

**T.C.
FIRAT ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**KESİKLİ GRANÜLOMETRİYE SAHİP BETONLARIN LİNEER OLMAYAN KIRILMA
MEKANİĞİ PRENSİPLERİYLE İNCELENMESİ**

DOKTORA TEZİ

Senem YILMAZ ÇETİN

(082115202)

Anabilim Dalı: İnşaat Mühendisliği

Programı: Yapı

Danışman: Prof. Dr. Ragıp İNCE

Tezin Enstitüye Verildiği Tarih: 15.10.2015

2015

**KESİKLİ GRANÜLOMETRİYE SAHİP BETONLARIN LİNEER OLMAYAN
KIRILMA MEKANİĞİ PRENSİPLERİYLE İNCELENMESİ**

Senem YILMAZ ÇETİN

**Doktora Tezi
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı
Danışman: Prof. Dr. Ragıp İNCE
2015**

**T.C.
FIRAT ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**KESİKLİ GRANÜLOMETRİYE SAHİP BETONLARIN LİNEER OLMAYAN
KIRILMA MEKANİĞİ PRENSİPLERİYLE İNCELENMESİ**

DOKTORA TEZİ

Senem YILMAZ ÇETİN

(082115202)

Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : 15.10.2015
Tezin Savunulduğu Tarih : 20.11.2015

Tez Danışmanı	: Prof. Dr. Ragıp İNCE
Jüri Üyesi	: Prof.Dr. Zülfü Çınar ULUCAN
Jüri Üyesi	: Prof.Dr. Özgür DEĞERTEKİN
Jüri Üyesi	: Prof. Ali Sayıl ERDOĞAN
Jüri Üyesi	: Doç.Dr.Erdinç ARICI

KASIM-2015

ÖNSÖZ

Bu doktora tez çalışmasında kıymetli zamanını ve bilgilerini esirgemeyen, çalışmalarında yol gösteren, her türlü katkıyı sağlayan Tez Danışmanım Sayın Prof. Dr. Ragıp İNCE'ye sonsuz teşekkür eder, saygılar sunarım.

Çalışmam süresince laboratuvar ile ilgili her konuda bana yardımcı olan Sayın Seyfettin ÇİÇEK'e teşekkür ederim.

Aynı zamanda deneysel çalışmalarım sırasında yardımlarını esirgemeyen ve her konuda desteklerini gördüğüm Fırat Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümünden Arş. Gör. Mesut GÖR'e teşekkür ederim.

Tez çalışmalarım sırasında gösterdiği ilgi ve destekten dolayı Dicle Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dekanı Sayın Prof. Dr. Mehmet Sedat HAYALİOĞLU ve İnşaat Mühendisliği Bölümü öğretim üyeleri Sayın Doç. Dr. Halil GÖRGÜN, Sayın Prof. Dr. Sadık Özgür DEĞERTEKİN, Sayın Yrd. Doç. Dr. Mehmet Emin ÖNCÜ ve Sayın Arş. Gör. Dr. Burak YÖN başta olmak üzere bölümümüzün tüm Öğretim Üye ve Elemanlarına teşekkür ederim.

Doktora çalışmalarım süresince destekleri ile yanımda olan anneme, babama, eşim Alpay ÇETİN'e teşekkür ederim.

Bu tez çalışması, çocuklarım Zeynep Irmak ve Çağan Adar'a itaf olunur...

Senem YILMAZ ÇETİN

Elazığ/2015

İÇİNDEKİLER

Sayfa No

ÖNSÖZ	I
İÇİNDEKİLER.....	II
ÖZET	IV
SUMMARY	V
ŞEKİLLER LİSTESİ	VI
TABLolar LİSTESİ	XIV
SEMBOLLER LİSTESİ	XVI
KISALTMALAR.....	XVIII
1. GİRİŞ.....	1
2. AGREGA ve GRANÜLOMETRİ EĞRİLERİ	4
3. SERTLEŞMİŞ BETONUN ÖZELLİKLERİ.....	10
3.1. Betonun Basınç Dayanımı	10
3.2. Betonun Çekme Dayanımı.....	11
3.2.1. Direk Çekme Deneyi	12
3.2.2. Yarmada Çekme Deneyi.....	13
3.2.3. Eğilme Deneyi	16
3.3. Betonun (Kesme) Kayma Dayanımı.....	17
4. KIRILMA MEKANİĞİ	18
4.1. Kırılma Mekanizmasının Tarihsel Gelişimi.....	18
4.2. Lineer Elastik ve Elasto-plastik Kırılma Mekanizması	21
4.3. Betonun Lineer Olmayan Kırılma Mekanizması	27
4.4. Beton Yapılarda Boyut Etkisi Kanunu	29
4.5. Betonun Lineer Olmayan Kırılma Mekanizması Modelleri	34
4.5.1. Fiktif Çatlak Modeli	35
4.5.2. Çatlak Bant Modeli.....	36
4.5.3. İki Parametrelili Model	36
4.5.3.1. Komplians Metot	37
4.5.3.2. Pik Yük Metodu.....	38
4.5.4. Efektif Çatlak Modeli	41

4.5.5.	Boyut Etkisi Modeli.....	42
4.5.6.	Çift-K Model	46
4.5.6.1.	Ağırlık fonksiyonları yöntemiyle K_{lc}^{ini} parametresinin hesabı	50
4.5.7.	Çift-G Model	52
5.	MATERYAL VE METOT.....	55
5.1.	Karışım Oranları	56
5.2.	Çentiksiz Küp Numune Deneyleri.....	59
5.3.	Çentikli Küp Numune Deneyleri	67
5.4.	Çentikli Kiriş Numune Deneyleri.....	70
6.	BULGULAR.....	76
6.1.	Çentiksiz Numune Deney Sonuçları.....	76
6.1.1.	Çentiksiz Numune Deneylerinde Boyut Etkisi Modeli	81
6.1.1.1.	Kenar Kırım Analizleri	81
6.1.1.2.	Diyagonal Kırım Analizleri	86
6.1.2.	Çentiksiz Numune Deneylerinde Kesikli ve Sürekli Granülometrilili Karışımların Boyut Etkisi Kanununa Göre Araştırılması.....	89
6.1.2.1.	Kenar Kırım Analizleri	92
6.1.2.2.	Diyagonal Kırım Analizleri	96
6.1.3.	Çentiksiz Numune Deneylerinde Çok-Fraktallı Boyut Etkisi Kanunu.....	98
6.1.3.1.	Kenar Kırım Analizleri	99
6.1.3.2.	Diyagonal Kırım Analizleri	103
6.2.	Çentikli Küp Numune Deney Sonuçları	105
6.2.1.	Çentikli Küp Numune Deneylerinde İki Parametrelili Model Analizi	108
6.2.2.	Çentikli Küp Numune Deneylerinde Çift-K Modeli Analizi	114
6.3.	Çentikli Kiriş Numune Deney Sonuçları	116
6.3.1.	Çentikli Kiriş Numune Deneylerinde Boyut Etkisi Modeli Analizi.....	121
6.3.2.	Çentikli Kiriş Numune Deneylerinde İki Parametrelili Model Analizi.....	126
6.3.3.	Çentikli Kiriş Numune Deneylerinde Çift-K Yöntemi Analizi.....	136
7.	SONUÇLAR.....	137
	KAYNAKLAR.....	140

ÖZET

Yarı gevrek bir malzeme olan beton, çok sayıda çatlak, boşluk ve kusur içerir. Kırılma mekaniği, malzemede oluşan çentik, çatlak ve boşlukların yayılma, büyüme durumlarını ve yapıya verdiği hasarları ele alarak göçme durumlarını inceler. Betonun mekanik davranışı üzerine çalışmalar günden güne artmaktadır. Kırılma mekaniğine göre herhangi bir yapıyı analiz edebilmek için ilk önce malzemenin kırılma parametrelerinin belirlenmesi gerekir. Betonun kırılma parametrelerinin basınç mukavemeti, su/çimento oranı, maksimum agrega çapı ve agrega tipinden etkilendiği bilinmektedir. Yapılan deneysel çalışmalarda, malzeme parametrelerinin farklı kombinasyonları kullanılarak kırılma parametreleri üzerine etkileri incelenmiş ve normal betonlar için bazı formüller önerilmiştir. Bu tez çalışmasında kesikli granülometriye sahip betonların hem taze beton özellikleri hem de sertleşmiş beton özellikleri araştırılmıştır. Çalışmada maksimum agrega çapı 8 ve 16 mm olan kesikli ve sürekli granülometrilili betonlar üretilmiştir. Deneylerde üretilen beton numuneler çentiksiz ve çentikli olarak gruplandırılmıştır. Çentiksiz küp numunelerde yarmada-çekme deneyi sonucu elde edilen kırılma yükleri ve mukavemeti değerleri Bazant'ın Boyut Etkisi Kanunu ve Carpinteri'nin Çok Fraktallı Boyut Etkisi Kanunu yaklaşımlarına göre analizi yapılmıştır. Çentikli beton küp ve kiriş numuneler, betonun kırılma mekaniğinde popüler üç model olan İki Parametrelili Model, Boyut Etkisi Modeli ve Çift-K Modeline göre kırılma parametreleri belirlenmiştir. Sonuç olarak, sürekli ve kesikli granülometrilili betonların kırılma parametreleri ile onun bileşenleri arasında istatistik tabanlı ilişkiler belirlenmiştir. Ayrıca kesikli granülometriye sahip betonların sürekli granülometriye sahip betonlara nazaran kırılma mekaniği açısından daha sünek davrandığı sonucuna varılmıştır.

Anahtar kelimeler: Boyut etkisi modeli, Boyut etkisi kanunu, Çift-K modeli, Çok-fraktallı boyut etkisi kanunu, İki parametrelili model, Kırılma mekaniği.

ABSTRACT

Investigation of Gap-graded Concrete by Nonlinear Fracture Mechanics Principles

The concrete, as a quasi-brittle material, includes many cracks, and flaws. The Fracture Mechanics examine the failure conditions of materials by considering the structural damages and by analyzing the spread and growth conditions of notches, cracks and flaws developed on the body. Recently, the studies on mechanical behavior of cementitious materials have been increased. To analyse a cement-based material structure according to fracture mechanics, its fracture parameters are needed to be determined at first. The experimental studies revealed that the fracture parameters of concrete are particularly influenced by four material parameters: compressive strength, maximum aggregate size, water-cement ratio, and aggregate type. During the comprehensive experimental studies, the different combinations of the material parameters were used to investigate their effect on the fracture parameters; moreover, some formulas were suggested for normal concretes. In this study, it was not only focused on the improvement and the production of normal concrete properties, also hardened concrete properties of the gap-graded concrete. In addition, the gap-graded and continuously-graded concretes with 8 and 16 mm of maximum aggregate size were produced. The produced concrete specimens were classified as notched and un-notched. The fracture loads of the cubes obtained by split-tension tests were investigated according to the Bazant's Size Effect Law and the Carpinteri's Multi-fractal Size Effect Law approaches. On the other hand, the notched cubes and beams were analyzed according to the three most popular fracture mechanics model in concrete fracture: the Two-Parameter Model, the Size -Effect Model and the Double-K Model. Consequently, some statistical relationships between the concrete components and the fracture parameters of the concretes with continuously-graded and gap-graded were determined. In addition, it was concluded that the concrete with gap-graded is more ductile than the concrete with continuously-graded according to the concrete fracture mechanics.

Keywords: Double-K model, Fracture mechanics, Multi-fractal size effect law, Size effect law, Size effect model, Two-parameter model.

ŞEKİLLER LİSTESİ

Sayfa No

Şekil 2.1.	$d_{max}=8$ mm için ideal granülometri	6
Şekil 2.2.	$d_{max}=16$ mm için ideal granülometri	6
Şekil 2.3.	$d_{max}= 31.5$ mm için ideal granülometri	7
Şekil 2.4.	$d_{max}= 63$ mm için ideal granülometri	7
Şekil 2.5.	Agrega gradasyon tipleri	8
Şekil 2.6.	Granülometri tane dağılımı	9
Şekil 2.7.	a) Abrams formülü b) Abrams–Neville ilişkisi (Bolomey formülü).....	9
Şekil 3.1.	a) Küp beton numunelere basınç yükü uygulaması b) silindir beton numunelere basınç yükü uygulaması	11
Şekil 3.2.	Beton numuneye doğrudan çekme yükü uygulanabilmesine dair başlık düzenekleri	13
Şekil 3.3.	a) Silindir numuneler için yükleme biçimi b) gerilme dağılımları.....	14
Şekil 3.4.	a) kenar küp yarma deneyi b) diyagonal küp yarma deneyi	14
Şekil 3.5.	Beton çekme dayanımı belirlemek için kiriş eğilme deneyi	16
Şekil 4.1.	a) Malzemede çatlak yayılması b) Çentikli bir malzemede mikroçatlak dağılımı.....	21
Şekil 4.2.	a) Elastik plak b) Gerilme akış çizgi yönleri c) Plak içinde çentik durumunda elastik gevrek malzeme plağında akış çizgileri ve gerilme yığılmaları	22
Şekil 4.3.	Çekmeye maruz kalmış bir numunede çatlak ucunda ve çentik ucunda oluşan gerilme yığılmaları	22
Şekil 4.4.	a) Sünek bir malzemede çatlak ucunda meydana gelen gerilme durumu b) Yarı gevrek bir malzemede çatlak ucunda meydana gelen gerilme durumu	24
Şekil 4.5.	Kırılma modları	25
Şekil 4.6.	Farklı malzeme sınıfları için kırılma süreci bölgeleri	27
Şekil 4.7.	Betonda tokluk artışına neden olan mekanizmalar	28
Şekil 4.8.	Betonda boyut etkisinin logaritmik ölçekte gösterimi	30
Şekil 4.9.	Silindir yarma deneyi detayları	31

Şekil 4.10.	Bazant’ın boyut etkisi ile Kim’in Boyut etkisi kanunun karşılaştırması	32
Şekil 4.11.	Carpinteri’nin çok-fraktallı boyut etkisi kanunu	34
Şekil 4.12.	Betonda Lineer Olmayan Kırılma Mekanîği Modelleri	35
Şekil 4.13.	İki parametrelili modelde kırılma parametreleri tayini a) çentikli üç noktalı eğilme numunesi b) tipik bir P-CMOD eğrisi	37
Şekil 4.14.	Diğer kırılma numuneleri a) Çentikli silindir yarma b) Boşluklu silindir yarma c)Eksantrik yüklü çentikli prizma d) Kenar küp yarma e) Diyagonal küp yarma	38
Şekil 4.15.	Efektif çatlak modeli	41
Şekil 4.16.	Boyut etkisi metoduna göre önerilen numune geometrisi.....	42
Şekil 4.17.	Çift K modelde kırılma parametreleri tayini a) Çentikli üç noktalı eğilme numunesi b) tipik bir CMOD diyagramı c) K_{Ic}^S nin hesap şekli d) iki-lineer doğrudan oluşan gerilme- çatlak açılımı kanunu	49
Şekil 4.18.	a) üç noktalı eğilme kirişi deneyi b) kompakt-çekme deneyi	53
Şekil 5.1.	Hazırlanan beton karışımın kalıplara yerleştirdikten sonraki görünümü	59
Şekil 5.2.	Duralitlerin yarma deneyleri için numunelere sabitlenmesi a) kenar yarma b) diyagonal yarma c) silindir yarma.....	60
Şekil 5.3.	Dijital makineye yerleştirilmiş numuneler a) düz yarma b) diyagonal yarma c) silindir yarma.....	61
Şekil 5.4.	Kenar yarma deneyine ait numunelerin kırılma şekilleri ve detayları	62
Şekil 5.5.	Kenar yarma boyut etkisi deneyinde kırılmış numuneler	63
Şekil 5.6.	Kenar yarma boyut etkisi deneyinde d=200 mm’lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları	63
Şekil 5.7.	Kenar yarma boyut etkisi deneyinde d=100 mm’lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları	64
Şekil 5.8.	Kenar yarma deneyinde d=50 mm’lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları	64
Şekil 5.9.	Silindir yarma deneyinde numunelerin kırılma şekilleri ve detayları	65
Şekil 5.10.	Diyagonal yarma deneyine ait numunelerin kırılma şekilleri ve detayları	65
Şekil 5.11.	Diyagonal yarma boyut etkisi deneyinde kırılmış numuneler	66
Şekil 5.12.	Diyagonal yarma boyut etkisi deneyinde d=200 mm’lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları	66

Şekil 5.13.	Diyagonal yarma boyut etkisi deneyinde $d=100$ mm'lik ve $d=50$ mm'lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları	67
Şekil 5.14.	Çentikli küp kenar yarma deneyinde kalıpların beton dökümden önceki görünümü	68
Şekil 5.15.	Çentikli küp kenar yarma deneyinde kalıpların beton dökümden sonraki görünümü	68
Şekil 5.16.	Kenar yarmaya göre hazırlanmış numunelerin test cihazına yerleştirilmesi..	69
Şekil 5.17.	Çentikli küp kenar yarma deneyinde $d=150$ mm'lik küplerin kırımdan sonraki görünümü	69
Şekil 5.18.	Çentikli küp kenar yarma deneyinde $d=150$ mm'lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları	70
Şekil 5.19.	a) $50 \times 100 \times 300$ mm ³ 'lük kiriş kalıpları b) $50 \times 50 \times 150$ mm ³ ve $50 \times 200 \times 600$ mm ³ 'lük kiriş kalıpları	71
Şekil 5.20.	Beton dökümü sonrası kirişlerin kalıpların görünümü.....	71
Şekil 5.21.	$50 \times 200 \times 600$ mm ³ 'lük kiriş numunesinin deney düzeneği	72
Şekil 5.22.	$50 \times 100 \times 300$ mm ³ 'lük kiriş numunesinin deney düzeneği	72
Şekil 5.23.	$50 \times 50 \times 150$ mm ³ 'lük kiriş numunesinin deney düzeneği	73
Şekil 5.24.	$50 \times 200 \times 600$ mm ³ 'lük kiriş numunelerinin kırım sonrası görünümü	73
Şekil 5.25.	$50 \times 100 \times 300$ mm ³ 'lük kiriş numunelerinin kırım sonrası görünümü	74
Şekil 5.26.	$50 \times 50 \times 150$ mm ³ 'lük kiriş numunelerinin kırım sonrası görünümü	74
Şekil 5.27.	$100 \times 100 \times 100$ mm ³ 'lük küp basınç numunelerinin kırım sonrası görünümü .	75
Şekil 5.28.	$150 \times 150 \times 150$ mm ³ 'lük küp yarma numunelerinin kırım sonrası görünümü .	75
Şekil 6.1.	$d_{max}=8$ mm kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için doğrusal analiz grafiği	82
Şekil 6.2.	$d_{max}=8$ mm kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu	82
Şekil 6.3.	$d_{max}=8$ mm kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.16$ için doğrusal analiz grafiği	83
Şekil 6.4.	$d_{max}=8$ mm kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.16$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu	83
Şekil 6.5.	$d_{max}=16$ mm kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için doğrusal analiz grafiği	84

Şekil 6.6.	$d_{max} = 16$ kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu	84
Şekil 6.7.	$d_{max} = 16$ kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.16$ için doğrusal analiz grafiği	85
Şekil 6.8.	$d_{max} = 16$ kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.16$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu	85
Şekil 6.9.	$d_{max} = 8$ kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için doğrusal analiz grafiği	86
Şekil 6.10.	$d_{max} = 8$ kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu	86
Şekil 6.11.	$d_{max} = 16$ kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için doğrusal analiz grafiği	87
Şekil 6.12.	$d_{max} = 16$ kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu	87
Şekil 6.13.	Kesikli ve sürekli granülometrilili karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'ye göre doğrusal analiz grafikleri	92
Şekil 6.14.	Kesikli ve sürekli granülometrilili karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'ye göre $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu	92
Şekil 6.15.	Kesikli ve sürekli granülometrilili karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'ye göre doğrusal analiz grafikleri	93
Şekil 6.16.	Kesikli ve sürekli granülometrilili karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'ye göre $\beta = t/d = 0.16$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu	93
Şekil 6.17.	Kesikli granülometri ve sürekli granülometrilili karışımların $d_{max} = 8$ mm'ye göre doğrusal analiz grafikleri	94
Şekil 6.18.	Kesikli ve sürekli granülometrilili karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16$ mm'ye göre $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu	94
Şekil 6.19.	Kesikli granülometri ve sürekli granülometrilili karışımların $d_{max} = 16$ mm'ye göre doğrusal analiz grafikleri	95

Şekil 6.20.	Kesikli ve sürekli granülometrilili karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16$ mm'ye göre $\beta = t/d = 0.16$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu	95
Şekil 6.21.	Kesikli ve sürekli granülometrilili karışımların diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'ye göre doğrusal analiz grafikleri	96
Şekil 6.22.	Kesikli ve sürekli granülometrilili karışımların diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'ye göre $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu.....	96
Şekil 6.23.	Kesikli ve sürekli granülometrilili karışımların diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16$ mm'ye göre doğrusal analiz grafikleri	97
Şekil 6.24.	Kesikli ve sürekli granülometrilili karışımların diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16$ mm'ye göre $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu.....	97
Şekil 6.25.	Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği.....	99
Şekil 6.26.	Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu.....	99
Şekil 6.27.	Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'nin $\beta = t/d = 0.16$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği .	100
Şekil 6.28.	Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'nin $\beta = t/d = 0.16$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu.....	100
Şekil 6.29.	Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16$ mm'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği	101
Şekil 6.30.	Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16$ mm'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu..	101
Şekil 6.31.	Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16$ mm'nin $\beta = t/d = 0.16$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği	102
Şekil 6.32.	Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16$ mm'nin $\beta = t/d = 0.16$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu	102

Şekil 6.33.	Kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği	103
Şekil 6.34.	Kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8$ mm'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu	103
Şekil 6.35.	Kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16$ mm'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği	104
Şekil 6.36.	Kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16$ mm'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu	104
Şekil 6.37.	$d_{max} = 8$ mm kesikli granülometrilili betonun İPM analizine göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ ilişkisi.....	109
Şekil 6.38.	$d_{max} = 8$ mm kesikli granülometrilili betonun İPM analizine göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ ilişkisi	109
Şekil 6.39.	$d_{max} = 16$ mm kesikli granülometrilili betonun İPM analizine göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ ilişkisi.....	110
Şekil 6.40.	$d_{max} = 16$ mm kesikli granülometrilili betonun İPM analizine göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ ilişkisi.....	110
Şekil 6.41.	$d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili betonun İPM analizine göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ ilişkisi.....	111
Şekil 6.42.	$d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili betonun İPM analizine göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ ilişkisi	111
Şekil 6.43.	$d_{max} = 16$ mm sürekli granülometrilili betonun İPM analizine göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ ilişkisi.....	112
Şekil 6.44.	$d_{max} = 16$ mm sürekli granülometrilili betonun İPM analizine göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ ilişkisi.....	112
Şekil 6.45.	$\alpha_0 = 0.2$ sabit, $d_{max} = 8$ mm kesikli granülometrilili serinin $Y = (1/\sigma_N^2) - X = d'$ ye göre düzenlenmiş lineer grafiği.....	121
Şekil 6.46.	Farklı α_0 değerleri için, $d_{max} = 8$ mm kesikli granülometrilili serinin $Y = (c_n/\sigma_{Nc})^2/g' - X = (g/g')d'$ ye göre düzenlenmiş lineer grafiği	121

Şekil 6.47.	$\alpha_0=0.2$ sabit, $d_{max} = 16$ mm kesikli granülometrilili serinin $Y=(1/\sigma_N^2) - X=d'$ ye göre düzenlenmiş lineer grafiği.....	122
Şekil 6.48.	Farklı α_0 değerleri için, $d_{max} = 16$ mm kesikli granülometrilili serinin $Y=(c_n/\sigma N_c)^2/g' - X=(g/g')d'$ ye göre düzenlenmiş lineer grafiği	122
Şekil 6.49.	$\alpha_0=0.2$ sabit, $d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili serinin $Y=(1/\sigma_N^2) - X=d'$ ye göre düzenlenmiş lineer grafiği.....	123
Şekil 6.50.	Farklı α_0 değerleri için, $d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili serinin $Y=(c_n/\sigma N_c)^2/g' - X=(g/g')d'$ ye göre düzenlenmiş lineer grafiği	123
Şekil 6.51.	$\alpha_0=0.2$ sabit, $d_{max} = 16$ mm sürekli granülometrilili serinin $Y=(1/\sigma_N^2) - X=d'$ ye göre düzenlenmiş lineer grafiği.....	124
Şekil 6.52.	Farklı α_0 değerleri için, $d_{max} = 16$ mm sürekli granülometrilili serinin $Y=(c_n/\sigma N_c)^2/g' - X=(g/g')d'$ ye göre düzenlenmiş lineer grafiği	124
Şekil 6.53.	$d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili farklı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi	127
Şekil 6.54.	$d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili farklı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi.....	127
Şekil 6.55.	$d_{max} = 16$ mm sürekli granülometrilili farklı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi	128
Şekil 6.56.	$d_{max} = 16$ mm sürekli granülometrilili farklı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi.....	128
Şekil 6.57.	$d_{max} = 8$ mm kesikli granülometrilili farklı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi	129
Şekil 6.58.	$d_{max} = 8$ mm kesikli granülometrilili farklı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi.....	129
Şekil 6.59.	$d_{max} = 16$ mm kesikli granülometrilili farklı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi.....	130
Şekil 6.60.	$d_{max} = 16$ mm kesikli granülometrilili farklı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi.....	130
Şekil 6.61.	$d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi	131
Şekil 6.62.	$d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi.....	131

Şekil 6.63.	$d_{max} = 16$ mm sürekli granülometrilili aynı boyuttaki İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi	132
Şekil 6.64.	$d_{max} = 16$ mm sürekli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi.....	132
Şekil 6.65.	$d_{max} = 8$ mm kesikli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi	133
Şekil 6.66.	$d_{max} = 8$ mm kesikli granülometrilili granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi	133
Şekil 6.67.	$d_{max} = 16$ mm kesikli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi	134
Şekil 6.68.	$d_{max} = 16$ mm kesikli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi.....	134

TABLOLAR LİSTESİ

	<u>Sayfa No</u>
Tablo 4.1. Kiriş numunelerinde M_1 , M_2 ve M_3 fonksiyonları için sabitler m_{ij} ($j=0-7$)	51
Tablo 4.2. Küp numunelerinde M_1 , M_2 ve M_3 fonksiyonları için sabitler m_{ij} ($j=0-7$) ...	52
Tablo 5.1. $d_{max}= 8$ mm için 55 dm^3 'lük kesikli granülometrilili beton karışım hesabı.	56
Tablo 5.2. $d_{max}= 16$ mm için 55 dm^3 'lük kesikli granülometrilili beton karışım hesabı	57
Tablo 5.3. $d_{max}= 8$ mm için 55 dm^3 lük sürekli granülometrilili beton karışım hesabı	58
Tablo 5.4. $d_{max}= 16$ mm için 55 dm^3 lük sürekli granülometrilili beton karışım hesabı	58
Tablo 5.5. Küplerin boyutlarına göre hazırlanmış duralit boyutları	61
Tablo 6.1. $d_{max}= 8$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları.....	78
Tablo 6.2. $d_{max}= 8$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.16$ için kenar kırım deney sonuçları.....	78
Tablo 6.3. $d_{max}= 8$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için diyagonal kırım deney sonuçları.....	79
Tablo 6.4. $d_{max}= 16$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları.....	79
Tablo 6.5. $d_{max}= 16$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.16$ için kenar kırım deney sonuçları.....	80
Tablo 6.6. $d_{max}= 16$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için diyagonal kırım deney sonuçları.....	80
Tablo 6.7. Kesikli granülometrilili çentiksiz küp numune deneylerinin Bazant'ın boyut etkisi kanuna göre elde edilmiş veriler	88
Tablo 6.8. Kesikli ve sürekli granülometri deneylerinin kenar kırım analizlerinin sonuçları.....	90

Tablo 6.9.	Kesikli ve sürekli granülometri deneylerinin diyagonal kırım analizlerinin sonuçları.....	91
Tablo 6.10.	Önceki çalışmalarda sürekli granülometrilili çentiksiz küp numune deneylerinin Bazant'ın boyut etkisi kanuna göre elde edilmiş datalar.....	91
Tablo 6.11.	Kesikli granülometrilili çentiksiz küp numune deneylerinin Carpinteri'nin boyut etkisi kanuna göre elde edilmiş datalar.....	98
Tablo 6.12.	$d_{max} = 8$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları.....	106
Tablo 6.13.	$d_{max} = 16$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları.....	106
Tablo 6.14.	$d_{max} = 8$ mm'nin sürekli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları.....	107
Tablo 6.15.	$d_{max} = 16$ mm'nin sürekli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları.....	107
Tablo 6.16.	$CTOD_c - K_{Ic}^S$ analiz sonuçları	113
Tablo 6.17.	$K_{Ic}^S - CTOD_c$ analiz sonuçları	113
Tablo 6.18.	Çentikli küp numunelerinin Çift-K modeline göre analiz sonuçları.....	115
Tablo 6.19.	$d_{max} = 8$ mm kesikli granülometrilili serinin deney sonuçları.....	117
Tablo 6.20.	$d_{max} = 16$ mm kesikli granülometrilili serinin deney sonuçları.....	118
Tablo 6.21.	$d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili serinin deney sonuçları	119
Tablo 6.22.	$d_{max} = 16$ mm sürekli granülometrilili serinin deney sonuçları	120
Tablo 6.23.	Sabit relatif çentikli kırıslara ait sabitler ve kırılma parametreleri sonuçları	125
Tablo 6.24.	Tüm numunelerin kullanıldığı hesap sonuçları.....	125
Tablo 6.25.	$CTOD_c - K_{Ic}^S$ ilişkisinden elde edilen farklı boyuttaki kırısların kırılma parametreleri.....	135
Tablo 6.26.	$K_{Ic}^S - CTOD_c$ ilişkisinden elde edilen farklı boyuttaki kırısların kırılma parametreleri.....	135
Tablo 6.27.	$CTOD_c - K_{Ic}^S$ ilişkisinden elde edilen aynı boyuttaki kırısların kırılma parametreleri.....	135
Tablo 6.28.	$K_{Ic}^S - CTOD_c$ ilişkisinden elde edilen aynı boyuttaki kırısların kırılma parametreleri.....	135
Tablo 6.29	Çentikli kırısların Çift-K modeline göre analiz sonuçları.....	137

SEMBOLLER

A	: Numunenin kesit alanı [mm^2]
A	: regresyon doğrusunun eğimi
a_o	: başlangıçtaki çentik uzunluğu [mm]
a	: çatlak uzunluğu [mm]
a_c	: pik yükteki kritik çatlak uzunluğu [mm]
a_e	: efektif çatlak uzunluğu [mm]
α	: ampirik bir sabit
B	: kesit genişliği [mm]
B	: ampirik bir sabit
β	: Yük taşıyan şeritlerin rölatif genişliği ve gevreklik sayısı
C	: regresyon doğrusunun sabiti
C_i	: başlangıç kompliansı değeri [mm/N]
C_u	: maksimum yükteki komplians değeri [mm/N]
c_f	: sonsuz boyutlu numune için kırılma süreci bölgesi uzunluğu [mm]
D	: Silindir numunenin çapı [mm]
d	: numune boyutu veya karakteristik boyut [mm]
d_0	: ampirik sabit [mm]
d_{max}	: maksimum agrega çapı [mm]
E	: Elastisite Modülü [MPa]
E_c	: Betonun elastisite modülü [MPa]
E_t	: betonun yumuşama bölgesindeki elastisite modülü [MPa]
f_c	: betonun silindir basınç mukavemeti [MPa]
f_{cc}	: betonun küp basınç mukavemeti [MPa]
f_{ck}	: Betonun karakteristik basınç dayanımı [MPa]
f_{ctk}	: Betonun karakteristik çekme dayanımı [MPa]

f_{sp}	Küp yarma mukavemeti [MPa]
f_t	: betonun çekme dayanımı [MPa]
f_1, f_2, f_3	: numunenin geometrisi ve yüklemesine bağlı fonksiyonlar
G_F	: betonun kırılma enerjisi [N/m]
G_c	: kritik enerji salıverme oranı [N/m]
G_{Ic}^{ini}	: başlangıç kritik enerji salıverme oranı [N/m]
G_{Ic}^{un}	: kritik enerji salıverme oranı [N/m]
G_{Ic}^c	: kohezif enerji salıverme oranı [N/m]
γ	: Yüzey enerjisi yoğunluğu [Nm/m ²]
h_b	: çatlak bant genişliği [mm]
l_{ch}	: karakteristik uzunluk [mm]
K	: gerilme şiddet çarpanı [MPa√m]
K_c	: kritik gerilme şiddet çarpanı [MPa√m]
K_{Ic}	: Açılma modu kırılma tokluğu [MPa√m]
K_{IIc}	: Kayma modu kırılma tokluğu [MPa√m]
K_{IIIc}	: Yırtılma modu kırılma tokluğu [MPa√m]
K_{Ic}^c	: kohezif gerilme şiddet çarpanı [MPa√m]
K_{Ic}^s	: iki parametrelili kırılma modeli için kritik gerilme şiddet çarpanı [MPa√m]
K_{Ic}^{ini}	: çift-K modelinde başlangıç gerilme şiddet çarpanı [MPa√m]
K_{Ic}^{un}	: çift-K modelinde kritik gerilme şiddet çarpanı [MPa√m]
L	: Numunenin boyu [mm]
P	: yük [N, kN]
P_c	: Numunenin kırılmasına yol açan maksimum yük miktarı [N, kN]
R^2	: belirlilik katsayısı
σ	: nominal gerilme [MPa]
σ_{max}	: max gerilme [MPa]
σ_0	: başlangıç gerilmesi [MPa]
σ_s	: kohezif gerilme [MPa]
τ	: kayma gerilmesi [MPa]
Q	: gevreklik indeksi [mm]
r_p	: akma ile göçen malzemelerde kırılma süreci bölgesi uzunluğu [mm]

- S : kirişlerin yükleme açıklığı [mm]
 W : yük sehim eğrisi altında kalan alan[Nmm]

KISALTMALAR

- ASTM** : American Society for Testing Materials (Amerikan Malzeme Test Kurumu)
ACI : American Concrete Institute (Amerikan Beton Enstitüsü)
BEM : Boyut Etkisi Modeli
BEK : Boyut Etkisi Kanunu
ÇBM : Çatlak Bant Modeli
CTOD : Çatlak Ucu Açılımı Deplasmanı
CTODc : Kritik Çatlak Ucu Açılım Deplasmanı
CMOD : Çatlak Ağız Açılımı Deplasmanı
ÇFBEK : Çoklu Fraktallı Boyut Etkisi Kanunu
DBEK : Değiştirilmiş Boyut Etkisi Kanunu
EÇM : Efektif Çatlak Modeli
FÇM : Fiktif Çatlak Modeli
İPM : İki Parametrelili Model
KSB : Kırılma Süreci Bölgesi
LEKM : Lineer Elastik Kırılma Mekanikliği
RILEM : Avrupa Laboratuvar Birliği
TS : Türk Standartları

1. GİRİŞ

Yapı mühendisliğinde yaygın biçimde kullanılan bir malzeme olan beton 1870’li yıllardaki ilk kullanımından sonra zaman içinde tüm dünyada yapı alanında önemli bir yer tutmuştur. Sağlam ve ekonomik oluşu, çevresel etkilere karşı direnci, kolay şekil verebilme ve temin edilebilme özellikleri ile dünyada en çok kullanılan taşıyıcı yapı malzemesidir. Günümüzde yapı teknolojisinin ilerlemesiyle birlikte daha güvenli yapılar yapılmaya başlanmıştır. İnsanoğlunun büyük yapılar yapmaya ihtiyaç duyduğu bu devirde yapıların daha ekonomik ve güvenli olması, büyük miktarlarda kullanılmasından dolayı betonun davranışının çok iyi bilinmesi beton teknolojisi ve bu teknolojinin etkilediği birçok alan açısından önemlidir [Erdoğan, 2003]. Beton kıvamının deneylerle belirlenmesi ve elde edilen sonuçların ilgili standartlarca uygunluğunun kontrol edilmesi gerekir. Beton karışımı hazırlanırken agrega tanelerinin değişik boyutlarda olması, belli bir hacim içerisinde yer alan agrega tanelerinin arasında boşluk olmasına yol açmaktadır. Bu nedenle beton üretilirken boşluk oluşumuna izin vermemek için agrega tanelerinin, su ve çimentonun doğru ayarlanması gerekir [Topçu, 2006].

Yarı gevrek bir malzeme olan beton çok sayıda homojen olmayan çatlak, kusur ve düzensizlik içerir. Beton bir yapıda göçme, en büyük yük sonrası oluşan yumuşama bölgesi ve betonu kırılmaya götüren ani çatlağın gelişmesi ile oluşur. Bu yüzden betonun mekanik davranışını çok iyi bilinmesi gerekmektedir. Betonun mekanik davranışı üzerine çalışmalar günden güne artmaktadır. Barajlar, nükleer reaktör yapıları, yüksek katlı yapı ve savunma sanayi yapılarında betonun kullanılması bu alanda kusur ve çatlakların önemini arttırmıştır [Shah ve Taşdemir, 1994].

İnsanlık var olduğu günden beri malzemedeki kırılma davranışı; tasarım hataları, malzeme hataları, beklenmeyen yükler gibi nedenlerden dolayı yaşamı olumsuz etkilenmiştir. Bu hataların temeline inildiğine malzeme özellikleri ve davranışlarının olduğu görülmektedir. Teorik olarak hesaplanan dayanım, pratikte elde edilememektedir. Malzeme yakından tanınarak meydana gelen hasarın neden ve nasıl oluştuğu incelenmeli ve tekrarlanmaması için önlemler alınmalıdır. Ayrıca hayat kalitesini arttırmak, güvenli, refah ve ekonomik yapılar elde etmek için bilgi ve tecrübeler birleştirilerek malzeme özelliklerini çok iyi bilinmelidir.

Mühendislik malzemelerinde çok küçük boyutlarda bile olsa çatlaklar mevcut olup bu çatlakların büyüyüp gelişmesi ile gerilme altında kırılma olayı oluşur. Malzemenin yapısında var olan çentik, çatlak, boşluk ve gerilme yığılmalarını arttıran kusurlar kırılma mekaniğinin ilgi alanına girer [Yayla, 2007]. Çatlakların gelişimi enerji gerektirdiğinden kırılma mekaniği prensipleri kullanılarak yapıda oluşan tüm göçme bölgeleri ve yüzeylerindeki çatlakların yayılmasını dikkate alınarak gerçekçi bir analiz elde edilebilir. Kırılma mekaniği bu kusurlar sonucu oluşan hasarları inceleyerek tasarımların malzemeye göre yapılmasının önemini ve mühendislik bakımından önemli bir yere sahip olduğunu gösterir. Bu alandaki gelişmeler; meydana gelecek olası tehlikelerin bir kısmının engellenebilmesine yardımcı olmakla birlikte, kırılma mekaniğinin kullanılması beton ve betonarme yapı tasarımlarında güvenlik açısından ve uygun malzeme seçimi ile maliyeti düşürücü yönde önemli yararlar sağlayacaktır.

Bu tez çalışmasında çentikli ve çentiksiz beton numuneler üzerinde yapılan deney sonuçlarına göre kırılma parametreleri bulunmuştur. Bu deneyler yarmada-çekme, eğilme ve basınç deneyleridir. Çalışmada TS 802 [1985]'ye uygun beton karışımları hesaplanarak kesikli ve sürekli granülometrilili betonlar üretilmiştir. Beton karışımları hazırlanırken maksimum agrega çapı 8 mm ve 16 mm seçilmiştir. Bütün numunelerin üretiminde aynı tip çimento kullanılmıştır. Su/çimento oranı 0.60'da sabit tutulmuştur. Sertleşmiş beton özellikleri 28 gün üzerinden belirlenmiştir. Hazırlanan karışımlardan 150x150x150 mm³, 200x200x200 mm³, 100x100x100 mm³, 50x50x50 mm³'lük küp numuneler, 150x300 mm'lik silindir numuneler ve 50x50x150 mm³, 50x100x300 mm³ ve 50x200x600 mm³'lük kiriş numuneler üretilmiştir. Çentikli üretilen beton kiriş numunelerde çentik boyutunun yüksekliğe oranı olan relatif çentik boyutları ($\alpha = a_0/d$) 0.2, 0.4 ve 0.55 olarak seçilmiştir. Burada a_0 çentik genişliği ve d numune kalınlığıdır. Çentiksiz küp numune deneyi için toplam 6 seri üretilmiştir. Çentiksiz küp numunelere yarmada-çekme deneyi uygulanarak Bazant'ın Boyut Etkisi Kanunu (BEK) [Bazant, 1984] ve Carpinteri'nin Çok Fraktallı Boyut Etkisi Kanunu (ÇFBK) [Carpinteri, 1994] yaklaşımları incelenmiştir. Çentikli beton küp numuneler için 4 seri ve çentikli beton kiriş numune deneyleri içinde 4 seri hazırlanmıştır. Çentikli hazırlanan numunelerde Değişken-Çentikli Tek-Boyutlu [Tang vd., 1996, Tang vd., 1999] numuneler kullanılarak İki Parametrelili Model (İPM) [Jenq ve Shah, 1985a], Boyut Etkisi Modeli (BEM) [Bazant ve Kazemi, 1990] ve Çift-K Modeli [Xu ve Reinhardt, 1999a, 1999b, 1999c] yaklaşımlarına göre kırılma parametreleri belirlenmiştir. Çentikli küp numunelerde yarmada-çekme deneyi ve kiriş numunelerde üç

noktalı eğilme deneyi sonucu elde edilen kırılma yükleri ve mukavemet değerleri de dikkate alınarak kırılma parametreleri; kritik gerilme şiddet faktörü (K_{IC}^S), kritik çatlak ucu açılım deplasmanı ($CTOD_C$), betonun kırılma enerjisi (G_f), kırılma süreci bölgesi uzunluğu (c_f), gevreklik indeksleri (Q), kohezif gerilme şiddet çarpanları (K_{IC}^c) ve başlangıç gerilme şiddet çarpanları (K_{IC}^{ini}) hesaplanmıştır.

