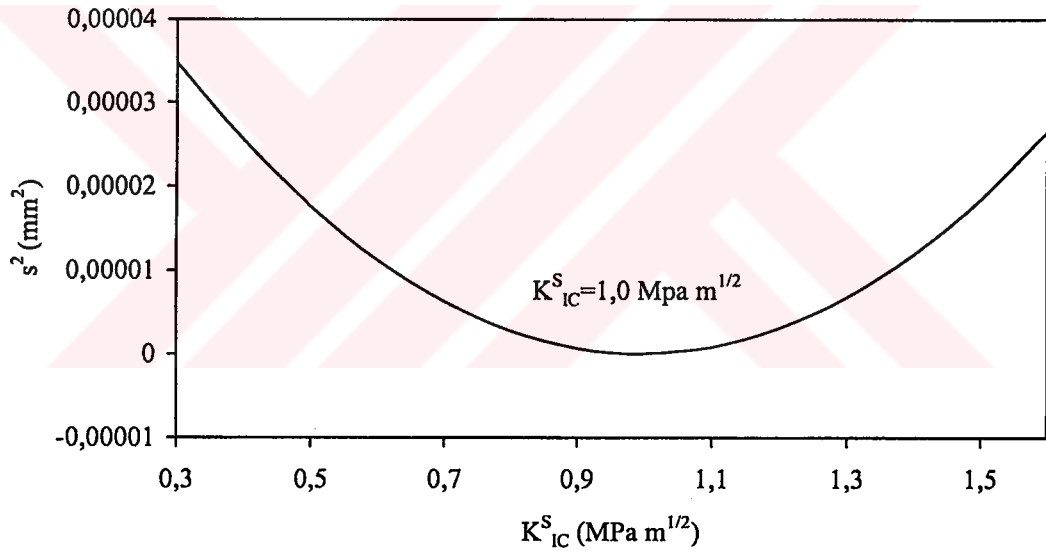


Şekil 8.12 s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi

Şekil 8.9 ve 8.10'da çimento hamuru fazındaki numunelerde hesaplanan K_{IC}^S ve CTOD_C değerleri gösterilmiştir. Bu değerler sırasıyla 0.65 MPa m^{1/2} ve 0.0117 mm dir. Şekil 8.11 ve 8.12'de görüldüğü üzere yüzde 15 agrega hacim konsantrasyonundaki numunelerde $K_{IC}^S=0.8$ MPa m^{1/2} ve CTOD_C ise 0.0098mm olarak bulunmuştur.

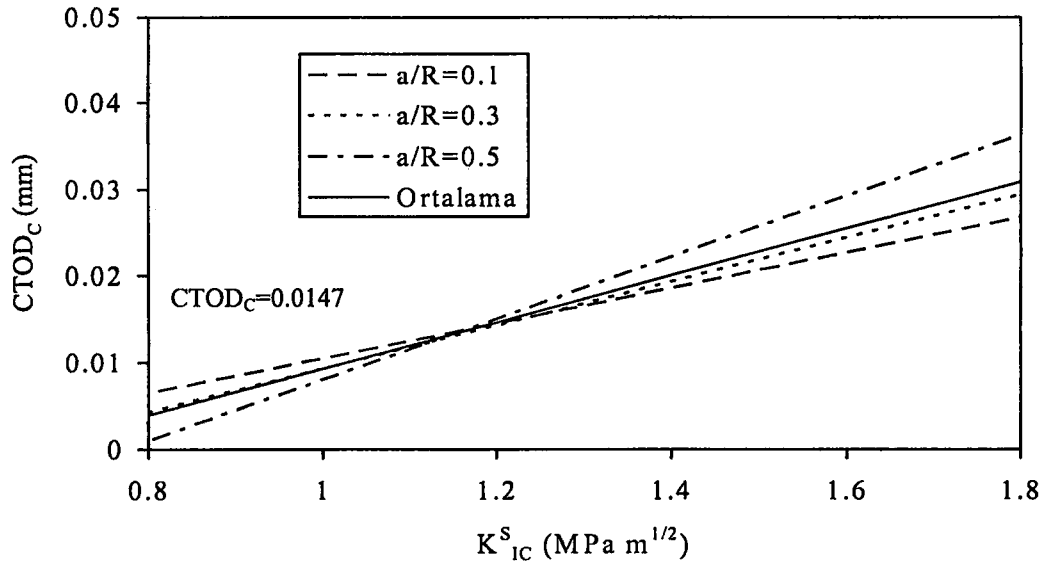


Şekil 8.13 Yüzde 30 agrega hacim konsantrasyonunda K_{IC}^S -CTOD_C eğrisi

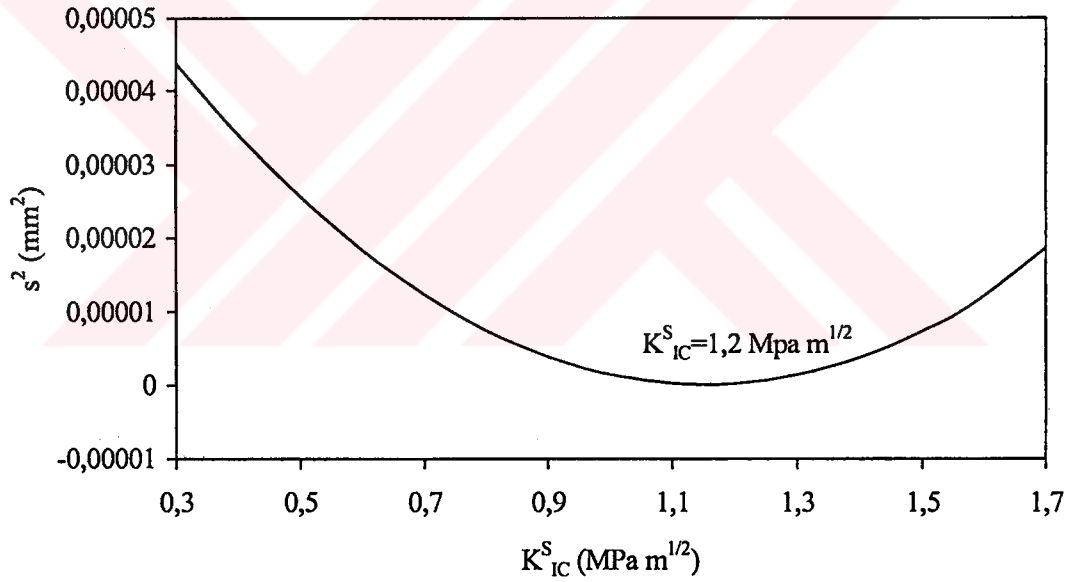


Şekil 8.14 s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi

Şekil 8.13 ve 8.14'de ise %30 agrega hacim konsantrasyonundaki disk numunelere ait K_{IC}^S ve CTOD_C kırılma parametreleri hesaplanmış ve bu değerler sırasıyla 1 MPa m^{1/2} ve 0.0142 mm olarak hesaplanmıştır. CTOD_C değerlerinin hesabı Bölüm 6'da değinildiği gibi gerçek K_{IC}^S değerinin ortalama K_{IC}^S -CTOD_C eğrisinde yerine konulmasıyla hesaplanmaktadır.