Sunulan tez çalışmasında, beton teknolojisinde yaygın olarak kullanılan sürekli granülometriye sahip betonlar ile zorunlu durumlarda kullanılabilen kesikli gradasyona sahip betonların kırılma parametreleri karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak kesikli granülometriye sahip betonların sürekli granülometriyle üretilen betonlara göre daha sünek davrandığı tespit edilmiştir.

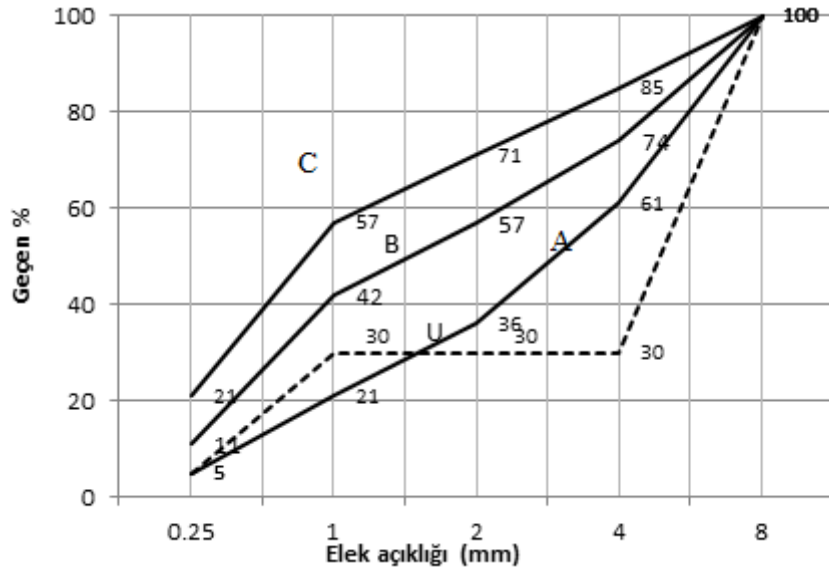
2. AGREGA ve GRANÜLOMETRİ EĞRİLERİ

Çimentonun beton karışımı içindeki en pahalı bileşen olması işlenebilirlik, dayanım ve kalıcılık özelliklerinin sağlanması için karışımdaki çimento miktarı gereksiniminin en aza indirilmesi gerekmektedir. Bu nedenle, karışımda kullanılacak agrega granülometrisi bir başka deyişle tane boyutu dağılımı, işlenebilir bir beton için gerekli olan çimento miktarı ihtiyacının belirlenmesi açısından önemli bir karakteristiktir. Agregalar betonun yaklaşık olarak hacminin % 75'ini oluşturmaktadır. Agregaların nitelik ve nicelikleri, betonun kalitesini ve ekonomisini büyük ölçüde etkilemektedir. Betonda agrega kullanılması betonun aşınmaya ve yüklere karşı dayanımını arttırmaktadır. Görevi harç ve beton gibi malzemelerde ucuz, sağlam, dolgu maddesi vazifesi görmek ve çimento gibi bağlayıcı madde tarafından yapıştırılmak suretiyle boşluksuz ve istenilen boyut ve şekilde kütle teşkil etmektir. Agrega tane boyutlarına göre ince (nehir kumu, kırmakum gibi) ve iri (çakıl, kırmataş gibi) agregalar olarak ikiye ayrılmaktadır. Betonda kullanılan agrega TS 706 EN 12620 [2003]'a uygun olmalıdır. Ekonomik bir malzeme olduğu için agraganın betondaki kullanım miktarı arttıkça maliyet düşürmektedir. Kullanım amacı, inşaat yöntemi ve çevresel şartlar dikkate alınarak seçilmelidir. Agregalarda aranan en önemli özellikler şunlardır:

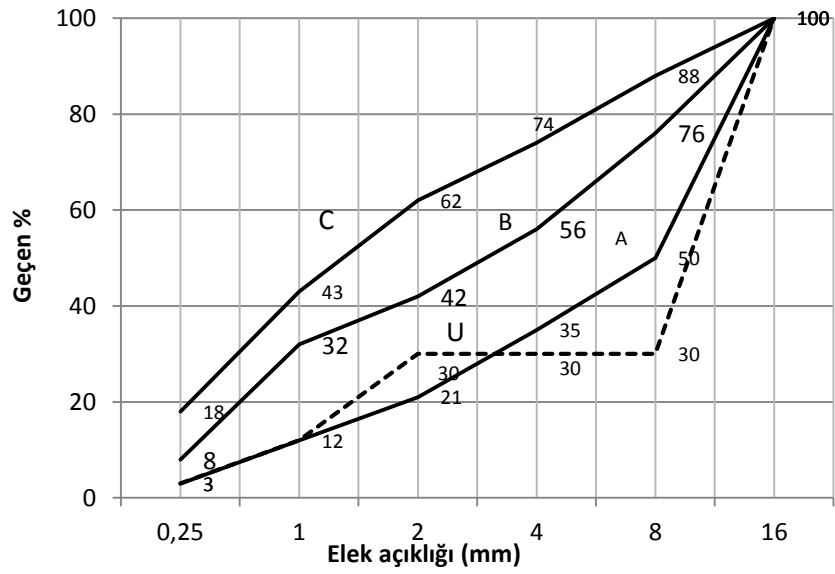
- Temiz, sert, sağlam ve boşluksuz olmalı,
- Zayıf taneler içermemeleri (organik madde, humus, deniz kabuğu, odun, kömür gibi),
- Basınç dayanımı, aderans, donatı dayanıklılık, su emme, özgül ağırlık aşınma gibi özellikleri iyi olmalı,
- Agregaların şekil ve yüzey dokusu iyi olmalıdır, yassı ve uzun taneler işlenebilirliği azalttığı için mümkün olduğunca yuvarlak olmalı,
- Çimento bileşenleriyle zararlı bileşikler meydana getirmemeli ve donatının korozyona karşı korunmasını tehlikeye düşürmemelidir.

Agrega tanelerinin hepsi aynı boyutta olması mümkün değildir. Aynı agreganın numunesinde belli büyüklükteki taneler daima belli miktarda bulunur. Granülometri deneyleri agreganın yığını içerisindeki tanelerin büyüklüklerine göre gösterdikleri tane dağılım oranlarını belirler. Agreganın tane büyüklüğü dağılımını belirlemek için TS EN 933-1 [2012] ve TS EN 933-10 [2010] standartlarına göre deneyler yapılır. Taze betonun karıştırılması, taşınması, yerine yerleştirilmesi ve sıkıştırılması işlemleri boyunca, iri ve ince tanelerin segregasyonuna neden olmayarak, istenilen işlenebilirliğin ve yoğunluğun elde edilmesini sağlayacak olan agreganın tane boyutu dağılımları için granülometri eğrileri kullanılmaktadır. Agreganın tane dağılımları TS 802 [1985] şartnamesine göre $d_{max}=8$ mm, $d_{max}=16$ mm, $d_{max}=31.5$ mm ve $d_{max}=63$ mm için ideal granülometri eğrileri aralığı Şekil 2.1-2.4’de verilmiştir. Agreganın tane dağılımları ayarlanmasında, çimento kumun boşluklarını, kum ise çakılın boşluklarını dolduracak şekilde olmalıdır. Agreganın tane boyutları dayanımı dolaylı yoldan etkilerken işlenebilirlik üzerinde de etkili olur. Agreganın içindeki tanelerin büyüklüklerine göre kısımlara nasıl dağıldığı, her kısımda ne kadar malzeme bulunduğu çeşitli eleklerden elenerek deneysel olarak belirlenir. Gradasyon betonun işlenebilirliğini ve karışım oranlarını önemli derecede etkiler. Ayrıca sertleşmiş betonun dayanım, durabilite, birim ağırlık, büzülme gibi önemli özellikleri ve maliyeti üzerinde etkilidir.

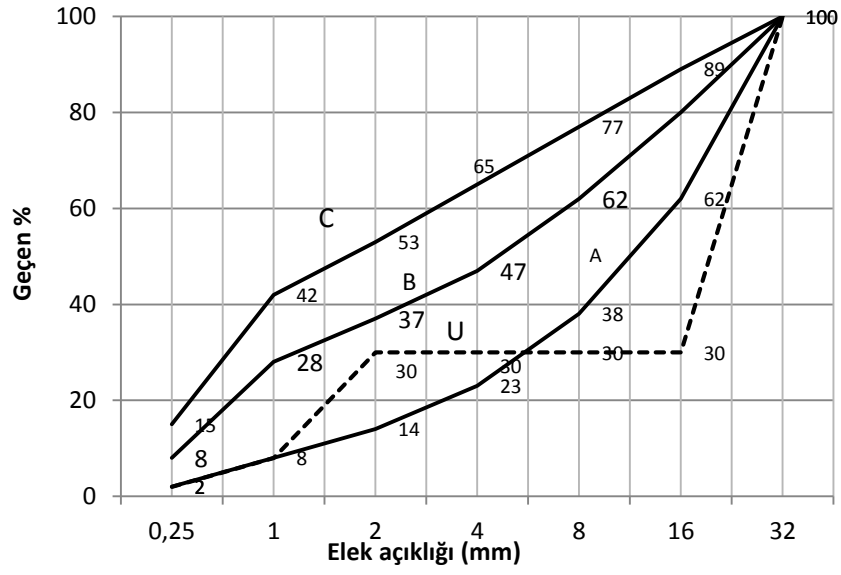
Şekil 2.1-2.4’deki grafiklerde eşit aralıklı yatay eksen elek boyutları, agreganın yüzdeleri normal ölçekli dikey eksen üzerinde gösterilir. Karışımın uygun gradasyona sahip olup olmadığını hemen görmek için bu grafiklerdeki uygun bölgeye düşüp düşmediğine bakılır. Betonda kullanılacak agreganın tane dağılım oranları şekillerdeki A ve B eğrileri içerisinde yer aldığı takdirde, agreganın gradasyonu çok iyi ve B ve C eğrileri arasında yer aldığı takdirde kullanılabilir olarak tanımlanır. U eğrisi kesikli granülometrinin alt sınırını ifade etmektedir.



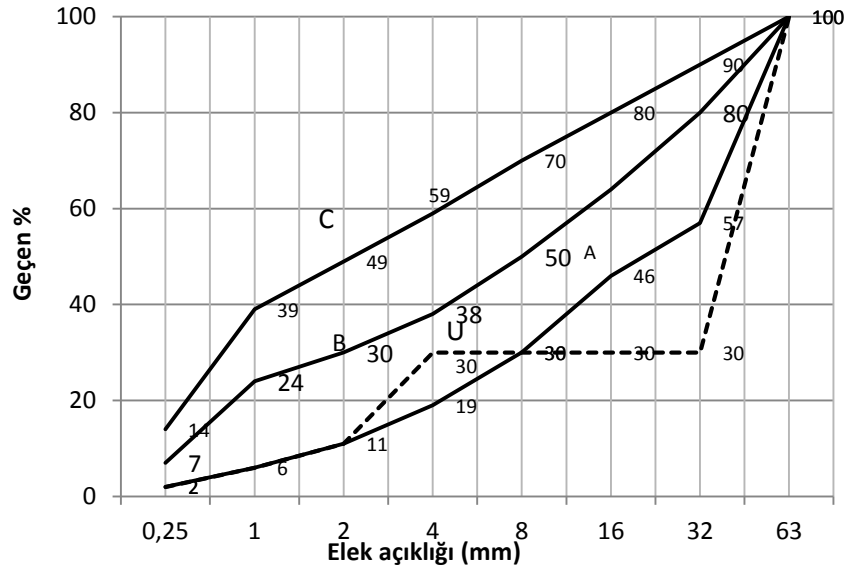
Şekil 2.1. $d_{max}=8$ mm için ideal granülometri eğrileri [TS 802, 1985]



Şekil 2.2. $d_{max}=16$ mm için ideal granülometri eğrileri [TS 802, 1985]

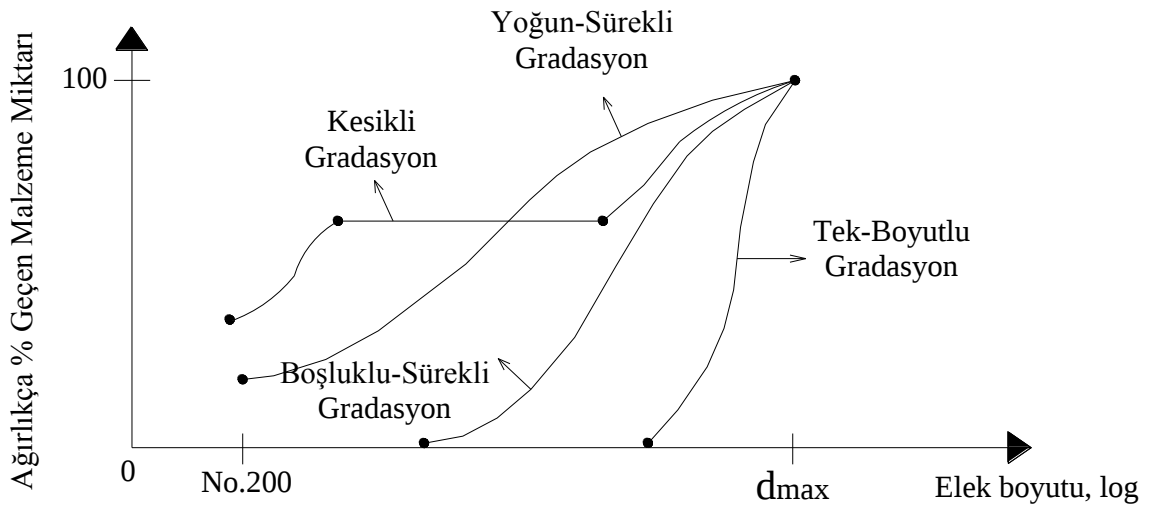


Şekil 2.3. $d_{max} = 31.5$ mm için ideal granülometri eğrileri [TS 802, 1985]

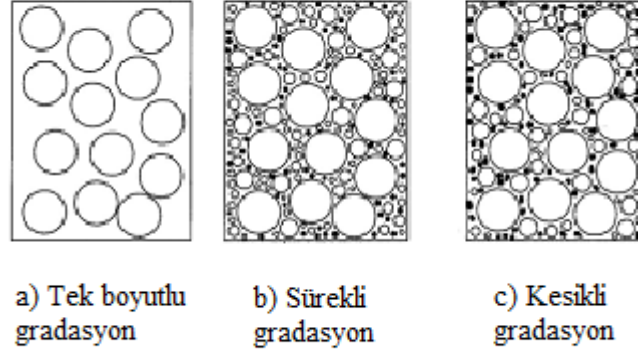


Şekil 2.4. $d_{max} = 63$ mm için ideal granülometri eğrileri [TS 802, 1985]

Şekil 2.5’de yoğun-sürekli gradasyonda elek analizi, sürekli eğri gösterir ve boşluk oranı azdır. Boşluklu gradasyonda boşluk oranı oldukça yüksektir, ince malzeme azdır. Drenaj, filtreleme gibi işlemlerde kullanır. Düşük standartlı yolların temel tabakasında kullanılabilir. Ancak trafik yükleri altında zamanla sıkışma beklenmelidir. Tek boyutlu gradasyonda tüm agrega aynı boyuttadır, düşük standartlı sathi kaplama ve koruyucu-örtü tabakası gibi yol yapımlarında kullanılır. Kesikli granülometrilili gradasyonda orta büyüklükte agrega yoktur. Dünyada bazı projelerde kütle betonunda kesikli granülometri kullanılabilir. Bu granülometride bir ya da daha fazla elekte kalan malzeme miktarının % 0 olması anlamına gelmektedir. Yol inşaatında genellikle kullanılmaz [Tunç, 2001]. Kesikli granülometri ile hazırlanan sertleşmiş beton deney sonuçlarında mekanik davranışlar daha iyi iken, taze beton deney sonuçlarında ise sürekli granülometri betonun segregasyona karşı daha dirençli olduğu görülmüştür [Gülşahin ve Akkaya, 2006]. Şekil 2.6’da granülometri tane büyüklüklerine göre dağılımları gösterilmiştir. Agrega taneleri arasında boşluk oranı arttıkça agrega yüzeyini saracak çimento artar.

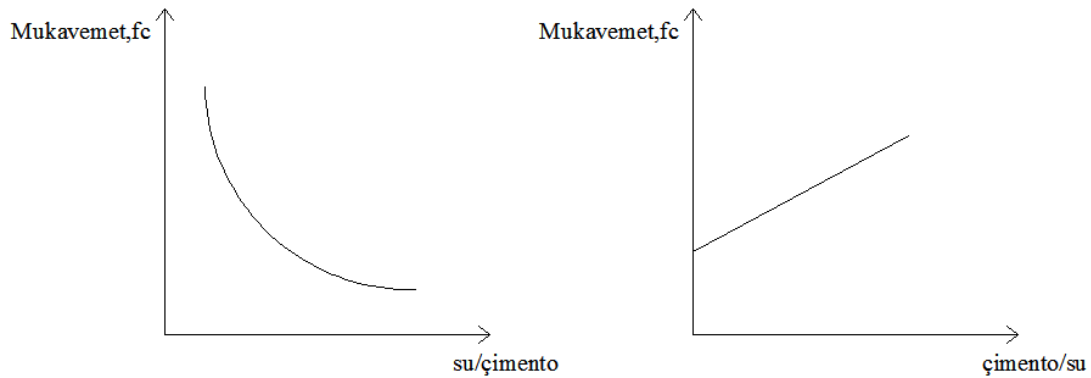


Şekil 2.5. Agrega gradasyon tipleri [Tunç, 2001]



Şekil 2.6. Granülometri tane dağılımı

Kuru haldeki çimento ve agregayı, işlenebilir bir duruma getirmek ve kimyasal reaksiyon oluşturarak sertleşmiş dayanıklı bir beton sağlamak, suyun kullanımının ne kadar önemli olduğunu göstermiştir. TS EN 206 [2014]'ya göre, betonda kullanılacak çimento TS EN 197-1 [2012]'e ve karma suyu TS EN 1008 [2003]'e uygun olmalıdır. Betonda kullanılan su miktarı optimum değerden fazla olursa basınç dayanımı azalır fakat su/çimento oranı azaldıkça dayanım artar (Şekil 2.7). Ayrıca bu oranın gereğinden fazla düşük olması istenilen şekilde yerleşmesini engellemektedir. Yeni nesil kimyasal akışkanlaştırıcılar sayesinde su/çimento oranı azaltılmakta bununla birlikte taze betonun akışkanlaştırıcılığı artmaktadır.



Şekil 2.7. a) Abrams formülü b) Abrams –Neville ilişkisi (Bolomey formülü) [Neville, 1995 ve Abrams, 1918]

3. SERTLEŞMİŞ BETONUN ÖZELLİKLERİ

Çimento hamuru başlangıçta plastik özellik göstermektedir. Bu nedenle istenilen kalıba yerleştirilip istenilen şekil verilebilir. Çimento hamuru zamanla sertleşme özelliği gösterir ve dayanım kazanarak sertleşmiş betona dönüşür. Sertleşmiş betondan istenilen özellikler dayanım, büzülme, sünme, su emme, geçirimsizlik özellikleri ve dayanıklılıktır (durabilite). Beton dayanımı basınç, çekme ve kesme mukavemeti şeklinde sıralanır.

3.1. Betonun Basınç Dayanımı

Betonun basınç dayanımı, eksenel basınç yükü altındaki betonun kırılmamak için gösterdiği direnme yeteneği (eksenel basınç yükü etkisiyle betonda oluşan maksimum gerilme) olarak adlandırılır [Bayülke, 2001]. Betonun mekanik dayanımları arasında (basınç, çekme, kesme, eğilme vb.) en önemlisi ve en büyük değere sahip olanı basınç dayanımıdır. Basınç dayanımını su/çimento oranı, su miktarı, çimento miktarı (dozaj), kür ortamı, numune geometrisi, yükleme hızı, taşıma ve yerleştirme koşullarından etkilenir. Yerinde beton basınç tayini için numuneler TS EN 12504-1[2011]'e göre alınır. TS EN 12390-3 [2010]'e göre teste tabi tutulur ve TS EN 13791 [2010]'e değerlendirilir. Standartlarca belirlenen kalıplara dökülen taze beton 28 gün uygun kür şartlarında bekletildikten sonra çıkarılarak Şekil 3.1'deki gibi basınç yükü altında kırılır. Basınç dayanımı Denklem 3.1'den hesaplanır.

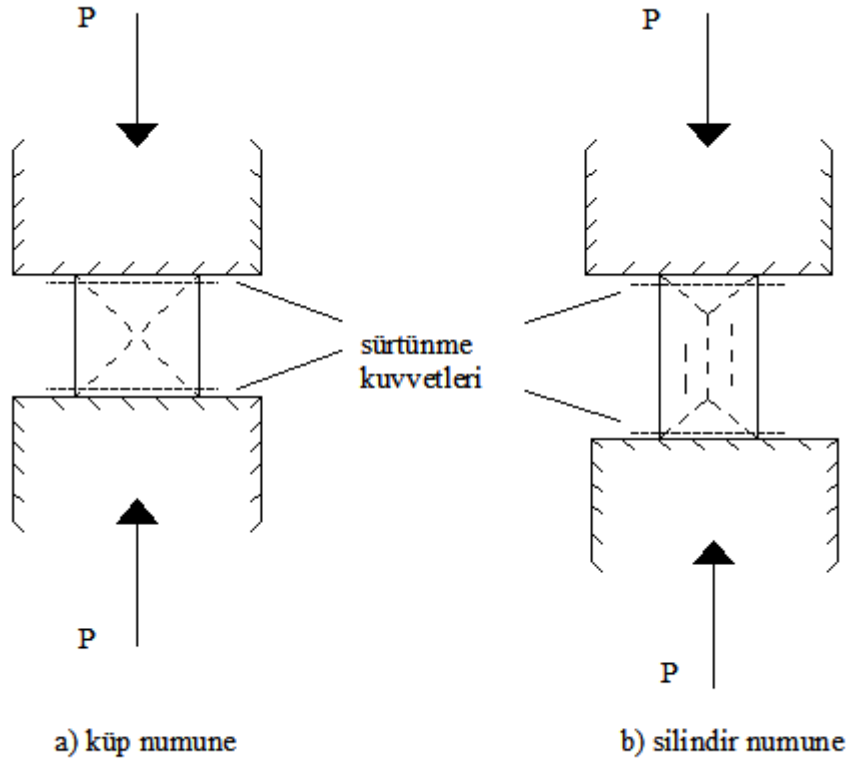
$$f_c = \frac{P}{A} \quad (3.1)$$

Burada;

f_c : Basınç dayanımı (maksimum basınç gerilmesi),

P : Numunenin kırılmasına yol açan maksimum yük miktarı,

A : Numunenin kesit alanıdır.



Şekil 3.1. a) K p beton numunelere basınc yükü uygulaması b) silindir beton numunelere basınc yükü uygulaması[Ersoy ve Özcebe, 2005]

3.2. Betonun  ekme Dayanımı

Beton yapı elemanları boyutlandırılırken uygulamada, sadece betonun basınç mukavemetine bakılmaz. Bazı yapı elemanlarında, betonun çekme veya eğilme gibi mukavemet değerleri önemli olabilir. Betonun  ekme dayanımının bilinmesi, çatlakların ve yapıyla ilgili analizlerin yapılabilmesi bakımından büyük önem taşımaktadır. Betonda  ekme dayanımının belirlenmesi basınç dayanımına göre daha zordur. Çekme dayanımı basınç dayanımına göre daha düşük olup basınç dayanımının yaklaşık % 10'u kadardır. Çekme dayanımı, betonda çekme etkisi yaratacak kuvvetlerin  ekil değiştirmelere ve kırılmaya karşı gösterdiği dirençtir. Genellikle yapıdaki betona doğrudan çekme kuvveti uygulanmamaktadır. Ancak, beton elemanların üzerlerine gelen basınç ve eğilme kuvvetleri betonun içerisinde dolaylı olarak çekme kuvvetlerinin oluşmasına neden olmaktadır. Gevrek bir malzeme olarak bilinen beton çekme kuvvetlerine karşı direnci düşük olduğu için beton içinde çatlaklar ve bu çatlaklarda kırılmalara yol açmaktadır.

Kütle betonlarında, su depolarında, nükleer santrallerde, hava alanlarında, öngerilmeli betonlarda ve yol yapımlarında çatlak oluşmaması için çekme dayanımı büyük bir önem arz etmektedir. TS 500 [2000] betonun çekme dayanımı ile basınç dayanımı arasında Denklem 3.2'deki ilişkinin kurulabileceğini belirtmiştir:

$$f_{ctk} = 0.35\sqrt{f_{ck}} \quad (3.2)$$

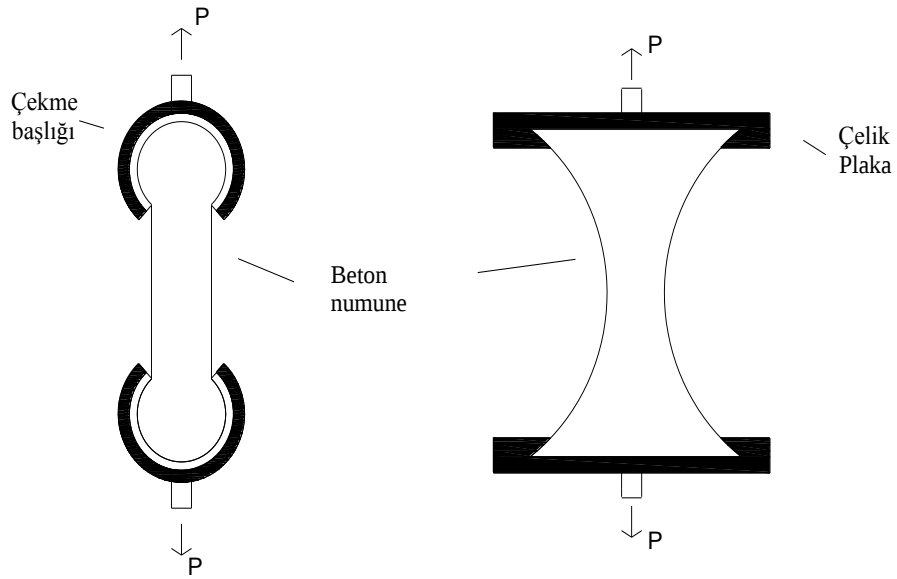
Burada;

f_{ck} : Betonun karakteristik basınç dayanımı,

f_{ctk} : Betonun karakteristik çekme dayanımıdır.

3.2.1. Direk Çekme Deneyi

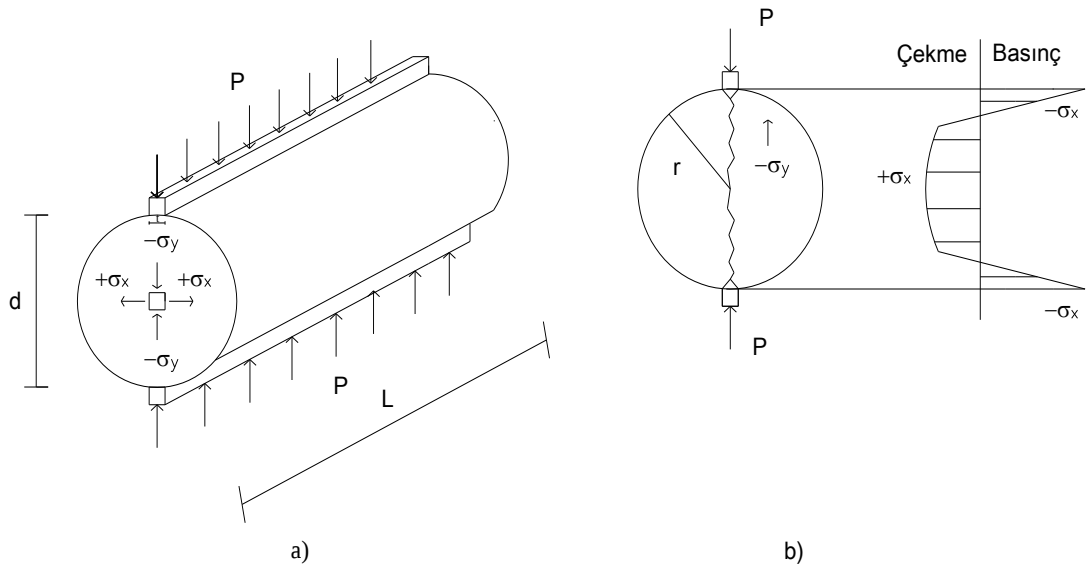
Direk (doğrudan) çekme deneyinde değişik geometriye sahip beton numunelere merkezi çekme kuvveti uygulanır ve çekme dayanımı ölçülür. Basınç deneyinde olduğu gibi direk uygulanmaz. Başlık bölgesinde çekmeden dolayı sorunlar çıkmaktadır. Deney yapılırken yükün deney numunesine uygulandığı sırada burulma momenti tarzı problemler yaşanabilir ve bu nedenle numune gerçek dayanımının altında kırılabilir. Kesitteki en ufak bir zayıflık dayanımı etkiler [Arioğlu vd., 2002]. Başlık düzeni takılmadan beton numuneye doğrudan çekme yükü uygulanamamaktadır. Direk çekme deneyinde malzemenin tüm kesiti çalıştırılır. Bu nedenle Şekil 3.2'de görüldüğü gibi beton numuneye doğrudan çekme yükü uygulanırken numune uçlarına özel olarak hazırlanmış metal başlıklar yapıştırılır. Metal başlıklar numuneye sıkıca bağlanmış olmalı ve bunlara kaynaklanmış olan metal çubukların tamamen dik konumda olması gerekmektedir. Beton numunelerin uçlarındaki metal çubuklar, normal beton çubukların deney makinesinin çeneleri tarafından sıkıca kavranacak tarzda deney makinesine yerleştirilmektedir. Deney makinesi çalıştırıldığında, makinenin çeneleri birbirinden uzaklaşmakta ve böylece çubuklara ve metal başlıklara sıkıca bağlanmış olan beton numuneye doğrudan çekme yükleri uygulanmış olmaktadır. Yük uygulaması, beton numune kırılıncaya kadar devam etmektedir.



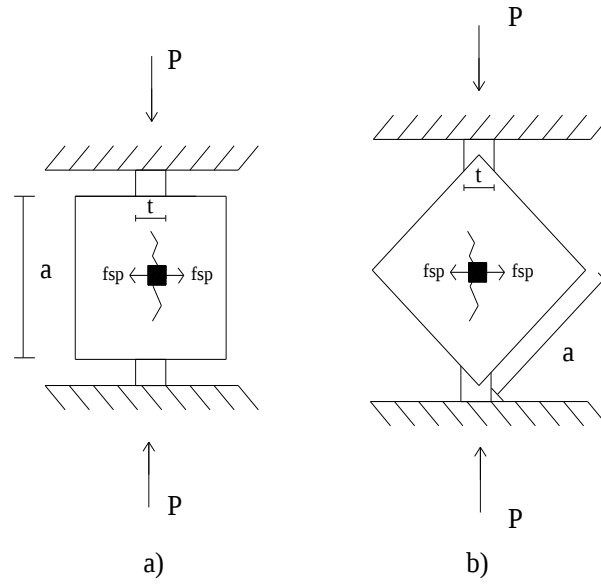
Şekil 3.2. Beton numuneye doğrudan çekme yükü uygulanabilmesine dair başlık düzenekleri [Ersoy, 1985]

3.2.2. Yarmada-Çekme Deneyi

Yarmada-çekme deneyi, Brezilya Standardizasyon Konferansında Carniero ve Barcellos [1953] tarafından önerilmiştir. Bu deney silindir şekilli sertleşmiş beton deney numunelerinin yarmada-çekme dayanımını belirlemek için yapılır. Benzer olarak küp ve prizma şekilli numunelerde, yarmada-çekme mukavemetini belirlemek için kullanılmaktadır. TS EN 12390-6 [2010]'a uygun olarak numuneye çizgisel yük uygulanır. Şekil 3.3 a'da silindir deney numunesinin alt ve üst kısımlarına uzunlukları boyunca genişliği çeşitli standartlara göre değişen levha yerleştirilir. Böylece Şekil 3.4'de şematik olarak gösterildiği gibi yükleme noktaları ezilmez ve birden fazla çatlama önlenir. Numuneye uygulanan çizgisel yük boyunca basınç gerilmelerine dik yönde çekme gerilmeleri oluşur. Şekil 3.3 b'de kesitin alt ve üst taraflarında çok büyük basınç gerilmeleri oluşurken orta bölgede uniform çekme gerilmesi oluşmaktadır. Beton yükün uygulandığı yerde kısılma, orta bölgede yatay ekseninde uzamaya maruz kalmaktadır. Uygulanan yük altında numune yükleme doğrultusuna paralel olarak kırılıncaya kadar devam eder ve kırılma yükü (P) ölçülür.



Şekil 3.3. a) Silindir numuneler için yükleme biçimi b) gerilme dağılımları [Erdoğan, 2003]



Şekil 3.4. a) kenar küp yarma deneyi b) diyagonal küp yarma deneyi

Silindir numunelerin lineer elastik analizlerinde maksimum çekme gerilmesi Denklem 3.3'den hesaplanır [Timoshenko ve Goodier, 1970].

$$\sigma_{max}(\beta = t/d = 0) = \frac{2P}{\pi L d} \quad (3.3)$$

Burada;

P : yük,

L : numune boyu,

d : numune çapı,

β : (t/d) Yük taşıyan şeritlerin relatif genişliğidir. Aynı formül prizmatik numuneler içinde kullanılabilmektedir. Denklem 3.3'deki formül küp numuneler üzerinde aşağıdaki gibi uygulanabilir:

$$f_{ct} = \frac{2P}{\pi a^2} \quad (3.4)$$

Burada a küp boyutudur ve diyagonal küp numuneler içinde aşağıdaki gibi hesaplanabilir:

$$f_{ct} = \frac{0.54P}{\pi a^2} \quad (3.5)$$

Yük taşıyan şeritlerin relatif genişliği (t/d) standartlara bağlı olarak % 0 ile % 25 aralığında olabilir [Rocco vd., 1999; Ince, 2010; Ince 2012a]. Tang [1994] silindir numunelerde maksimum çekme gerilmesi için Denklem 3.6'yı önermiştir:

$$\sigma_{max} = \frac{2P}{\pi b d} (1 - \beta^2)^{3/2} \quad (3.6)$$

Burada b numune genişliğidir. Rocco vd. [2001] prizmatik numuneler için sonlu elemanlar yöntemini kullanarak Denklem 3.7'yi önermiştir:

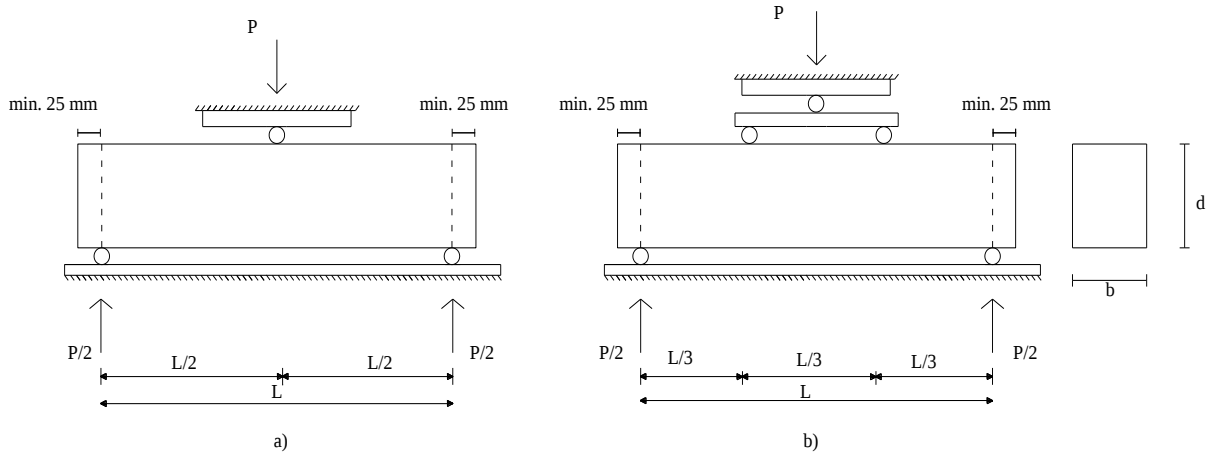
$$\sigma_{max} = \frac{2P}{\pi b d} (1 - \beta^2)^{5/3} - 0.0115 \quad \beta \leq 0.20 \quad (3.7)$$

İnce [2010a] çentiksiz diyagonal küplerde çekme mukavemeti için sınır elamanlar metodu ile Denklem 3.8'i önermiştir.

$$\sigma_{max} = \frac{2P}{\pi b d} \left(\frac{1}{0.931 + 38.931 \beta^{4.778}} \right) \quad \beta \leq 0.25 \quad (3.8)$$

3.2.3. Eğilme Deneyi

Betonun eğilme dayanımını bulmak için Şekil 3.5'de görüldüğü gibi TS EN 12390-5 [2010]'a uygun beton kiriş numuneler hazırlanmaktadır. Kiriş numuneler mesnetlerin orta noktasından üç noktalı eğilme veya mesnetlere L/3 uzaklıktaki iki noktadan dört noktalı eğilme yükü uygulanarak kırılmaya tabi tutulur. Betonun eğilme dayanımının araştırılmasında genellikle kullanılan yükleme yöntemi, yükün mesnetlerden L/3 uzaklıktaki iki noktadan uygulandığı yöntemdir. Bunun nedeni, iki noktadan yükleme durumunda oluşan maksimum momentin kirişin oldukça uzun bir bölümünde (ortadaki L/3 bölgesinde) üniform etki göstermesi ve bu bölümün kesme kuvvetleri etkisinde bulunmuyor olmasıdır.



Şekil 3.5. Beton çekme dayanımı belirlemek için kiriş eğilme deneyleri

Şekil 3.5 a'da orta noktadan yükleme için Denklem 3.9, Şekil 3.5 b'deki L/3 noktalarından yükleme için Denklem 3.10 kullanılır. Burada P uygulanan yük, b numune kalınlığı ve d numune derinliğidir.

$$\sigma_e = \frac{3PL}{2bd^2} \quad (3.9)$$

$$\sigma_e = \frac{PL}{bd^2} \quad (3.10)$$

Eğilme deneylerinde sadece eğilme etkisi incelendiğinden iki noktadan yüklemeli yöntem daha sağlıklı sonuçlar vermektedir. Deney türleri arasında gerçek çekme dayanımını veren doğrudan çekme dayanımı deneyi ideale en yakın olanıdır. Ancak bu tür bir deneyin laboratuvarlarda standart deney olarak uygulanması pratik olmadığından, hazırlanmaları ve yüklenmeleri daha kolay olan eğilme veya silindir/küp yarma deneyi, standart çekme deneyleri olarak kullanılmaktadır.

3.3. Betonun (Kesme) Kayma Dayanımı

Betonarme yapılar çeşitli nedenlerden dolayı önemli kesme gerilmelerine maruz kalır. Önlem alınmadığı takdirde gevrek kırılmalar oluşabilir. Betonun kesme dayanımını belirleme çekme ve basınca göre çok daha zor olduğu bilinmektedir. Eğer kirişler kesme donatısı ve etriye ile donatılmış ise Ritter ve Mörsch tarafından geliştirilen kafes benzetme plastiklik alt sınır teorisi ile kesme dayanımı belirlenebilir [Ersoy ve Özcebe, 2005]. Çok kısa açıklıklı, birbirine yakın mesnetli ve yük uygulanmış kirişler üzerinde kesme mukavemeti belirlenir.

4. KIRILMA MEKANİĞİ

Kırılma mekaniği; malzeme dayanımını, enerji ve dayanım kriterleri ile birleştiren ve çatlağın bütün yapı boyunca ilerlemesini dikkate alan bir davranış teorisidir [Van Mier, 1997]. Beton yapılar, birçok çatlaklarla dolu olup bu çatlaklar zamanla büyüüp ilerleyerek büyük kırıklar oluşmasına ve göçmeye neden olmaktadır. Kırılma mekaniği yapı elemanındaki mevcut çatlağın hangi koşullar altında yayılarak kırılma oluşturacağını saptamaya çalışır. Gerilme altındaki malzemelerde çatlak ve gerilme konsantrasyonunu arttırıcı faktörler olan; imalat öncesindeki malzeme ile ilgili kusurlar, imalat esnasında yükleme, inşaat ve bakım hataları ve imalat sonrasında meydana gelen çevresel koşullardan dolayı oluşan kırılma ve hasarları göz önüne alarak incelemektedir. Başta mühendislik, sağlık sektörü olmak üzere birçok alanda karşımıza çıkmaktadır. Dikkate alınmazsa can ve mal kaybı gibi feci kazalar sebep olabilir.

4.1. Kırılma Mekaniğinin Tarihsel Gelişimi

Gelişen teknoloji ile ortaya çıkan karmaşık yapılar insanoğlunu kırılma olayıyla karşı karşıya getirmektedir. Felaketle sonuçlanan kazalar, sonunda araştırmacıları kırılmayı daha ayrıntılı incelemeye yöneltmiştir. İlk olarak Leonardo da Vinci, demir tellerin mukavemetini ölçmüş ve mukavemetin tel boyu ile ters orantılı olduğunu görmüştür. Ancak deneysel bir çalışmanın yapıldığı şüphelidir. Galileo Galilei, ‘Dialogues Concerning Two New Sciences’ adlı kitabında çekme ve eğilme altında demir çubukların doğru ölçeklendirilmesi kuralları ile ilgili ilk bilgileri vermiştir. Boyut etkisi kırılmada çok önemlidir ve Galileo bu etkinin yapıların boyutlarına sınırlayıcı bir etki yaptığını görmüştür. 1860’lı yıllardan itibaren demirin yapı alanında fazla kullanılmasıyla birlikte kırılma büyük problem olmaya başlamıştır. David Kirkaldy, 1865’de kendi çalışmalarıyla ilgili kapsamlı bir doküman yayınlayarak yeni yapı malzemesi çelik ile ilgili kırılma problemlerini tartışmıştır [Cotterell, 2002]. Coulomb basınç altında malzeme kusurlarını dikkate alınması gerektiğini vurgulayarak kırılma mekaniğine öncülük etmiştir. Beton gibi kırılma malzemelerin normal gerilmenin yanı sıra kesme gerilmesi ile ilgili matematiksel model Mohr-Coulomb teorisi tanımlamıştır [Labuz ve Zang, 2012]. Inglis [1913], sonlu katı bir malzeme üzerinde olan elipsoidal bir boşluğun sınırındaki gerilmelerin elastik

çözümünü elde etmiş, eğer boşluk daralırsa ve bir yarık şeklinde olursa çatlak ucundaki gerilmelerin sonsuz değerine ulaşmakta olduğunu gözlemlemiştir. Griffith [1921], yarık şeklinde çatlaklar üzerinde incelemelerde bulunarak gerilmelerin çatlak ucundaki değerlerinin sonsuza varması yapı göçmesi üzerinde önemli olduğuna ve elastik malzemede göçmenin yükten ve geometriden bağımsız olduğu sonucuna varmıştır. Elips biçimdeki bir boşluğun gerilme analizini camdaki gevrek çatlağın kararsız ilerlemesine uygulamıştır. Çatlak uzunluğunun küçük bir artışından doğan birim şekil değiştirme enerjisi değişimi malzemenin yüzey enerjisinden büyük olduğunda çatlak kararsız hale geldiğini ve kırılma gerçekleştiğini gözlemlemiştir. Irwin [1957], kırılma mekaniğinde yeni bir dönem başlatarak seramik lifler üzerine yapmış olduğu deneylerde gerçek dayanımın kuramsal dayanımdan az olduğu inceleyerek teoriyi metalleri içine alarak genişletmiştir. Çatlak ucu yakınındaki gerilmelerin ve birim şekil değiştirmelerin enerji boşalma hızıyla ilişkili olan gerilme şiddet katsayısı (K_I) ile açıklanacağını göstermiştir. Bazı araştırmacılar 1960’larda çatlak ucunda malzeme akmasını dikkate alan analizler gerçekleştirmiştir. Barenblatt [1959], kırılma süreci bölgesi (KSB) kavramını kullanarak kırılma mekaniğini ilk formüle etmiştir. Elastik-kırılgan malzemeler için atomik çekim kuvvetlerinin olduğu yerde bir çatlakta bir iç bölge olduğunu düşünmüştür. Dugdale [1960], sünek malzemeler için çatlak ucunda mikroskobik plastik modeli geliştirmiştir. Wells [1961], kırılmadan önce önemli ölçüde plastisite meydana geldiği zaman, alternatif bir kırılma kriteri olan çatlak yüzlerin yer değiştirmesi çatlak ucu açılım deplasmanı ($CTOD$) parametresini önermiştir. Rice [1968], çatlak etrafında rastgele seçilen bir yol üzerinde şekil değiştirme enerjisi yoğunluğu ifade edilen teorik olarak kırılma esnasında açığa çıkan enerji olarak ifade edilen J integrali yaklaşımını geliştirmiştir.

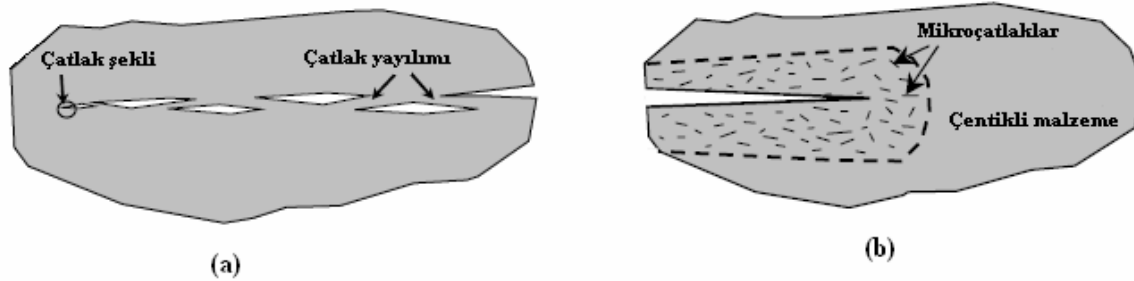
Sadece gevrek ve homojen malzeme olan cam ve bazı homojen metallerde kullanılan kırılma mekaniği daha sonraki yıllarda Kaplan [1961] tarafından yarı gevrek ve heterojen malzeme olan beton için lineer elastik kırılma mekaniği (LEKM) uygulanmıştır. Shah ve McGary [1971] tarafından LEKM esasına dayalı boyuttan bağımsız bir kırılma parametresinin elde edilemeyeceğini ortaya koymuş, LEKM’deki gerilme şiddet çarpanı gibi tek bir parametrenin yarı gevrek malzeme olan betona kolaylıkla uygulanamayacağı göstermiştir. Kesler vd. [1972] tarafından yapılan araştırmalarda bu klasik teorinin beton için yetersiz olduğunu vurgulanarak betona doğrudan uygulanamayacağı sonucuna varılmıştır. Gerçekte gevrek ve homojen malzemelerden farklı bir davranış gösteren beton gibi yarı gevrek malzemelerin kırılma davranışında mikro çatlaklar ve boşlukların etkili

olduğu görülmüştür. Mindess ve Diamond [1982], bu davranış farklılığın betondaki kırılma süreci bölgesinin varlığından kaynaklandığını öne sürmüştür.

Yapılan araştırmalar sonucunda beton davranışında lineer olmayan kırılma mekaniği prensiplerinin kullanılması ile daha iyi açıklanabileceği görülmüştür. Betonun kırılma parametrelerinin hesaplanmasında standartlaşmış yöntemler bulunmaktadır. Hillerborg vd. [1976], beton gibi yarı gevrek malzemeler üzerine çalışmıştır. Çentikli kiriş numunelerde yük-sehim eğrisi altında kalan alandan yararlanarak kırılma enerjisini hesaplamışlardır. Jeng ve Shah [1985a], çentikli kirişlerin yük-sehim eğrisinin tepe noktasında yükleme boşaltma yaparak hem gerilme şiddet çarpanının kritik değeri (K_{Ic}^S) hem de çatlak ucu açılma deplasmanının kritik değeri ($CTOD_c$) elde edilmesi amaçlamışlardır. Bazant ve Kazemi [1990] sonsuz boyuttaki bir numune için kırılma enerjisi ve kırılma süreci bölgesini farklı boyutta aynı geometrili çentikli kirişler kullanarak boyut etkisi yöntemiyle hesaplanmasını önermişlerdir. Daha sonraki çalışmalarda kırılma mekaniği teorileri beton malzemeye yönelik geliştirmiş beton küp, silindir ve kiriş numuneler üzerinde denemiştir. 1980'lerden sonra kırılma mekaniği ve boyut etkisi alanında çalışmalar hızla artmıştır. Elices vd. [1992], agrega boyutunun kırılma üzerinde etkilerini araştırmışlar ve üç noktalı eğilme deneylerini kullanarak kırılma enerjisini ölçmüşlerdir. Bazant vd. [1991], çentiksiz silindir yarma deneyi deneysel ve teorik çalışmasını yapmışlardır. Rocco vd. [1995], İnce [2012a, 2012b] ve Karihaloo vd. [2003], çentikli ve çentiksiz beton küp ve kiriş numuneler üzerine araştırmalar yapmışlardır. Yapılan araştırmalar, malzeme özelliklerinin ve oranlarının, kırılma parametrelerini ne kadar etkilendiği üzerine olmuştur. İnce [2004, 2010b], yapay sinir ağları yöntemiyle kırılma parametrelerinin agrega türü, agrega çapı, su/çimento oranı ve basınç mukavemetine bağlı olduğunu araştırmıştır. Alyamaç [2004], betonun kırılma parametrelerinin dayanım, maksimum agrega çapı, çimento dozajı ve su/çimento oranı gibi malzeme parametreleri ile değişimini bulmuş ve değerlendirmiştir. Alyamaç [2008], çentikli ve çentiksiz üretilen kendiliğinden yerleşen beton kirişlere üç noktalı eğilme deneyi uygulamıştır. Elde edilen numune kırılma yükleri yardımıyla lineer olmayan kırılma mekaniği modellerini kullanarak kırılma parametreleri hesaplanmıştır.

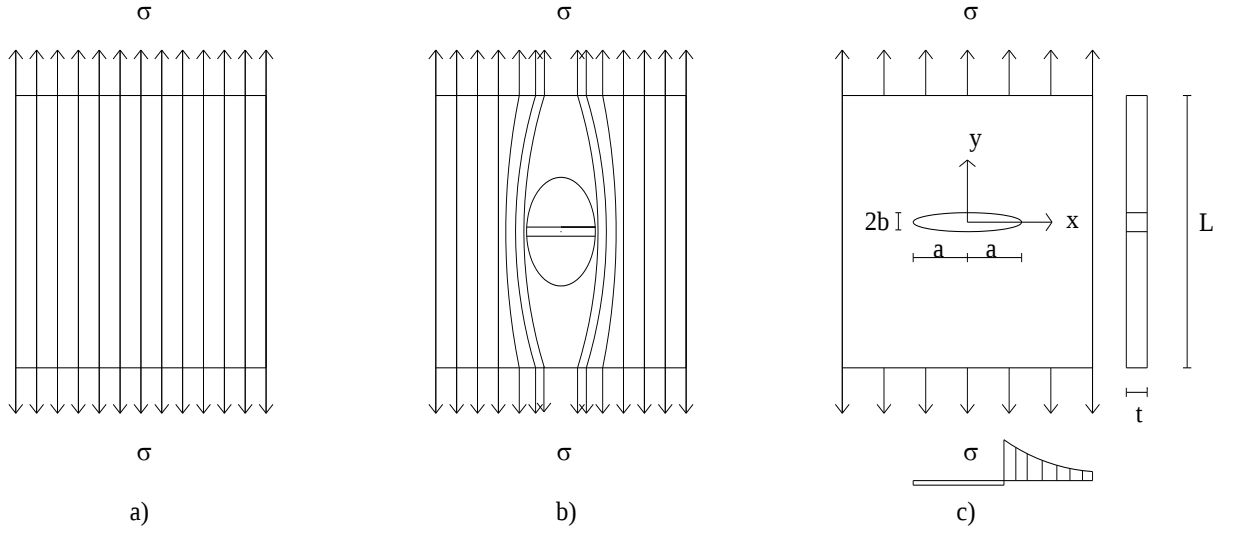
4.2. Lineer Elastik ve Elasto-plastik Kırılma Mekanik

Kompozit bir malzeme olan beton Şekil 4.1 a’da görüldüğü gibi gözle görülmeyecek derecede dahi olsa çok sayıda çatlak ve kusur içermektedir. Betonda bulunan bu mikro çatlaklar herhangi bir yüke ve deformasyona maruz kaldığında Şekil 4.1 b’de şematik olarak gösterildiği gibi bu çatlakların gelişip birleşmesiyle göçmeye neden olur. Lineer elastik kırılma mekaniği (LEKM) homojen ve gevrek malzemelere uygulanmaktadır. LEKM gerilme bölgesinin büyüklüğünü, gerilmenin çatlak ucundaki dağılımını, çatlağın şeklini ve malzeme özelliklerini inceler.



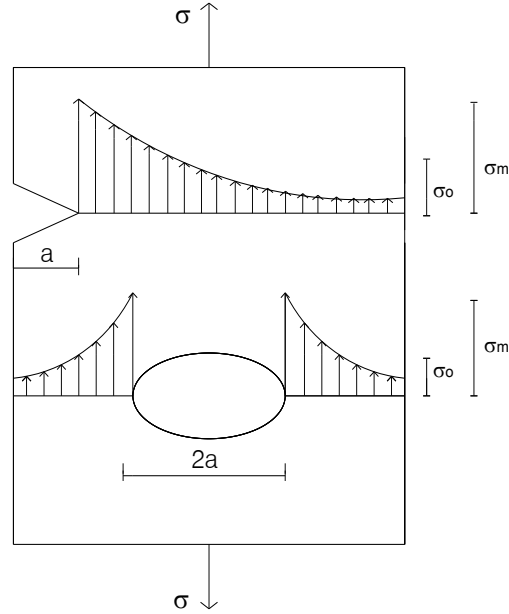
Şekil 4.1. a) Malzemede çatlak yayılması b) Çentikli bir malzemede mikroçatlak dağılımı [Ritchie vd., 2005].

Griffith [1921] cam lifler üzerinde yapmış olduğu deneyle başarılı bir analiz gerçekleştirmiştir. Teorik mukavemet ile laboratuvar ortamından gerçekleştirilen deneylerden elde edilen mukavemet sonuçları arasındaki farkı tespit etmiştir. Cam liflerin dayanımı camın dayanımından daha büyük olduğu için bu farkın malzeme yüzeyindeki kusurlardan kaynaklandığını görmüştür. Yük altında bulunan ve içinde boşluk içeren bir malzemede süreksizlik nedeniyle boşluk ucunda gerilme yığılması meydana gelir. Şekil 4.2’de eksenel çekmeye maruz kalmış bir levhada boşluklu ve boşluksuz durumda oluşan gerilme yığılmaları görülmektedir. Gerilme yığılmaları özellikle gevrek malzemelerde oldukça zararlı ve tehlikelidir. Levha uniform çekildiğinde gerilme akış çizgileri yüklemenin yönüne paralel ve düz, eğer levha içerisinde çentik ya da boşluk olması durumunda ise gerilme akış çizgileri boşluk etrafında yığılmaya zorlanmaktadır.



Şekil 4.2. a) Elastik plak b) Gerilme akış çizgi yönleri c) Plak içinde çentik durumunda elastik gevrek malzeme plağında akış çizgileri ve gerilme yığılmaları [Griffith, 1921].

Şekil 4.3’de çentik ve çatlak ucunda oluşan gerilme yığılmaları gösterilmiştir. Çatlak ucundaki maksimum gerilme (σ_m) ortalama gerilmeden (σ_0) büyüktür.



Şekil 4.3. Çekmeye maruz kalmış bir numunede eliptik çatlak ucunda ve çentik ucunda oluşan gerilme yığılmaları [Onaran, 2010]

Griffith'in [1921] önerdiği teoriye göre gerilmelerin çatlak çevresinde oluşturacağı elastik enerji, yeni oluşacak yüzeylerin enerjisine eşit olunca çatlak yayılmaya başlar. Bu teori gevrek katılarda teorik dayanımın tahminine yaradığı gibi kırılma mukavemetiyle kusur boyutu arasındaki ilişkiyi de verir. Gevrek bir malzemede bir çatlak bulunması halinde, malzemenin kırılmadan dayanabileceği gerilme bağıntısını geliştirmiştir:

$$\sigma = \sqrt{\frac{2E\gamma}{\pi a}} \quad (4.1)$$

Burada;

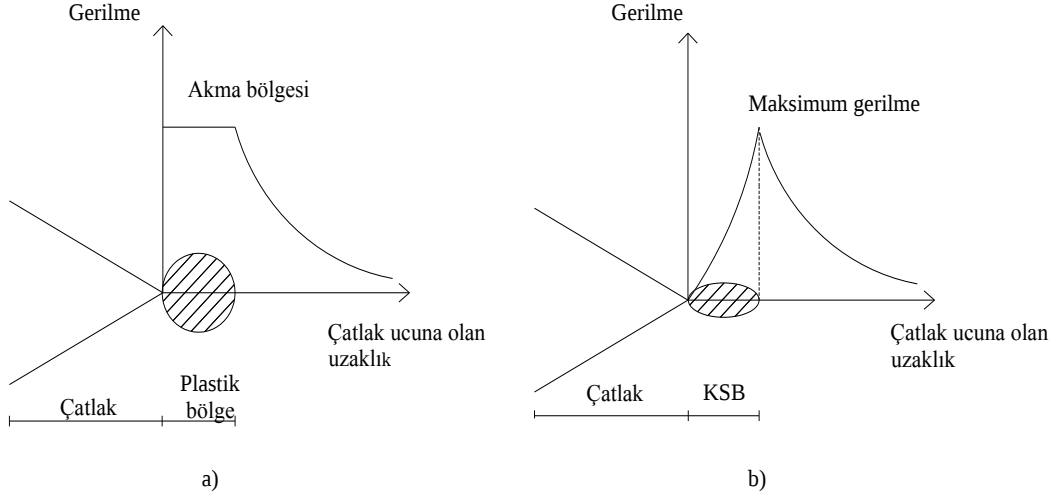
σ : gerilme,

E : Elastisite Modülü,

γ : Yüzey enerjisi yoğunluğu,

a : merkezi çatlaklı yapılarda yarı çatlak uzunluğu, sınır çatlaklı durumda tam çatlak uzunluğudur.

Kırılma teorilerinin çoğu Griffith'in teorisinden yararlanılarak geliştirilmiştir. Weibull [1939], hiçbir malzemenin kusursuz olamayacağı görüşüyle konuya istatistiksel olarak yaklaşmıştır. Numune boyutunun büyüdükçe kusurların arttığını öne sürerek olasılıksal boyut etkisi kavramını ortaya atmıştır. Bu teoriye göre zincirin boyu uzadıkça zincirde zayıf halka olma olasılığı ve zincirin kopma mukavemeti azalmaktadır. Weibull teorisinin beton yapılara uygulanmasının hatalı olacağını gözlemlenmiştir. Zener ve Holloman [1944], Griffith'in yaklaşımını metalik malzemelerin üzerinde uygulamışlardır. Metalik sünek bir malzemede Şekil 4.4 a'da çatlak ucunda gösterildiği gibi kırılma öncesi akma oluşur, akmanın görüldüğü yerde plastik bölge oluşmuştur. Uygulanan yük arttıkça, çatlak büyüyene ve çatlak ucunun arkasındaki malzeme yüksüz kalana dek plastik bölge boyut olarak büyümektedir. Beton gibi yarı gevrek bir malzemede Şekil 4.4 b'de gösterildiği gibi ise kalıcı şekil değiştirmeler meydana gelecektir. Oluşan gerilme ve şekil değiştirmelerin orantılı olmadığı bu bölgeye Kırılma Süreci Bölgesi adı verilir (KSB).



Şekil 4.4. a) Sünük bir malzemede çatlak ucunda meydana gelen gerilme durumu b) Yarı gevrek bir malzemede çatlak ucunda meydana gelen gerilme durumu [Akkaya vd., 2003].

Irwin [1957] deneylerden elde edilen dayanımın teorik dayanımdan düşük olduğunu görmüştür bu sebeple teoriye metalleri de eklemiştir. Irwin, sırasıyla açılma (çekme), kayma (kesme) ve yırtılma (burulma) durumlarına karşılık gelen üç yükleme durumu Şekil 4.5'deki *Mod I*, *Mod II*, *Mod III* genel kırılma modlarını ve K adı verilen gerilme şiddet çarpanı ortaya koymuştur. Çatlak ilerlemesi yükleme durumuna bağlıdır. *Mod I* durumu kendi düzlemlerine dik yer değiştirme yapmaktadır. O yüzden açılma modu olarak tanımlanır. *Mod II* durumu çatlak yüzeyleri kendi düzlemlerinde birbirlerine göre yer değiştirme yaptığı simetrik olmayan bir gerilme durumu oluşturur ve kesme ya da kayma modu olarak tanımlanır. *Mod III* durumu çatlak yüzeyleri düzlem dışında birbirlerine göre yer değiştirme yaptığından yırtılma modu olarak tanımlanır. Bunlardan en önemlisi ve en çok rastlanana *Mod I* açılma olanıdır. Gerilme şiddet çarpanı $[K]$, malzeme sabiti olmayıp sınır koşulları, gerilme ve yükleme durumuna bağlı bir sabittir. Her malzeme aynı geometriye ve yükleme durumuna maruz kalırsa, bu değer sabit olacaktır. K , belirli bir kritik değer olan K_c değerine ulaştığında kırılma tokluğu veya kritik gerilme şiddet çarpanı adını alır ve her malzeme için farklı bir değer alır. Çatlak ucundaki gerilme kritik bir değeri geçtiği zaman kırılma gerçekleşir. Matematiksel anlamda $K \geq K_c$ olduğunda kırılma başlar.

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (4.2)$$

$$K_c = \sqrt{EG_c} \quad (4.3)$$

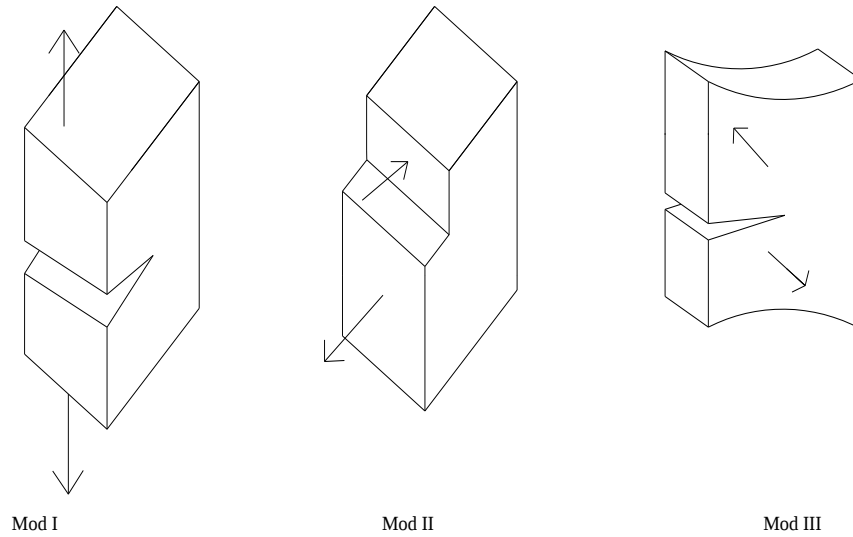
Burada;

a : çatlak uzunluğu,

K : gerilme şiddet çarpanı,

K_c : kritik gerilme şiddet çarpanı,

G_c : enerji terimiyle kritik değerdir (çatlak yayılma hızıdır).



Şekil 4.5. Kırılma modları [Karihaloo, 1995]

Mod I: Açılma Modu

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a}$$

Mod II: Düzlem İçi Kayma Modu

$$K_{II} = \tau\sqrt{\pi a} \quad (4.4)$$

Mod III: Düzlem Dışı Yırtılma Modu

$$K_{III} = \tau\sqrt{\pi a}$$

Burada;

σ : malzemeye uygulanan çekme gerilmesi,

τ : kayma gerilmesi

a : çatlak uzunluğudur.

Bir malzemenin kırılma tokluğu malzemede çatlak mevcutken yük taşıyabilme kapasitesi veya plastik olarak deforme olabilmesi olarak tanımlanabilir. Kritik gerilme şiddet çarpanı, düzlem şekil değiştirme şartlarında yani *Mod I* durumunda (K_{Ic}) Denklem 4.5'den hesaplanır:

$$K_{Ic} = \sigma_N \sqrt{\pi a} f \left(\alpha = \frac{a}{d} \right) \quad (4.5)$$

Burada,

a : çatlak uzunluğu,

d : yapının boyutu,

$f(\alpha = \frac{a}{d})$: numunenin boyutları ile ilgili geometrik faktörü,

σ_N : Göçme anındaki nominal (yeni çatlaksız durum) gerilmedir.

Irwin [1958] ve Irwin vd. [1958] yaptıkları araştırmada, Şekil 4.6'da gösterildiği gibi çatlağın hemen ucunda kırılma süreci bölgesi adı verilen bir bölge olduğunu öne sürmüşlerdir. Bu bölgede gerilme dağılımının sabit olduğunu ve değerinin malzemenin akma dayanımına eşit olduğunu kabul etmiştir. Kırılma süreci bölgesinin uzunluğu şu şekilde ifade edilmiştir:

$$r_p = \frac{1}{\pi} \frac{K_{Ic}^2}{f_t^2} = \frac{1}{\pi} \frac{E G_c}{f_t^2} \quad (4.6)$$

Burada;

r_p : kırılma süreci bölgesi uzunluğu,

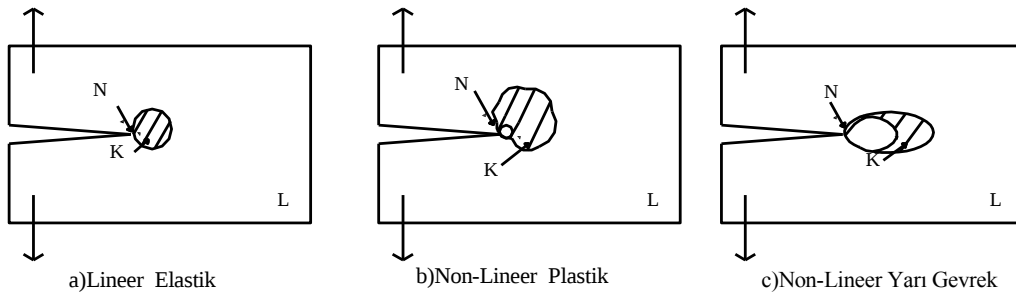
f_t : malzeme çekme dayanımı,

E : elastisite modülü,

G_c : çatlak yayılma hızıdır.

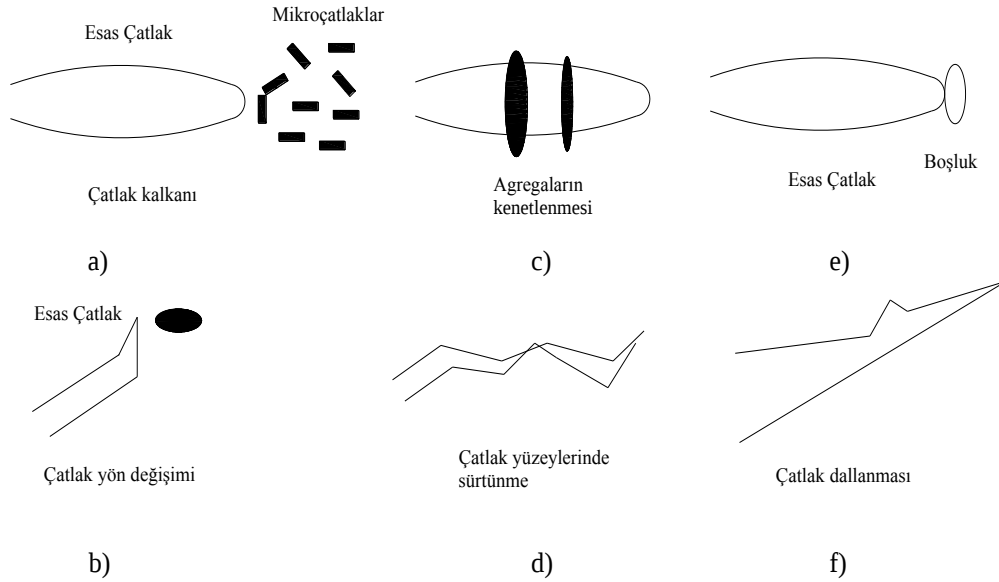
4.3. Betonun Lineer Olmayan Kırılma Mekanikliği

Lineer elastik kırılma mekaniği (LEKM), betonun davranışını tam olarak açıklayamaz. 1960'lı yılların başında Kaplan [1961], betonun kırılma mekanizmasını, içyapısını ve homojen olmayışını kırılma mekaniği prensipleriyle incelemiştir. Her ne kadar birçok çözüme katkıda bulunsada, betondaki neme ve zamana bağlı olarak mekanik sabitlerin değişmesi ve yapısal kusurlardan dolayı meydana gelen boyut etkisinden dolayı yarı gevrek ve heterojen bir malzeme olan betona uygulanan LEKM kırılma parametrelerinin tespitinde yetersiz kalmıştır. Gluckish [1963] ise LEKM'nin homojen bir malzeme için geçerli olduğunu, beton gibi heterojen bir malzemeye değiştirilerek uygulanması gerektiğini savunmuştur. Bu sebeple daha sonraki çalışmalarda, LEKM modifiye edilerek lineer olmayan kırılma mekaniği modelleri geliştirilmiştir. Bu iki dal arasındaki fark çatlak ucunda oluşan malzemenin nonlinearitesinin göz önüne alınması ya da alınmamasıdır. Çatlak ucunda oluşan malzemenin nonlinearitesinin göz önüne alınmadığı problemler gevrek malzemeler için LEKM tarafından incelenir, malzeme nonlinearitesinin göz önüne alan problemler sünek ve yarı gevrek malzemeler için lineer olmayan kırılma mekaniği tarafından incelenir [Turan, 2005]. Şekil 4.6'da farklı malzeme sınıfları için kırılma süreci bölgesinin değişim şekilleri gösterilmiştir. N harfi non-linear, L harfi lineer ve K harfi ile gösterilen taralı alan kırılma süreci bölgesini ifade eder. Şekilden de anlaşılacağı üzere kırılma süreci bölgesi malzemenin granüler yapısıyla ilgilidir. Betonun kırılma süreci bölgesi nonlinear davranışının açıklanmasında önemlidir.



Şekil 4.6. Farklı malzeme sınıfları için kırılma süreci bölgeleri [ACI-446.IR.91, 1989]

Betonun kırılma davranışı büyük ölçüde kırılma süreci bölgesi tarafından belirlenip, betona doğrudan uygulanamayacağı Shah ve McGarry [1971] tarafından belirlenmiştir. Kırılma süreci bölgesi yapı boyutuna göre küçük olursa LEKM uygulanabilir. Shah ve Quyang'ın [1992] beraber yaptıkları çalışmada bu bölgenin betonda küçük olmadığını göstermiştir. Kırılma meydana gelirken mevcut olan su boşluklarında, beton dökülürken oluşan hava boşlukları ve kür esnasındaki büzülme ve termal kusurlar gibi dış etkenlerden dolayı mikro çatlaklar oluşur. Agregalar, boşluk ve mikro çatlaklar içeren bir malzeme olan betonda, çatlak ilerleyişi bir takım mekanizmalar tarafından engellenir ve betonda tokluk artışına neden olur. Şekil 4.7 a'da çatlak ucundaki mikro-çatlakların, çatlak ilerlemesini engelleyerek çatlak kalkanı görevi yapması, Şekil 4.7 b'de çatlağın agregalara rasgelerek yön değiştirmesi, Şekil 4.7 c'de agregaların çatlağın bir tarafından diğer tarafına yük aktarımında bulunması, Şekil 4.7 d'de agregaların birbirine sürtünerek çatlağın ilerlemesini engellemesi, Şekil 4.7 e'de çatlak ucuna rasgelen boşlukların çatlak ucu keskinliğini azaltması ve Şekil 4.7 f'de çatlağın dallanması yeni bir çatlak oluşumu gösterilmiştir [Shah vd., 1995].



Şekil 4.7. Betonda tokluk artışına neden olan mekanizmalar [Shah vd., 1995]

Gettu ve Shah [1992], Irwin'in Denklem 4.6'deki kırılma süreci bölgesi uzunluğu tanımını aşağıdaki formülde tanımlamışlardır:

$$I_p = \frac{EG_F}{f_t^2} \quad (4.7)$$

Burada, G_F : kırılma enerjisidir. Kırılma süreci bölgesi uzunluğu; cam gibi gevrek bir malzemede kırılma süreci bölgesi uzunluğu 10 mm [Bache, 1986], harçlarda 100-200 mm, yüksek dayanımlı betonlarda (50-100 MPa) 150-300 mm, normal betonda 200-500 mm [Hillerborg, 1983], baraj betonlarda ($d_{max}=38$ mm) 700 mm olmaktadır [Brühwiller vd., 1991].

4.4. Beton Yapılarda Boyut Etkisi Kanunu

Kırılma mekaniğinin betona uygulanmasında en önemli nedenlerinden biri geometrik olarak benzer, fakat farklı boyutlu elemanlarda göçmedeki gerilmenin boyut arttıkça azalmasıdır. Büyük boyutlu beton yapılarda nominal çekme dayanımı yaklaşık olarak sabitken boyut küçüldükçe nominal çekme mukavemeti artmaktadır. Bazant [1984] geometrik olarak benzer numunelere uygulanan boyut analizi ve çatlağın yayılması başlangıcındaki enerji dengesine dayanarak Boyut Etkisi Kanunu (BEK) geliştirmiştir. Boyut etkisi iki kavrama bağlıdır; bunlardan birincisi malzemenin homojen olmayışı, ikincisi ise çatlak ve çentiklerin var olmasıdır. Boyut etkisi sünek malzemelerde görülmekle birlikte gevrek malzemelerde daha çok belirgindir. Nominal gerilmenin ifadesi Denklem 4.8'de verilmiştir. Bazant, kırılma mekaniğinde nominal dayanım σ_N ile numune boyutu d arasındaki ilişki (Buckingham pi teoremi) Denklem 4.9'da tanımlanmıştır. Uygulamada genel bir formülasyon elde etmek için Denklem 4.10'da verilen boyutsuz formu kullanmak daha uygundur.

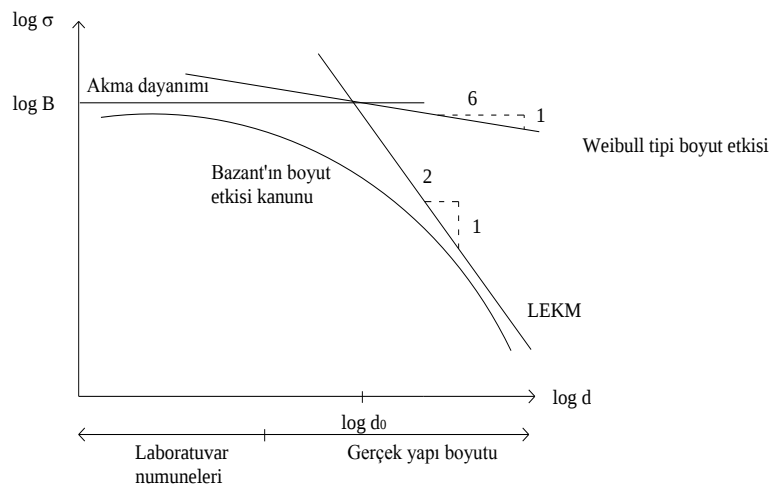
$$\sigma_N = c_n \frac{P_u}{b \cdot d} \quad (4.8)$$

Burada σ_N : nominal gerilme, P_u : maksimum yük, b : numune kalınlığı, d : numunenin karakteristik kalınlığı ve c_n : numune geometrisine bağlı bir sabittir.

$$\sigma_N = \left(C + \frac{d}{A}\right)^{-1/2} \quad (4.9)$$

$$\sigma_N = \frac{B f_t}{\sqrt{1+d/d_0}} \quad (4.10)$$

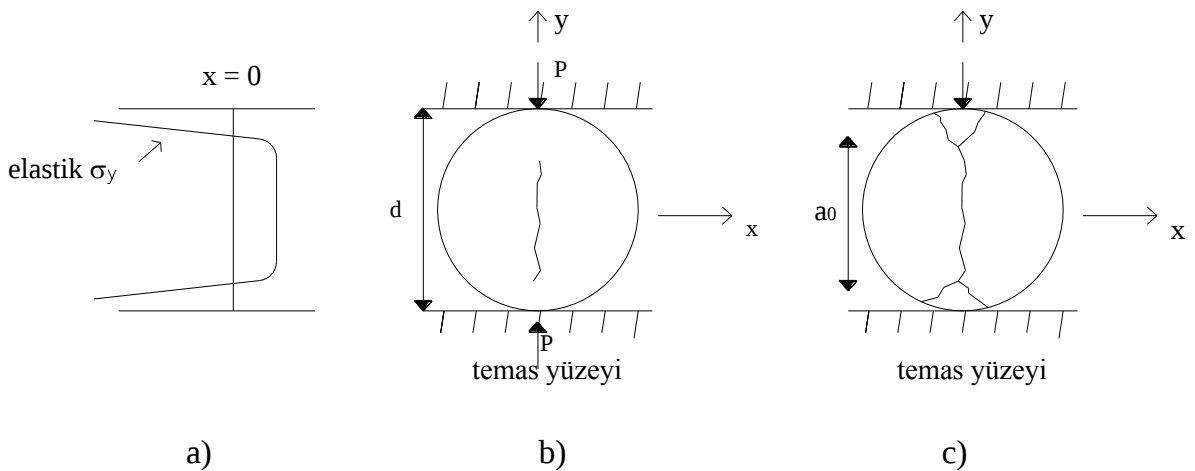
Burada; f_t : malzeme çekme dayanımı, B : boyutsuz bir sabit, d_0 : birimi uzunluk olan bir sabit ($\lambda_0 d_{max}$), d : hesaplarda kullanılan karakteristik boyut ve $\beta = d/d_0$: değeri gevreklik sayısıdır. A ve C deney verileri $Y = (1/\sigma_N^2)$ ve $X = (d)$ doğrusal analizleri sonucu $Y = AX + C$ doğrusunun sabitleridir. B ve d_0 ise $Y = (f_t/\sigma_N)^2$ ve $X = (d)$ olmak üzere $Y = AX + C$ doğrusundan $B = (1/C)^{1/2}$ ve $d_0 = (C/A)$ şeklinde elde edilen ampirik sabitlerdir. β gevreklik sayısı olup kırılma şeklini belirlerlerken, eğer $d \ll d_0$ ise $\beta = d/d_0$ değeri 1'in yanında çok küçük bir değer olduğu için ihmal edilebilir. $\log \sigma_N - \log d$ arasındaki ilişki yatay bir doğru şeklinde olup dayanım kriteri veya akma kriteri geçerli olur. $d \gg d_0$ olduğunda ise $\log \sigma_N - \log d^{-1/2}$ Lineer Elastik Kırılma Mekaniği teorisi geçerli olur. (Weibull [1939] teorisinde bu ilişkiyi $\log \sigma_N - \log d^{-1/6}$ tanımlamıştır.) Gerçekte ise mühendislik yapıları bu iki durum arasındadır. Bazant [1984] bu durumu geçiş eğrisi olarak tanımlamıştır, boyut etkisi kanunu küçük boyutlarda, akma dayanım kriterine ve büyük boyutlarda ise LEKM boyut etkisine asimptot kalmakta ve sınırlı bir boyut aralığında geçerli olmaktadır. Bazant [1984]'ın BEK, aynı zamanda numunenin malzeme özelliklerine bağlı olarak sünek veya gevrek davrandığının göstergesi olarak da kullanılmaktadır [İnce vd., 2013].



Şekil 4.8. Betonda boyut etkisinin logaritmik ölçekte gösterimi [İnce, 1998]

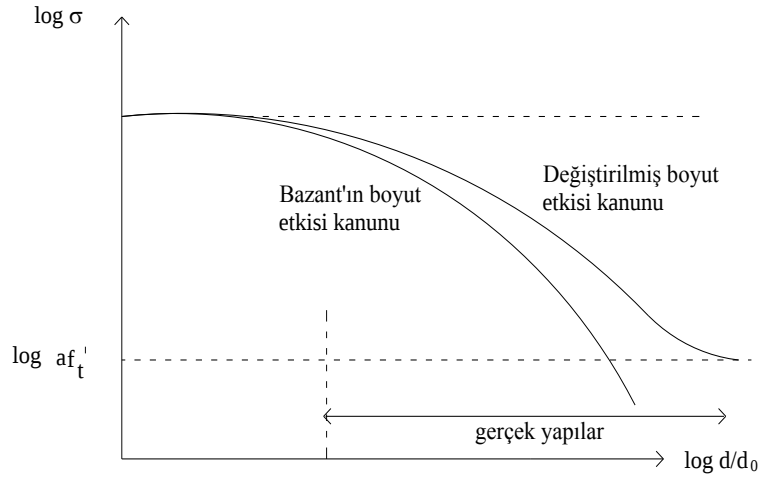
Boyut etkisi kanuna göre malzemede oluşan çatlaklar herhangi bir gerilme karşılayamazken, deneysel sonuçlarda ise ön çatlak dışında büyük çatlaklar bir miktar da olsa gerilmeyi karşıladığı görülmüştür. Hasegawa vd. [1985] yaptıkları silindir yarma deneyi sonucunda nominal dayanımın numune boyutunun artmasıyla azaldığını gözlemlemiştir. Belli bir boyuttan sonra bu azalmanın tamamen durduğu asimptotik bir değere yaklaştığı belirlenmiştir. Araştırmacılar bu durumun göçme anında oluşan mekanizmaya bağlı olduğunu öne sürmüştür [Bazant vd., 1991; ACI-446.IR.91, 1989]. Şekil 4.9 a'da silindir yarma deneyinde y ekseninde P yükü uygulanmaktadır, temas yüzeylerinde basınç gerilmeleri ve orta bölgelerde çekme gerilmeleri oluşmaktadır. Bunun sonucunda oluşan çatlak Şekil 4.9 b ve Şekil 4.9 c'deki gibi iki bölgede farklı biçimde oluşur. Küçük boyutlarda; kama şekilli bölgede sürtünme sıyrılmasına sebep olan yük, yarıma çatlama sebep olan yükten daha büyüktür. Büyük boyutlarda; yarıma göçmesine sebep olan nominal dayanım, kama yüzeyinde meydana gelen içsel sürtünme gerilmelerinden küçüktür. Sonradan yapılan deneysel çalışmalar Bazant vd. [1991]'nin önerdiği boyut etkisi kanunun yetersiz olduğunu gösterince yeni teoriler geliştirilmiştir. Kim ve Eo [1990] Denklem 4.10'daki ifadeyi λ_0 ifadesini a_0/d oranını monoton azalan bir fonksiyon olarak tanımlamışlardır. Basınç etkisine maruz sistemlerde gözlenen bu durum için Denklem 4.11'de verilen Değiştirilmiş Boyut Etkisi Kanunu ortaya çıkmıştır. Burada B ve α ampirik sabitlerdir.

$$\sigma_N = Bf'_t(1 + \beta)^{-\frac{1}{2}} + \alpha f'_t \quad (4.11)$$



Şekil 4.9. Silindir yarma deneyi detayları [Bazant vd., 1991]

Şekil 4.10'daki Bazant'ın önerdiği boyut etkisi grafik gösteriminde numune boyutu sonsuza gittiği için malzeme dayanımı sıfıra yaklaşıırken Kim'in önerdiği boyut etkisi grafik gösteriminde boyut sonsuza gittiğinde malzeme dayanımı küçük sabit bir değere ulaşır. İnce vd. [2015a], çentiksiz küp ve diyagonal küp numuneler üzerine yaptıkları yarma deneyinde de benzer sonuçlar elde etmişlerdir.