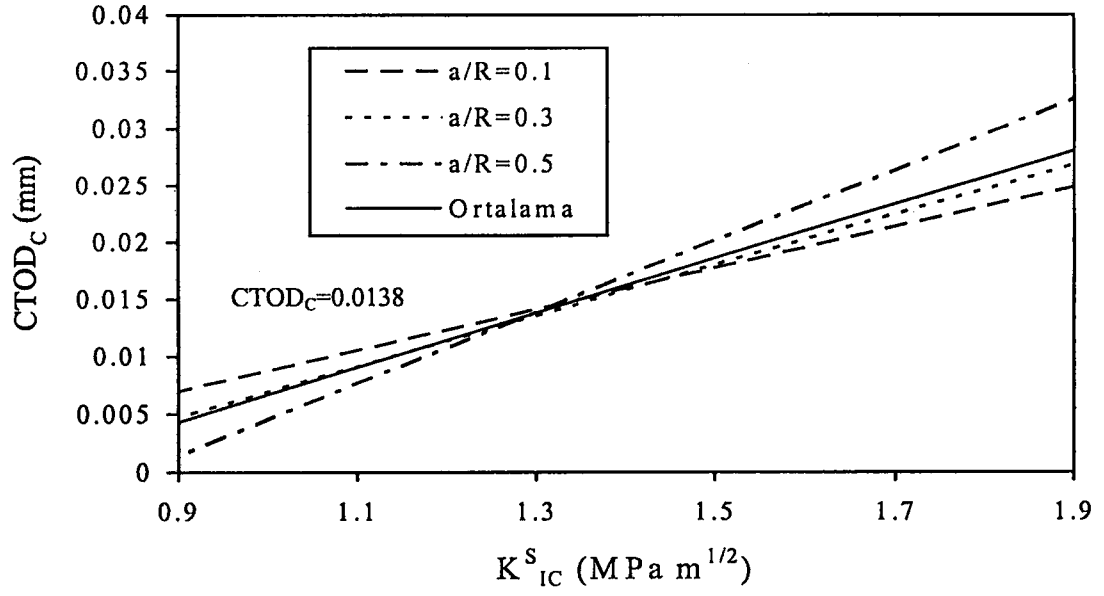


Şekil 8.15 Yüzde 45 agrega hacim konsantrasyonunda K_{IC}^S -CTOD_C eğrisi

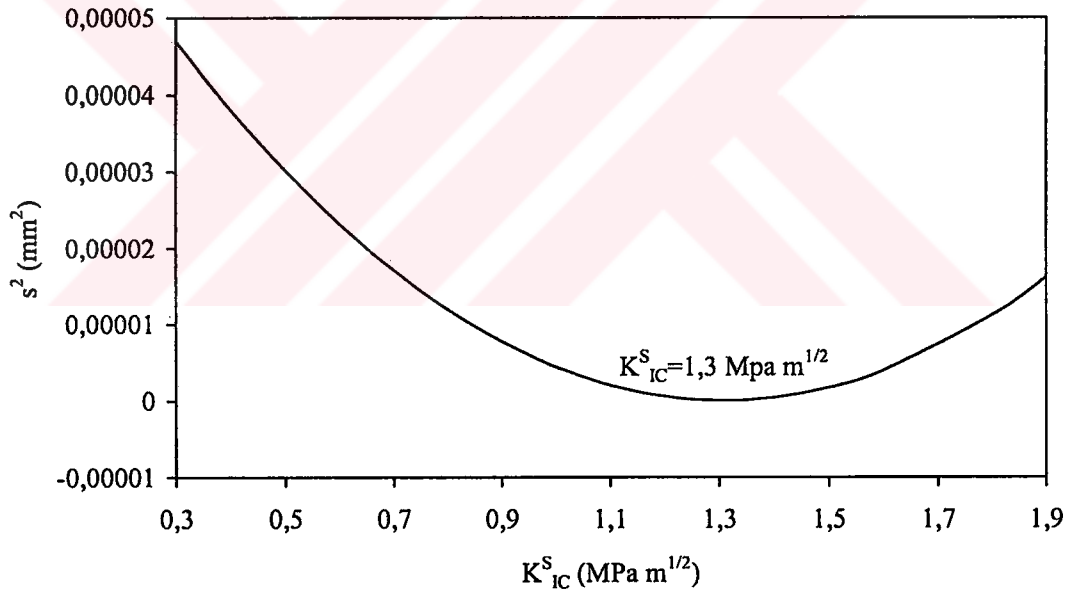


Şekil 8.16 s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi

Şekil 8.15 ve 8.16'da %45 agrega hacim oranındaki numunelere ait kırılma parametreleri gösterilmektedir. Hacim konsantrasyonunun artmasıyla birlikte K_{IC}^S değerinde artışlar görülmeye başlamıştır ve K_{IC}^S değeri 1.2 MPa m^{1/2} ve CTOD_C değeri 0.0147 mm olarak hesaplanmıştır.