Şekil 4.10. Bazant'ın boyut etkisi ile Kim'in Boyut etkisi kanunun karşılaştırması [Kim ve Eo, 1990]

Bazant'ın önerdiği boyut etkisi metodu sadece çentikli numuneler için elde edilmiş olup çentik boyu numune boyu ile orantılıdır. Fakat çentiksiz numunelerde Şekil 4.8'de verilen LEKM eğimi malzemenin genel davranışını tam olarak yansıtamamaktadır. Başlangıç çatlağı içermeyen en büyük numunelerin bile bazı gerilmelere dayandığı, yapı boyutu ne kadar büyük olursa olsun uygulanan yüke karşı bir direnç gösterdiği görülmüştür. Deney sonuçları ve teori arasında uyumsuzluğa sebep olacağı düşünülen boyut etkisi teorisinde bazı değişikliklere gidilmesi uygun görülmüştür [Carpinteri ve Ferro, 1994]. Carpinteri vd. [1995] nominal gerilme-boyut diyagramına bakıldığında yukarı doğru bir konkavlığın olduğu ve boyutun çok büyük değerlerinde gerilmenin sıfır olmadığı küçük de olsa bir asimptotik değer aldığı görülmüştür (Şekil 4.11). Bu sonuç deney sonuçları ile teori arasındaki uyumsuzluğu ortadan kaldırır. Carpinteri [1994] maksimum yükte çatlak yüzeyinde meydana gelen hasarı, fraktal geometri ile modellenerek boyut etkisi kavramına geometrik olarak yaklaşarak Çok Fraktallı Boyut Etkisi Kanunu önermiştir.

Önerilen yöntem Denklem 4.12’de gösterilmiştir. A ve C , $Y = \sigma_N^2$ ve $X = 1/d$ olmak üzere lineer regresyon sonucu elde edilen $Y = AX + C$ doğrusunun sabitleridir.

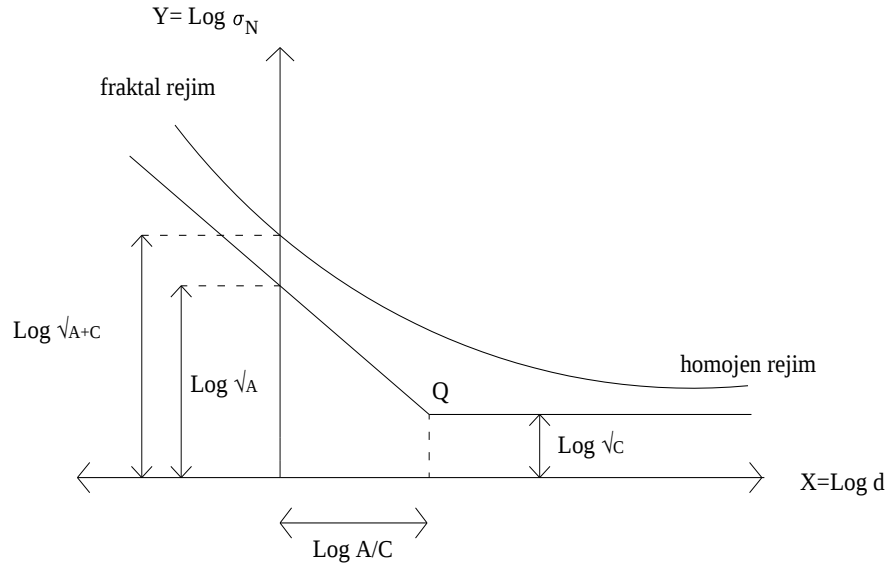
$$\sigma_N = \left(C + \frac{A}{d}\right)^{1/2} \quad (4.12)$$

Uygulamada genel bir formülasyon elde etmek için, aşağıdaki şekilde verilen Denklem 4.13’deki boyutsuz formun kullanılması daha uygun olmaktadır.

$$\sigma_N = f_t \left(1 + \frac{I_{ch}}{d}\right)^{1/2} \quad (4.13)$$

Burada, σ_N : nominal dayanım (maksimum yükün kesit alanına oranı), f_t : sonsuz boyuttaki bir numune için asimtotik çekme dayanımı ve I_{ch} : malzemenin içsel uzunluğudur. Carpinteri, I_{ch} ’ın malzemenin mikro yapısına, yani betondaki maksimum agrega çapına bağlı olduğunu kabul etmektedir [Carpinteri vd., 1995]. Denklem 4.13’deki ampirik sabitler $f_t = \sqrt{C}$ ve $I_{ch} = A/C$ lineer regresyon analizleri yardımıyla bulunmaktadır [Carpinteri vd., 1997].

ÇFBK numunenin homojenlik derecesi ile ilgilidir; küçük beton yapılarda agrega boyutu yapı boyutunun yanında ihmal edilmeyecek mertebede olduğundan homojenlik minimum, büyük beton yapılarda agrega boyutu yapı boyutuna göre küçüktür ve malzeme yüksek derecede homojen davranır. Nominal gerilmeyle boyut arasındaki logaritmik ilişkiye bakıldığında boyutun küçülmesiyle davranışın, A parametresi tarafından kontrol edilen düzensiz Fraktal rejim’i temsil eden eğik asimptota doğru gitme eğilimi göstermekte, boyutun büyümesi ile C parametresi tarafından kontrol edilen homojen rejim’i temsil eden yatay asimptota doğru gitme eğilimi sergilemektedir (Şekil 4.11). Carpinteri’nin boyut etkisi kanunu orta ölçekte Bazant’ın boyut etkisi kanunu ile çakışmakta ve diğerinin aksine sınırsız bir boyut aralığında geçerli olmaktadır [İnce ve Arslan 2000; İnce, 2001].

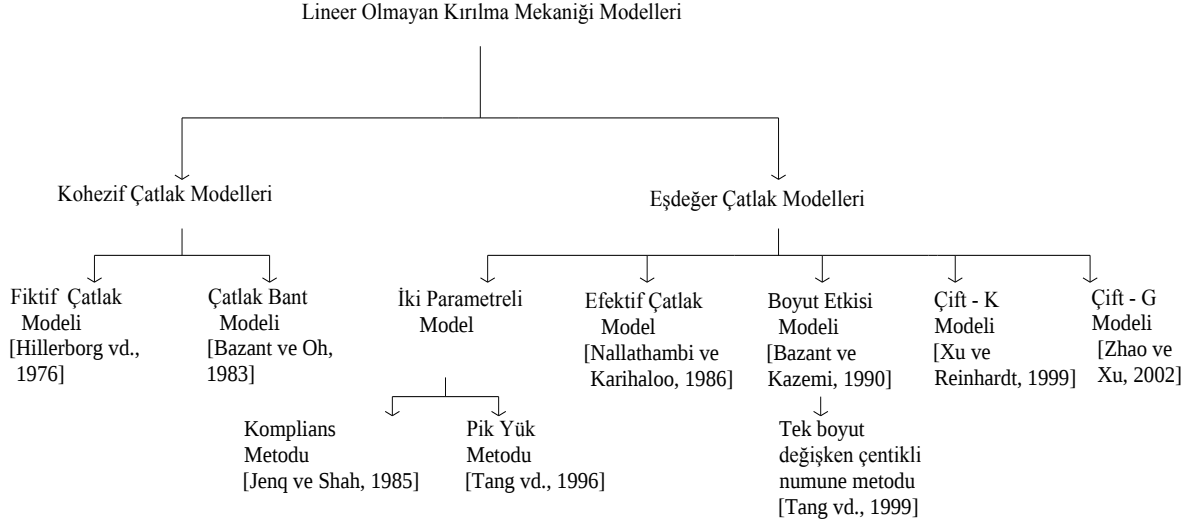


Şekil 4.11. Carpinteri'nin çok-fraktallı boyut etkisi kanunu [Carpinteri vd., 1997].

Şekil 4.11'de Q ifadesi iki asimptotun kesişme noktası olup; düzenli rejim ile düzensiz rejimi ayıran noktadır. Ve $\log A/C$ 'den hesaplanır. Carpinteri vd. [1997] tarafından yapılan silindirik yarma ve İnce vd. [2015b] tarafından yapılan küp ve diyagonal küp yarma deney sonuçları bu yaklaşım ile büyük uyum içerisinde olduğu görülmüştür.

4.5. Betonun Lineer Olmayan Kırılma Mekanikliği Modelleri

LEKM homojen malzemeler için geçerli olup; beton numuneler üzerine yapılan deneysel araştırmalar K_{Ic} veya G_{Ic} gibi tek bir kırılma parametresinin numunenin boyut ve geometrisine bağlı olarak değiştiğini göstermiştir [Kaplan, 1961; Kesler vd. 1972]. Bunun nedeni çatlak ucunda yer alan diğer malzemelere göre daha büyük bir yer işgal eden kırılma süreci bölgesinin var olmasından kaynaklanmakta olduğu görülmüştür. Bu sebeple bazı araştırmacılar kırılma süreci bölgesini karakterize etmek için lineer olmayan kırılma mekanikliği yaklaşımları önermiştir. Bu yaklaşımlar Kohezif Çatlak Modelleri ve Eşdeğer Çatlak Modelleri olmak üzere ikiye ayrılır. Kohezif çatlak modelleri kırılma süreci bölgesini çatlak ucunda azalan çatlakla, basınç yapan bir gerilme bloğu ile modellerken, eşdeğer çatlak modelleri ise başlangıç çatlak uzunluğundan büyük bir efektif çatlak uzunluğu kullanarak beton yapılarda göçmeyi modellemektedir [Alyamaç ve İnce, 2007a].



Şekil 4.12. Betonda Lineer Olmayan Kırılma Mekanîği Modelleri

4.5.1. Fiktif Çatlak Modeli

Hillerborg vd. [1976] tarafından ortaya atılan bu model, betona uygulanan ilk lineer olmayan kırılma mekanîği teorisi olup kırılma süreci bölgesindeki enerji absorpsiyonunu tanımlar. Kırılma süreci bölgesi bir taraftan diğer tarafa yük aktarabilen bir çatlak uzantısı olarak düşünülür. Bu modeldeki malzeme parametresi, çentikli kiriş numuneleri üzerinde üç noktalı eğilme deneyi yapılarak kiriş ortasına yerleştirilen deney aleti ile sehim veya çatlak ağzı açılımı eğrisi yardımıyla elde edilir. Modelin tek sakıncası tek parametre içermesidir ve sehim ölçmek kolay olmayıp inen kolda sıfır yüke kadar deneyi sürdürmek güçtür. Betonun kırılma enerjisi (G_F), yük-sehim eğrisinin altındaki alan RILEM TC 50- FMC [1985]'nin önerisine göre Denklem 4.14'deki gibi hesaplanır.

$$G_F = \frac{W}{b (d-a_0)} \quad (4.14)$$

Burada;

W : yük sehim eğrisi altında kalan alan,

b : kiriş genişliği,

d : kiriş derinliği,

a_0 : çentik uzunluğudur.

4.5.2. Çatlak Bant Modeli

Bazant ve Oh [1983], Hillerborg vd. [1976]'nin önerdiği kohezif çatlak modelini modifiye ederek alternatif bir model geliştirmişlerdir. Fiktif çatlak modeli ve Çatlak bant modeli beton yapıların sayısal analizinde yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Çatlak bant modeli belli bir bantta yayılan çatlak olduğunu varsayar ve sonlu elaman yöntemiyle çatlak açılması incelenir [Bazant, 2002].

$$G_F = h_b \left(1 + \frac{E}{E_t}\right) \frac{f_t^2}{2E} \quad (4.15)$$

Burada; h_b : çatlak bant genişliği E_t : yumuşama bölgesindeki elastisite modülüdür.

4.5.3. İki Parametrelili Model

İki parametrelili modelde çatlak ilerlemesi lineer olmayan kırılma mekaniği koşulları lineer kırılma mekaniği koşullarını dikkate alarak geliştirilmiştir. Lineer olmayan kırılma mekaniği modelleri içerisinde; İki parametrelili model, kritik gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^S ve kritik çatlak ucu açılımı $CTOD_C$ gibi iki parametre ile betonun kırılmasını tahmin etmektedir. Bir yapıda gerilme şiddet çarpanı K_I (burada sadece *Mod I* durumu dikkate alınmaktadır) ve çatlak ucu açılımı $CTOD$ değerleri kritik gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^S ve kritik çatlak ucu açılımı $CTOD_C$ 'ye eriştiği zaman göçmenin olduğu kabul edilir. Bu parametreler deneysel olarak iki yolla belirlenmektedir. Bunlar Komplians [Jenq ve Shah, 1985a] ve Pik-Yük [Tang vd., 1996] metodudur.

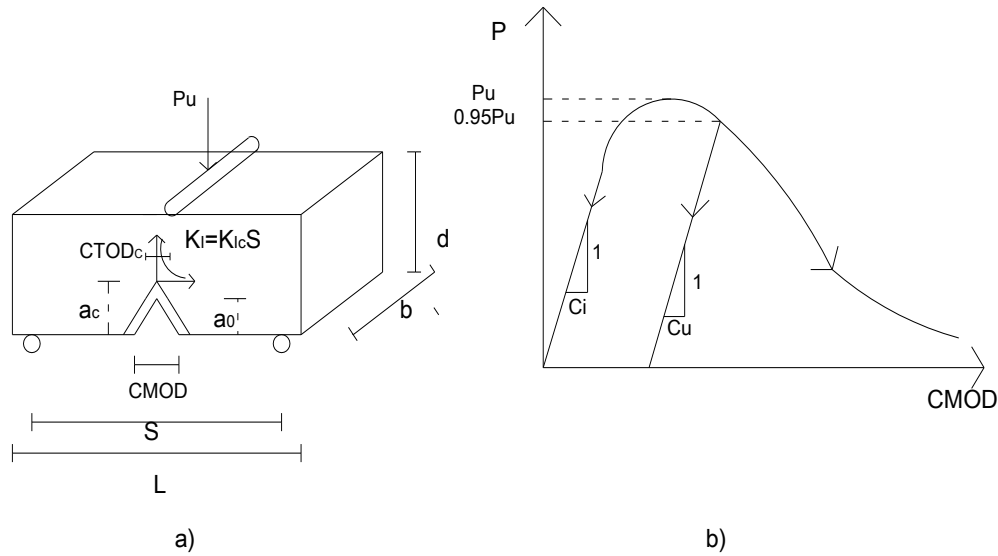
$$K_{Ic}^S = \sigma_{Nc} \sqrt{\pi a_c} f_1 \quad (4.16)$$

$$CTOD_C = \frac{4\sigma_{Nc} a_c}{E} f_2 f_3 \quad (4.17)$$

Burada; σ_{Nc} göçmedeki nominal dayanım ve f_1 , f_2 ve f_3 : numunenin geometrisi ve yüklemesine bağlı fonksiyonlardır (Bunlar, herhangi bir kırılma mekaniği kitaplarından bulunabilir).

4.5.3.1. Komplians Metodu

Jenq ve Shah [1985a] tarafından önerilen komplians metodunda üç noktalı eğilme kırımları kullanılarak kırılma parametreleri hesaplanır. Kapalı devre deney ekipmanı kullanılarak yük-çatlak ağzı açılımı ($P - CMOD$) kullanarak hesaplanır. Kritik çatlak uzunluğu a_c Şekil 4.13 a'da görüldüğü gibi başlangıç (C_i) ve pik yük sonrası pik yükün % 95 değerinde ölçülen (C_u) gibi iki komplians değerinden faydalanarak hesaplanır. Bu değer pik yükten sonra yaklaşık olarak $0.95P_{max}$ değerine karşılık gelir. Bu modele göre gerçek bir yapıda kırılmanın başlangıcı kritik gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^S veya kritik çatlak ucu açılımı deplasmanı $CTOD_C$ 'nin tespiti ile mümkün olabileceğini kabul edilir. Komplians yönteminde, aynı zamanda başlangıç ve pik yükteki komplians değerlerinden (C_i ve C_u) betonun elastisite modülü de hesaplanabilir.



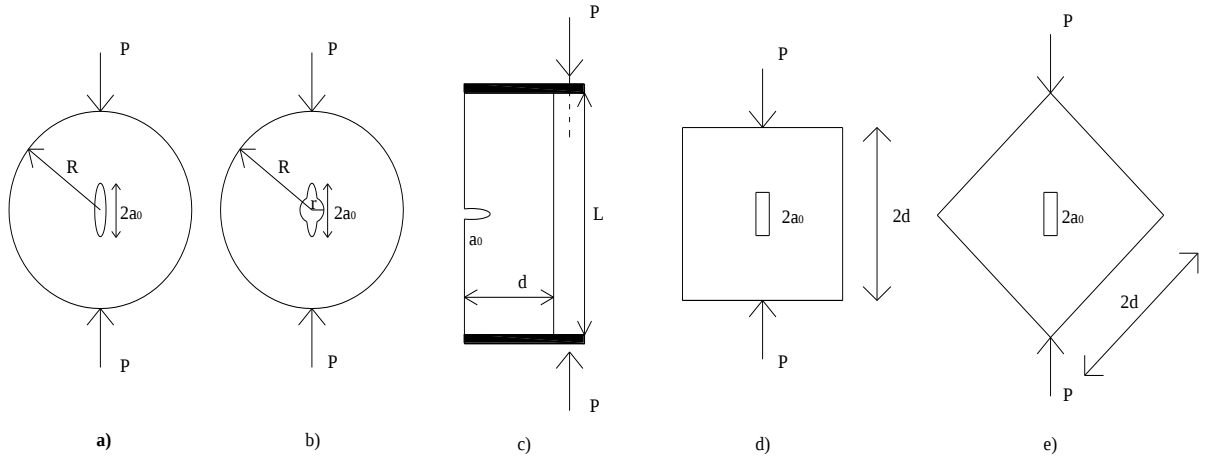
Şekil 4.13. İki parametrelili modelde kırılma parametreleri tayini a) çentikli üç noktalı eğilme numunesi b) tipik bir P-CMOD eğrisi [Alyamaç ve İnce, 2007b].

Şekil 4.13 b'de a_0 başlangıçtaki çentik uzunluğu, C_i başlangıç kompliansı ve $\alpha_0 = a_0/d$ dir. Kritik çatlak uzunluğu $0.95 P_c$ deki C_u boşaltma kompliansından aşağıdaki formülle deneme-yanılma yöntemi ile bulunur. Burada V_1 ; numune tipine bağlı bir şekil fonksiyonudur.

$$a_c = a_0 \frac{C_u V_1(a_0/d)}{C_i V_1(a_c/d)} \quad (4.18)$$

4.5.3.2. Pik Yük Metodu

Kapalı devre deney ekipmanı birçok laboratuvar ve işyerlerinde mevcut değildir. Bu kısıtlamanın üstesinden gelmek için Tang vd. [1996] kritik gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^S veya kritik çatlak ucu açılımı deplasmanı $CTOD_C$ belirlemek için pik yük yöntemi adında basit bir yöntem önermiştir. Bu yeni yöntemle boyut ve çentik boyu farklı numunelerin tepe yüklerinin ölçülmesi gerekir. Üç noktalı eğilme kirişleri genellikle betonun kırılma özelliklerini belirlemek için kullanılır. RILEM [1990]'ın önerdiği deney prosedüründe bu tip numune kullanılır. Pik yük metodundaki numunelerin kiriş boyutu ve çentik uzunluğu değişken alınabilir. Bunun yanı sıra farklı kombinezonlarda numuneler çoğaltılabilir. Numuneler aynı boyutta fakat ilk çatlak uzunluğu farklı veya ilk çatlak uzunluğu aynı farklı boyutlarda olabilir [Yang vd., 1997]. Betonun kırılma davranışlarını incelemek için Şekil 4.14'de görüldüğü gibi farklı geometrideki modellere uygulanmaktadır.



Şekil 4.14. Diğer kırılma numuneleri a) Çentikli silindir yarma b) Boşluklu silindir yarma c) Eksantrik yüklü çentikli prizma d) Kenar küp yarma e) Diyagonal küp yarma

Bu metotta kritik çatlak uzunluğu (a_c) ve nominal gerilme (σ_{Nc}) değerlerinin parametrik denklemlere dönüşümü aşağıdaki formülde gösterilmiştir. En az iki farklı geometri kullanılarak ya aynı boyutta farklı çentik uzunluklarına sahip ya da farklı boyutta aynı relatif çentik uzunluğuna sahip numuneler kullanılmaktadır.

Aşağıdaki denklemlerde boyuttan ve geometriden bağımsız olan K_{Ic}^S ve $CTOD_C$ değerini bulabilmek için numunelerin sadece tepe yükleri ölçülür. Eğer σ_{Nc} değeri biliniyorsa K_{Ic}^S ve $CTOD_C$ sadece a_c 'ye bağlı bir fonksiyon olur.

$$K_I^i(\sigma_{Nc}^i, a_c^i) = K_{Ic}^s, \quad i = 1, 2 \quad (4.19)$$

$$CTOD^i(\sigma_{Nc}^i, a_c^i) = CTOD_c \quad (4.20)$$

Yarma-numuneleri için gerilme şiddet çarpanı formülü şu şekilde yazılabilir:

$$K_I = \sigma_{Nc} \sqrt{\pi a} Y(\beta, \alpha) \quad (4.21)$$

Burada σ_{Nc} nominal gerilme, a çatlak uzunluğu yarısı, $Y(\beta, \alpha)$ gerilme şiddet çarpanı için numune geometrisine bağlı bir düzeltme çarpanıdır ($\beta = t/d, \alpha = a/d$) ve yarmada çekme numuneleri için aşağıdaki gibi bir polinom ile tanımlanır:

$$Y(\beta, \alpha) = A_0(\beta) + A_1(\beta)\alpha + A_2(\beta)\alpha^2 + A_3(\beta)\alpha^3 \quad (4.22)$$

Burada A_i değerlerinde i , 0 dan 3'e kadar değişmekte olup β 'nin fonksiyonudurlar ve A_i değerleri tablolar halinde verilmektedir [Tang vd., 1996; Ince, 2010a; Ince, 2012a].

Çatlak ağzı açılımı sonlu eleman yöntemine göre aşağıdaki denklemde tanımlanmıştır:

$$CMOD = \frac{\pi \sigma_{Nc} a}{E} V_1(\beta, \alpha) \quad (4.23)$$

Burada $V_1(\beta, \alpha)$ yarmada çekme numuneleri için aşağıdaki gibi bir polinom ile tanımlanır:

$$V_1(\beta, \alpha) = B_0(\beta) + B_1(\beta)\alpha + B_2(\beta)\alpha^2 + B_3(\beta)\alpha^3 \quad (4.24)$$

Burada B_i değerlerinde i , 0 dan 3'e kadar değişmekte olup β 'nin fonksiyonudurlar ve B_i değerleri tablolar halinde verilmektedir [Tang vd., 1996; Ince, 2010a; Ince, 2012a].

Silindir yarma numuneleri için $CTOD_C$ değeri aşağıdaki formülle bulunabilir:

$$\frac{COD(y)}{CMOD} = \sqrt{\left(1 - \frac{y}{a}\right) \left[\left(1 + \frac{y}{a}\right) B_0(a, \beta) + B_1(a, \beta) \frac{y}{a}\right]} \quad (4.25)$$

Burada y numune merkezine olan uzaklıktır. B_0 ve B_1 a ve β 'ya bağlı fonksiyon olup tablolar halinde verilmektedir. Bu katsayılar ilgili kaynaklardan alınabilir [Tang vd., 1996].

Kırılma yükleri belirlendikten sonra numune boyutları yardımıyla da K_{Ic}^S ve $CTOD_C$ değerleri Denklem 4.19 ve Denklem 4.20'den hesaplanır. Hesaplanan K_{Ic}^S ve $CTOD_C$ değerleri yardımı ile bir grafik elde edilir ve elde edilen grafikten standart sapma (s^2) bulunur. Standart sapma eğrisinin minimum olduğu nokta K_{Ic}^S değerini verir. Bu değer K_{Ic}^S ve $CTOD_C$ eğrisinde yerine konulduğunda gerçek $CTOD_C$ bulunur.

$$s(K_{Ic}^S) = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n [(CTOD_C^{ort} - CTOD_C^i)]^2}{n-1}} \quad (4.26)$$

Burada n değeri numunelerin toplam sayısıdır. Uygulamada elde edilen K_{Ic}^S ve $CTOD_C$ kırılma parametreleri malzeme parametresi E_c ile birleştirerek uzunluk parametresi olarak da ifade edilen Q gevreklik indeksi Denklem 4.27'de verilmiştir. Deneysel çalışmalar Q değerlerinin sertleşmiş çimento harcı için 12.5-50 mm, harç betonu için 50-150 mm ve beton için 150-350 mm arasında değiştiğini göstermiştir. Q ne kadar küçükse malzeme o kadar gevrektr [Jenq ve Shah, 1985a].

$$Q = \left[\frac{E_c CTOD_C}{K_{Ic}^S} \right]^2 \quad (4.27)$$

Malzemenin elastisite modülü ACI-318 [2002]'den aşağıda verilen şekliyle hesaplanabilir. Birimi MPa 'dır.

$$E_c = 4730 \sqrt{f'_c} \quad (4.28)$$

4.5.4. Efektif Çatlak Modeli

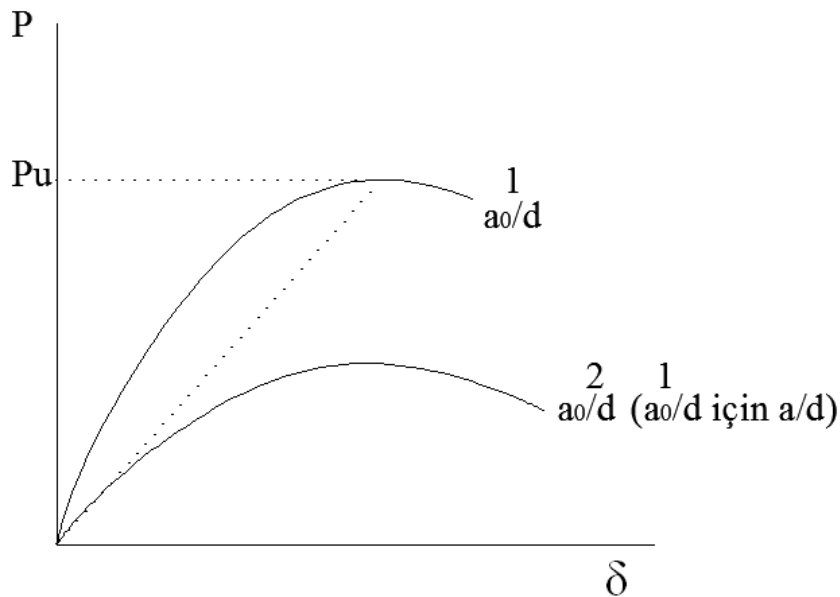
Nallathambi ve Karihaloo [1986], betonun kırılmasında efektif çatlak modelini iki parametrelili modelin prensiplerine benzer olarak geliştirmişlerdir. Şekil 4.15’de görüldüğü üzere efektif çatlak uzunluğu a_e yükleme-boşaltma eğrisindeki komplianstan hesaplanamadığı için maksimum yüke karşılık gelen sekant kompliansı kullanılır. Başlangıç modülü belirli bir a_0 başlangıç çatlak uzunluğa sahip numunenin pik yüke karşılık gelen sekant modülü, farklı bir a_0 başlangıç çatlak uzunluklu kirişin dinamik modülüne eşdeğer olduğu duruma karşılık gelen a_0 başlangıç çatlak uzunluğunun değeri efektif çatlak uzunluğu kabul edilir. Burada efektif çatlak uzunluğuna karşılık gelen K_{Ic}^e ’in kritik değeri esas alınır ise modelin iki parametrelili olduğu ortaya çıkar.

$$K_I = K_{Ic}^e, \quad a = a_e \quad (4.29)$$

Buradan boyutsuz efektif çatlak uzunluğu Denklem 4.30 yardımıyla da hesaplanabilir.

$$\frac{a_e}{d} = \gamma_1 \left(\frac{\sigma_N}{E} \right)^{\gamma_2} \left(\frac{a_0}{d} \right)^{\gamma_3} \left(1 + \frac{d_a}{d} \right)^{\gamma_4} \quad (4.30)$$

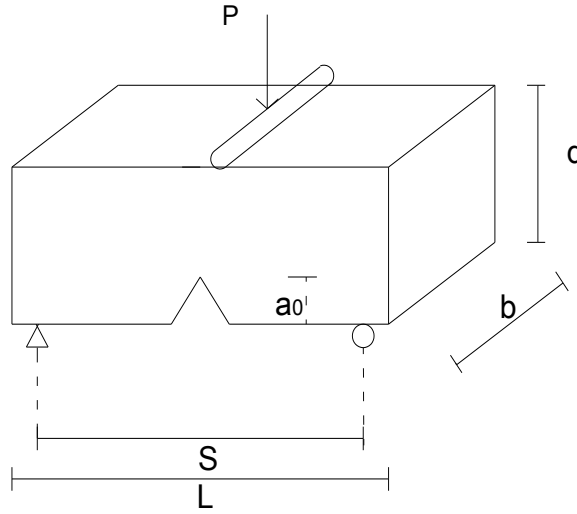
Buradaki ampirik sabitler $\gamma_1 = 0.088 \pm 0.004$, $\gamma_2 = -0.208 \pm 0.010$, $\gamma_3 = 0.451 \pm 0.013$ ve $\gamma_4 = 1.653 \pm 0.109$ ’dur.



Şekil 4.15. Efektif çatlak modeli [Nallathambi ve Karihaloo, 1986]

4.5.5. Boyut Etkisi Modeli

RILEM [1990] önerilerine göre beton kırılmasında malzemenin kırılma özellikleri boyut etkisi yasası ile elde edilir. Bu metodun temel düşüncesi Bazant ve Pfeiffer [1987] tarafından verilmiştir. Özellikle üç nokta yüklemesindeki kirişlerde iyi sonuç vermektedir. Farklı boyutta ve çentikli kirişler önerilmektedir. Bu modelde iki adet kırılma parametresi vardır, bunlar sonsuz boyuttaki bir numune için kırılma enerjisi olarak adlandırılan G_f ve kırılma süreci bölgesi uzunluğu c_f 'dir. Bu modelin en büyük avantajı sadece numunelerin tepe yüklerinin ölçülmesi ile iki kırılma parametresinin birden belirlenebilmesidir. Bütün numunelerde beton karışımı sabit olmalı ve üretilen betonlar kalıplara homojen dağıtılmasına dikkat edilmelidir. Numunelerin deney gününe kadar bekletildiği ortam da aynı olmalıdır. Yükler ve reaksiyonlar Şekil 4.16'da gösterildiği gibi bir sabit mafsal ile iki kayar mafsallı kiriş sistemine uygulanmaktadır. Kiriş mesnetleri ve kiriş sonu arasındaki mesafe iyi ayarlanmalıdır, aksi halde kirişte hasarlar ve çatlamlar meydana gelebilir.



Şekil 4.16. Boyut etkisi modeline göre önerilen numune geometrisi

Önerilen kiriş numune geometrisinde şu kurallara uyulmalıdır:

- Numune açıklık ve kesit yükseklik oranı (S/d) en az 2.5 olmalıdır.
- Çentik uzunluğunun derinliğe oranı (a_0/d) 0.15 ve 0.5 değerleri arasında olmalıdır.
- Kiriş genişliği ve derinliği $3 d_{max}$ değerinden küçük olmamalıdır.

- Çatlak genişliği, önerilere göre deneyler en az üç numune üzerinde yapılmalıdır ve her numune için d değeri belli olmalıdır.
- $d = d_1, \dots, d_n$ ve en küçük kırış derinliği d_1 değeri $5 d_{max}$ 'dan büyük olmamalıdır ve en büyük kırış derinliği d_n değeri $10 d_{max}$ 'dan (d_{max} en büyük agrega çapı) küçük olmamalıdır.
- Beton numunelerinde d_n/d_1 oranı en az 4 olmalıdır.
- Ayrıca boyut aralığı mümkün olduğu kadar ideal olmalıdır. Örnek olarak, $d/d_{max}=4:8:16$ genelde kabul edilebilir ama $d/d_{max}=3:6:12:24$ ya da $3:9:27$ aralıkları daha fazla tercih edilir.
- $\frac{S}{d}, \frac{a_0}{d}, \frac{L}{d}$ oranları tüm numuneler için sabit olmalıdır.
- Bütün numuneler aynı beton harcından yapılmalı ve beton kalitesi uniform olmalıdır [Bazant ve Planas, 1997].

RILEM [1990] önerilerine işlem sırası aşağıda verilmiştir:

1) Eğer $S_i = L_i$ ise, burada; g yer çekimi ivmesi, i numune sayısıdır.

$$P_i = P_i^0 + \frac{1}{2} m_i g \quad (i = 1, \dots, n) \quad (4.31)$$

2) Eğer $S_i < L_i$ ise yükler bulunur.

$$P_{ui} = P_{ui}^0 + \frac{2S_i - L_i}{2S_i} m_i g \quad (i = 1, \dots, n) \quad (4.32)$$

3) Her bir numune için nominal gerilme hesaplanır.

$$\sigma_N = \frac{3P_{ui}S_i}{(2b_iD_i^2)} \quad (i = 1, \dots, n) \quad (4.33)$$

4) Lineer regresyon uygulanır.

$$Y_i = \left(\frac{b d_i}{P_i^0} \right)^2 i, \quad x_i = d_i \quad (4.34)$$

5) Eğim belirlenir ve Y eksenini kestiği nokta bulunur. $Y = AX + C$ doğru denklemi ve $(\bar{X}, \bar{Y})$: tüm noktaların ağırlık merkezidir. X 'in değişik değerlerine karşın deneylerden elde edilen Y değerleri bir eksen takımında gösterilirse lineer regresyon yardımıyla A (eğim) ve C (kesişim noktası) katsayıları hesaplanır.

$$A = \frac{\sum_i (X_i - \bar{X})(Y_i - \bar{Y})}{\sum_i (X_i - \bar{X})^2} \text{ ve } C = \bar{Y} - A\bar{X} \quad (4.35)$$

Bu ifade Denklem 4.36'da tanımlanmaktadır:

$$\bar{X} = \frac{1}{n} \sum_i X_i \text{ ve } \bar{Y} = \frac{1}{n} \sum_i Y_i \quad (4.36)$$

Bu yöntemin iyi sonuç verebilmesi için X ve Y eksen takımı üzerinde işaretlenen veriler yaklaşık olarak lineer olmalıdır. Aksi takdirde deneyde hatalar olduğu düşünülebilir. LEKM uygulamalarının büyük boyutlu numunelere uygulanabilmesi için yardımcı değerler hesaplanır.

6) Geometrik uyum fonksiyonları hesaplanır. Burada relatif çentik boyu $\alpha = a_0/d$, a : çatlak uzunluğudur.

$S/d = 2.5$ için,

$$Y(a) = \frac{1.0 - 2.5a + 4.49a^2 - 3.98a^3 + 1.33a^4}{(1-a)^{3/2}} \quad (4.37)$$

$S/d = 4$ için,

$$Y(a) = \frac{1.99 - a(1-a) + (2.15 - 3.93a + 2.7a^2)}{\pi^{1/2}(1+2a)(1-a)^{3/2}} \quad (4.38)$$

7) Boyutsuz enerji salıverme hızı kırımları için Denklem 4.39'da verilmiştir:

$$g(a) = \left(\frac{s}{d}\right)^2 \pi a [1.5Y(a)]^2 \quad (4.39)$$

8) Malzemeye ait kırılma parametreleri kırılma enerjisi G_f ve kırılma süreci bölgesi uzunluğu c_f kırılma parametreleri hesaplanır [Tang vd., 1999]. Burada; E_c üretilen betonun elastisite modülü ve A 'da regresyon eğrisinin eğimidir. Burada ki C değeri gene regresyon eğrisine ait bir katsayıdır.

$$G_f = \frac{g(a_0)}{E_c A} \quad (4.40)$$

$$c_f = \frac{g(a_0)}{g'(a_0)} \left(\frac{C}{A} \right) \quad (4.41)$$

9) Yapılan çalışmalarda İki parametrelili Modelle, Boyut Etkisi Modeli arasında bir denklik olduğu ve bunların kırılma parametreleri olan K_{Ic} ve $CTOD_c$ değerleri ile G_f ve c_f arasında ilişki olabileceği görülerek aşağıdaki bağıntılar geliştirildi [Bazant, 1984; Bazant vd., 1991].

$$K_{Ic} = \sqrt{g(a_0)d_0} \quad Bf_t' = \sqrt{EG_f} \quad (4.42)$$

$$CTOD_c = \sqrt{\frac{32G_f c_f}{\pi E_c}} \quad (4.43)$$

10) Boyut etkisi kuralına ait malzeme kırılma parametreleri nonlineer regresyon yapılarak da bulunmuştur. Boyut etkisi modelinde sadece kiriş değil küp, silindir ve eksantrik basınç gibi değişik numune tipleri kullanılabilir. Aynı zamanda bazı numune tipleri için boyutu sabit ancak çentiklerde farklı boylarda olabilir. Değişken çentikli deney metodunda kırılma yüklerinin aşağıdaki denklemler yardımıyla bulunur [Tang vd., 1996; Tang vd., 1999].

$$\sigma_N = c_n \left(\frac{EG_f}{g'(a_0)c_f + g(a_0)d} \right)^{1/2} \quad (4.44)$$

$$\sigma_N = c_n \frac{P_u}{bd} \quad (4.45)$$

$Y = AX + C$ doğru denklemine göre;

$$Y = \frac{c_n^2}{g'(a)\sigma_n^2}, X = D = \frac{g(a_0)}{g'(a_0)}d \quad (4.46)$$

$$EG_f = \frac{1}{A}, c_f = \frac{C}{A} \quad (4.47)$$

D , etkili yapı boyutu olarak adlandırılır. Bu metotta boyutlar sabit olduğundan $g(a_0)$ ve $g'(a_0)$ fonksiyonları değişkendir.

$$Y^* = A^*X^* + C^*, Y^* = \frac{c_n^2}{\sigma_n^2}, X^* = d \quad (4.48)$$

$$EG_f = \frac{g(a_0)}{A^*} \quad (4.49)$$

$$c_f = \frac{g(a_0) C^*}{g'(a_0) A^*} \quad (4.50)$$

4.5.6. Çift-K Modeli

Şimdiye kadar anlatılan lineer olmayan kırılma mekaniği modelleri yapılarda çatlağın ani gelişmesini dikkate alırken, Çift-K modeli yönteminde çatlağın yayılmaya başlama kriterini ilave olarak dikkate alır. Xu ve Reinhardt [1999a,1999b,1999c] Çift-K Modeli yönteminde beton yapıları modellerken başlangıç gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^{ini} ve kritik gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^{un} olmak üzere iki parametre kullanılmasını önermiştir. Çift-K modeli yönteminde K_{Ic}^{ini} belirlemek için kohezif gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^c ifadesi kullanılmakta ve buda bazı ampirik ifadelerle dayanmakta ve hesabında nümerik integral teknikler kullanılmaktadır. İnce [2010c] K_{Ic}^c hesaplanması için alternatif bir analitik yöntem önermiştir. Literatürden elde edilen 94 deney verisi kullanılarak yöntem test edilmiş ve analitik yaklaşımın sonuçlarının oldukça uygun ve ümit verici olduğu tespit edilmiştir. K_{Ic}^{un} kırılma parametresi iki parametrelili modele [Jenq ve Shah, 1985a] benzer olarak RILEM [1990]'in önerdiği komplians yönteminden hesaplanmaktadır. Komplians yöntemde kırılma parametreleri, Şekil 4.17 a'da görüldüğü gibi çentikli bir üç noktalı

eğilme numunesinin Yük-Çatlak Ağzı Açılımı ($P - CMOD$) ilişkisinden belirlenir. Çift-K modelinde K_I , *Mod I* durumunu ifade eder. İlk parametre olan K_{Ic}^{ini} başlangıç gerilme şiddet çarpanı LEKM formüllerini kullanarak başlangıç kırılma yükü ve başlangıç çentik uzunluğundan hesaplanır. Diğer parametre K_{Ic}^{un} aynı şekilde LEKM formüllerini kullanarak efektif çatlak uzunluğu ve komplians yöntemden hesaplanır. Beton barajlarda, kanallarda, nükleer reaktör yapılarının analizinde bu parametrelerin kullanılması önerilmektedir [Kumar ve Barai, 2009]. Modeldeki kritik çatlak uzunluğu a_c , başlangıç (C_i) ve pik yükte ölçülen sekant (C_s) gibi iki komplians değerinden faydalananarak hesaplanır. Çift-K kırılma kriteri;

$K_I = K_{Ic}^{ini}$ önceden var olan çatlak ilerlemeye başlar,

$K_{Ic}^{ini} < K_I < K_{Ic}^{un}$ çatlak giderek gelişir.

$K_I \geq K_{Ic}^{un}$ olduğunda çatlak istikrarsız yayılır [Xu ve Reinhardt, 1999a].