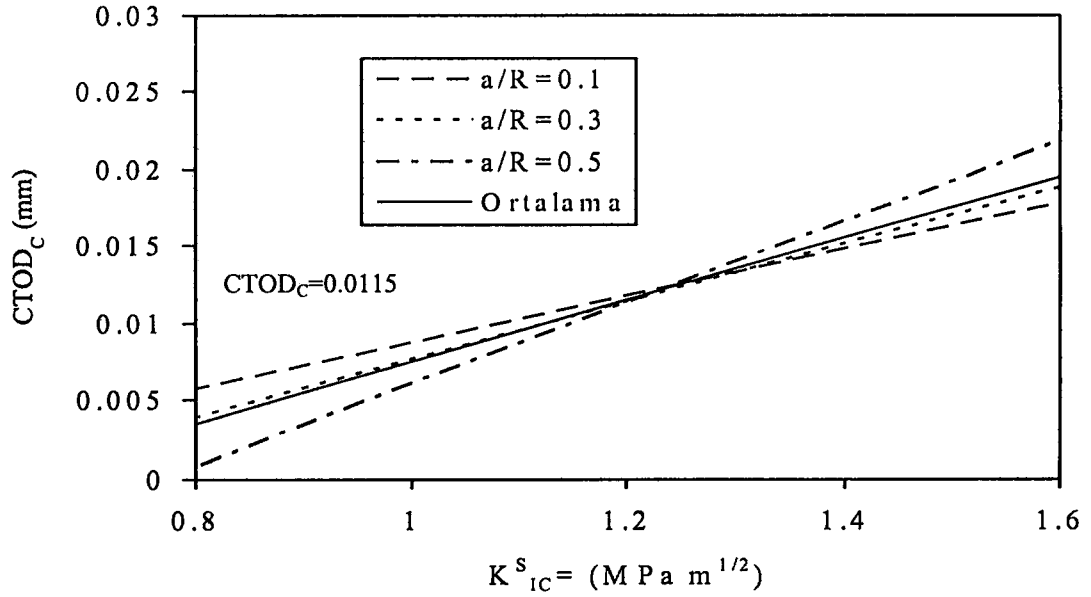


Şekil 8.17 Yüzde 60 agrega hacim konsantrasyonunda K_{IC}^S -CTOD_C eğrisi

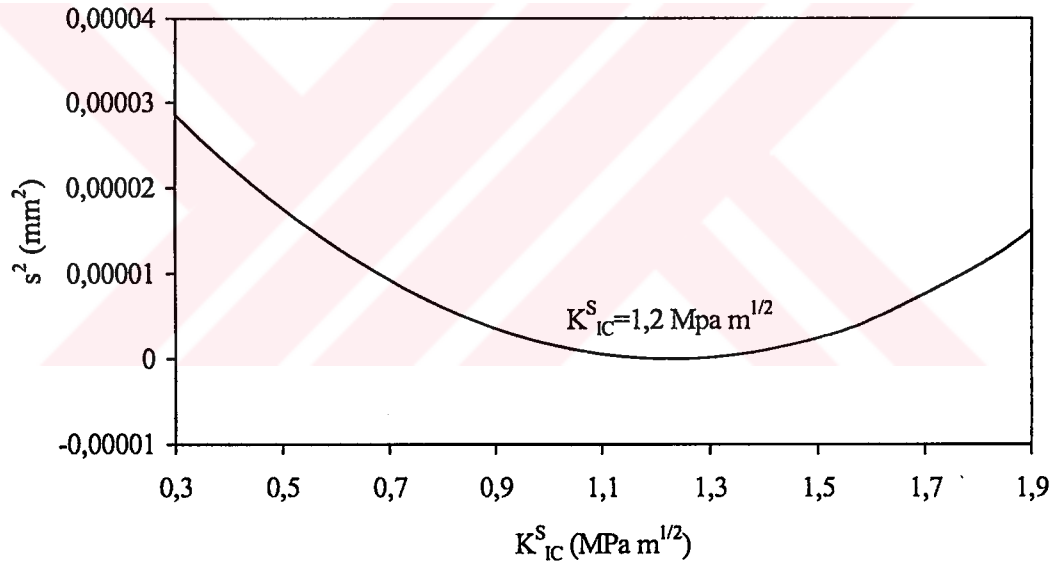


Şekil 8.18 s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi

Şekil 8.17 ve 8.18'de %60 agrega hacim konsantrasyonuna ait numunelerdeki kırılma parametreleri gösterilmiştir. Bu parametrelerin değerleri ise $K_{IC}^S=1.3 \text{ MPa m}^{1/2}$ CTOD_C=0.0138 mm olarak hesaplanmıştır. K_{IC}^S değerlerinde, hacim konsantrasyonuyla birlikte artış devam etmektedir.



Şekil 8.19 Yüzde 75 agrega hacim konsantrasyonunda K_{IC}^S -CTOD_C eğrisi



Şekil 8.20 s^2 'nin K_{IC}^S değerine göre değişimi

Son olarak Şekil 8.19 ve 8.20'de %75 agrega hacim konsantrasyonuna ait numunelerin kırılma parametreleri gösterilmiştir. Bu değerler $K_{IC}^S=1.2 \text{ MPa m}^{1/2}$ ve $CTOD_C=0.0115 \text{ mm}$ olarak hesaplanmıştır. Bu yöntemle hesaplanan değerlere bakıldığında yine %75 agrega hacim konsantrasyonundaki K_{IC}^S değerinde bir azalma söz konusudur. $CTOD_C$ değerlerinde ise önemli bir değişiklik görülmemiştir. Tablo 8.10'da artan hacim konsantrasyonlarına karşın kırılma parametrelerinin değişimi hem LEKM'ne hem de Tepe Yüğü Metodu'na göre gösterilmiştir.

Tablo 8.10 Agregâ hacim konsantrasyonlarına göre kırılma parametrelerinin değışimi

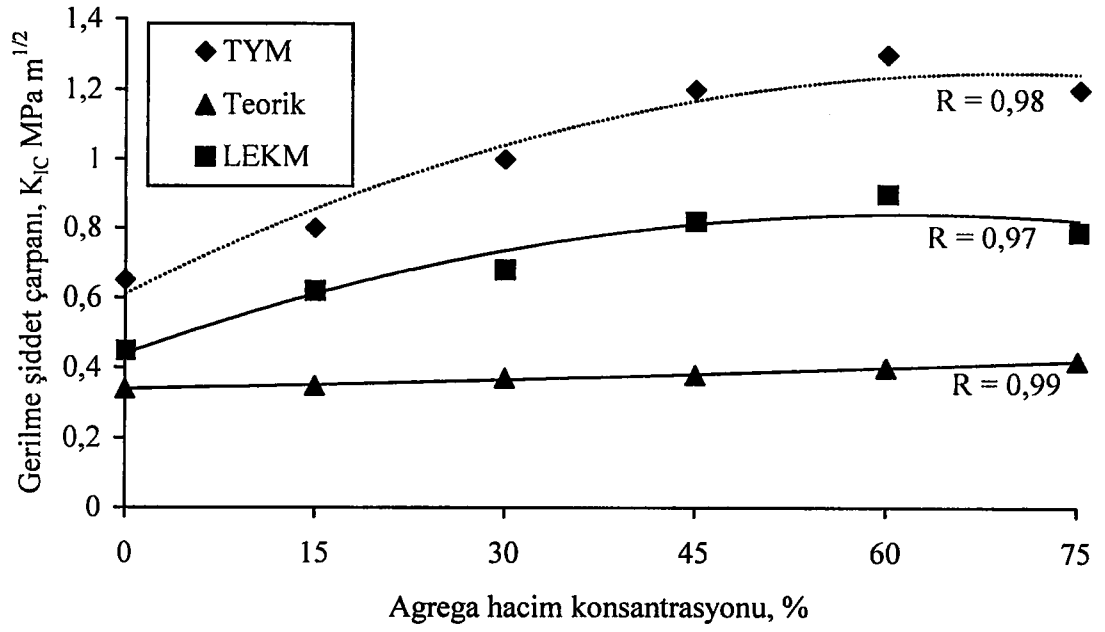
Agregâ Hacim Konsantrasyonu	K_{IC} (MPa m ^{1/2})	K_{IC}^S (MPa m ^{1/2})	CTOD _C (mm)
%00	0.45	0.65	0.0117
%15	0.62	0.80	0.0098
%30	0.68	1.00	0.0142
%45	0.82	1.20	0.0147
%60	0.90	1.30	0.0138
%75	0.79	1.20	0.0115