Sonuç olarak, başlangıç ve pik yükteki sekant komplians değerlerinden, betonun elastisite modülü eşitliğiyle a_c deneme yanılma yöntemiyle bulunabilir. Malzemenin elastisite modülü E başlangıç kompliansından hesaplanabilir.

$$E = \frac{6S a_o V(\alpha_o)}{C_i b d^2} = \frac{6S a_c V(\alpha_c)}{C_s b d^2} \rightarrow a_c V(\alpha_c) = \frac{a_o V(\alpha_o) C_s}{C_i}, \alpha = \frac{a}{d} \quad (4.51)$$

Kritik çatlak uzunluğu a_c , $0.95 P_c$ deki C_s boşaltma kompliansından deneme-yanılma yöntemi ile bulunur:

$$a_c = a_o \frac{C_s V a_o}{C_i V a_c} \quad (4.52)$$

Burada a_o başlangıçtaki çentik uzunluğu, C_i başlangıç kompliansı ve $\alpha = a_o/d$ dir. V geometriye bağlı bir fonksiyondur. Gerilme şiddet çarpanı ise Denklem 4.53'den hesaplanır:

$$K_I = \sigma_N \sqrt{\pi a} Y(a) \quad (4.53)$$

$V(\alpha)$ ve $Y(\alpha)$ fonksiyonları $S/d=2.5$ olan kirişler için aşağıdaki formüller verilebilir [Kumar ve Barai, 2009].

$$V(\alpha_0) = 0.65 - 1.88\alpha + 3.02\alpha^2 - 2.69\alpha^3 + \frac{0.68}{(1-\alpha)^2} \quad (4.54)$$

$$Y(\alpha) = \frac{1.83-1.65a+4.76a^2-5.3a^3+2.51a^4}{\sqrt{\pi} (1+2a)(1-a)^{1.5}} \quad (4.55)$$

$V(\alpha)$ ve $Y(\alpha)$ fonksiyonları $S/d=4$ olan kirişler için aşağıdaki formüller kullanılır [Kumar ve Barai, 2009]:

$$V(\alpha_0) = 0.76 - 2.28\alpha + 3.87\alpha^2 - 2.04\alpha^3 + \frac{0.66}{(1-\alpha)^2} \quad (4.56)$$

$$Y(\alpha) = \frac{1.99-a(1-a)(2.15-3.93a+2.7a^2)}{\sqrt{\pi} (1+2a)(1-a)^{1.5}} \quad (4.57)$$

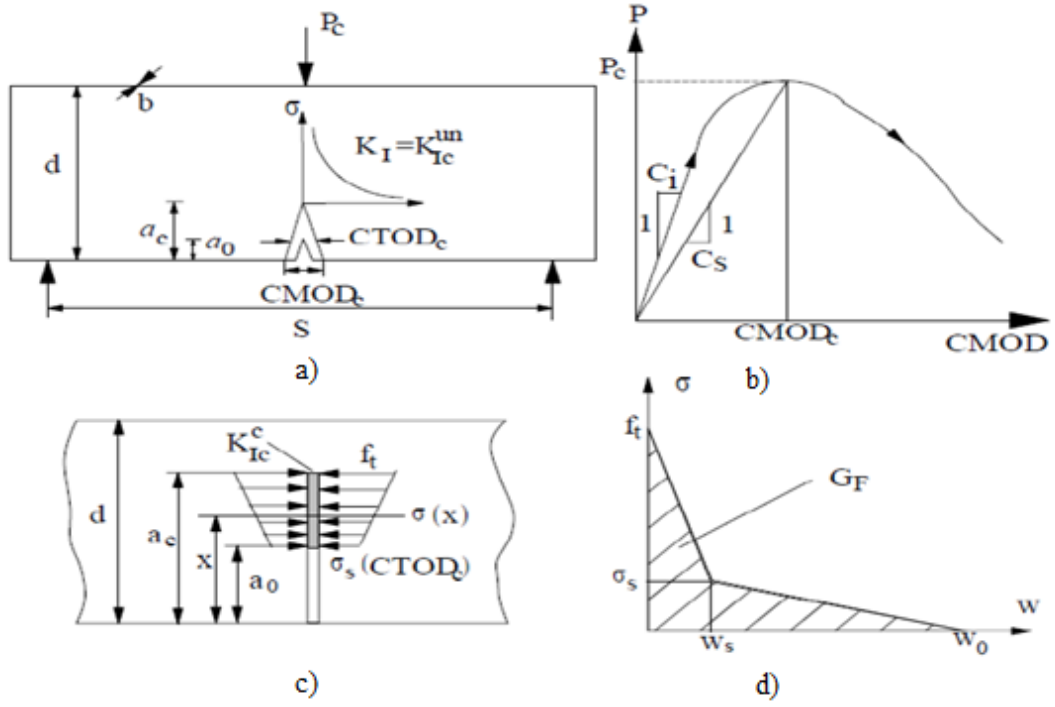
Kritik gerilme şiddet çarpanı aşağıdaki formülle hesaplanır:

$$K_{Ic}^{un} = \frac{3P_c S}{2bd^2} \sqrt{\pi a_c} Y(\alpha_c) \quad (4.58)$$

Denklem 4.59'da hesaplanan K_{Ic}^c değeri Tada vd. [2000] önerdiği yaklaşımın basitleştirilmiş halidir [Jenq ve Shah, 1985b]:

$$K_{Ic}^c = \int_{a_0}^{a_c} \frac{2\sigma\left(\frac{x}{a_c}\right)}{\pi a_c} F\left(\beta = \frac{x}{a_c}, \alpha = \frac{a_c}{d}\right) dx \quad (4.59)$$

$$F(\beta, \alpha) = \frac{3.52(1-\beta)}{(1-\alpha^2)^{1.5}} - \frac{4.35-5.28\beta}{(1-\alpha)^{0.5}} + \left[\frac{1.3-0.3\beta^{1.5}}{(1-\beta^2)^{0.5}} + 0.83 - 1.76\beta \right] [1 - a(1 - \beta)] \quad (4.60)$$



Şekil 4.17. Çift K modelde kırılma parametreleri tayini a) Çentikli üç noktalı eğilme numunesi b) tipik bir CMOD diyagramı c) K_{Ic}^c nin hesap şekli d) iki-lineer doğrudan oluşan gerilme-çatlak açılımı kanunu [İnce, 2010c]

Denklem 4.59'un singulariteden dolayı analitik çözümü yoktur ve Gauss-Chebyshev yöntemiyle sonuç bulmak mümkündür [Xu ve Reinhardt, 1999b]. Çatlak gerisinde oluşan gerilme dağılımının fonksiyonu $\sigma(x)$ için gerilme-çatlak açılımı ($\sigma - w$) bağıntısı kullanılır ve bu eğrinin altında kalan alan betonun kırılma enerjisine G_F eşittir. G_F , CEB FIB [1993] şartnamesine göre belirlenebilir.

$$G_F = (0.00025d_{max} + 0.002)f_c^{0.7} \quad (4.61)$$

$$w_0 = \frac{\alpha_f G_f}{f_t} \quad (4.62)$$

$$\alpha_f = \frac{9-d_{max}}{8} \quad (4.63)$$

$$\sigma_s = \frac{f_t}{\alpha_f} \left(2 - \frac{f_t CTOD_c}{G_F} \right) \quad (4.64)$$

$$CTOD_c = \frac{6P_c S a_c}{E b d^2} V(a_c) \sqrt{(1 - \beta^2) + (1.081 - 1.149a_c)(\beta - \beta^2)} \quad (4.65)$$

Burada, $a_c = a_c/d$ ve $\beta = a_o/a_c$ dir. Başlangıç gerilme şiddet çarpanı denklem süperpozisyon kuralına göre 4.66'dan hesaplanır.

$$K_{Ic}^{ini} = K_{Ic}^{un} - K_{Ic}^c \quad (4.66)$$

4.5.6.1 Ağırlık fonksiyonları yöntemiyle K_{Ic}^{ini} parametresinin hesabı

Son zamanlarda Kumar ve Barai [2010] kohezif gerilme şiddet çarpanı ifadesinin kapalı bir formunu elde etmek için ağırlık fonksiyonlarının kullanımını önerdi. Üç noktalı eğilme deneyi sonuçları ile ağırlık fonksiyonları yöntemini kullanarak Çift-K kırılma parametrelerini hesapladılar. Sonuçlar var olan analitik yöntemlerle karşılaştırılarak % 2'den az hata elde edilmiştir. Ağırlık fonksiyonlarının basit formlarını kullanarak betonun kırılma analizlerinde kolaylık sunulmuştur. Çift-K modelindeki başlangıç gerilme şiddet çarpanını K_{Ic}^{ini} hesaplamak için ilk önce Şekil 4.18'de detaylandırıldığı gibi, çatlak gerisinde yer alan kohezif gerilmelerin sebep olduğu kohezif gerilme şiddet çarpanının K_{Ic}^c hesaplanması gerekir. Bu işlem ağırlık fonksiyonları kullanılarak kolaylıkla aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

$$K_{Ic}^c = \sqrt{\frac{2}{\pi a_c}} \left\{ \sigma_s (CTOD_c) a_c \left[2s^{1/2} + M_1 s + \frac{2}{3} M_2 s^{3/2} + \frac{1}{2} M_3 s^2 \right] + \frac{f_t - \sigma_s (CTOD_c)}{a_c - a_0} a_c^2 \left[\frac{4}{3} s^{3/2} + \frac{1}{2} M_1 s^2 + \frac{4}{15} M_2 s^{5/2} + \frac{1}{6} M_3 \left\{ 1 - \left(\frac{a_0}{a_c} \right)^3 - 3s \frac{a_0}{a_c} \right\} \right] \right\} \quad (4.67)$$

Burada $s = 1 - a_0/a_c$ şeklinde ifade edilir. Betonun çekme mukavemeti f_t ACI-318 [2002] göre belirlenmiştir. f_c' betonun silindir basınç mukavemeti olup birimleri MPa 'dır.

$$f_t = 0.4983 \sqrt{f_c'} \quad (4.68)$$

Ve $\sigma_s(CTOD_c)$ değeri Reinhardt vd. [1986] tarafından önerilen Denklem 4.69'dan hesaplanabilir.

$$\sigma_s(CTOD_c) = f_t \left\{ \left(1 + (18.75CTOD_c)^3 \right) \exp(-43.75CTOD_c) - 0.16CTOD_c \right\} \quad (4.69)$$

Denklem 4.67'deki M_i katsayıları relatif çatlak uzunluğu bağlı polinom katsayılarıdır. Başlangıç gerilme şiddet çarpanı süperpozisyon kaidesi gereğince, genellikle Denklem 4.70'de tanımlandığı gibi bir polinom kullanılmaktadır.

$$M_i = m_{i0} + m_{i1}\alpha + m_{i2}\alpha^2 + m_{i3}\alpha^3 + m_{i4}\alpha^4 + m_{i5}\alpha^5 + m_{i6}\alpha^6 + m_{i7}\alpha^7 \quad (4.70)$$

Çift-K modelindeki başlangıç gerilme şiddet çarpanını K_{Ic}^{ini} hesaplamak için ilk önce Şekil 4.17'de detaylandırıldığı gibi, çatlak gerisinde yer alan kohezif gerilmelerin sebep olduğu kohezif gerilme şiddet çarpanının K_{Ic}^c hesaplanması gerekir. Bu işlem ağırlık fonksiyonları kullanılarak hesaplanmıştır. Denklem 4.70'deki M_i katsayıları relatif çatlak uzunluğu bağlı aşağıda tanımlanan yedinci dereceden bir polinom olup kiriş numuneler için bu polinomun katsayıları Tablo 4.1'de verilmiştir.

Tablo 4.1. Kiriş numunelerinde M_1 , M_2 ve M_3 fonksiyonları için sabitler m_{ij} ($j=0-5$) [Kumar ve Barai, 2010]

M_i	Çarpan	0	1	2	3	4	5
1	$(1-\alpha)^{-1.5}$	0.0572011	-0.8741603	4.0465668	-7.89441845	7.8549703	-3.18832479
2	1	0.4935455	4.43649375				
3	$(1-\alpha)^{-1.5}$	0.340417	-3.9534104	16.1903942	-16.0958507	14.6302472	-6.1306504

İnce [2012b] küp, silindir ve diyagonal küp numuneleri sınır elemanları yöntemiyle analiz ederek kırılma parametrelerini belirledi. Ayrıca çentikli küp-yarma ve silindir numuneler için ağırlık fonksiyonlarını geliştirmiştir. Yarma numunelerini Çift-K modeliyle çözümleyip literatürdeki kiriş verileri ile karşılaştırmıştır. Yarma numunelerin kiriş numuneler göre daha homojen olduğunu görmüştür. Denklem 4.70'deki M_i katsayıları relatif çatlak uzunluğu bağlı aşağıda Denklem 4.70'de tanımlanan yedinci dereceden bir polinom olup küp numuneler için bu polinomun katsayıları Tablo 4.2'de verilmiştir.

Tablo 4.2. Küp numunelerinde M_1 , M_2 ve M_3 fonksiyonları için sabitler m_{ij} ($j=0-7$) [İnce, 2012b]

M_i	0	1	2	3	4	5	6	7
1	0.070	0.407	-5.405	49.393	-199.837	384.617	-359.928	132.792
2	-0.089	-2.017	24.839	-86.042	207.787	-243.596	114.431	
3	0.432	2.581	-31.022	134.511	-329.531	437.642	-292.768	69.925

4.5.7. Çift-G Modeli

Zhao ve Xu [2002] betonun kırılma davranışıyla ilgili enerji salıverme miktarı anlayışına dayalı yeni bir analitik model önermiştir. Bu modelde iki parametreden ibaret olup birincisi G_{Ic}^{ini} başlangıç enerji salıverme miktarı ikincisi ise G_{Ic}^{un} kritik enerji salıverme miktarıdır. Bu iki parametre betonun tüm kırılma süreci esnasında çatlak yayılma aşamalarıyla ilgilidir. Çift-K modelinde olduğu gibi harç matrisinde gevrek malzemelerde aynı kırılma davranışı gösterir. Enerji salıverme miktarı birim alan başına çatlak yayılması için gereken enerji miktarıdır ve G_{Ic}^{ini} ve G_{Ic}^{un} değerleri aşağıda verilen denklemlerden hesaplanır. Üç noktalı eğilme kirişleri ve kama-yarma deneyleri uygulanarak formüller kullanılır. Çift-G kırılma kriteri ile ilgili;

$G < G_{Ic}^{ini}$ çatlak değişmeden kalır,

$G = G_{Ic}^{ini}$ çatlak başlar,

$G_{Ic}^{ini} < G < G_{Ic}^{un}$ çatlak kararlı ilerler,

$G = G_{Ic}^{un}$ kritik durum oluşur,

$G > G_{Ic}^{un}$ kırılma başlar.

$$G = \frac{P^2 dC}{2Bda} \quad (4.71)$$

Üç noktalı eğilme formülü aşağıda verilmiştir:

$$C = \frac{\delta}{P} = \frac{3S^2}{2BD^2E} V(\alpha) \quad (4.72)$$

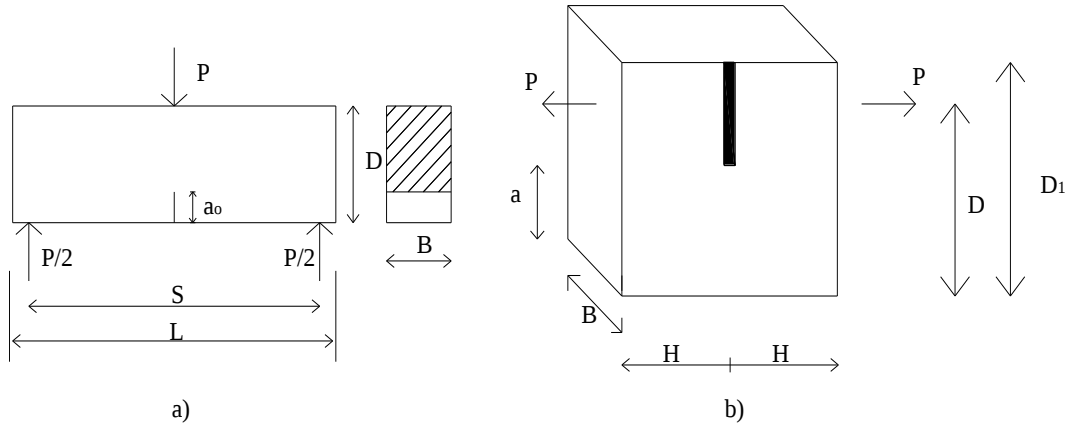
$$V(\alpha) = \left(\frac{\alpha}{1-\alpha}\right)^2 [5.58 - 19.57\alpha + 36.82\alpha^2 - 34.94\alpha^3 + 12.77\alpha^4] \quad (4.73)$$

Kompakt çekme formülü aşağıda verilmiştir:

$$C = \frac{COD}{P} = \frac{1}{BE} V(a) \quad (4.74)$$

$$V(a) = \left(\frac{1+\alpha}{1-\alpha}\right) \alpha^2 [2.163 + 12.219\alpha - 20.065\alpha^2 - 0.9925\alpha^3 + 20.609\alpha^4 - 9.9314\alpha^5] \quad (4.75)$$

Şekil 4.18’de S , D ve B kiriş açıklık, derinlik ve kalınlığı simgeleri, a efektif çatlak uzunluğudur. Üç noktalı eğilme kirişi için Denklem 4.76-4.77 ve kompakt çekme ve kama-yarma numunesi için Denklem 4.79-4.80 kullanılır.



Şekil 4.18. a) üç noktalı eğilme kirişi deneyi b) kompakt-çekme deneyi [Xu ve Zhang, 2008].

$$G_{Ic}^{ini} = \frac{3P_{ini}^2}{4B^2D^3E} V'(\alpha_0) \quad (4.76)$$

$$G_{Ic}^{un} = \frac{3P_{ini}^2}{4B^2D^3E} V'(\alpha_c) \quad (4.77)$$

$$\alpha_i = \frac{2}{\pi} (D + H_0) \arctg \sqrt{\frac{BEC_{si}}{32.6} - 0.1135} - H_0 \quad (4.78)$$

$$G_{Ic}^{ini} = \frac{P_{ini}^2}{2B^2E} V'(\alpha_0) \quad (4.79)$$

$$G_{Ic}^{un} = \frac{P_{ini}^2}{2B^2E} V'(\alpha_c) \quad (4.80)$$

$$a_i = (D + H_0) \left(1 - \sqrt{\frac{11.56}{BEC_{sl} + 9.397}} \right) - H_0 \quad (4.81)$$

$$G_{Ic}^{ini} = G_{Ic}^{un} - G_{Ic}^c \quad (4.82)$$

5. MATERYAL VE METOT

Betonun mekanik mukavemet değerlerinin belirlenmesi için yapılan çalışmaların agrega özellikleri agreganın tipi (nehir/kırmataş), maksimum agrega çapı, granülometrik bileşim, agrega geometrisi), çimento miktarı, çimento kalitesi, su/çimento oranı, katkı maddesi miktarı, kür ortamı ve yükleme hızı gibi malzeme parametreleriyle ilişkili olduğu bilinmektedir. Bununla birlikte günümüz dizayn çalışmalarında sadece basınç dayanımı hedef alınmamakta, aynı zamanda özel yapı tiplerinde betonun çekme dayanımına da ihtiyaç duyulmaktadır. Bu tez çalışmasında betonun mekanik mukavemet değerlerinin belirlenmesinde agrega granülometrisi, maksimum agrega çapı (d_{max}) ve su/çimento (s/ç) oranı gibi malzeme parametrelerinin kırılma özellikleri ile olan ilişkisi incelendi. Yapılan deneysel çalışmada agrega granülometrisinin kesikli ve sürekli üretilen küp ve kiriş beton numunelerin mekanik değerlerini nasıl etkilediği incelenip, çentikli veya çentiksiz durumlar için lineer olmayan kırılma mekaniği prensipleriyle kırılma parametreleri hesaplandı. Çentiksiz üretilen beton küp numunelerin yarmada-çekme deneyi uygulanarak elde edilen analiz sonuçlarına göre Boyut Etkisi Kanunu ve Çok Fraktallı Boyut Etkisi Kanununa göre incelemesi yapıldı. Çentikli üretilen beton küp numunelerin deney sonuçlarına göre ise İki Parametrelili Model ve Çift-K Modeli yaklaşımları; çentikli üretilen beton kiriş numunelerinde ise üç noktalı eğilme deneyi uygulanarak İki Parametrelili Model, Boyut Etkisi Modeli ve Çift-K Modeli yaklaşımları incelendi. Deneylerin tamamı, Fırat Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Malzemesi Laboratuvarı'nda yapıldı. Beton karışımlarda Elazığ Altınova Çimento San. T.A.Ş.'nin ürettiği CEM I 42.5 N tipi yüksek dayanımlı çimento kullanıldı. Karışımlar hazırlanırken $d_{max}=8$ mm ile hazırlanan kesikli granülometrilili karışımda (0-2) elek aralığında bulunan malzeme ile (4-8) elek aralığında bulunan malzeme kullanılırken, $d_{max}=16$ mm ile hazırlanan kesikli granülometrilili karışımda (0-2) elek aralığında bulunan malzeme ve (8-16) elek aralığında bulunan malzeme kullanıldı. Elde edilen deneysel verilerin istatistiksel sonuçları tablo ve şekillerle sunulmuştur.

5.1. Karışım Oranları

Karışım oranları hesaplanırken $d_{max}=8$ mm için su/çimento oranı 0.6 olarak belirlendi. Çimento dozajı 400 kg/m^3 alındı. Buradan su miktarı 240 kg/m^3 bulundu. Hava boşluğu % 2 alındı. Çimento özgül ağırlığı $\gamma_c = 3.1 \text{ gr/cm}^3$ alındı. Denklem 5.1'deki agrega mutlak hacim formülü kullanılarak uygun granülometrik hesabın karışım oranları Tablo 5.1'de sunulmuştur.

$$1000 = \frac{C}{\gamma_c} + Su + hava + V_a \quad (5.1)$$

1000 dm^3 betonda bulunan agrega hacmi 610 dm^3 olarak hesaplanır. Özgül ağırlık formülünden,

(0-2) kum % 35

$$2.64 = m / (610 \times (35/100))$$

$$m_{(0-2)} = 564 \text{ kg}$$

(4-8) çakıl % 65

$$2.66 = m / (610 \times (65/100))$$

$$m_{(4-8)} = 1055 \text{ kg}$$

Tablo 5.1. $d_{max}=8$ mm için 55 dm^3 ' lük kesikli granülometrilili beton karışım hesabı

Malzeme Türü	1000 dm^3	55 dm^3
Çimento	400 kg	22 kg
Su	240 kg	13.2 kg
d_{max} (0-2) mm %35	564 kg	31.1 kg
d_{max} (4-8) mm %65	1055 kg	58.1 kg

$d_{max}=16$ mm için su/çimento oranı 0.6, çimento dozajı 350 kg/m^3 , su miktarı 210 kg/m^3 bulundu. Hava boşluğu % 2 ve çimento özgül ağırlığı $\gamma_c=3.1 \text{ gr/cm}^3$ alındı. 1000 dm^3 betonda bulunan agrega hacmi 657 dm^3 olarak hesaplandı. $d_{max}=16$ mm için hesaplanam karışım oranı tablo 5.2’de sunulmuştur.

(0-2) kum % 35

$$2.64 = m / (657 \times (35/100))$$

$$m_{(0-4)} = 607 \text{ kg}$$

(8-16) çakıl % 65

$$2.66 = m / (657 \times (65/100))$$

$$m_{(8-16)} = 1136 \text{ kg}$$

Tablo 5.2. $d_{max}=16$ mm için 55 dm^3 ’lük kesikli granülometrilili beton karışım hesabı

Malzeme Türü	1000 dm^3	55 dm^3
Çimento	350 kg	19.25 kg
Su	210 kg	11.55 kg
d_{max} (0-2) mm %35	607 kg	33.4 kg
d_{max} (8-16) mm %65	1136 kg	62.5 kg

$d_{max}=8$ mm sürekli granülometrilili karışım için Denklem 5.1’deki mutlak hacim formülü kullanılarak hesaplanan uygun değerler Tablo 5.3’de verilmiştir.

(0-4) kum % 40

$$2.66 = m / (610 \times (40/100))$$

$$m_{(0-4)} = 975 \text{ kg}$$

(4-8) çakıl % 60

$$2.66 = m / (610 \times (60/100))$$

$$m_{(4-8)} = 650 \text{ kg}$$

Tablo 5.3. $d_{max}=8$ mm için 55 dm³ lük sürekli granülometrilili beton karışım hesabı

Malzeme Türü	1000 dm ³	55 dm ³
Çimento	400 kg	22 kg
Su	240 kg	13.2 kg
d_{max} (4-8) mm % 40	650 kg	37.8 kg
d_{max} (0-4) mm %60	975 kg	53.6 kg

Aynı şekilde $d_{max}=16$ mm için hesaplanmış karışım oranı Tablo 5.4’de verilmiştir.

(0-4) kum % 50

$$2.66 = m / (657 \times (50/100))$$

$$m_{(0-4)} = 874 \text{ kg}$$

(4-8) çakıl % 18

$$2.66 = m / (657 \times (18/100))$$

$$m_{(4-8)} = 315 \text{ kg}$$

(8-16) çakıl % 32

$$2.66 = m / (657 \times (32/100))$$

$$m_{(8-16)} = 559 \text{ kg}$$

Tablo 5.4. $d_{max}=16$ mm için 55 dm³ lük sürekli granülometrilili beton karışım hesabı

Malzeme Türü	1000 dm ³	55 dm ³
Çimento	350 kg	19.25 kg
Su	210 kg	11.55 kg
d_{max} (8-16) mm % 32	559 kg	30.7 kg
d_{max} (4-8) mm % 18	315 kg	17.3 kg
d_{max} (0-4) mm % 50	874 kg	48 kg

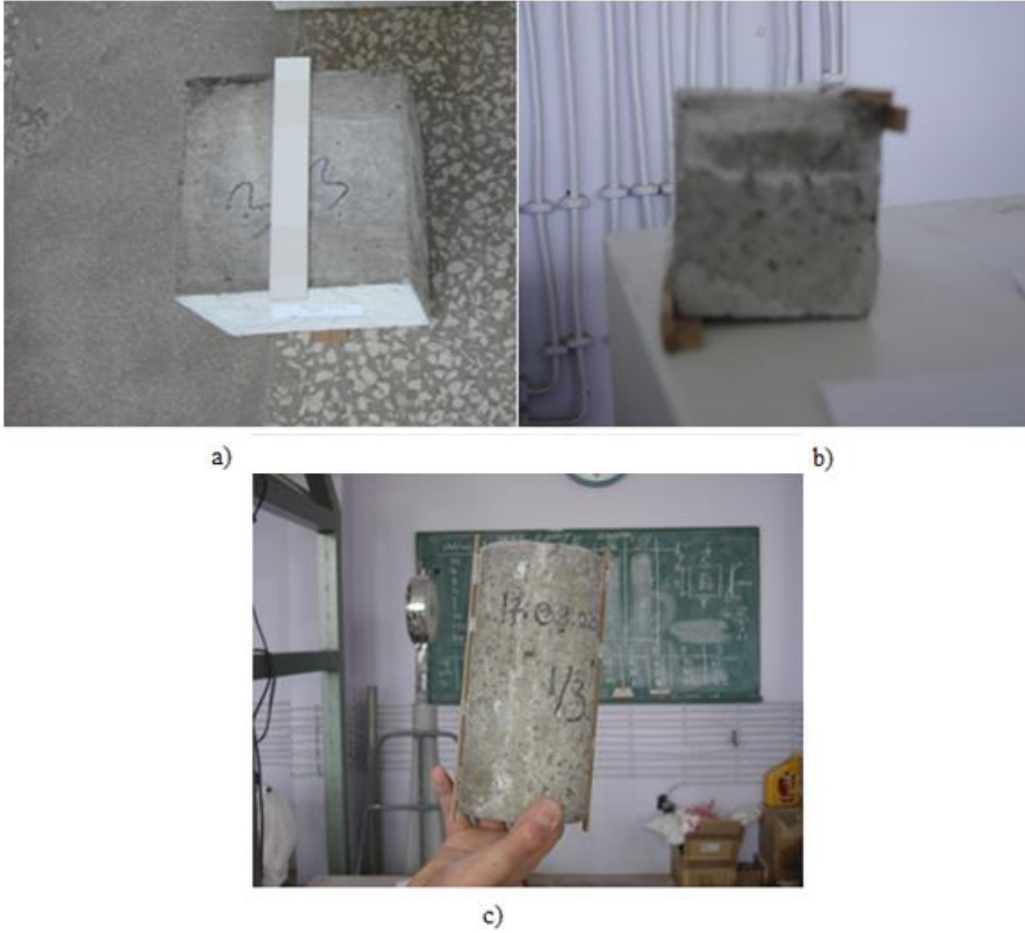
5.2. Çentiksiz Küp Numune Deneyleri

Çentiksiz küp numune yarma deneyleri için özel olarak tasarlanmış,  elik döküm malzemeden imal edilmiş; 3 adet 50 mm, 3 adet 100 mm, 3 adet 200 mm'lik k p kalıplar ve 3 adet 150x300 mm²'lik silindir kalıplar kullanıldı. Ve basınç dayanımı için ise 3 adet 150 mm'lik k p kalıplar kullanıldı. Betonun kalıba yapışmasını önlemek için doldurma öncesinde, kalıp iç yüzeyi  imento ile etkile meyen, kalıp ayırıcı olarak kullanılan ya  ile ince bir tabaka halinde sürülerek sökümü rahat bir hale getirildi. Mikserde karıştırıldıktan sonra istenilen kıvamda gelen beton karışımı sırasıyla 200 mm'lik k p, 150 mm'lik k p, 150x300 mm²'lik silindir, 100 mm'lik küp ve 50 mm'lik küplere  ekil 5.1'de g r ld   gibi doldurulup, tokmak yardımıyla hava kabarcıkları alındı. Beton dökümünden 48 saat sonra kalıptan çıkarılan numuneler 28 gün 20 C  kirece doymun su k r nde bekletildi. Sudan  ıkarılan numuneler sabit yükleme altında kırılarak yarmada-çekme deneyi uygulandı. Yapılan deneyde kesikli granülo metrili 3 seri $d_{max} = 8$ mm ve 3 seri $d_{max} = 16$ mm olmak üzere toplam 6 seri aynı şartlar altında hazırlandı.



Şekil 5.1. Hazırlanan beton karışımının kalıplara yerle tirdikten sonraki görünümü

Kırıma hazır hale gelen küp numunelerin yüzeylerine deney cihazına yerleştirilmeden önce duralit çubuklar yerleştirildi. Yükün şerit halinde uygulanmasını sağlayan çubuklar her küp numune için kenarlardan 1 cm geçecek şekilde, silindir numune için ise yükseklik baz alınarak özel olarak kestirilip hazırlandı. Şekil 5.2 a’da gösterildiği gibi küp ve silindir numunelerin alt ve üst bölgelerinin orta noktaları belirlendikten sonra çubukların orta noktasıyla çakışacak şekilde oturtulup şeffaf bantlar yardımıyla sabitlendi. Diyagonal yarma küpler için köşegenler baz alınarak karşılıklı gelecek şekilde her köşegene Şekil 5.2 b deki gibi 2’şer parça duralit uçlardan birer cm aşacak şekilde sabitlendi. Karşılıklı olarak yerleştirilen duralitler numunenin bir düzlem boyunca ikiye bölünmesini sağlayarak ezilme olmasını önlemiştir.



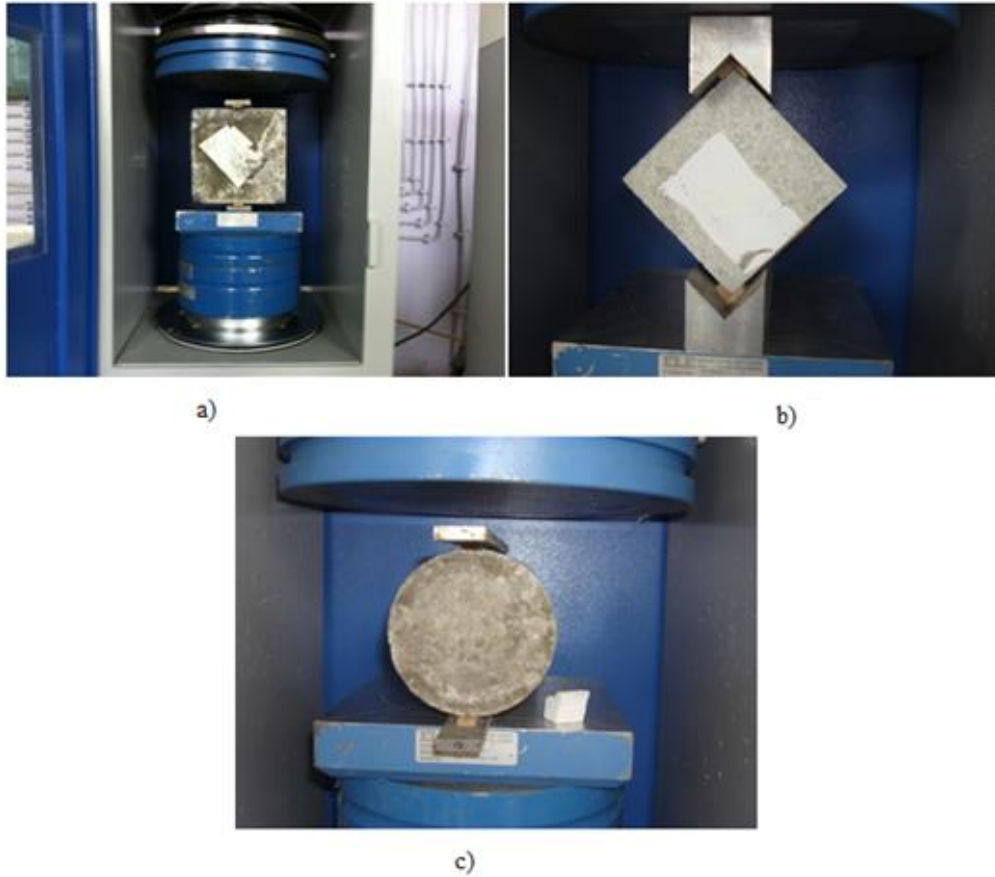
Şekil 5.2. Duralitlerin yarma deneyleri için numunelere sabitlenmesi a) kenar yarma b) diyagonal yarma c) silindir yarma

Tablo 5.5’de küp ayrıtına göre kesilmiş duralit boyutları verilmiştir. Burada t duralit genişliği, d numune boyutu ve kalınlık 3 mm’dir. Silindir yarmalar için $\beta = t/d = 0.1$ ’e göre 10x220 mm alınarak duralit şeritler hazırlandı.

Tablo 5.5. Küplerin boyutlarına göre hazırlanmış duralit boyutları

Küp (mm)	Kenar ($\beta = t/d = 0.1$)	Kenar ($\beta = t/d = 0.16$)	Diyagonal ($\beta = t/d = 0.1$)
50	5x70	8x70	5x70
100	10x120	16x120	10x120
150	15x170	24x170	15x170
200	20x220	32x220	20x220

Kırırma hazır hale gelen numuneler basınç ve yarma testleri için Şekil 5.3’de görülen 2000 kN kapasiteli dijital makinedeki çelik başlıklar içine yerleştirilip kırılarak tepe yükleri kaydedildi.

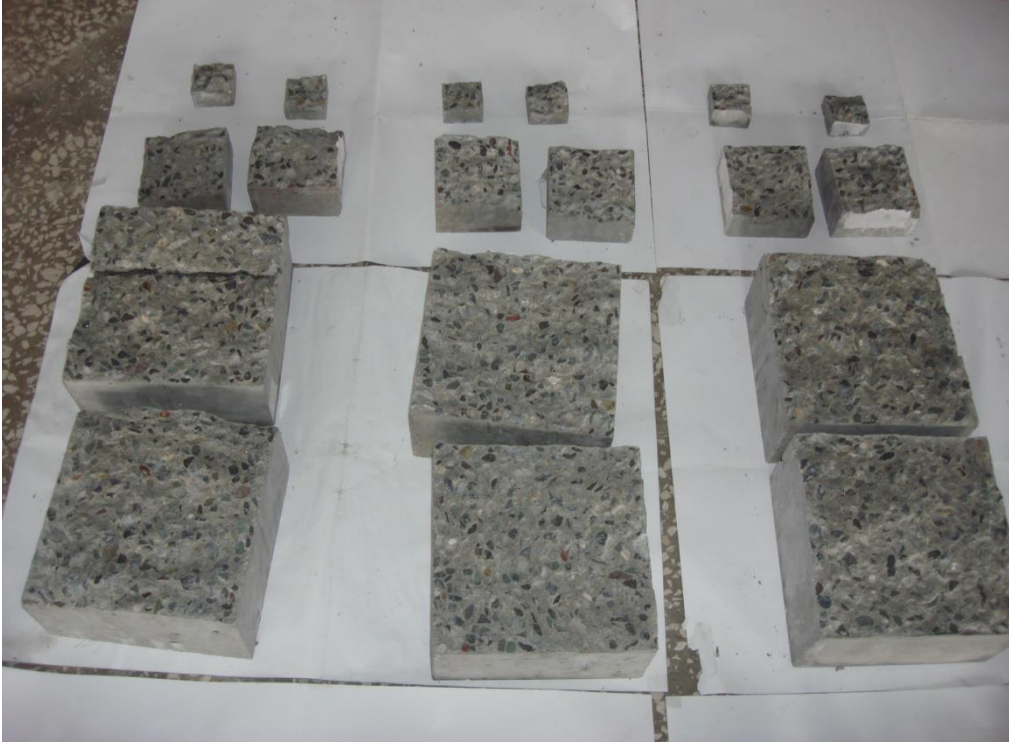


Şekil 5.3. Dijital makineye yerleştirilmiş numuneler a) kenar yarma b) diyagonal yarma c) silindir yarma

Beton numuneler deney cihazına yerleştirilip kırılma meydana gelinceye kadar belirlenen yükleme hızında teste tabi tutuldu. Öyle ki her bir numunenin maksimum yükleme kapasitesine ulaşması ortalama 4 dk. $\pm$ 30 s. sürmüştür. Şekil 5.4-Şekil 5.13 fotoğraflarda çentiksiz numune deneyindeki kenar yarma ve diyagonal yarma numunelerinin kırılma şekilleri ve agregaların etkisi görülmektedir. Kırılma yüzeylerine dikkatli bakıldığı zaman çok nadirde olsa bazı agregalarda kırılma gözlemlenmektedir. Bu agreganın dayanımının düşük olduğunu göstermektedir. Bazı agregalarda ise çatlak agreganın etrafından ilerlemiştir. Bu durumda agreganın dayanımının yüksek olduğunu göstermektedir. Kırılma yüzeyi dikkatli incelendiğinde daha çok çatlak agreganın etrafından ilerlemiştir.