Tepe Yüğü Metodu'na göre bulunan kırılma parametrelerini kullanarak, Bölüm 6 Denklem 6.13 aracılığıyla malzeme uzunluğunu gösteren Q^S değeriyle f_t çekme dayanımları hesaplanmıştır. Bu değeri Tablo 8.11'de gösterilmiştir.

Tablo 8.11 Agregâ hacim konsantrasyonlarına göre kırılma parametrelerinde ve malzeme özelliklerindeki değışim

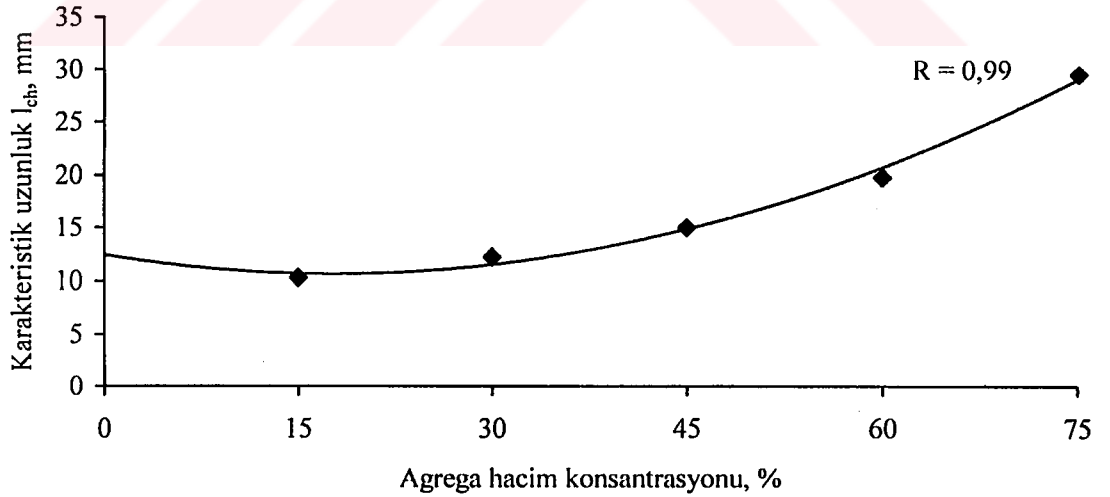
Agregâ Hacim Konsantrasyonu	K_{IC}^S (MPa m ^{1/2})	CTOD _C (mm)	Q^S (mm)	f_t (MPa)
%00	0.65	0.0117	162.7	2.37
%15	0.80	0.0098	112.7	3.50
%30	1.00	0.0142	178.2	3.50
%45	1.20	0.0147	162.1	4.38
%60	1.30	0.0138	157.4	4.82
%75	1.20	0.0115	179.9	4.16

Mezo-mekanik ifadeler yardımıyla, Tepe Yüğü Metoduyla ve Lineer Elastik Kırılma Mekaniğı'ne göre hesaplanan gerilme şiddet çarpanı değeri toplu halde grafik olarak Şekil 8.21'de gösterilmiştir. Grafik incelendiğinde, mezo-mekanik ifadelerle bulunan gerilme şiddet çarpanları lineer bir seyir göstermektedir. Agregâ hacim konsantrasyonunun artmasıyla fazla bir artış meydana gelmemiştir. Tepe Yüğü Metodu ve LEKM'ne göre bulunan değeri ise gerilme şiddet çarpanı değeri agrega konsantrasyonu ile olan artışları belli bir değeri sonra sabit kalma eğilimi göstermektedir. Şekil 8.22 ve 8.23'de ise agregâ hacim konsantrasyonundaki artışın sırasıyla karakteristik uzunluklarda ve kırılma enerjilerinde meydana getirdiğı değeri görülmektedir.

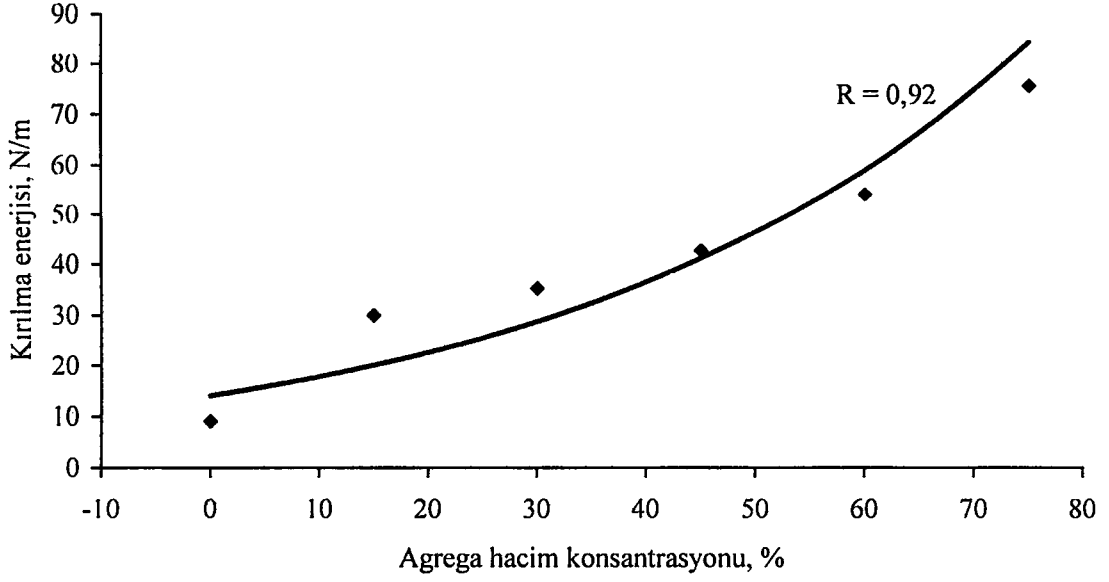


Şekil 8.21 Agreganın hacim konsantrasyonundaki artışa karşı gerilme şiddet çarpanı değerleri

Aynı çentik uzunluğundaki numunelerde agreganın hacim konsantrasyonu arttıkça çekme dayanımlarında artışlar meydana gelmektedir. Bunun yanında karakteristik uzunluk değerleri ve kırılma enerjileri de artmaktadır.



Şekil 8.22 Agreganın hacim konsantrasyonuna karşı karakteristik uzunlukların değişimi



Şekil 8.23 Agreg a hacim konsantrasyonuna karşı kırılma enerjisi değ erlerinin değ iş imi

8.5. Sonuç lar

1. Bu bölümde hamur ve harç fazındaki numunelerin kırılma parametreleri ve malzeme özelliklerinin teorik ve deneysel olarak karşılaştırılması yapılmıştır.
2. Hem teorik hem de deneysel sonuçlara bakıldığında harçlarda agreg a hacim konsantrasyonundaki artışın kırılma parametrelerini etkilediğ i görülmüştür.
3. Teorik yolla hesap edilen gerilme şiddet çarpanı değ erlerinde kapan mekanizması kullanılmadığ ı zaman deneysel verilere daha yakın sonuçlar çıktığı görülmüştür. Bu da harçlarda kapan mekanizmasının çalışmadığını göstermektedir.
4. Teorik yolla yapılan hesaplarda agreg a hacim oranının artmasıyla, karakteristik uzunluk, kırılma enerjisi değ erlerinin hepsinde artış gözlenmiştir. Böylece agreg a hacim oranının artmasıyla harçlarda tokluğ un arttığ ı söylenebilir.
5. Tablo 8.1'de bulunan değ erlere bakıldığında agreg a hacim konsantrasyonunun artmasıyla malzemeye ait bütün özelliklerde artış gözlenmiştir. Teorik olarak hesaplanan değ erler deney sonucu bulunan değ erlerle kıyaslandığında gerilme şiddet çarpanı değ erleri her iki yön teme göre bulunan değ erlere göre oldukça

düşük çıkmıştır. Formüle dayalı olarak hesaplanan çekme dayanımı değerleri çok büyük çıkarken iç uzunluk değerleri de oldukça düşük çıkmıştır.

6. Üretilen aynı çaptaki disk numunelerde çentik-çap oranı arttıkça LEKM'ne daha yakın sonuçlar çıkmıştır. Kırılma süreci bölgesinin uzunluğu numune boyutuna göre daha küçük değer aldıkça LEKM'ne daha uygun sonuçlar elde edilmiştir.
7. Mezo-mekanik ifadelerin kırılma parametrelerini ve malzeme özelliklerini tayin etmede yeterli yaklaşımı gösterebilmesi için bir takım düzenlemelerin yapılması gerekliliği ortaya çıkmıştır.



9. GENEL SONUÇLAR

Beton yapıların göçmesini modellemek için çeşitli yaklaşımlar önerilmiştir. Kırılma Mekaniğine dayanan bu yaklaşımların amacı beton için boyut ve geometriden bağımsız sabit parametreler önermektedir. Bu parametreleri hesaplayabilmek için çeşitli boyutlarda ve geometrilerde numuneler denenmektedir. Günümüze dek yaygın olarak kiriş numuneler denenmiş ve deney yöntemleri kirişler için geliştirilmiştir. Mevcut yapılardaki durumu inceleyebilmek için karot numuneler gerekmektedir. Bu yüzden disk şeklindeki numuneler önem kazanmaya başlamış ve çalışmalar bu geometri üzerine yoğunlaşmıştır. Henüz literatürde bu geometri ile ilgili tüm boyutları kapsayan yeterli çalışma yoktur.

Bu tezde, disk geometrisine ait boşluğu giderebilmek için daha çok disk numunelere ağırlık verilmiş ancak bunun yanında kiriş numuneler de üretilmiştir. Altı farklı boyut ve üç çeşit çentik uzunluğu seçilmiştir. Üretilen disk numunelere yarma-çekme, kiriş numunelere ise üç noktalı eğilme-çekme deneyi uygulanmış ve sadece tepe yükleri ölçülmüştür. Daha sonra söz konusu modellere ait kırılma parametreleri hesaplanmış bunların boyut ve geometriye olan bağımlılıkları ilgili bölümlerde irdelenmiştir. Elde edilen genel sonuçlar aşağıda verilmektedir.

9.1. Tepe Yüğü Esasına Dayanan Modellerle İlgili Sonuçlar

1^o) Boyut Etkisi Kuralına göre en az üç farklı boyutta çentikli numuneler önerilmektedir. Bu çalışmada altı farklı boyut ve üç ayrı çentik uzunluğu kullanılmıştır. Nominal dayanımların boyuta göre grafikleri çizildiğinde hem çentiksiz hem de çentikli numunelerde Boyut Etkisi Kuralına oldukça yüksek korelasyonlarla uyum olduğu görülmüştür. Bu uyum disk numunelerde daha fazladır.

2^o) Üç ayrı çentik uzunluğuna göre hesaplanan kırılma parametrelerine ait sonuçlar incelendiğinde disk numunelerde sadece 0.1 çentik-çap uzunluğunda

kiriş numunelerde ise 0.2 ve 0.35 çentik-derinlik oranlarında G_f , c_f ve K_{IC} değerleri literatürdeki değerlere yakın çıkmıştır. Buradan başlangıç çatlak uzunluğunun numune boyutuna oranının parametreler üzerinde etkili olduğu sonucu çıkmaktadır. Çıkarılan bu sonuç çatlak geometrisinin parametreler üzerinde çok etkili olduğunu düşündürmektedir.

3^o) Disk numunelerde gevrekliği ifade eden değerlere bakıldığında çentik-çap oranının artmasıyla gevrekliğin azaldığı görülmüştür. Çentiksiz numunelerde daha küçük boyutlarda boyut etkisi belirginleşmeye başlarken çentik-çap oranının artmasıyla dayanım kriterinin geçerli olduğu bölge artmaktadır.

4^o) Sonsuz büyük numune için hesaplanan kırılma parametreleri bulunduğundan sonra istenen boyut ve çatlak geometrisi için nominal çekme dayanımı değerleri hesaplanabilmektedir.