Şekil 5.4. Kenar yarma boyut etkisi deneyine ait numunelerin kırılma şekilleri ve detayları



Şekil 5.5. Kenar yarma boyut etkisi deneyinde kırılmış numuneler



Şekil 5.6. Kenar yarma boyut etkisi deneyinde $d=200$ mm'lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları



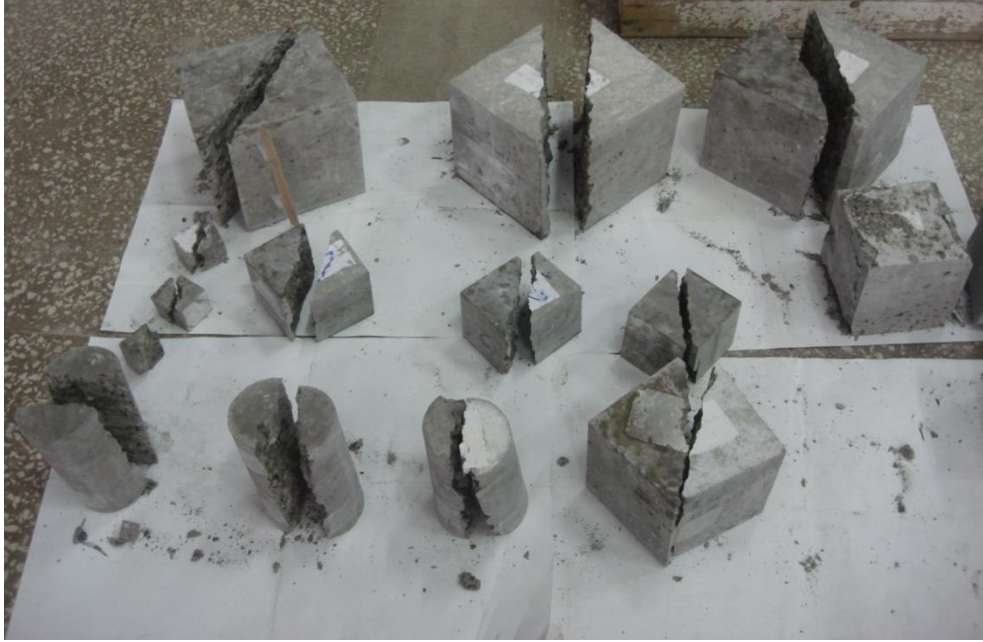
Şekil 5.7. Kenar yarma boyut etkisi deneyinde $d=100$ mm'lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları



Şekil 5.8. Kenar yarma boyut etkisi deneyinde $d=50$ mm'lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları



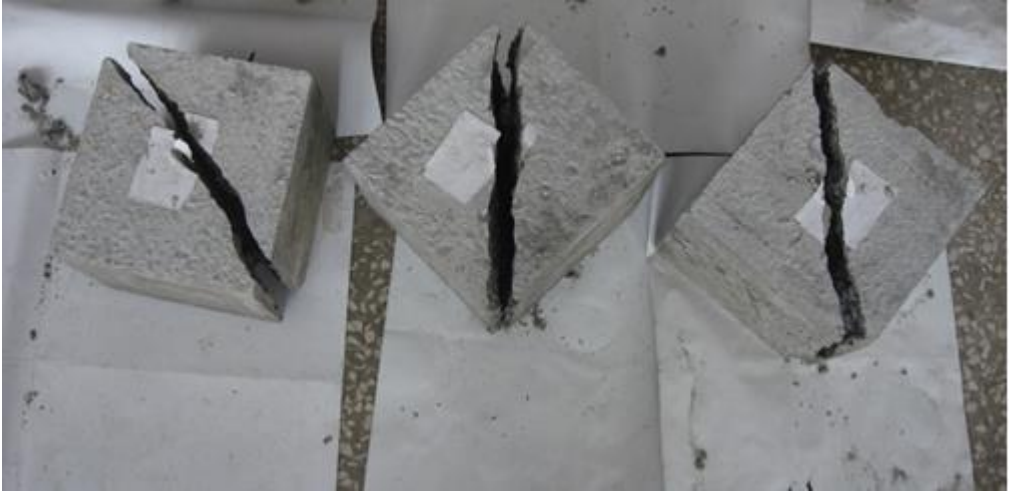
Şekil 5.9. Silindir yarma deneyinde numunelerin kırılma şekilleri ve detayları



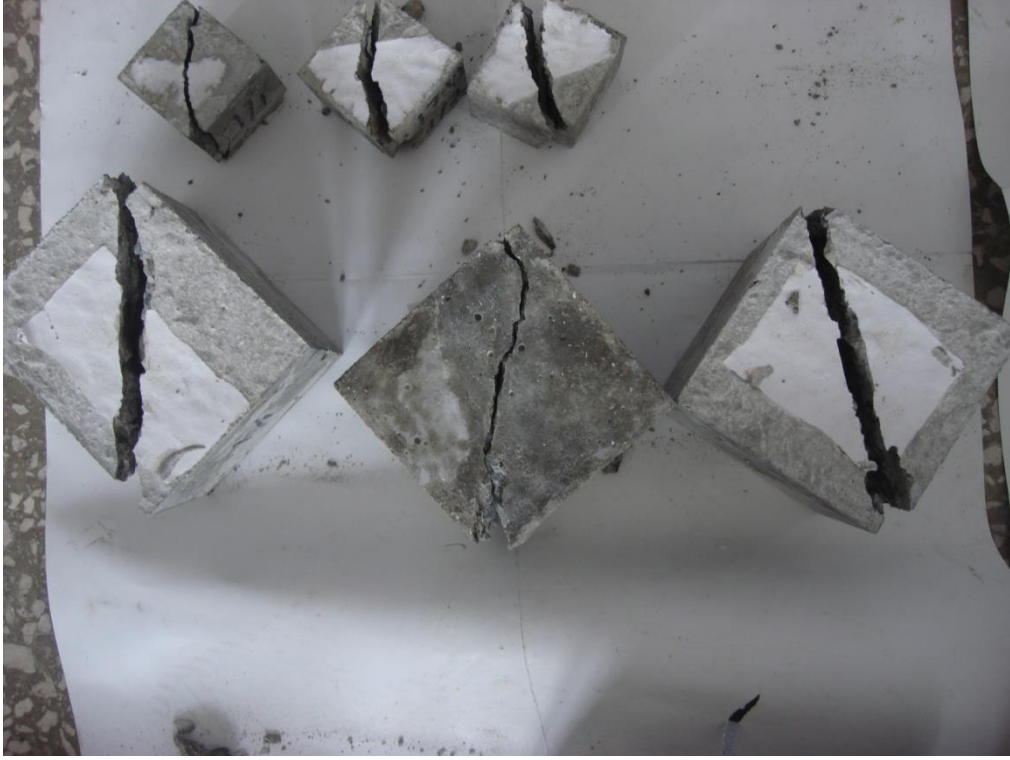
Şekil 5.10. Diyagonal yarma boyut etkisi deneyine ait numunelerin kırılma şekilleri ve detayları



Şekil 5.11. Diyagonal yarma boyut etkisi deneyinde kırılmış numuneler



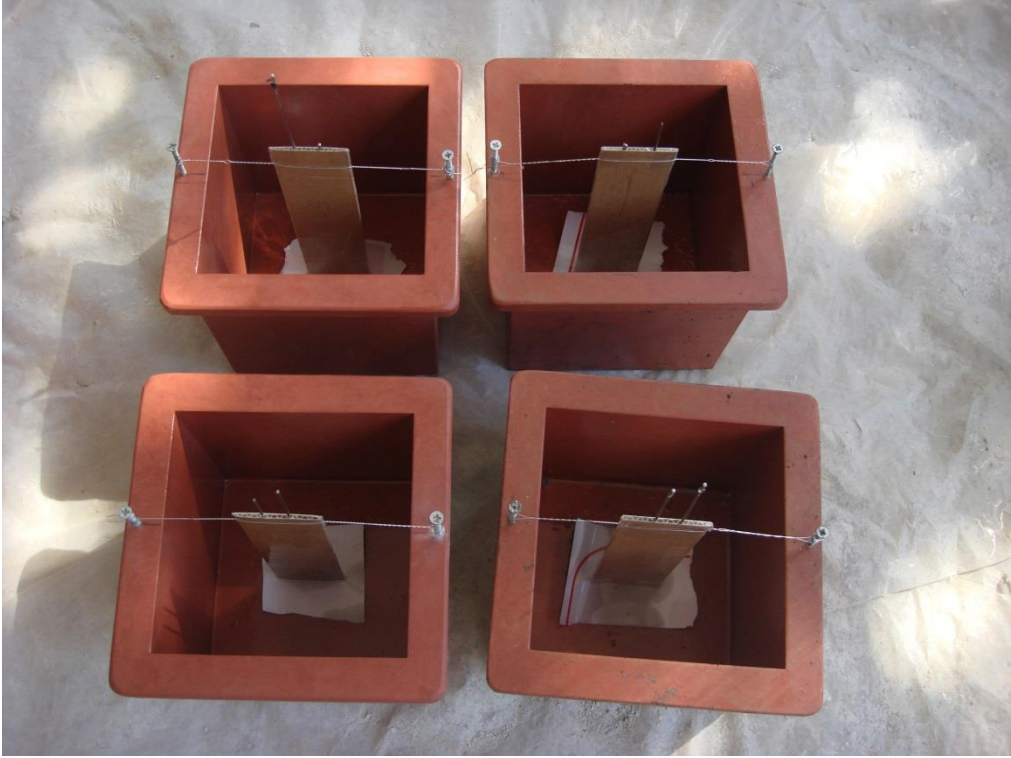
Şekil 5.12. Diyagonal yarma boyut etkisi deneyinde $d=200$ mm'lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları



Şekil 5.13. Diyagonal yarma boyut etkisi deneyinde $d=100$ mm'lik ve $d=50$ mm'lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları

5.3. Çentikli Küp Numune Deneyleri

Çentikli beton küp numune deneyleri için; birinci seri $d_{max}=8$ mm kesikli, ikinci seri $d_{max}=8$ mm sürekli, üçüncü seri $d_{max}=16$ mm kesikli ve dördüncü seri $d_{max}=16$ mm sürekli seriden oluşan 4 farklı karışım hazırlandı. Her bir seride toplam 15 adet 150 mm'lik küp kalıplar kullanıldı. Basınç dayanımları için 3 adet 150 mm'lik küp kalıplar kullanıldı. Beton üretilmeden önce Şekil 5.14'de görüldüğü gibi özel olarak hazırlanmış çentik yerine geçecek karton malzemesi kalıp merkezine yerleştirildi. Beton karışımından etkilenmemesi için üzeri şeffaf bantla kaplanarak küplerin içerisine çelik tellerle sabitlendi. Beton dökümü yapıldıktan sertleşen numuneler, kür havuzuna bırakılmadan önce kalıp merkezinde bulunan kartonlar çekilerek çentik olması sağlandı. 28 gün kür havuzunda bekletilen numuneler sudan çıkarılarak kırıma hazır hale getirildi. Şekil 5.16'da kırıma hazırlanmış çentikli küp numune 2000 kN'luk dijital makineye yerleştirilmiş durumu gösterilmiştir.



Şekil 5.14. Çentikli küp kenar yarma deneyinde kalıpların beton dökümünden önceki görünümü



Şekil 5.15. Çentikli küp kenar yarma deneyinde kalıpların dökümden sonraki görünümü



Şekil 5.16. Kenar yarmaya göre hazırlanmış numunelerin test cihazına yerleştirilmesi



Şekil 5.17. Çentikli küp kenar yarma deneyinde $d=150$ mm'lik küplerin kırımdan sonraki görünümü



Şekil 5.18. Çentikli küp kenar yarma deneyinde $d=150$ mm'lik küplerin kırılma şekilleri ve detayları

5.4. Çentikli Kiriş Numune Deneyleri

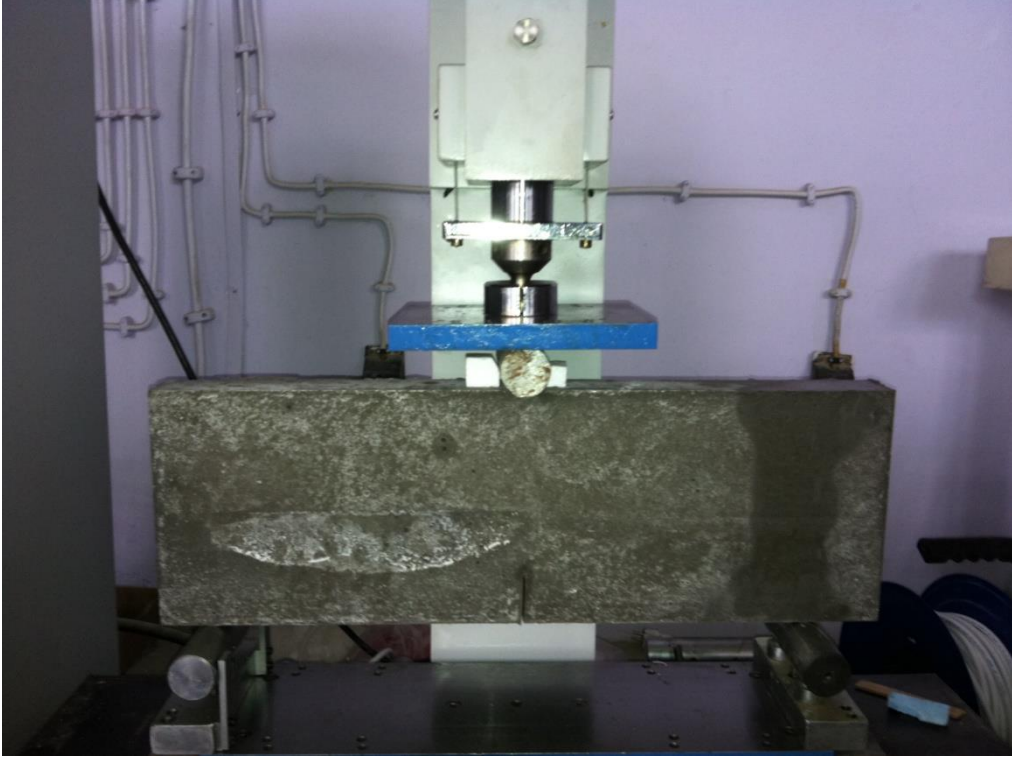
Çentikli kiriş numune deneyinde Şekil 5.19'da gösterilen $50 \times 50 \times 150$ mm³, $50 \times 100 \times 300$ mm³ ve $50 \times 200 \times 600$ mm³'lük kalıplar kullanılarak 4 seri hazırlandı. 9 adet $50 \times 100 \times 300$ mm³'lük beton kirişlerde her birinden 3 adet olacak şekilde relatif çentik boyutu ($\alpha = a_0/d$) 0.2, 0.4 ve 0.55 seçildi. 3 adet $50 \times 50 \times 150$ mm³'lük beton kirişlerde $a_0/d = 0.2$, 3 adet $50 \times 200 \times 600$ mm³'lük beton kirişlerde $a_0/d = 0.2$ seçildi. Ayrıca 3 adet $50 \times 50 \times 150$ mm³'lük çentiksiz beton kiriş numune kullanıldı. Basınç dayanımları için 3 adet $150 \times 150 \times 150$ mm³'lük ve 2 adet $100 \times 100 \times 100$ mm³'lük küp numuneler kullanıldı. Üretim esnasında çentik oluşturmak için 2 mm kalınlığında kartonlar kesilerek ıslanmaması için şeffaf bantla sarıldı. Beton üretimi gerçekleştikten sonra sertleşen numuneler 28 gün kür havuzunda bekletildikten sonra kırıma hazır hale getirildi. Üç noktalı eğilme çekme deneyine tabi tutulmadan önce elektronik kumpas yardımıyla çentik boyları (a_1 ve a_2), kiriş numunesinin b ve d kalınlıkları ve ağırlıkları elektronik ölçüm cihazıyla ölçülerek kaydedildi. Şekil 5.21'de gösterilen 100 kN'luk deney cihazına yerleştirilen kiriş numuneler üç noktalı eğilme deneyi uygulanarak kırılma yükü tespit edildi.



Şekil 5.19. a) 50x100x300 mm³'lük kiriş kalıpları b) 50x50x150 mm³ ve 50x200x600 mm³'lük kiriş kalıpları



Şekil 5.20. Beton dökümü sonrası kiriş kalıpların görünümü



Şekil 5.21. 50x200x600 mm³'lük kiriş numunesinin deney düzeneği



Şekil 5.22. 50x100x300 mm³'lük kiriş numunesinin deney düzeneği



Şekil 5.23. 50x50x150 mm³'lik kiriş numunesinin deney düzeneği



Şekil 5.24. 50x200x600 mm³'lük kiriş numunelerinin kırım sonrası görünümü



Şekil 5.25. 50x100x300 mm³'lük kiriş numunelerinin kırım sonrası görünümü



Şekil 5.26. 50x50x150 mm³'lük kiriş numunelerinin kırım sonrası görünümü



Şekil 5.27. 100x100x100 mm³'lük küp basınç numunelerinin kırım sonrası görünümü



Şekil 5.28. 150x150x150 mm³'lük küp yarma numunelerinin kırım sonrası görünümü

6. BULGULAR

Son zamanlarda yapılan deneysel çalışmalar, küp ve silindir numunelerin hafiflik ve hacim yönünden kırış numunelere göre daha avantajlı olduğundan kullanımının yaygınlaştığını göstermiştir [İnce, 2012a]. Betonun kırılma özellikleri incelenirken betonu etkileyen tüm parametreler dikkate alınmalıdır. Çünkü kür çeşidi, kür süresi, çimento tipi ve betonun nemi gibi göz ardı edilen birçok parametre betonun kırılma özelliklerini etkilemektedir. Yapılan literatür çalışmalarında karşılıklı olarak kenar ve diyagonal küp yarma deneyleri ile ilgili teorik ve deneysel çalışmaların sınırlı olduğu görülmüştür. Bu araştırmada kesikli granülometriye sahip betonların kırılma özellikleri incelenerek literatürde bu konudaki açığın kapatılması ve kırılma mekaniği açısından bu özel beton türünün kullanım potansiyelinin tespiti amaçlanmıştır.

6.1. Çentiksiz Numune Deney Sonuçları

Çentiksiz üretilen beton küp numunelerin boyut etkisi analizinde kesikli granülometrilili karışıma ait 6 seri hazırlandı. Seriler hazırlanırken maksimum agrega çapı ve rölatif yükleme genişliği göz önünde tutularak 4 seri kenar yarmada-çekme, 2 seri diyagonal yarmada-çekme deneyi için üretildi. Üretilen farklı boyuttaki çentiksiz küp numuneler ile silindir numunelere Brezilya yarmada-çekme deneyi uygulandı. Çentiksiz beton küp numuneleri 2000 *kN*'luk deney cihazında kırılarak tepe yükleri kaydedildi ve sonuçları Tablo 6.1-Tablo 6.6 da verilmiştir. Denklem 3.4 ile çekme gerilmeleri hesaplandı. Çalışmanın birinci bölümünde, Bazant'ın boyut etkisi kanunu ve $1/\sigma_N^2$ 'ye karşı *d* numune boyutuna göre doğrusal analiz grafikleri çizilmiş ve bulunan noktalardan geçen en uygun eğriye ait BEK denklemi elde edilmiştir. Şekil 6.1-Şekil 6.8 de kesikli granülometrilili karışımların kenar yarma ve Şekil 6.9-Şekil 6.12 de diyagonal yarma deneyini sonuçlarına göre çizilmiş doğrusal analiz grafikleri ve Bazant'ın boyut etkisi kanunu grafikleri sunulmuştur. Elde edilen analiz sonuçları Tablo 6.7'de verilmiştir. Çalışmanın ikinci bölümünde, elde edilen deney sonuçları ile Eren [2010]'ın yüksek lisans çalışmasının maksimum agrega çapı 8 mm ve 16 mm için elde ettiği sürekli granülometrilili kenar yarma deney sonuçları Tablo 6.8'de karşılaştırılmış ve Gör [2011]'ün yüksek lisans çalışmasının maksimum agrega çapı 8 mm ve 16 mm için elde ettiği sürekli granülometrilili

diyagonal yarma deney sonuçları Tablo 6.9’da karşılaştırılmıştır. Yapılan çalışmaların doğrusal analiz grafikleri ve Bazant’ın boyut etkisi kanunu grafiklerinin kenar yarma için Şekil 6.13-Şekil 6.20 de, diyagonal yarma için Şekil 6.21-Şekil 6.24 de sunulmuştur. Çalışmanın üçüncü ve son bölümünde, Carpinteri’nin çok-fraktallı boyut etkisi kanunu ve σ_N^2 ’ye karşı $1/d$ grafikleri çizilmiş ve bulunan noktalardan geçen en uygun eğriye ait denklem elde edilmiştir. Şekil 6.25-Şekil 6.32 de kenar yarma ve Şekil 6.33-Şekil 6.36 arasında diyagonal yarma kesikli granülometri deneyi sonuçlarının Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği ve Carpinteri’nin fraktal boyut etkisi kanununu grafikleri sunulmuştur. Her üç çalışmada grafiklerden elde edilen eğrinin denklemi ve deney sonuçları ile uyumu ifade eden korelasyon katsayıları r bulunmuştur. Elde edilen korelasyon katsayılarının yüksek değerlerde oluşu deneyin doğruluk payını göstermiştir. Deneylerde elde edilen sonuçlar literatür çalışmalarıyla incelendiği zaman kesikli granülometrilili betonun sürekli granülometrilili betona göre daha sünek çıktığı görülmüştür [İnce vd., 2013]. Agrega gradasyonu ve yük taşıyan şeritlerin rölatif genişliği (β) değerinin de betonun kırılmasında önemli olduğu görülmektedir. Agrega çapı ve β arttıkça nominal mukavemet değeri artmaktadır. Ayrıca boyut arttıkça mekanik değerlerde düşüş, maksimum agrega çapı arttıkça malzemede sünek davranış gözlemlenmiştir. Şekiller incelediği zaman gerek Bazant’ın ve gerekse de Carpinteri’nin boyut etkisi kanunlarının uygulanmasında elde edilen korelasyon katsayılarının yüksek olması boyut etkisinin varlığını desteklemektedir.

Tablo 6.1. $d_{max}=8$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları

d_{max} (mm)				8		
Agrega Tipi				Nehir		
Kenar/Diyagonal				Kenar		
s/ζ				0.6		
$\beta = t/d$				0.1		
d (mm)	P_1 (kN)	σ_N (MPa)	P_2 (kN)	σ_N (MPa)	P_3 (kN)	σ_N (MPa)
50	19.7	5.017	16.8	4.278		
100	52.8	3.361	58.4	3.718	61.9	3.941
200	192.7	3.067	203.3	3.236	206.8	3.291
f_{sp} (MPa)	3.501		3.345		3.874	
f_{cc} (MPa)	f_{cc1} (MPa)		f_{cc2} (MPa)		f_{cc3} (MPa)	
	40.7		39.98		42.27	

Tablo 6.2. $d_{max}=8$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.16$ için kenar kırım deney sonuçları

d_{max} (mm)				8		
Agrega Tipi				Nehir		
Kenar/Diyagonal				Kenar		
s/ζ				0.6		
$\beta = t/d$				0.16		
d (mm)	P_1 (kN)	σ_N (MPa)	P_2 (kN)	σ_N (MPa)	P_3 (kN)	σ_N (MPa)
50	17.6	4.482	20.5	5.220	18.4	4.686
100	62.4	3.973	63.8	4.062	64.2	4.087
200	216.1	3.439	226.1	3.598	223.5	3.557
f_{sp} (MPa)	3.800		3.692		3.664	
f_{cc} (MPa)	f_{cc1} (MPa)		f_{cc2} (MPa)		f_{cc3} (MPa)	
	42.19		42.69		40.95	

Tablo 6.3. $d_{max}=8$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için diyagonal kırım deney sonuçları

d_{max} (mm)				8		
Agrega Tipi				Nehir		
Kenar/Diyagonal				Diyagonal		
s/ζ				0.6		
$\beta = t/d$				0.1		
d (mm)	P_1 (kN)	σ_N (MPa)	P_2 (kN)	σ_N (MPa)	P_3 (kN)	σ_N (MPa)
50	29.0	5.222	23.7	4.267	38.2	6.878
100	79.3	3.570	87.1	3.921	82.8	3.727
200	286.7	3.227	314.0	3.534	272.6	3.068
f_{sp} (MPa)	3.702		3.450		3.855	
f_{cc} (MPa)	f_{cc1} (MPa)		f_{cc2} (MPa)		f_{cc3} (MPa)	
	47.18		51.77		48.06	

Tablo 6.4. $d_{max}=16$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları

d_{max} (mm)				16		
Agrega Tipi				Nehir		
Kenar/Diyagonal				Kenar		
s/ζ				0.6		
$\beta = t/d$				0.1		
d (mm)	P_1 (kN)	σ_N (MPa)	P_2 (kN)	σ_N (MPa)	P_3 (kN)	σ_N (MPa)
50			16.5	4.202	18.9	4.813
100	68.9	4.386	63.1	4.017	57.3	3.648
200	229.7	3.656	231.7	3.688	218.1	3.471
f_{sp} (MPa)	3.167		3.661		4.186	
f_{cc} (MPa)	f_{cc1} (MPa)		f_{cc2} (MPa)		f_{cc3} (MPa)	
	49.34		50.32		52.27	

Tablo 6.5. $d_{max}=16$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.16$ için kenar kırım deney sonuçları

d_{max} (mm)				16		
Agrega Tipi				Nehir		
Kenar/Diyagonal				Kenar		
s/ζ				0.6		
$\beta = t/d$				0.16		
d (mm)	P_1 (kN)	σ_N (MPa)	P_2 (kN)	σ_N (MPa)	P_3 (kN)	σ_N (MPa)
50			23.3	5.933	21.6	5.500
100	73.7	4.692	72.5	4.615	83.2	5.297
200	265.8	4.230	266.3	4.238	272.8	4.342
f_{sp} (MPa)	3.915		4.437		3.428	
f_{cc} (MPa)	f_{cc1} (MPa)		f_{cc2} (MPa)		f_{cc3} (MPa)	
	51.32		48.65		47.01	

Tablo 6.6. $d_{max}=16$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için diyagonal kırım deney sonuçları

d_{max} (mm)				16		
Agrega Tipi				Nehir		
Kenar/Diyagonal				Diyagonal		
s/ζ				0.6		
$\beta = t/d$				0.1		
d (mm)	P_1 (kN)	σ_N (MPa)	P_2 (kN)	σ_N (MPa)	P_3 (kN)	σ_N (MPa)
50	30.2	5.438	27.7	4.988	32.0	5.762
100	85.7	3.858	76.5	3.444	75.9	3.417
200	282.0	3.174	289.6	3.259	286.3	3.222
f_{sp} (MPa)	4.479		3.463		3.603	
f_{cc} (MPa)	f_{cc1} (MPa)		f_{cc2} (MPa)		f_{cc3} (MPa)	
	40.98		40.6		41.7	

6.1.1. Çentiksiz Numune Deneylerinde Boyut Etkisi Kanunu

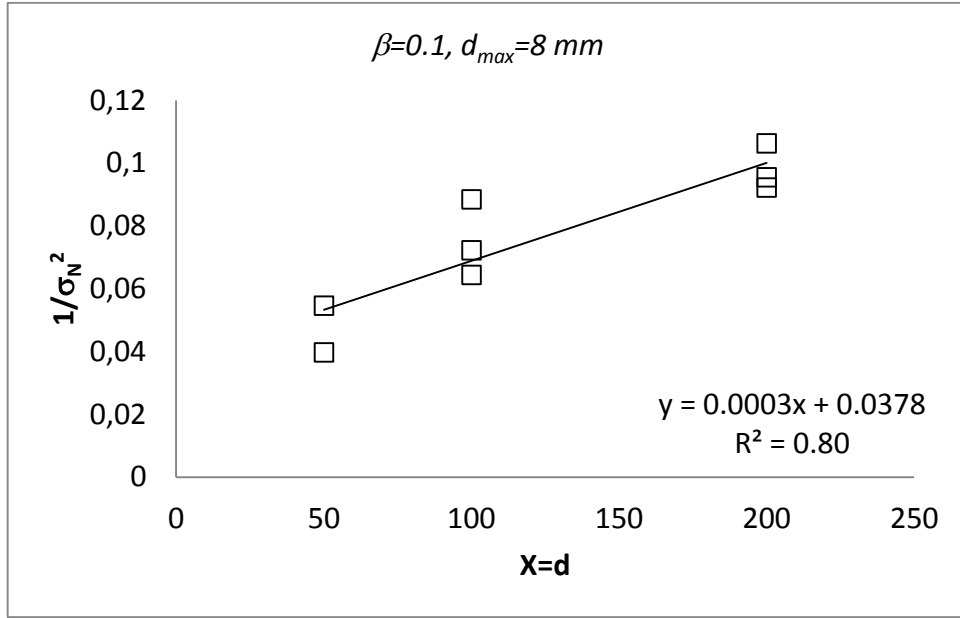
Bu çalışmada tüm seriler için regresyon analizi yapılmış sonuçlardan elde edilen doğrusal analiz ve Bazant'ın boyut etkisi kanuna göre düzenlenmiş grafikler Şekil 6.1-Şekil 6.12 de verilmiştir. Tablo 6.1-Tablo 6.6 da elde edilen deney sonuçları ile Denklem 4.10'dan Bazant tarafından önerilen kırılma mekaniğine dayalı kullanılarak boyut etkisini içeren gerilme formülü bulunmuştur. Her seri için $Y = AX + C$ biçiminde düzenlenen grafikler $X = d$ ve $Y = (1/\sigma_N^2)$ göre logaritmik eksen takımında boyut etkisi eğrileri gösterilmiştir. A ve C deney verileri $Y = (1/\sigma_N^2)$ ve $X = (d)$ doğrusal analizleri sonucu $Y = AX + C$ doğrusunun sabitleridir. B ve d_0 ise $Y = (f_t/\sigma_N^2)$ ve $X = (d)$ olmak üzere $Y = AX + C$ doğrusundan $B = (1/C^{1/2})$ ve $d_0 = (C/A)$ şeklinde elde edilen ampirik sabitlerdir. Logaritmik ekseninde çizilen eğriler yatay doğru dayanım kriterini göstermektedir. Eğimi-1/2 olan kesik çizgiyle gösterilen doğru ise, LEKM'ni göstermektedir. Beton nominal dayanımı bu iki ideal durum arasındadır. Küp ve silindir numunelerin deneysel sonuçlarından geçen eğri ise Bazant'ın boyut etkisi kanunu ifade etmektedir.

6.1.1.1. Kenar Kırım Analizleri

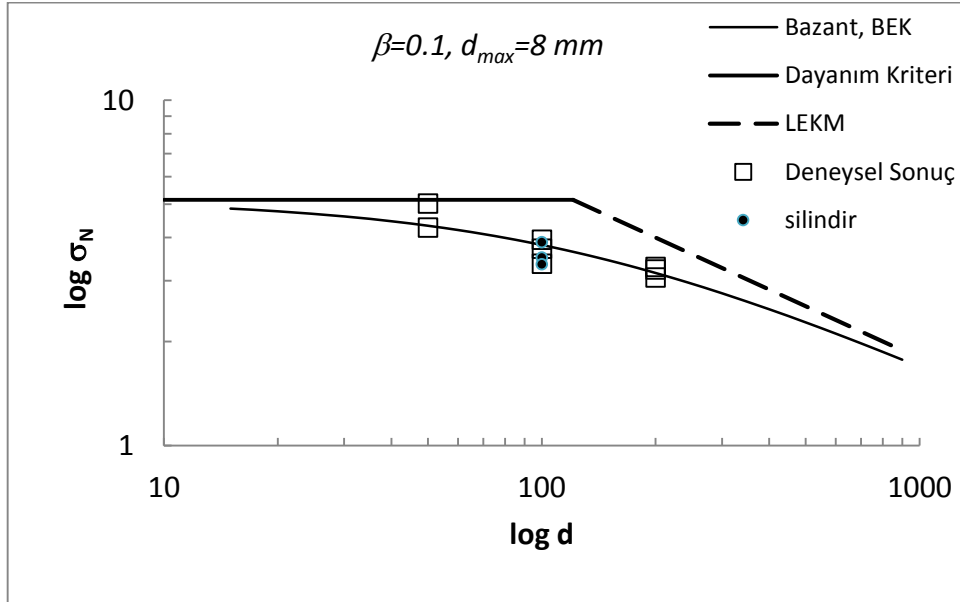
Şekil 6.1-Şekil 6.8 de çentiksiz küp numunelerin yarmada-çekme dayanımına göre maksimum agrega çapı ve yük taşıyan duralitlerin rölatif genişliği göz önünde bulundurularak kenar kırım analizine göre boyut etkisi incelenmiştir. Bu tez çalışmasında küp numune mukavemet değerlerinden silindir numune mukavemet değerleri elde edilirken aşağıdaki formül kullanılmıştır [Neville, 1995].

$$f_c = [0.76 + 0.2 \log(f_{cc}/19.58)] f_{cc} \quad (6.1)$$

$d_{max} = 8 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.1$ için Şekil 6.1’de çentiksiz kenar yarmada-çekme küp numunelerin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.4’de lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri verilmiştir.

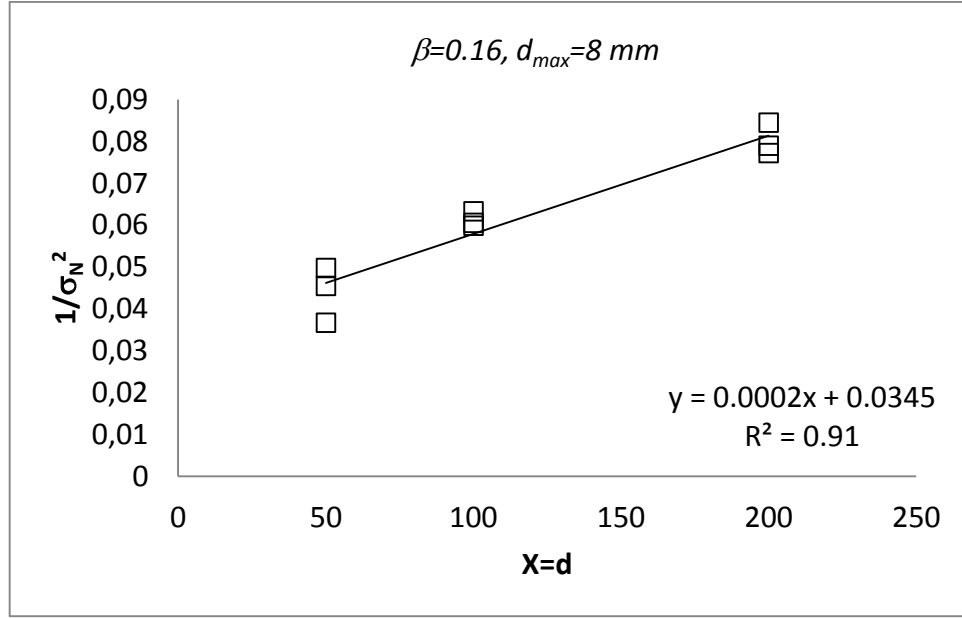


Şekil 6.1. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için doğrusal analiz grafiği

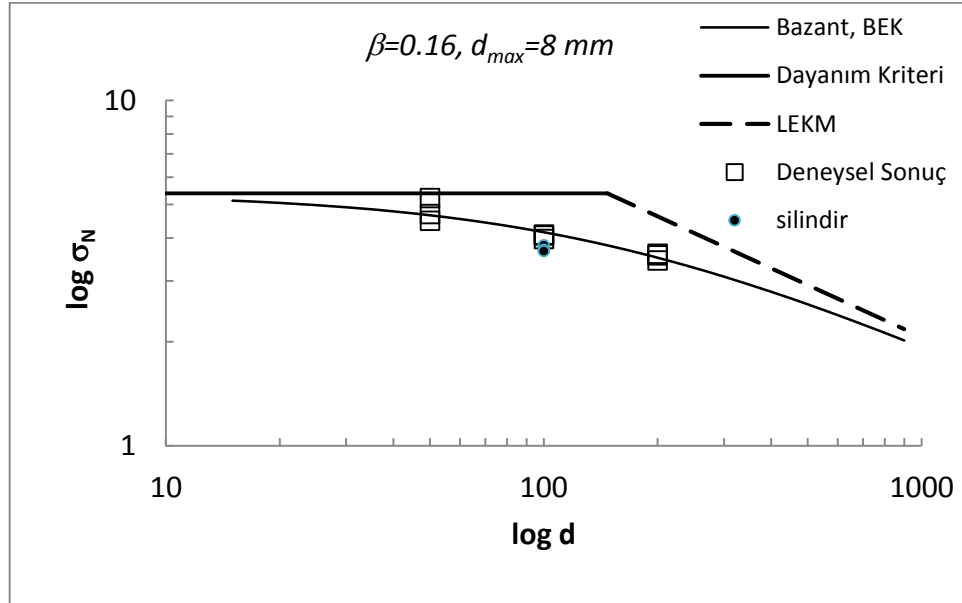


Şekil 6.2. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu

$d_{max} = 8 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.16$ için Şekil 6.3’de çentiksiz kenar yarmada-çekme küp numunelerin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.4’de lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri verilmiştir.

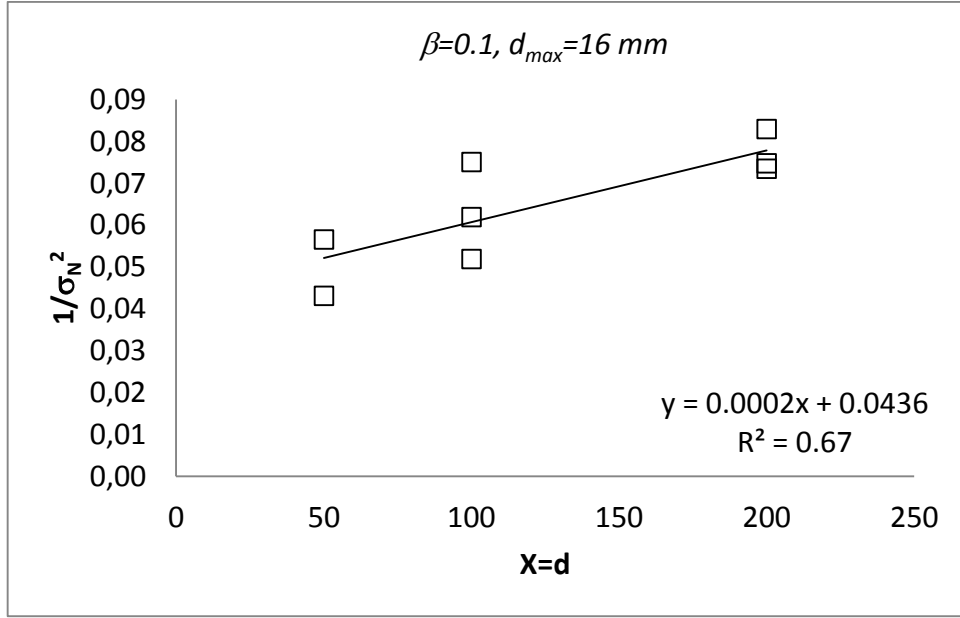


Şekil 6.3. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.16$ için doğrusal analiz grafiği

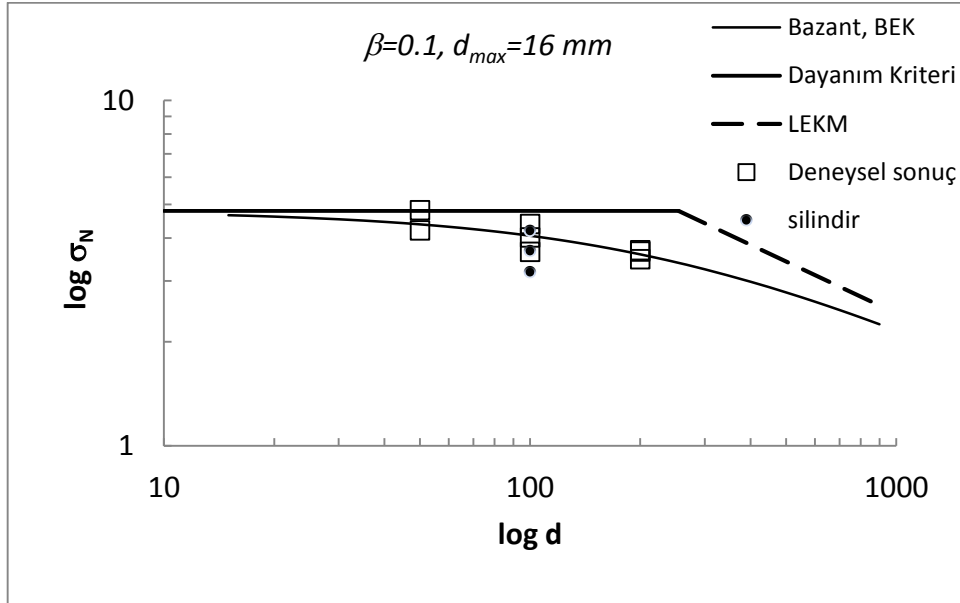


Şekil 6.4. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.16$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu

$d_{max} = 16 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.1$ için Şekil 6.5’de çentiksiz kenar yarmada-çekme küp numunelerin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.6’da lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri verilmiştir.

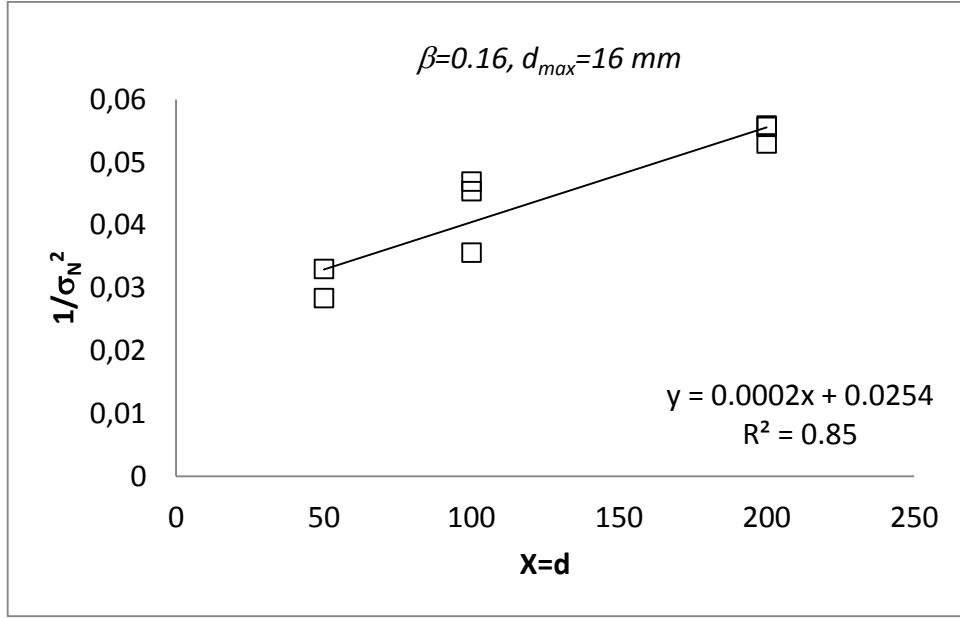


Şekil 6.5. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için doğrusal analiz grafiği

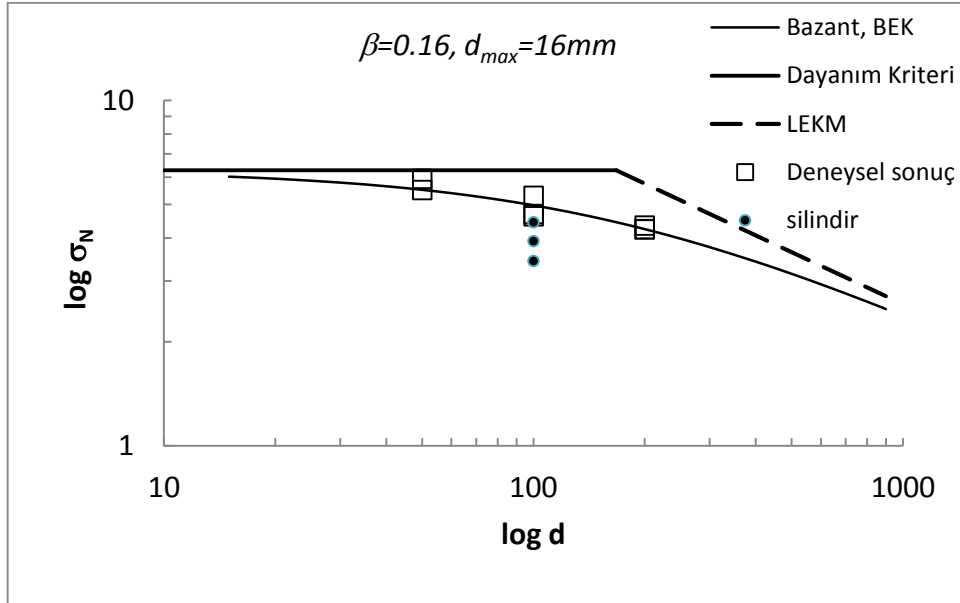


Şekil 6.6. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu

$d_{max} = 16 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.16$ için Şekil 6.7’de çentiksiz kenar yarmada-çekme küp numunelerin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.8’de lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri verilmiştir.