5^o) Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemine göre numune boyutu küçüldükçe fraktal boyutun büyüdüğü, böylece iç yapının daha karmaşık hale gelerek boyut etkisinin daha belirgin olduğu, fakat numune boyutu büyüdükçe fraktal boyut küçülerek daha homojen bir hale geçildiği ve dayanımın boyuttan bağımsız olduğu görülmektedir. Fraktal boyuta ilişkin hesaplamalarından boyutun azalmasıyla fraktal boyutun arttığı yani daha karmaşık bir iç yapının oluştuğu görülmektedir.

6^o) Boyut Etkisi Kuralına göre sonsuz büyük numunede çekme dayanımı sıfır olmaktadır. Bu modele alternatif olarak geliştirilen Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemine göre numune ne kadar büyük olursa olsun belli bir dayanımının olduğu ve bu dayanımın belli bir boyuttan sonra sabit kaldığı ileri sürülmektedir. Bu iki model disk numune deney sonuçlarına göre kıyaslanmış hem lineer hem de non-lineer analizle korelasyon katsayıları hesaplanmıştır. Elde edilen sonuçlara göre Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemi daha yüksek korelasyon katsayısı vermekle birlikte arada çok büyük bir fark görülememiştir. Ayrıca Akyüz tarafından geliştirilen fakat henüz yayınlanmamış yine fraktal orjinli bir yöntem söz konusu iki modelle kıyaslanmış ve oldukça yüksek korelasyon katsayısı elde edilmiştir.. Fakat bu model fraktal orjinli olmakla birlikte Boyut Etkisi Kuralıyla daha uyumlu olduğu yani sonsuz büyük numune için dayanımın sıfıra gittiği görülmüştür. Uygulanan boyut aralığında üç yöntemde birbirine çok yakındır.

7^o) Çoklu Fraktal Boyut Etkisi Yöntemine göre hesaplanan iç uzunluk değeri fraktal rejimden homojen rejime geçişi göstermektedir. Bu uzunluk değeri seramik, metal gibi malzemelerde küçüktür. Yani bu tip malzemelerde güçlü bir boyut etkisi gözlenmemektedir. Üretilen çentiksiz disk numunelerde iç uzunluk oldukça büyük iken çentik-çap oranının artmasıyla düşmeye başlamaktadır. Burada da Boyut Etkisi Kuralına benzer bir davranış ortaya çıkmaktadır. Çentiksiz numunelerde, büyük boyutlara kadar boyut etkisi belirgin olurken çentik-çap oranının artmasıyla homojen rejime geçiş daha küçük boyutlarda gerçekleşmiştir.

8^o) Tüm bu sonuçlardan, çatlak geometrisinin yani başlangıç çentik uzunluğunun yapı boyutuna olan oranının boyut etkisi ve kırılma parametreleri üzerinde çok etkili olduğu ortaya çıkmıştır.

9^o) Tepe Yüğü Esasına Dayanan İki Parametrelî Model farklı boyutta aynı çentik uzunluğunda ya da aynı boyutta farklı çentik uzunluğunda numuneler önermektedir. Bu yöntemin deney tekniğı de yine kırış numuneler için önerilmiştir. Bu nedenle, sunulan çalışmada daha az kullanılan disk numuneler ve daha önce denenmemiş boyutlar kullanılmıştır. 100 mm den 600 mm ye kadar olan boyutlar için üç farklı çentik uzunluğunda hesaplamalar yapılarak önerilen parametrelerin boyuta olan bağımlılıkları değerlendirilmiştir.

10^o) Modelin önerdiği parametreler olan kritik gerilme şiddet çarpanı K_{IC}^S ve kritik çatlak ucu açılma deplasmanı $CTOD_C$ bütün boyutlar için hesaplanmış ve 225 mm çapa kadar olan numunelerde literatüre uygun parametreler bulunurken bu çaptan sonra değerlerde artış gözlenmiştir. Buradan kırılma parametrelerinin boyuta duyarlı olduğu sonucuna varılmıştır.

11^o) Betonda mevcut olan ve çeşitli mekanizmalarla daha da karmaşık hale gelen kırılma süreci bölgesinden dolayı yapı boyutu ve geometrisinden bağımsız sabit parametreler bulmanın güçlüğü henüz aşılammıştır.

9.2. Mezo-mekanik Modelleme İle İlgili Genel Sonuçlar

Çalışmanın bu bölümünde 150 mm çapında 60 mm yüksekliğinde betonun hamur ve harç fazlarına ait disk numuneler üretilmiştir. Harçlarda agrega hacim

konsantrasyonları %15'den %75'e kadar % 15'lik adımlarla artırılarak çeşitli ince agrega hacim konsantrasyonları denenmiştir. Altı farklı çentik uzunluğunda üretimler yapılarak yarma-çekme deneyi uygulanmış ve sadece tepe yükleri ölçülmüştür. Bu kısımda amaç kırılma parametrelerinin ve malzeme özelliklerinin çeşitli deneysel yollarla bulunması ve elde edilen sonuçların karşılaştırılmasıdır. Varılan sonuçlar aşağıda özetlenmektedir.

1°) Teorik yolla hesaplanan gerilme şiddet çarpanı değerlerinde kapan mekanizması kullanılmadığı zaman deneysel verilere daha yakın sonuçlar elde edilmiştir.

2°) Teorik yolla yapılan hesaplarda ince agrega hacim oranının artmasıyla gerilme şiddet çarpanı, karakteristik uzunluk, kırılma enerjisi değerlerinin hepsinde artış gözlenmiştir. Böylece agrega hacim oranının artmasıyla harçlarda tokluğun da arttığı söylenebilir.

3°) Gerilme şiddet çarpanı değerleri teorik, LEKM ve İki Parametrelili Kurala Dayanan Tepe Yüğü Metodu kullanılarak üç ayrı yöntemle hesaplanmıştır. Elde edilen sonuçlara bakıldığında literatüre en yakın değerler LEKM kullanılarak bulunan değerlerde bulunmuştur. Teorik olarak hesaplanan değerler küçük çıkarken Tepe Yüğü Metodu'da büyük değerler vermiştir. Ancak üretilen harç mikro beton olarak düşünülürse %75 ince agrega hacim konsantrasyonunda gerilme şiddet çarpanı değeri beklenen değer olarak bulunmuştur.

4°) Çentik-çap oranının artmasıyla LEKM'ne daha uyumlu sonuçlar elde edilmiştir.

Günümüze dek yapılan çalışmalardan görüldüğü üzere boyut ve geometriden bağımsız sabit parametreler kullanılarak beton tasarımında çalışmalar sürdürülmelidir. Böylece bu konudaki çalışmaların başarıya ulaşmasıyla gelecekte Kırılma Mekanizmine dayanan yöntemlerle beton tasarımını yapmak mümkün olacaktır ve boyut etkisini de hesaba katarak daha doğru ve daha ekonomik çözümler gerçekleştirilecektir. İleride bu konuda yapılacak çalışmalar daha büyük boyut aralığını içerecek şekilde genişletilebilir. Böylece önerilen yöntemler daha iyi kıyaslanabilme olanağı bulur. Ayrıca daha farklı çentik uzunlukları kullanılarak çatlak geometrisinin parametreler üzerindeki etkisi daha iyi incelenebilir.

KAYNAKLAR

- Aitcin, P.C. and Mehta, P.K., 1990. Effect of coarse aggregate characteristic on mechanical properties of high strength concrete, *ACI Materials Journal*, **88**, 103-107.
- Akyüz, S. ve Taşdemir, M.A., 1997. Betonun Kırılmasına Fraktal Yaklaşım, *X. Ulusal Mekanik Kongresi*, Maslak, İstanbul, Eylül 15-19, s. 93-103.
- Alansatan, S., 1991. Fraktal Geometri ve Hidrolik Pürüzlülük, *Yüksek Lisans Tezi*, İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- Atahan, H.N., 1996. Beton Disk Numunede Mod I Halinde Göçme: Boyut Etkisi Kuralı, *Yüksek Lisans Tezi*, İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- Baalbaki, W., Benmokrane, B., Chaallal, O. and Aitcin, P.C., 1991. Influence of coarse aggregate on elastic properties of high performance concrete, *ACI Materials Journal*, **87**, 499-503.
- Bazant, Z.P., 1984. Size Effect in Blunt Fracture: concrete, rock , metal, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, **110**, 518-535.
- Bazant, Z.P., Kazemi, M.T., Hasegawa, T. and Mazars, J., 1991. Size Effect in Brazilian Split-Cylinder Tests: Measurements and Fracture Analysis, *ACI Materials Journal*, **88**, 325-332.
- Bazant, Z.P. and Pfeiffer, P.A., 1987. Determination of Fracture Energy From Size Effect and Brittleness Number, *ACI Materials Journal*, **84**, 463-480.
- Bazant, Z. P. and Planas, J., 1997. Fracture and Size Effect in Concrete and Other Quasibrittle Materials, Boca Raton, Ann Arbor, Boston, London.
- Bazant, Z.P. and Kazemi, M.T., 1990. Determination of Fracture Energy, Process Zone Length, and Brittleness Number from Size Effect with Application to Rock and Concrete, *International Journal of Fracture*, **44**, 111-131.

- Bunde, A. and Havlin, S., 1994.** Fractals in Science, Springer-Verlag, Berlin.
- Carpinteri, A. and Chiaia, B., 1996.** Size effects on concrete fracture energy:dimensional transition from order to disorder, *Materials and Structures*, **29**, 259-266.
- Carpinteri, A. and Chiaia, B., 1995.** Multifractality nature of concrete fractura surfaces and size effects on nominal fracture energy, *Materials and Structures*, **28**, 435-443.
- Carpinteri, A., Chiaia, B. and Ferro, G., 1997.** A new explanation for size effects on the flexural strength of concrete, *Magazine of Concrete Research*, **49**, 45-53.
- Carpinteri, A., Chiaia, B. and Ferro, G., 1995.** Size effects on nominal tensile strength of concrete structures:multifractality of material ligaments and dimensional transition from order to disorder, *Materials and Structures*, **28**, 311-317.
- Carpinteri, A. and Ferro, G., 1994.** Size effects on tensile fractura properties: a unified explanation based on disorder and fractality of concrete microstructure, *Materials and Structures*, **27**, 563-571.
- Faber, K.T. and Evans, A.G., 1983.** Crack Deflection Processes – I. Theory, *Acta Metallurgy*, **31**, 565-576.
- Griffth A.A., 1921.** The Phenomena of Rupture and flow in solids, *Phil Trans Roy Soc Lond*, **A221**, 163-198.
- Hasegawa, T., Shioya, T. and Okada, T., 1985.** Size Effect on Splitting Tensile Strength of Concrete, *Proceedings of the 7th Japan Concrete Institute Conference*, Tokyo, Japan, June 1985, 309-312.
- Hillerborg, A., Modeer, M. and Petersson, P.E., 1976.** Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements, *Cement and Concret Research*, **6**, 773-782.
- Huang, J. and Li, V.L., 1989.** A meso-mechanical model of the tensile behaviour of concrete Part II: Modelling of post-peak tension softening behaviour, *Composites*, **20**, 370-378.

- Irwin, G.R.**, 1957. Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Transversing a Plate, *Journal of Applied Mechanics*, **24**, 361-364.
- Issa, M.A. and Hammad, A.M.**, 1993. Fractal Characterization of Fracture Surfaces in Mortar, *Cement and Concrete Research*, **23**, 7-12.
- Jeng, Y.S. and Shah, S.P.**, 1985. Two Parameter Fracture Model For Concrete, *Journal Engineering Mechanics*, **4**, 1227-1241.
- Kachanov, M.**, 1986. Interaction of a Crack With Some Microcrack Systems, *Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete*, Amsterdam, p. 3-10, Edited by F.H. Wittmann, Elsevier Science.
- Kaplan M.E.**, 1961. Crack Propagation and Fracture of Concrete, *Journal of American Concrete Institute*, **58**, 591-610.
- Karihaloo, B.L.**, 1995. Fracture Mechanics and Structural Concrete, Addison Wesley Longman, UK.
- Karihaloo, B.L., Fu, D. and Huang, X.**, 1991. Modelling of tension softening in quasi-brittle materials by an array of circular holes with edge cracks, *Mechanics of Materials*, **11**, 123-134.
- Kızılaslan, M.**, 1997. Çentikli Beton Kirişlerde Mod I durumunda Kırılma Parametrelerinin Belirlenmesi, *Yüksek Lisans Tezi*, İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- Lange-Kornbak, D. and Karihaloo, B.L.**, 1996. Design of Concrete mixes for minimum brittleness, *Advanced Cement Based Materials*, **3**, 124-132.
- Lange-Kornbak, D. and Karihaloo, B.L.**, 1999. Role of microstructural parameters in the properties of plain concrete, *Concrete Science and Engineering*, RILEM, **1**, 238-252.
- Mandelbrot, B.B.**, 1983. The Fractal Geometry of Nature, Freeman, New York
- Mandelbrot, B.B., Passoja, D.E. and Paullay, A.**, 1984. Fractal character of fracture surfaces of metals, *Nature*, **308**, 721-722.
- Mehta, P.K. and Monteiro, P.J.M.**, 1993. Concrete, 2nd edition, pp. 36-41, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, NJ 07632.