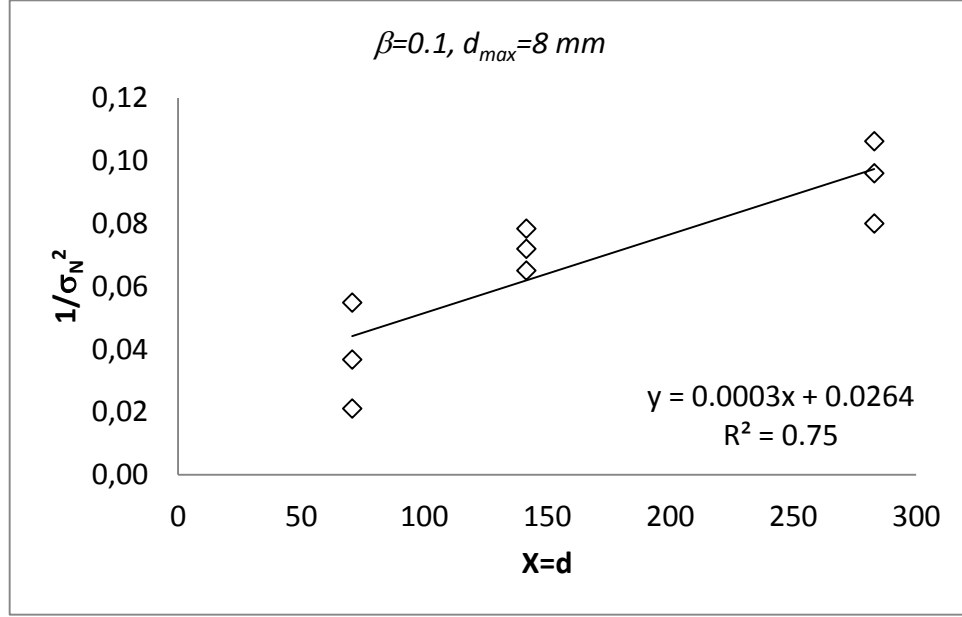
Şekil 6.7. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d=0.16$ için doğrusal analiz grafiği



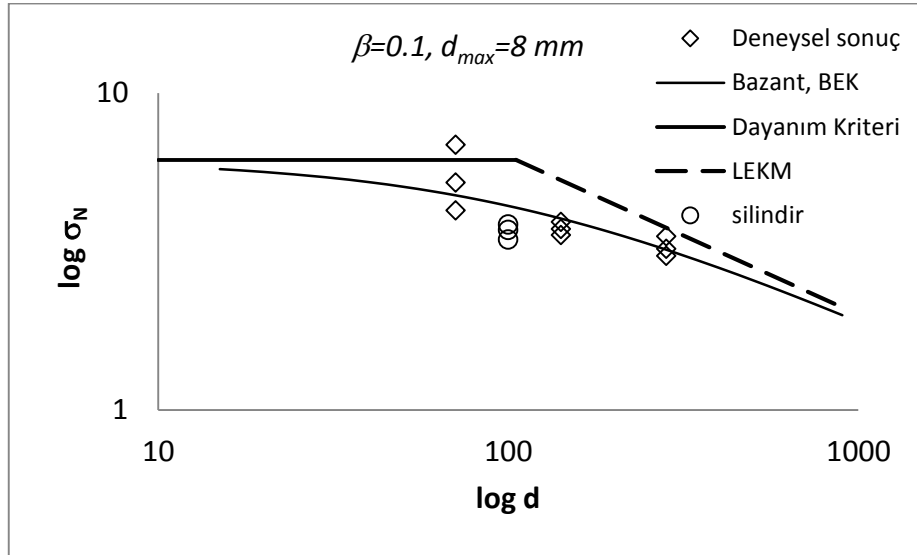
Şekil 6.8. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilik kenar yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.16$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu

6.1.1.2. Diyagonal Kırım Analizleri

$d_{max} = 8 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.1$ için Şekil 6.9’da çentiksiz diyagonal yarmada-çekme küp numunelerin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.10’da lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri verilmiştir.

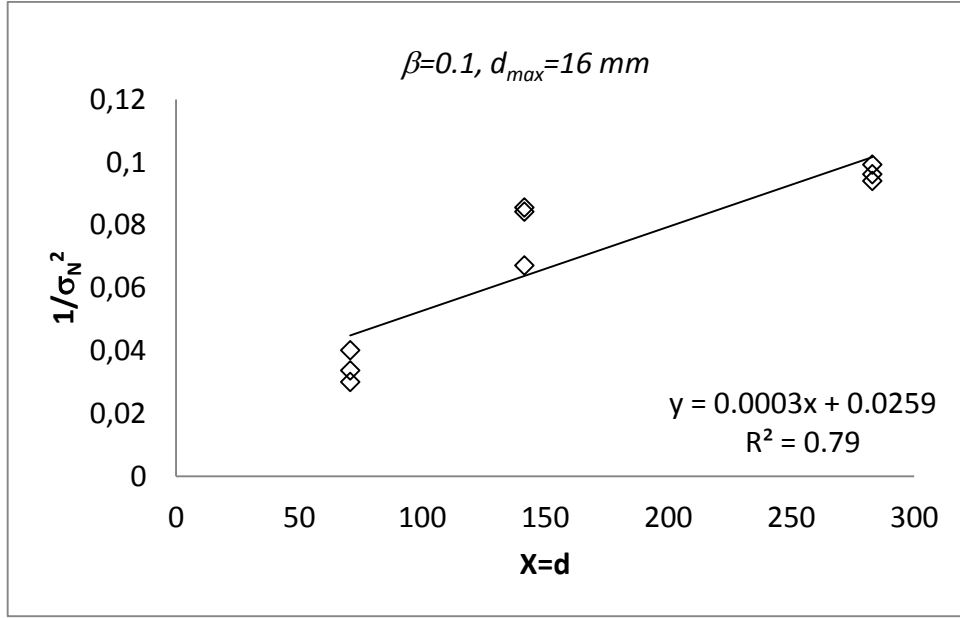


Şekil 6.9. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için doğrusal analiz grafiği

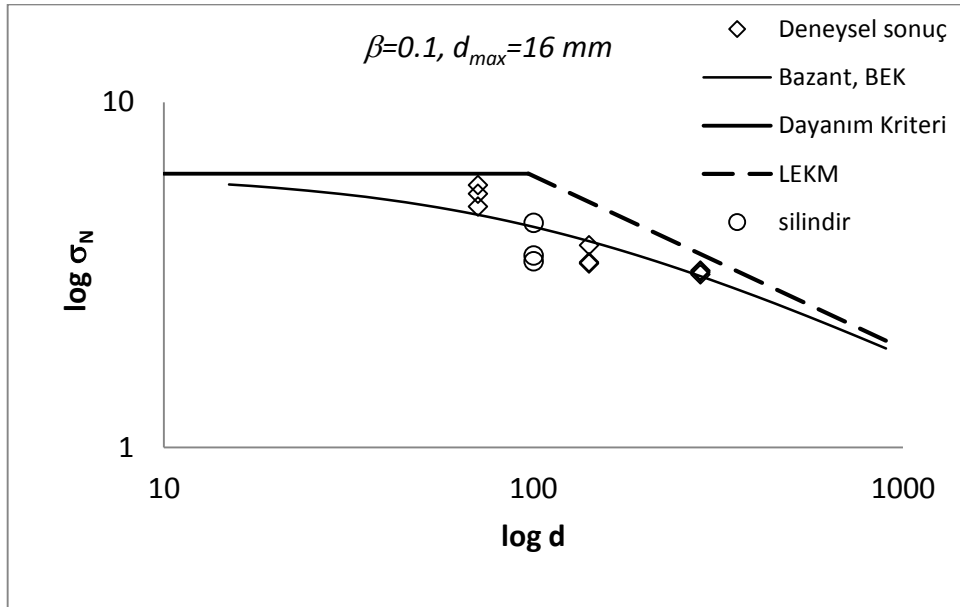


Şekil 6.10. $d_{max} = 8$ kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu

$d_{max} = 16 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.1$ için Şekil 6.11’de çentiksiz diyagonal yarmada-çekme küp numunelerin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.12’de lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri verilmiştir.



Şekil 6.11. $d_{max} = 16$ kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için doğrusal analiz grafiği



Şekil 6.12. $d_{max} = 16$ kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serisinin $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu

Elde edilen deney sonuçları kullanılarak logaritmik eksen takımlı boyut etkisi eğrileri oluşturulmuştur. Doğrusal analiz grafiklerinde belirlilik katsayıları gösterilmiştir. Tablo 6.7’de analiz sonucu elde edilmiş mukavemet değerleri (f_{cc} , f_c ve f_{sp}), ampirik sabitler (A , C , B ve d_0) ve korelasyon katsayıları (r) verilmiştir. Yapılan analizler sonucunda Bazant’ın boyut etkisi yöntemi oldukça yüksek korelasyon katsayıları vermiştir. Tablo ve şekillerden de görüldüğü gibi 50 mm, 100 mm, 200 mm’lik numunelerde geçmede boyut arttıkça mukavemetlerde düşüş gözlenmiştir. Bu araştırma boyut etkisi varlığını göstermektedir. Eleman boyutları büyüdükçe ve gevreklik arttıkça, LEKM’ne yaklaşılır.

Tablo 6.7. Kesikli granülometrilili çentiksiz küp numune deneylerinin Bazant’ın boyut etkisi kanuna göre elde edilmiş veriler

Num.	$\beta = t/d$	d_{max} (mm)	f_{cc} (MPa)	f_c (MPa)	f_{sp} (MPa)	A	C	B	d_0 (mm)	r
Küp	0.1	8	40.98	33.78	2.91	0.0003	0.0377	5.1464	121.12	0.895
Küp	0.16	8	41.94	34.65	2.94	0.0002	0.0345	5.3823	147.33	0.956
Küp	0.1	16	50.64	42.67	3.27	0.0001	0.0436	4.7877	254.71	0.816
Küp	0.16	16	48.99	40.14	3.21	0.0001	0.0253	6.2791	167.77	0.924
Diy. küp	0.1	8	49.03	41.15	3.21	0.0002	0.0264	6.1516	105.25	0.866
Diy. küp	0.1	16	41.10	33.89	2.91	0.0002	0.0259	6.2080	96.92	0.886

6.1.2. Çentiksiz Numune Deneylerinde Kesikli ve Sürekli Granülometrilili Karışımların Boyut Etkisi Kanununa Göre Araştırılması

Çentiksiz küp numune çalışmasının ikinci bölümünde elde edilen kesikli granülometri deney sonuçları ile Eren [2010] ve Gör'ün [2011] sürekli granülometri ile hazırlanan çalışmalarıyla karşılaştırılması Tablo 6.8 ve Tablo 6.9'da sunulmuştur. Tablo 6.8'de kenar küp yarma deney sonuçları $d_{max}=8$ mm ve $d_{max}=16$ mm ve $\beta = t/d = 0.1$ ve 0.16 için betonun küp basınç mukavemeti (f_{cc}), maksimum kırılma yükleri (P_c) verilmiş ve çekme gerilmeleri (σ_N) hesaplanmış ve aynı değerler Tablo 6.9'da diyagonal küp yarma deney sonuçları için verilmiştir. Kesikli granülometri ve sürekli granülometri deney sonuçları karşılaştırıldığında kesikli serinin yarmada-çekme deneyi sonunda mukavemet değerleri daha büyük çıktığı görülmektedir. Tablo 6.10'da boyut etkisi sabitleri $Y = AX + C$ lineer analiz biçiminde düzenlenerek $X = d$, $Y = (1/\sigma_N^2)$, $Bf_t = 1/\sqrt{C}$ ve $d_0 = C/A$ 'dan hesaplanarak sunulmuştur. Elde edilen A (doğrunun eğimi) ve C (doğrunun Y eksenini kestiği noktayı gösterir) değerleri Bf_t ve d_0 malzeme ve şekil sayılarının bulunmasında kullanılmıştır. Betonun çekme dayanımının hesaplanması yerine malzeme sabiti B çekme dayanımından ayrı düşünülmesinin ikisinin çarpımı birlikte değerlendirilmektedir. Korelasyon katsayısı r en yüksek 0.956 kesikli granülometrilili seride çıkmıştır. Yapılan deneyler sonucunda elde edilen kırılma yüklerine göre çizilen Bazant'ın boyut etkisi kanuna göre çizilen grafikler Şekil 6.13-Şekil 6.24 de verilmiştir.

Tablo 6.8. Kesikli ve sürekli granülometri deneylerinin kenar kırım analizlerinin sonuçları

$\beta = t/d$	d_{max} (mm)	d (mm)	Kesikli granülometri			Sürekli granülometri [Eren, 2010]		
			f_{cc} (MPa)	P_c (kN)	σ_N (MPa)	f_{cc} (MPa)	P_c (kN)	σ_N (MPa)
0.1	8	50	41.0	19.7	5.017	27.0	16.7	4.253
		50		16.8	4.278		15	3.820
		50		10.2	-		18.7	4.762
		100		52.8	3.361		48.2	3.069
		100		58.4	3.718		52.9	3.368
		100		61.9	3.941		50.5	3.215
		200		192.7	3.067		157	2.499
		200		203.3	3.236		188.7	3.003
		200		206.8	3.291		170.6	2.715
0.16	8	50	42.0	17.6	4.482	30.5	21.1	5.373
		50		20.5	5.220		17.5	4.456
		50		18.4	4.686		18.9	4.813
		100		62.4	3.973		59.4	3.782
		100		63.8	4.062		55.4	3.527
		100		64.2	4.087		62	3.947
		200		216.1	3.439		210.1	3.344
		200		226.1	3.598		183	2.913
		200		223.5	3.557		172.9	2.752
0.1	16	50	50.6	13.2	-	31.9	14.9	3.794
		50		16.5	4.202		14.2	3.616
		50		18.9	4.813		15.4	3.922
		100		68.9	4.386		46.7	2.973
		100		63.1	4.017		52	3.310
		100		57.3	3.648		62.9	4.004
		200		229.7	3.656		189.3	3.013
		200		231.7	3.688		171.7	2.733
		200		218.1	3.471		184.5	2.936
0.16	16	50	49.0	17.2	-	31.7	15.9	4.049
		50		23.3	5.933		17	4.329
		50		21.6	5.500		19.5	4.966
		100		73.7	4.692		58.7	3.737
		100		72.5	4.615		55	3.501
		100		83.2	5.297		54.7	3.482
		200		265.8	4.230		213.2	3.393
		200		266.3	4.238		211.1	3.360
		200		272.8	4.342		202.2	3.218

Tablo 6.9. Kesikli ve sürekli granülometri deneylerinin diyagonal kırım analizlerinin sonuçları

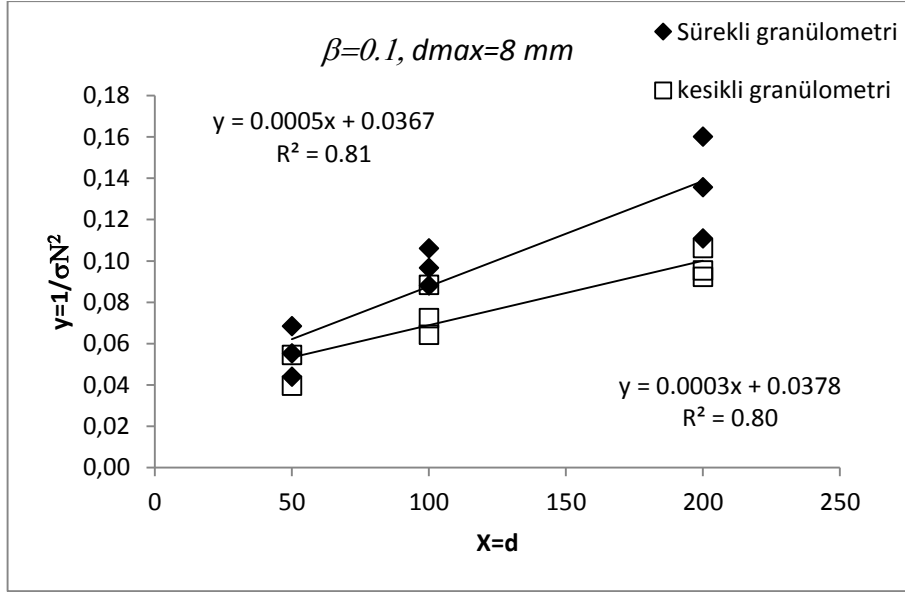
$\beta = t/d$	d_{max} (mm)	d (mm)	Kesikli granülometri			Sürekli granülometri [Gör, 2011]		
			f_{cc} (MPa)	P_c (kN)	σ_N (MPa)	f_{cc} (MPa)	P_c (kN)	f_{cc} (MPa)
0.1	8	50	49.0	29.0	5.222	43.4	22.3	4.015
		50		23.7	4.267		25.1	4.520
		50		38.2	6.878		26.5	4.772
		100		79.3	3.570		75.3	3.390
		100		87.1	3.921		70.7	3.183
		100		82.8	3.727		82.8	3.727
		200		286.7	3.227		220.5	2.481
		200		314.0	3.534		260	2.926
		200		272.6	3.068		201.8	2.271
		200						
0.1	16	50	41.1	30.2	5.438	55.0	26.1	4.700
		50		27.7	4.988		26.3	4.736
		50		32	5.762		24.1	4.340
		100		85.7	3.858		86.1	3.876
		100		76.5	3.444		94.4	4.249
		100		75.9	3.417		76.3	3.435
		200		282	3.174		305.1	3.434
		200		289.6	3.259		274.2	3.086
		200		286.3	3.222		271.2	3.052
		200						

Tablo 6.10. Önceki çalışmalarda sürekli granülometrilili çentiksiz küp numune deneylerinin Bazant'ın boyut etkisi kanuna göre elde edilmiş dataları

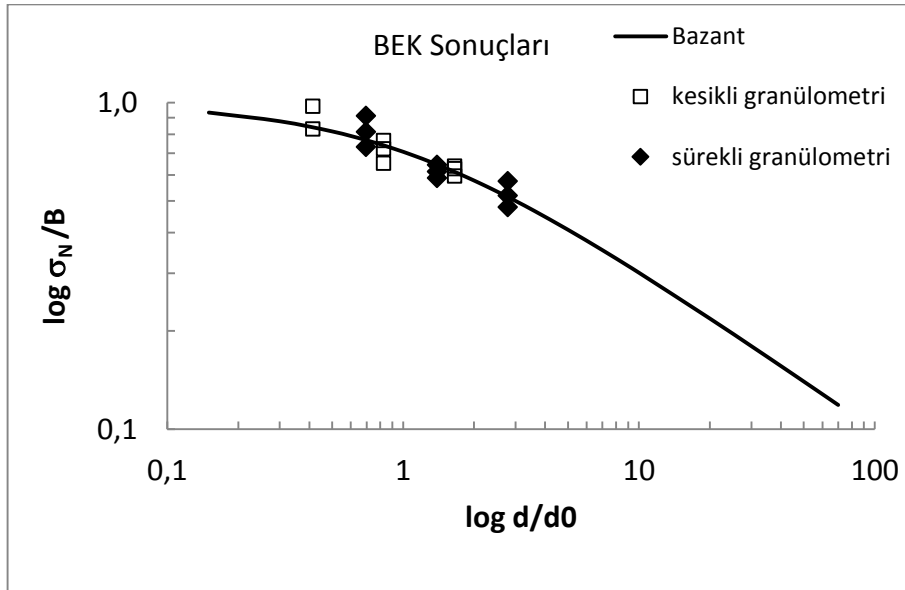
Numune	Gradasyon	$\beta = t/d$	d_{max} (mm)	f_{cc} (MPa)	Linear, $Y = AX + C$, $Y = 1/\sigma_{Nc}^2$ ve $X = d$				
					A	C	Bf_t (MPa)	d_0 (mm)	r
Küp	sürekli	0.1	8	27.0	0.0005	0.0367	13.55	72.03	0.901
Küp	sürekli	0.16	8	30.5	0.0004	0.0220	18.65	47.44	0.925
Küp	sürekli	0.1	16	31.9	0.0003	0.0547	12.06	166.77	0.831
Küp	sürekli	0.16	16	31.7	0.0002	0.0455	13.18	189.64	0.860
Diy. küp	sürekli	0.1	8	43.41	0.0005	0.0157	24.00	31.41	0.912
Diy. küp	sürekli	0.1	16	54.96	0.0002	0.0325	19.00	136.77	0.886

6.1.2.1. Kenar Kırım Analizleri

Şekil 6.13’de $d_{max}=8$ mm ve $\beta=0.1$ için kesikli ve sürekli granülometrilı çentiksiz kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.14’de lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri gösterilmiştir. Her serinin belirlilik katsayıları grafikler üzerinde gösterilmiştir.

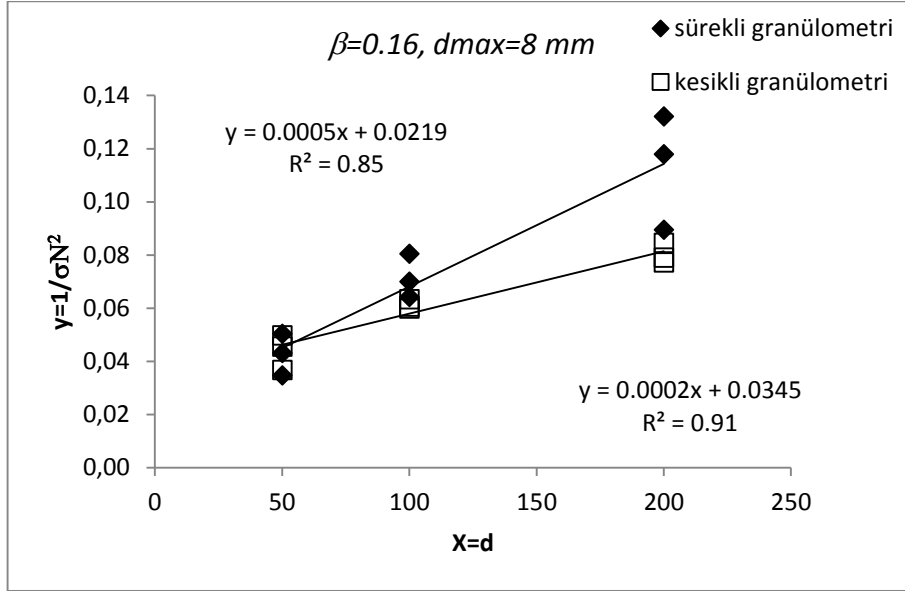


Şekil 6.13. Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=8$ mm’ye göre doğrusal analiz grafikleri

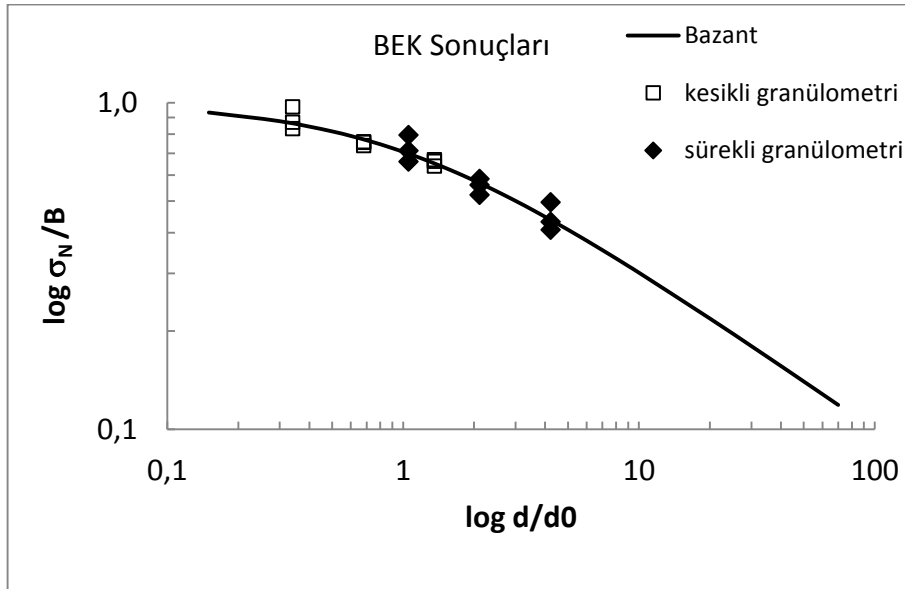


Şekil 6.14. Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=8$ mm ve $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant’ın boyut etkisi kanunu

Şekil 6.15’de $d_{max}=8$ mm ve $\beta=0.16$ için kesikli ve sürekli granülometrilı çentiksiz kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.16’da lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri gösterilmiştir. Her serinin belirlilik katsayıları grafikler üzerinde gösterilmiştir.

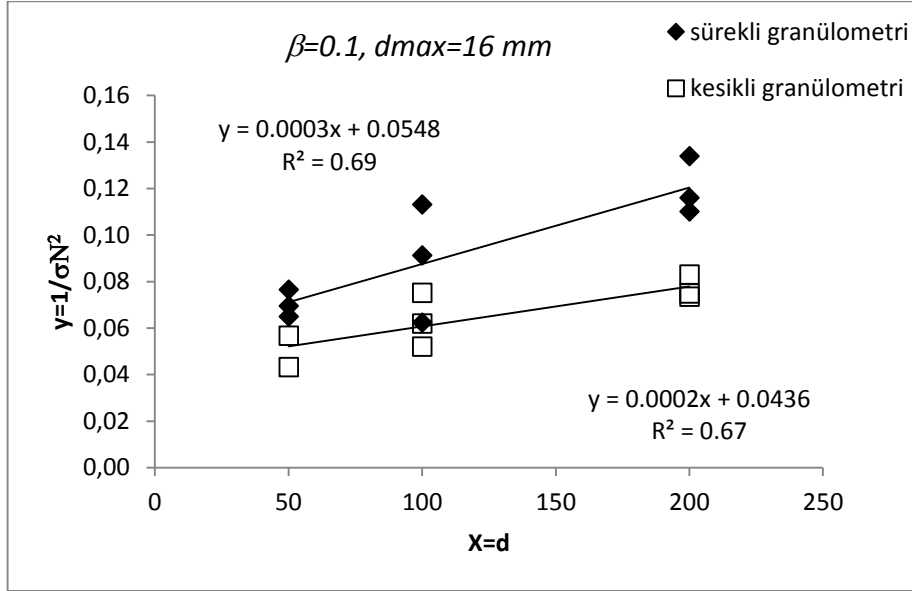


Şekil 6.15. Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=8$ mm’ye göre doğrusal analiz grafikleri

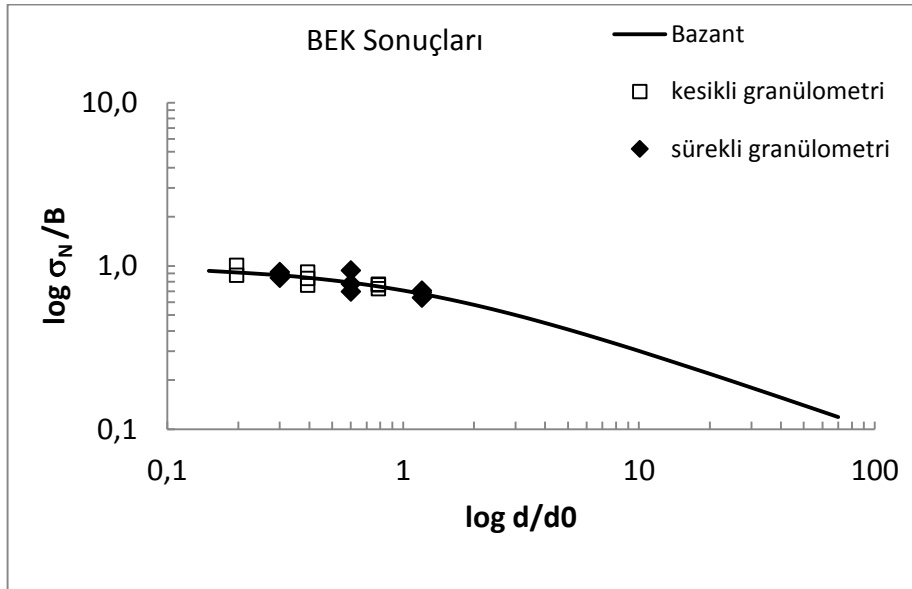


Şekil 6.16. Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=8$ mm ve $\beta = t/d = 0.16$ için Bazant’ın boyut etkisi kanunu

Şekil 6.17’de $d_{max}=16$ mm ve $\beta=0.1$ için kesikli ve sürekli granülometrilı çentiksiz kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.18’de lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri gösterilmiştir. Her serinin belirlilik katsayıları grafikler üzerinde gösterilmiştir.

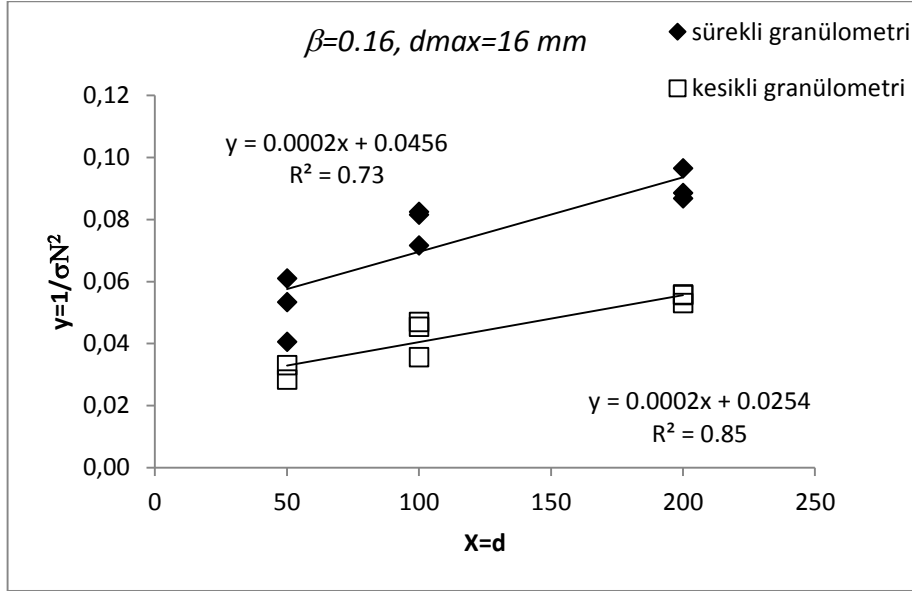


Şekil 6.17. Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=16$ mm’ye göre doğrusal analiz grafikleri

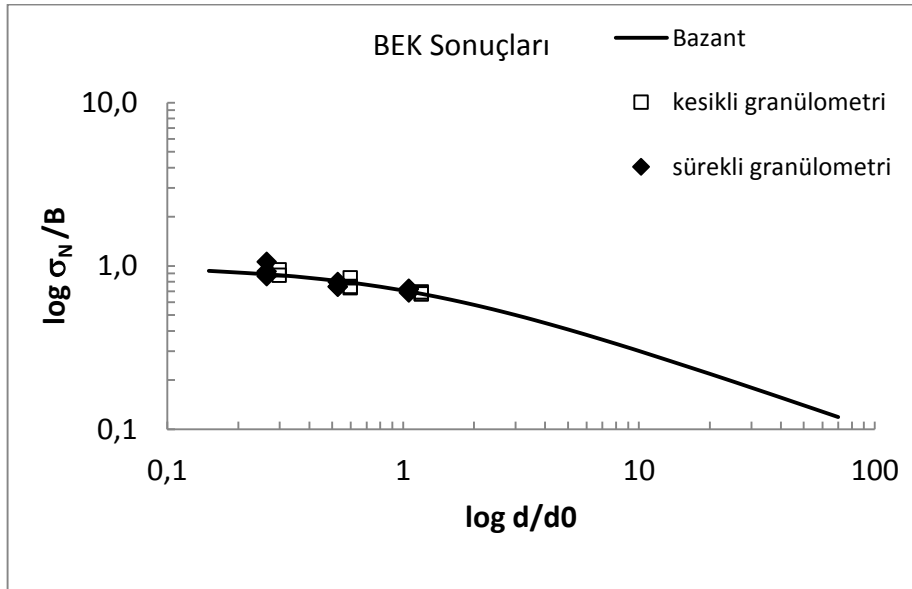


Şekil 6.18. Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=16$ mm ve $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant’ın boyut etkisi kanunu

Şekil 6.19’da $d_{max}=16$ mm ve $\beta=0.16$ için kesikli ve sürekli granülometrilı çentiksiz kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.20’de lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri gösterilmiştir. Her serinin belirlilik katsayıları grafikler üzerinde gösterilmiştir.



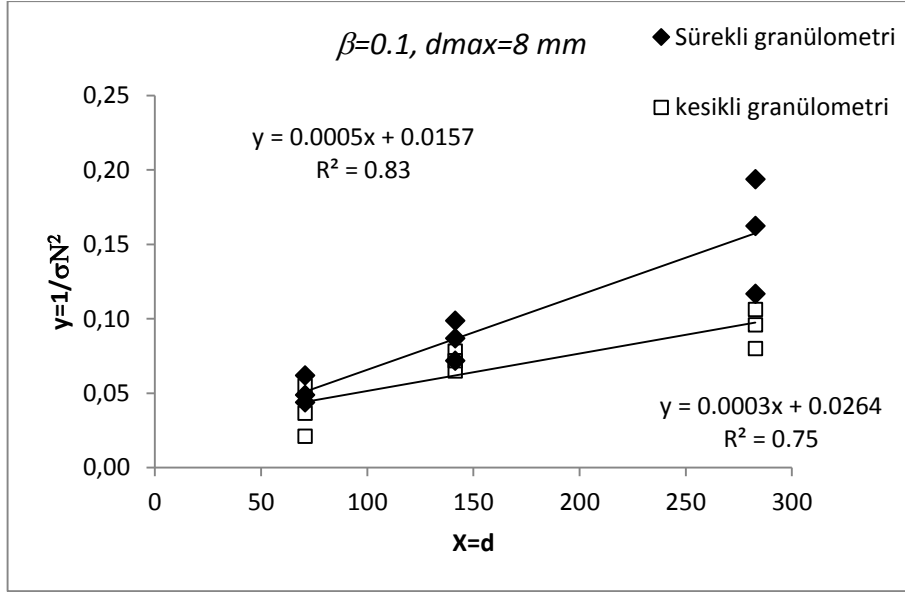
Şekil 6.19. Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=16$ mm’ye göre doğrusal analiz grafikleri



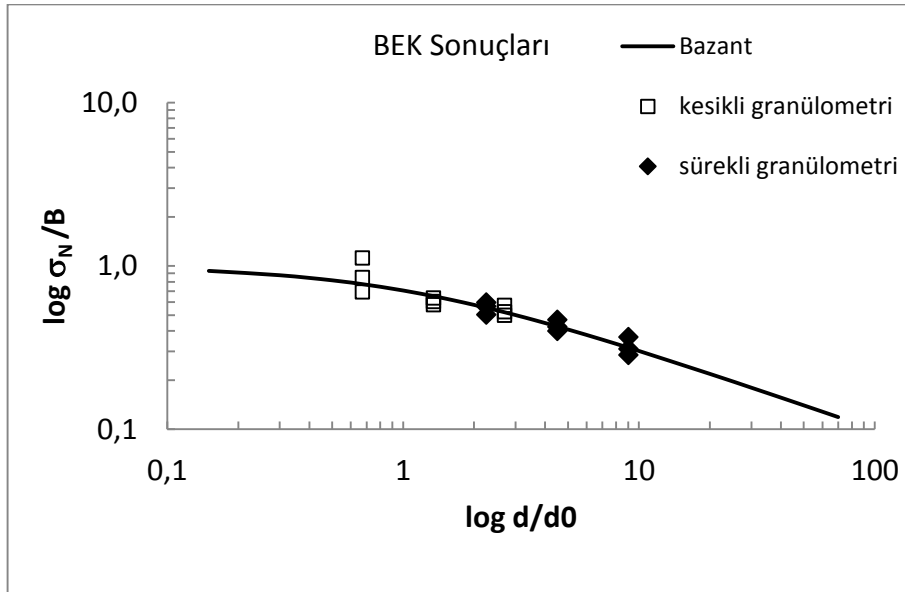
Şekil 6.20. Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=16$ mm ve $\beta = t/d =0.16$ için Bazant’ın boyut etkisi kanunu

6.1.2.2. Diyagonal Kırım Analizleri

Şekil 6.21’de $d_{max}=8$ mm ve $\beta=0.1$ için kesikli ve sürekli granülometrilı çentiksiz diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.22’de lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri gösterilmiştir. Her serinin belirlilik katsayıları grafikler üzerinde gösterilmiştir.

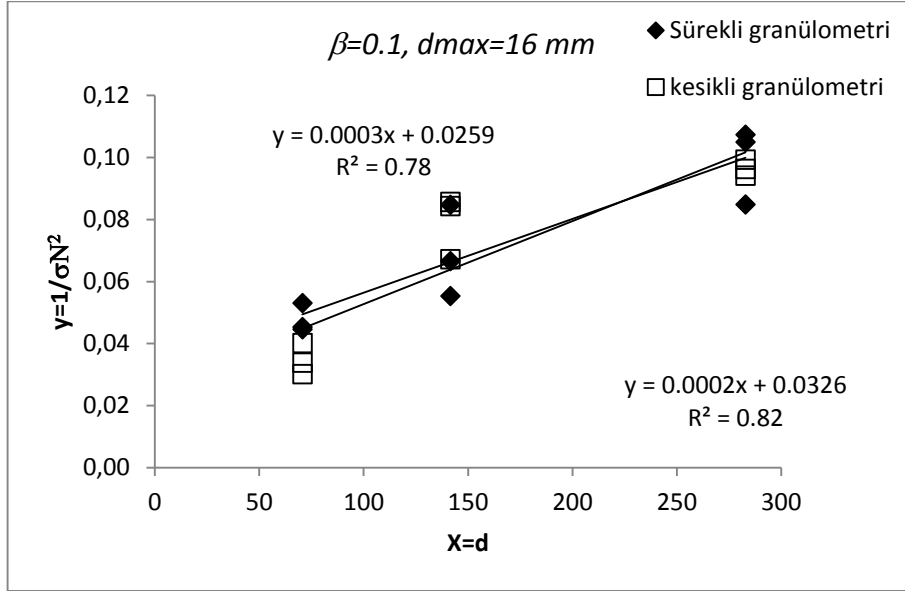


Şekil 6.21 Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=8$ mm'ye göre doğrusal analiz grafikleri

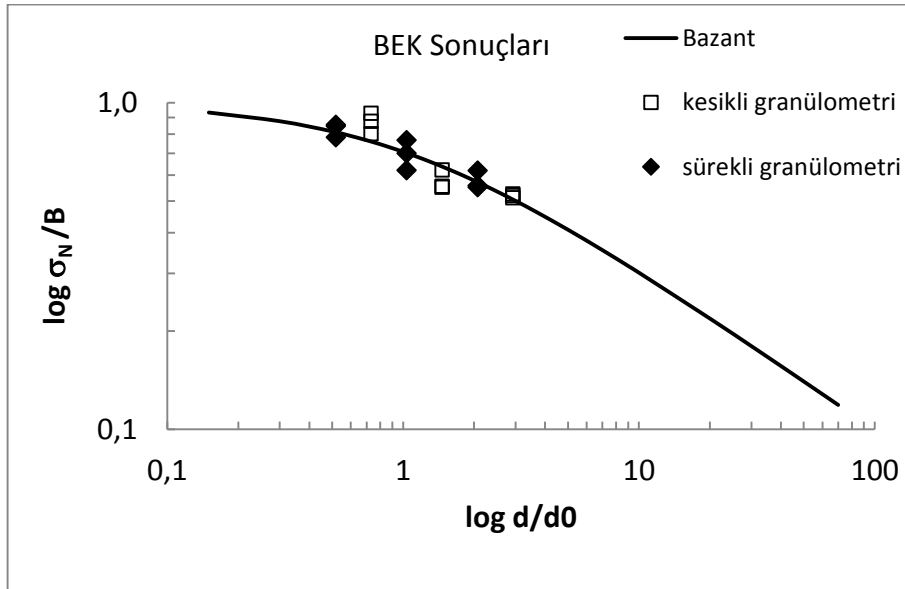


Şekil 6.22. Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=8$ mm ve $\beta = t/d = 0.1$ için Bazant'ın boyut etkisi kanunu

Şekil 6.23’de $d_{max}=16$ mm ve $\beta=0.1$ için kesikli ve sürekli granülometrilı çentiksiz diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin BEK’na göre lineer regresyon analizi ve Şekil 6.24’de lineer olmayan boyut etkisi kanunu grafikleri gösterilmiştir. Her serinin belirlilik katsayıları grafikler üzerinde gösterilmiştir



Şekil 6.23 Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=16$ mm’ye göre doğrusal analiz grafikleri



Şekil 6.24. Kesikli ve sürekli granülometrilı karışımların diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max}=16$ mm ve $\beta = t/d =0.1$ için Bazant’ın boyut etkisi kanunu

Bu bölümde kesikli ve sürekli granülometrilili serilerin farklı boyutlarda kenar ve diyagonal yamada-çekme analizleri karşılaştırıldı. Aynı kalıptan üretilen eşdeğer boyuttaki küp numunelerde diyagonal-yarma küp numuneleri kenar yarma küp numunelerine göre yarıma boyutu daha büyük olduğu unutulmamalıdır.