- Mindess, S.**, 1991. The Fracture Process Zone in Concrete, Toughening Mechanisms in Quasi-Brittle Materials, The Netherlands, p.271-286, Edited by Shah, S.P., Kluwer Academic Publisher, Dordrecht.
- Mindess, S. and Diamond, S.**, 1982. The Cracking and Fracture of Mortar, *Materials and Structures*, **15**, 107-113.
- Nallathambi, P. ve Karihaloo, B.L.**, 1986. Determination of Specimen-size Independent Fracture Toughness of Plain Concrete, *Magazine of Concrete Research*, **38**, 67-76.
- Öncel, A.O.**, 1996. Fraktal Analiz ile Türkiyedeki Doğrultu Atımlı Fayların Yapısal ve Sismolojik Özelliklerinin Belirlenmesi, *Doktora Tezi*, İ.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- Peitgen, H.O. and Saupe, D.**, 1988. The Science of Fractal Images, Springer-Verlag, New York.
- Refai, M. and Swartz, S.E.**, 1987. Fracture Behavior of Concrete Beams in Three-Point Bending Considering the Influence of Size Effects, Report No. 190, Engineering Experimental Station, Kansas State University, 214 pp.
- RILEM 50-FMC**, 1985. Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Three-Point Bend Tests on Notched Beams, *Materials and Structures*, **18**, 285-290.
- RILEM 89-FMT**, 1990. Size Effect Method for Determining Fracture Energy and Process Zone Size of Concrete, *Materials and Structures*, **23**, 461-465.
- RILEM 89-FMT**, 1990. Determination of Fracture Parameters (K_{Ic}^s and $CTOD_c$) of Plain Concrete Using Three-Point Bend Tests, *Materials and Structures*, **23**, 459-460.
- Sarısu, F.**, 1996. Agregat Hacim Konsantrasyonunun Betonun Mekanik Özelliklerine Etkisi, *Yüksek Lisans Tezi*, İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- Shah, S.P. and McGarry F.J.**, 1971. Griffith Fracture Criterion and Concrete, *Journal of Engineering Mechanics Division*, **97**, 1663-1676.

- Shah, S.P. and Ouyang, C., 1992.** Measurement and Modeling of Fracture Processes in Concrete, *Materials Science of Concrete*, Ohio, **3**, p. 243-270, Edited by Scalny, J., The American Ceramic Society, Westerville.
- Shah, SP., and Taşdemir, M.A., 1994.** Role of Fracture Mechanics in Concrete Technology, *Advances in Concrete Technology*, p. 161-202, Ed. V.M.Malhotra, CANMET, Second Edition,.
- Şengül, Ö., Taşdemir, C., Taşdemir, M.A., Hacıkamiloğlu, M., Özbek, E. and Altay, B., 2000.** Effect of aggregate type on mechanical properties of normal and high strength concretes, *Second International Symposium on Cement and Concrete Technology in 2000s*, Istanbul, September 6-10, p. 40-49.
- Tada, H., Paris, P.C. and Irwin, G.R., 1985.** The Stress Analysis of Cracks Handbook, 2nd Ed., Paris Productions, St. Louis, U.S.A.
- Tang, T., 1994.** Effects of Load-Distributed Width on Split Tension of Unnotched and Notched Cylindrical Specimens, *Journal of Testing and Evaluation*, **22**, 401-409.
- Tang, T., Shah, S.P. and Ouyang, C., 1992.** Fracture Mechanics and Size Effect of Concrete in Tension, *Journal of Structural Engineering*, **118**, 3169-3185.
- Tang, T., Ouyang, C. and Shah, S.P., 1996.** A Simple Method for Determining Material Fracture Parameters from Peak Loads, *ACI Materials Journal*, **93**, 147-157.
- Tang. T., Sungchul, Y. and Zollinger, D.G., 1999.** Determination of Fracture Energy and Process Zone Length Using Variable-Notch One-Size Specimens, *ACI Materials Journal*, **96**, 3-10.
- Taşdemir, C., Taşdemir M.A., Mills, N., Barr, B.I.G. and Lydon, F.D., 1999.** Combined effects of silica fume aggregate type and size on post-peak response of concrete in bending, *ACI materials Journal*, **96**, 74-83.
- Taşdemir, M.A. and Karihaloo, B.L., 2001.** Effect of Type and Volume Fraction of Aggregate on the Fracture Properties of Concrete, *Framcos 4*, Paris, p. 123-129.

- Taşdemir, M.A. ve Yıldırım H.**, 1995. Çentikli Beton Disk Numunede Karma Modlu Çatlak Yayılması, *IX. Ulusal Mekanik Kongresi*, Ürgüp, Nevşehir, 4-9 Eylül, s. 684-693.
- Walsh, P.F.**, 1972. Fracture of Plain Concrete, *Indian Concrete Journal*, **46**, 469-470.
- Walsh, P.F.**, 1976. Crack Initiation in Plain Concrete, *Magazine of Concrete research*, **28**, 37-41.
- Yang, S., Tang, T., Zollinger, D.G. and Gurjar, A.**, 1997. Splitting Tension Tests to Determine Concrete Fracture Parameters by Peak-Load Method, *Advance Cement Based Materials*, **5**, 18-28.
- Yarema, S.Y. ve Krestin, G.S.**, 1966. Determination of the modulus of cohesion of brittle materials by compressive tests on disc specimens containing cracks, *Fiziko-Khimicheskaya Mekhanika Materialov*, **2**, 10-14.

ÖZGEÇMİŞ

Ömer Fatih ESER, 1970 yılında Eskişehir’de doğdu. İlk ve orta öğrenimini Eskişehir’de tamamladıktan sonra 1988 yılında Anadolu Üniversitesi Müh.- Mim. Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü’ne girdi. Buradan 1992 yılında mezun olduktan sonra aynı yıl Anadolu Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsünde Yüksek Lisans eğitime başladı ve Şubat 1993’de de aynı üniversiteye Araştırma Görevlisi olarak girdi. 1995 yılında Yüksek Lisans derecesi aldıktan sonra aynı yıl İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü Yapı Mühendisliği Bölümünde doktora eğitime başladı. 1998-1999 yılları arasında yedek subay olarak askerlik hizmetini tamamladı. Halen Osmangazi Üniversitesi Müh.- Mim. Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümünde Araştırma Görevlisi olarak çalışmaktadır.

T.C. YÜKSEKÖĞRETİM KURULU
DOKÜMANTASYON MERKEZİ