6.1.3. Çentiksiz Numune Deneylerinde Çok-Fraktallı Boyut Etkisi Kanunu

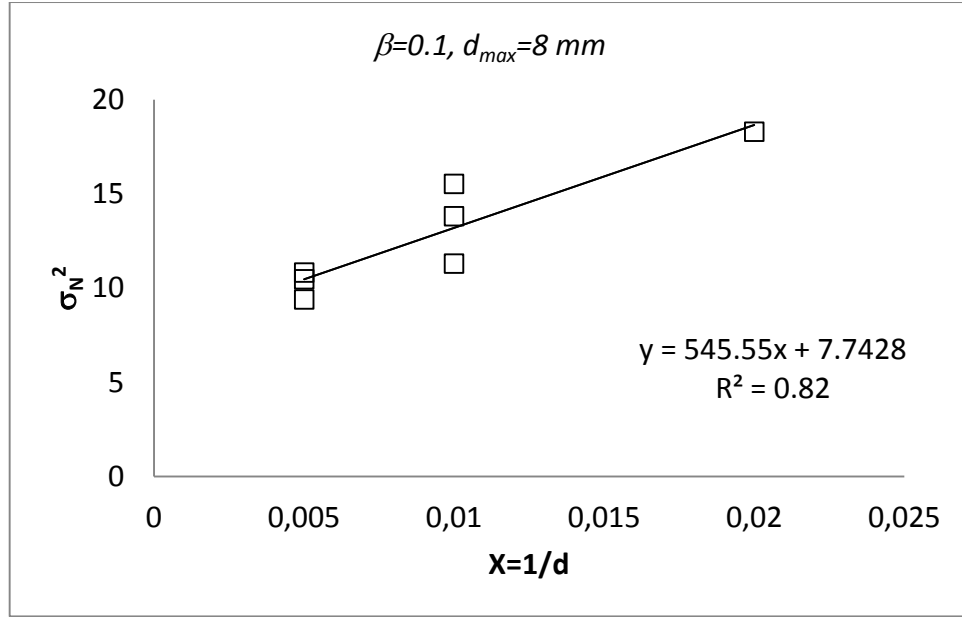
Çentiksiz küp numune çalışmasının üçüncü bölümünde Carpinteri'nin çok fraktallı boyut etkisi yöntemi elde edilen deney sonuçlarına uygulanmıştır. $Y = AX + C$ grafikleri $X = 1/d$ ve $Y = \sigma_N^2$ göre düzenlenmiştir. Denklem 4.13'den hesaplanmıştır. σ_N^2 'ye karşı $1/d$ grafiği çizildiğinde elde edilen eğrinin denklemi A ve C katsayılarını ve aynı zamanda deney sonuçlarıyla uyumu ifade eden korelasyon katsayılarını verilmiştir. Formüldeki ampirik sabitler limit nominal dayanım $f_t = \sqrt{C}$ ve karakteristik uzunluk olan $l_{ch} = A/C$ katsayıları yardımıyla hesaplanmıştır. Tablo 6.11'de Carpinteri'nin boyut etkisi kanuna göre elde edilmiş ampirik sabitler verilmiştir.

Tablo 6.11. Kesikli granülometrilili çentiksiz küp numune deneylerinin Carpinteri'nin boyut etkisi kanuna göre elde edilmiş veriler

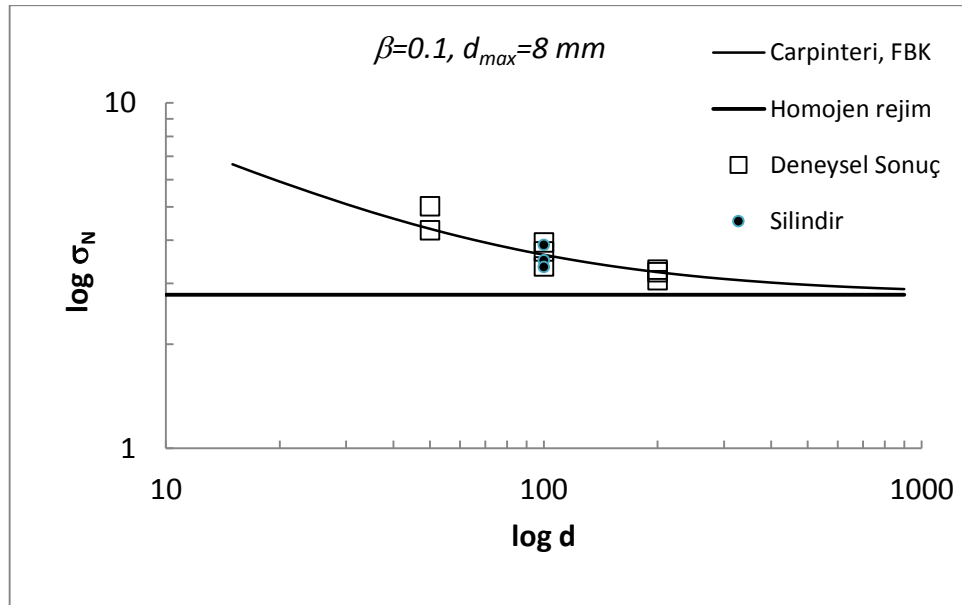
Numune	$\beta = t/d$	d_{max} (mm)	f_{cc} (MPa)	Linear, $Y = AX + C$, $Y = \sigma_{Nc}^2$ ve $X = 1/d$					
				A	C	f_t (MPa)	l_{ch} (mm)	$\alpha = l_{ch}/d_{max}$	r
Küp	0.1	8	41.0	545.55	7.742	2.78	70.460	8.807	0.908
Küp	0.16	8	42.0	809.70	8.350	2.89	96.977	12.122	0.960
Küp	0.1	16	50.6	488.43	10.87	3.30	44.915	2.807	0.804
Küp	0.16	16	49.0	961.18	13.73	3.70	70.007	4.375	0.926
Diy. küp	0.1	8	49.0	1971.22	2.30	1.51	854.822	106.85	0.766
Diy. küp	0.1	16	41.1	1855.52	2.15	1.46	861.900	53.86	0.946

6.1.3.1. Kenar Kırım Analizleri

Şekil 6.25’de çentiksiz küp numunelerin kenar yarmada-çekme dayanımına göre $d_{max} = 8 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.1$ için kesikli granülometrilili serinin lineer regresyon analizi ve Şekil 6.26’da ise lineer olmayan grafiği Carpinteri’nin ÇFBK’na uygulaması gösterilmiştir.

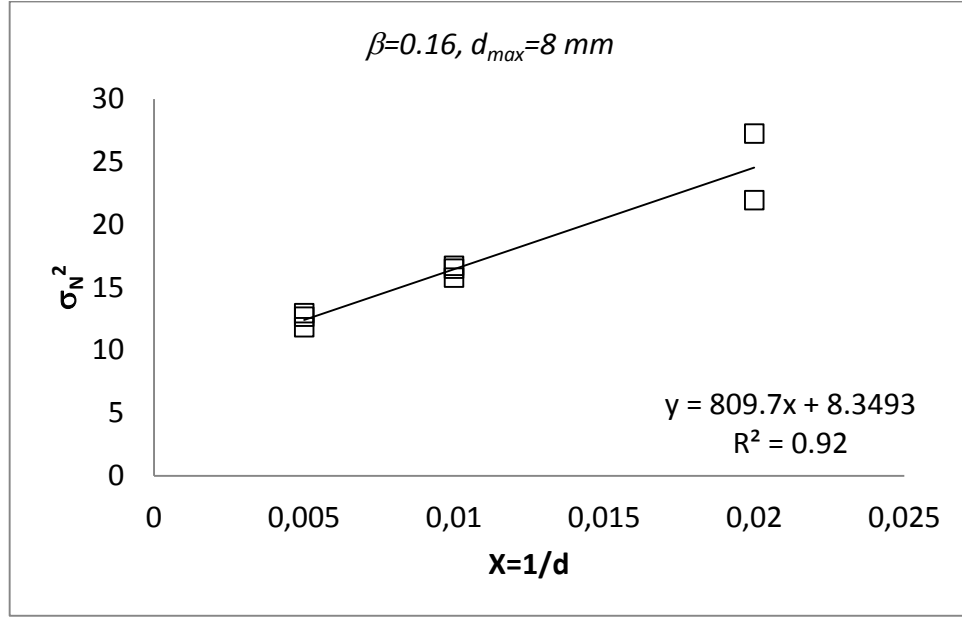


Şekil 6.25. Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği

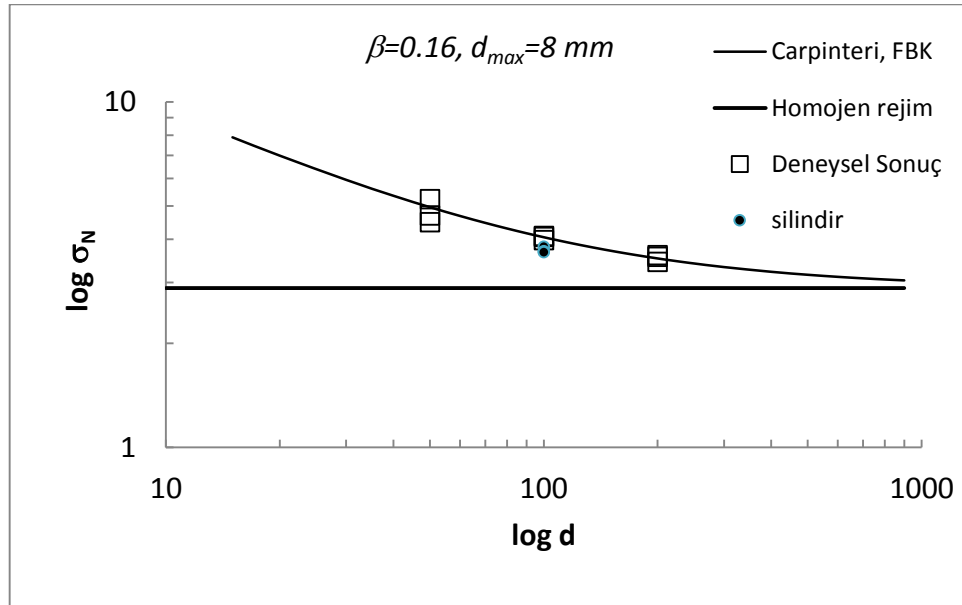


Şekil 6.26. Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu

Şekil 6.27’de kenar yarmada-çekme dayanımına göre $d_{max} = 8 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.16$ için kesikli granülometrilili serinin lineer regresyon analizi ve Şekil 6.28’de ise lineer olmayan grafiği Carpinteri’nin ÇFBK’na uygulaması gösterilmiştir.

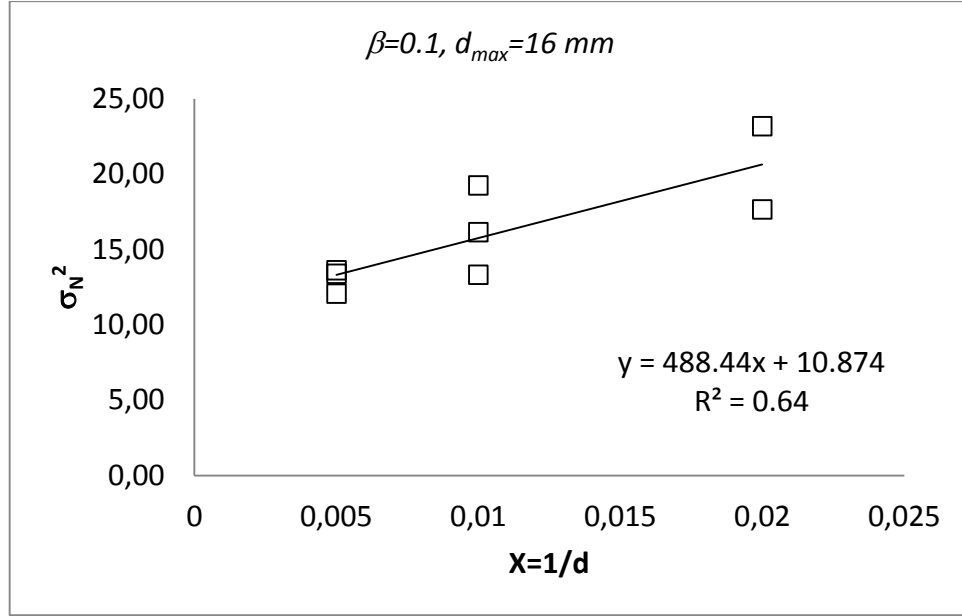


Şekil 6.27. Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.16$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği

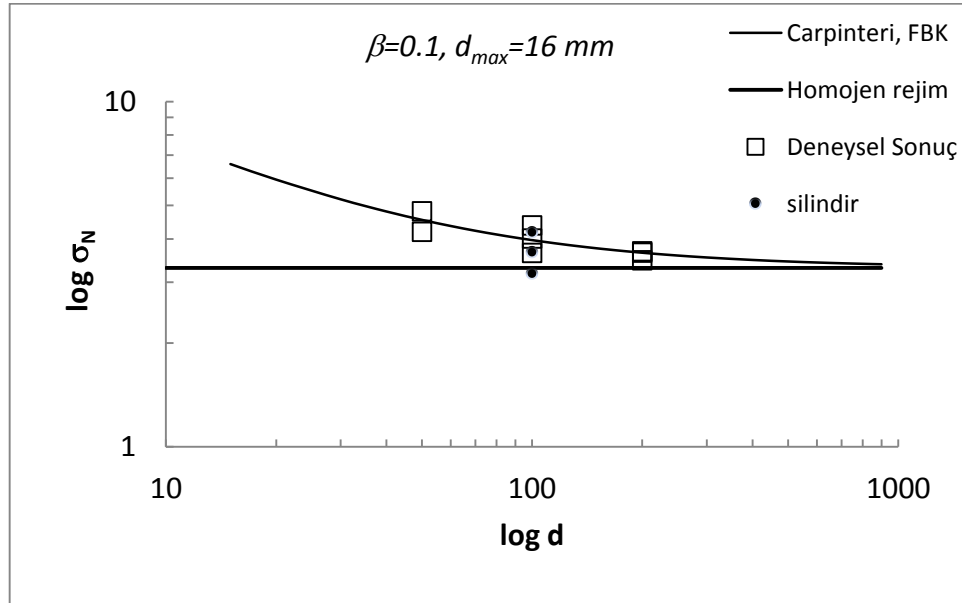


Şekil 6.28. Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.16$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu

Şekil 6.29’da kenar yarmada-çekme dayanımına göre $d_{max} = 16 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.1$ için kesikli granülometrilili serinin lineer regresyon analizi ve Şekil 6.30’da ise lineer olmayan grafiği Carpinteri’nin ÇFBK’na uygulaması gösterilmiştir.

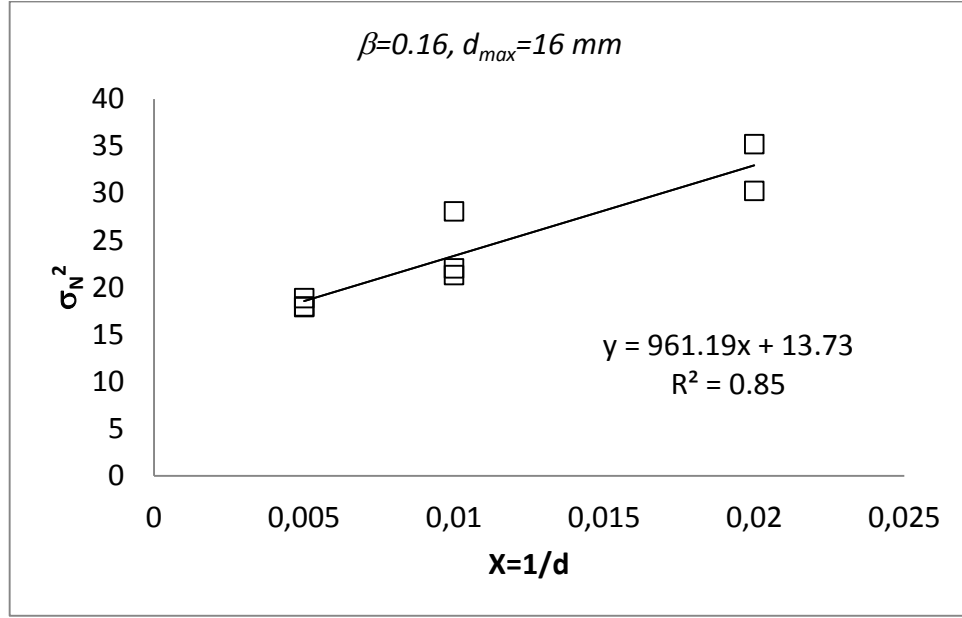


Şekil 6.29. Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği

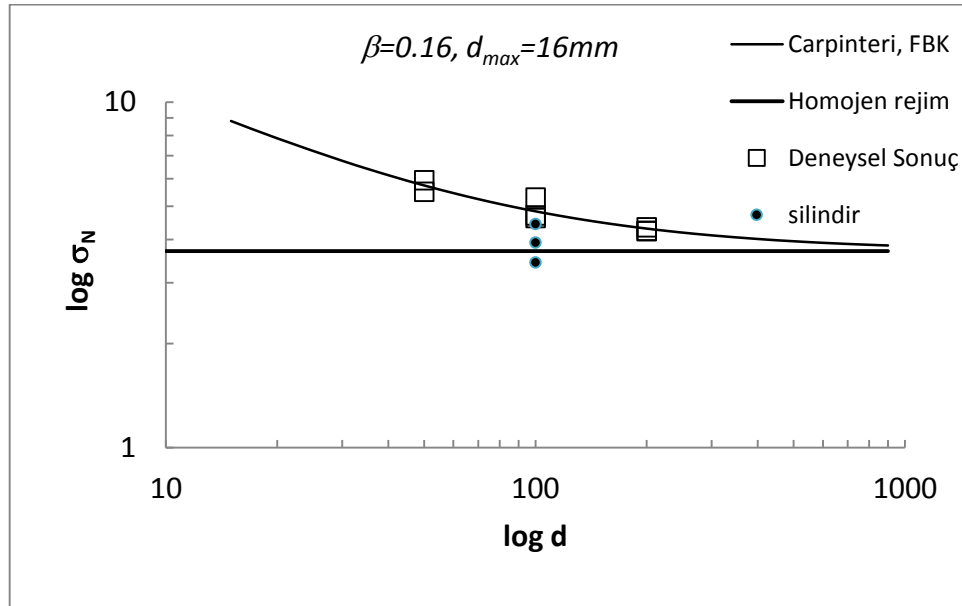


Şekil 6.30. Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu

Şekil 6.31’de kenar yarmada-çekme dayanımına göre $d_{max} = 16 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.16$ için kesikli granülometrilili serinin lineer regresyon analizi ve Şekil 6.32’de ise lineer olmayan grafiği Carpinteri’nin ÇFBK’na uygulaması gösterilmiştir.



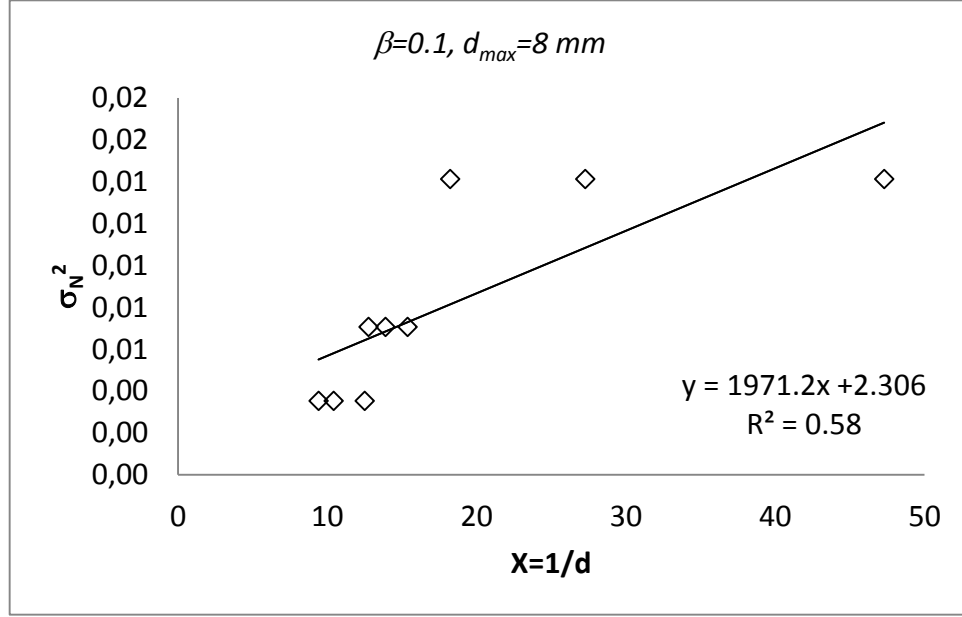
Şekil 6.31. Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.16$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği



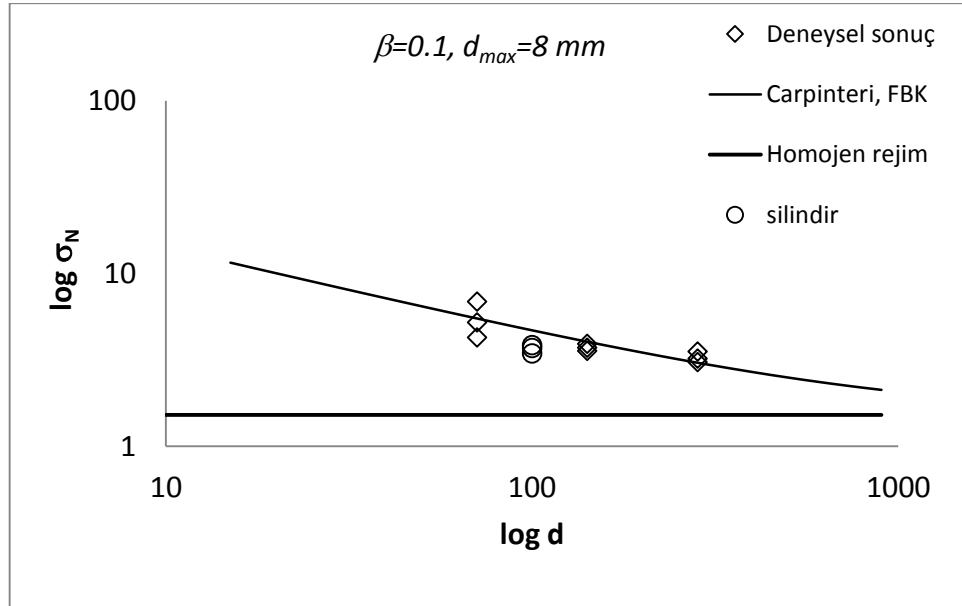
Şekil 6.32. Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.16$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu

6.1.3.2. Diyagonal Kırım Analizleri

Şekil 6.33’de çentiksiz küp numunelerin diyagonal yarmada-çekme dayanımına göre $d_{max} = 8 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.1$ için kesikli granülometrilili serinin lineer regresyon analizi ve Şekil 6.34’de ise lineer olmayan grafiği Carpinteri’nin ÇFBK’na uygulaması gösterilmiştir.

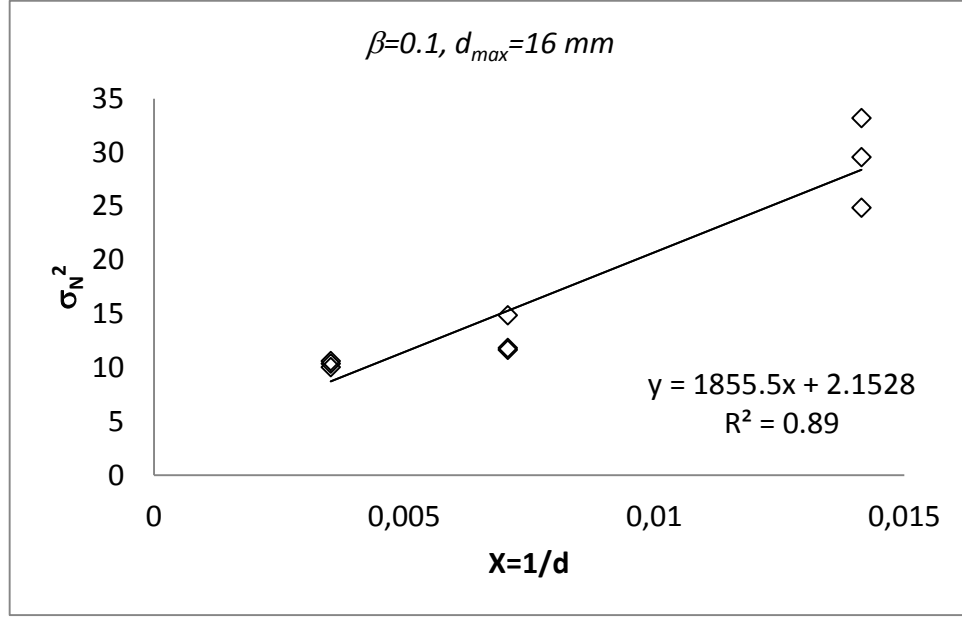


Şekil 6.33. Kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği

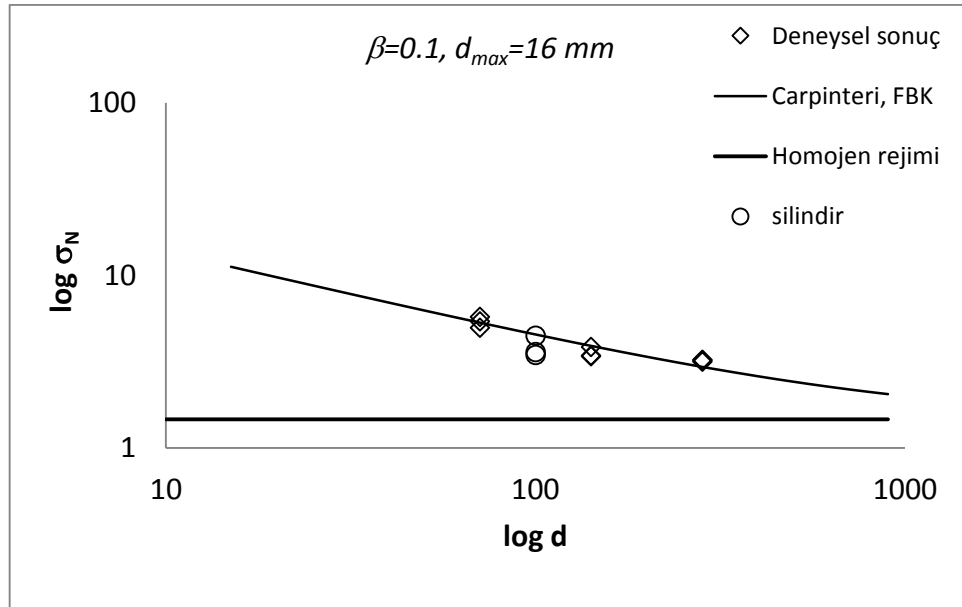


Şekil 6.34. Kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 8 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu

Şekil 6.35’de kenar yarmada-çekme dayanımına göre $d_{max} = 16 \text{ mm}$ ve $\beta = 0.1$ için kesikli granülometrilili serinin lineer regresyon analizi ve Şekil 6.36’da ise lineer olmayan grafiği Carpinteri’nin ÇFBK’na uygulaması gösterilmiştir.



Şekil 6.35. Kesikli granülometrilili diyagonal yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Çok-Fraktallı Model doğrusal analiz grafiği



Şekil 6.36. Kesikli granülometrilili kenar yarmada-çekme küp numune serilerinin $d_{max} = 16 \text{ mm}$ 'nin $\beta = t/d = 0.1$ için Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu

Yapılan lineer ve lineer olmayan analizler sonucunda Çok-Fraktallı boyut etkisi yöntemi oldukça yüksek korelasyon katsayıları elde edilmiştir. Çok-Fraktallı boyut etkisi yönteminde d 'nin sonsuz büyük değerinde çekme dayanımı homojen rejime asimptotik bir limit değer alma eğilimi göstermektedir. Carpinteri'nin fraktal boyut etkisi kanunu, Bazant'ın boyut etkisi kanunu ile karşılaştırıldığında fraktal kanun sonsuz boyut aralığında geçerli olduğu görülmektedir.

6.2. Çentikli Küp Numune Deney Sonuçları

Tez çalışmasının ikinci bölümü aynı boyuttaki küp numunelere üç farklı çentik uzunluğu kullanılarak yarmada-çekme deneyi uygulandı. Her seri 150 mm'lik çentikli küp numuneden oluşturulmuştur. Her farklı çentik boyutu için 4 adet küp numune kullanıldı. Ortalama çentik boyları 20, 40 ve 50 mm seçildi. Kesikli granülometrilili ve sürekli granülometrilili $d_{max}=8$ mm ve $d_{max}=16$ mm ile hazırlanmış toplam 4 seri üretildi. Yarmada-çekme testine tabi tutulan numunelerin tepe yükleri bulunup kaydedildi. Elde edilen sonuçlar lineer olmayan kırılma mekaniği prensipleriyle incelenerek, agrega gradasyonu, maksimum agrega boyutuna göre kırılma parametreleri hesaplandı. İki parametrelili model yöntemi kullanılarak; gerilme şiddet çarpanı (K_{IC}^S), kritik çatlak ağzı açılım deplasmanı ($CTOD_c$), kırılma süreci bölgesi uzunluğu (c_f) ve gevreklik indeksi (Q) değerleri ve Çift-K modeli yöntemi kullanılarak; kohezif gerilme şiddet çarpanı (K_{IC}^C) ve başlangıç gerilme şiddet çarpanı (K_{IC}^{ini}) hesaplandı. Tablo 6.12-Tablo 6.15'de başlangıç çatlak uzunluğu ve kırılma yükleri verilmiştir. Kırım değerleri analiz edilerek bulunan değerler Bilgisayar ortamında Microsoft Office Excell çalışma ortamı ve MATLAB (7.5.0) R2007b program diline göre grafikleri çizilmiştir.

Tablo 6.12. $d_{max} = 8$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları

Kenar Küp $\beta = t/d = 15/150 = 0.1$	Ortalama çentik boyları $a(mm)$	$P (kN)$		
	17.57	84.3		
	18.48	95.5		
	18.31	92.8		
	20.21	91.3		
	38.47	82.1		
	39.55	81.8		
	39.80	87.7		
	41.41	87.3		
	49.40	76.5		
	50.32	79.8		
	50.49	80.2		
	49.69	80.4		
	Basınç muk. (MPa) 150 mm küp	43.59	36.76	50.11

Tablo 6.13. $d_{max} = 16$ mm'nin kesikli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları

Kenar Küp $\beta = t/d = 15/150 = 0.1$	Ortalama çentik boyları $a(mm)$	$P (kN)$		
	17.92	97.3		
	18.93	97.7		
	19.71	91.6		
	18.89	103.7		
	38.85	92.4		
	37.93	92.8		
	38.86	88.6		
	38.06	90.7		
	46.13	72.4		
	47.97	78.6		
	46.57	78.3		
	48.20	81.0		
	Basınç muk. (MPa) 150 mm küp	40.06	40.03	45.73

Tablo 6.14. $d_{max} = 8$ mm'nin sürekli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları

Kenar Küp $\beta = t/d = 15/150 = 0.1$	Ortalama çentik boyları $a(mm)$	$P (kN)$		
	19.86	91.4		
	17.34	92.8		
	18.28	100.3		
	18.86	97.5		
	39.30	88.3		
	38.92	77.8		
	39.42	78.6		
	41.67	83.8		
	46.18	76.0		
	49.29	81.0		
	49.15	85.8		
	51.11	90.6		
	Basınç muk. (MPa) 150 mm küp	45.53	43.52	48.80

Tablo 6.15. $d_{max} = 16$ mm'nin sürekli granülometrilili serinin $\beta = t/d = 0.1$ için kenar kırım deney sonuçları

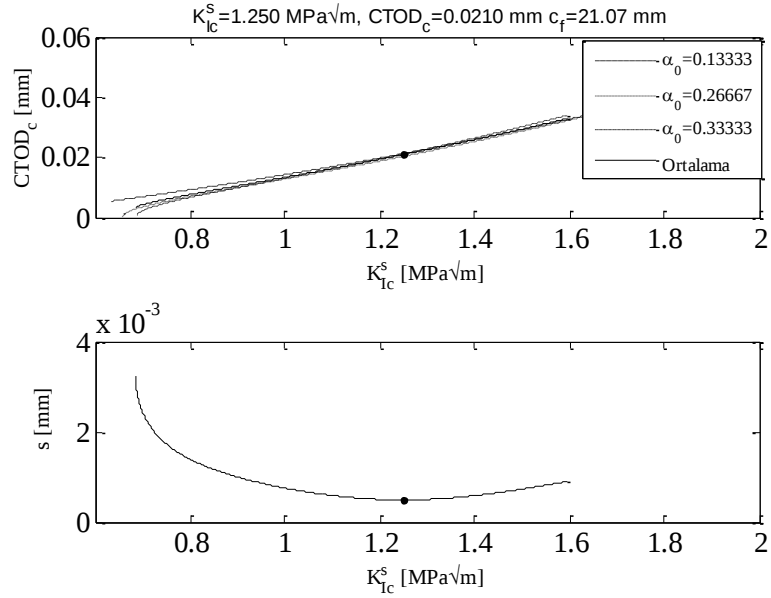
Kenar Küp $\beta = t/d = 15/150 = 0.1$	Ortalama çentik boyları $a(mm)$	$P (kN)$		
	20.66	88.9		
	18.62	94.4		
	18.52	91.5		
	18.84	92.2		
	38.23	84.2		
	37.67	85.7		
	38.55	98.7		
	38.30	85.3		
	48.54	71.3		
	47.82	72.3		
	49.09	83.8		
	49.68	72.4		
	Basınç muk. (MPa) 150 mm küp	39.87	40.73	46.59

6.2.1. Çentikli Küp Numune Deneylerinde İki Parametrelili Model Analizi

Çentikli beton küp numune çalışmasının birinci bölümünde Tablo 6.12-Tablo 6.15'deki değerler pik yük metodu yöntemi kullanılarak İki Parametrelili Model'e göre analiz edilmiştir. Numuneler tepe yükleri belirlendikten sonra, her bir çentik boyu için ortalama nominal çekme gerilmesi Denklem 3.3'den hesaplanmıştır. σ_{Nc} değeri bulunduğundan sonra K_{Ic}^s değeri Denklem 4.19 ve $CTOD_c$ değeri Denklem 4.20'den hesaplanarak K_{Ic}^s ve $CTOD_c$ 'ye karşı gelen üç farklı çentik uzunluğu ve bunların ortalamaları ayrı ayrı çizilmiştir. K_{Ic}^s 'nin $CTOD_c$ 'ye karşı çizilen 4 adet eğrisini kullanarak verilen K_{Ic}^s değerleri için $CTOD_c$ değeri hesaplanmıştır. Eğrilerin kesiştiği nokta, gerçek K_{Ic}^s değerini vermektedir. Ancak eğriler her zaman bir noktada kesişmeyebilirler. Denklem 4.26'dan hesaplanan minimum sapmanın olduğu yer gerçek K_{Ic}^s değeri ortalama eğride yerine konarak $CTOD_c$ değeri hesaplanmıştır. Ayrıca kırılma süreci bölgesi uzunluğu (c_f) Denklem 4.43'den ve gevreklik indeksleri (Q) Denklem 4.27'den hesaplanmıştır.

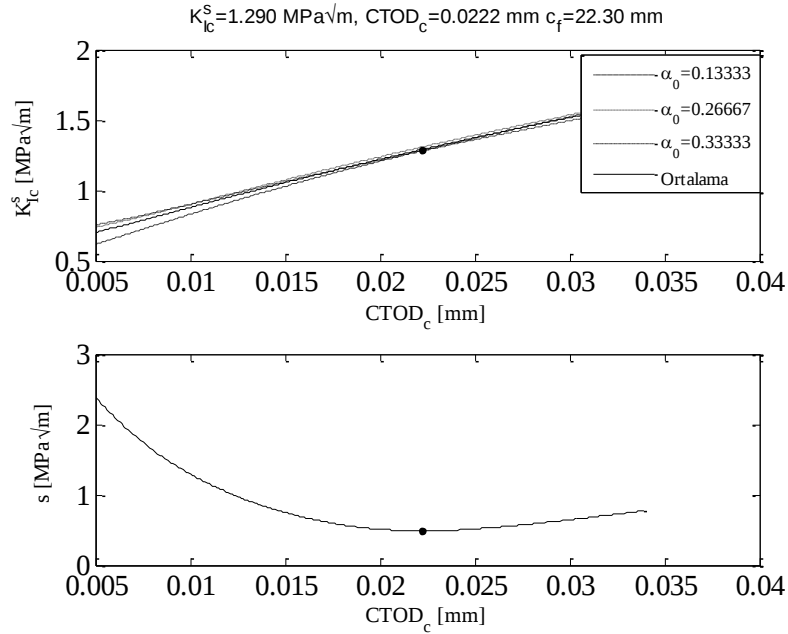
Şekil 6.37-Şekil 6.44 arasında ilk önce K_{Ic}^s - $CTOD_c$ tabanlı, ardından $CTOD_c$ - K_{Ic}^s tabanlı pik yük metodu analizlerinin grafikleri gösterilmiştir. Şekillerden de görüldüğü gibi her iki istatistik tabanlı yaklaşımlar arasında kırılma parametreleri (K_{Ic}^s ve $CTOD_c$) birbirine çok yakın çıkmıştır. Aynı grafikler üzerinde numunelerin çentik boyları (a_0) ve ortalama eğriler üzerinde gösterilmiştir. Kırılma parametreleri K_{Ic}^s ve $CTOD_c$ için standart sapmanın (s) minimum olduğu noktada hesaplanmıştır. İleriki analizlerde de K_{Ic}^s - $CTOD_c$ tabanlı kırılma parametreleri sonuçları kullanılmıştır.

Şekil 6.37’de 150 mm^3 ’lük küp numunelerde s ’in minimum değeri K_{Ic}^s değeri $1.250 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0210 mm olarak bulunmuştur.



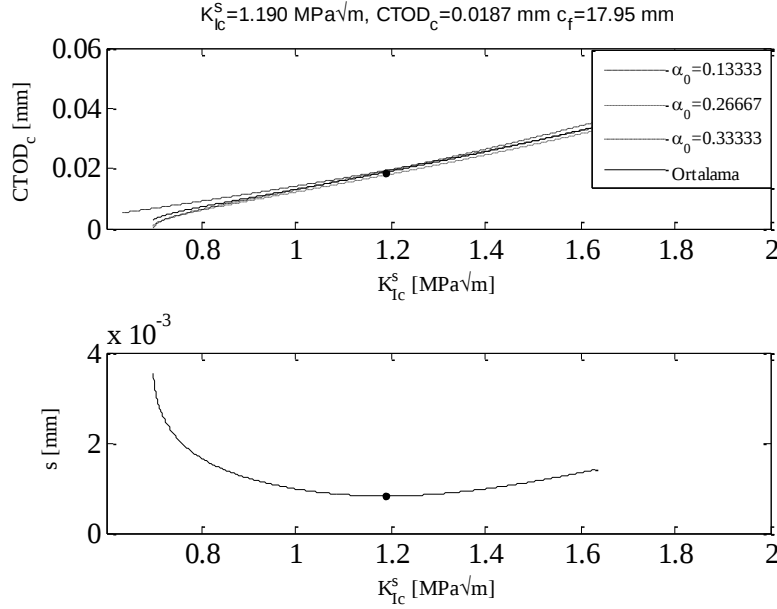
Şekil 6.37. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili betonun İPM analizine göre K_{Ic}^s - $CTOD_c$ ilişkisi

Şekil 6.38’de s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0222 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^s değeri ise $1.290 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ bulunmuştur.



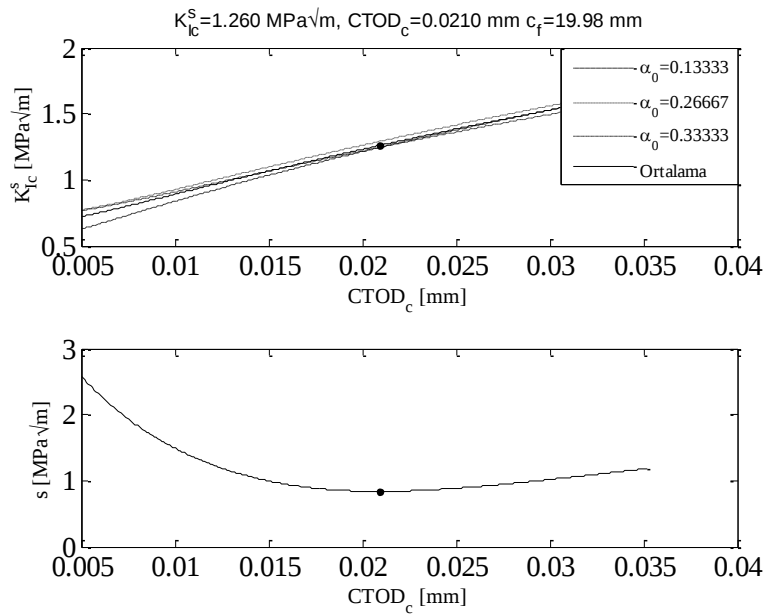
Şekil 6.38. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili betonun İPM analizine göre $CTOD_c$ - K_{Ic}^s ilişkisi

Şekil 6.39’da 150 mm^3 ’lük küp numunelerde s ’in minimum değeri K_{Ic}^S değeri $1.190\text{ MPa}\sqrt{m}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0187 mm olarak bulunmuştur.



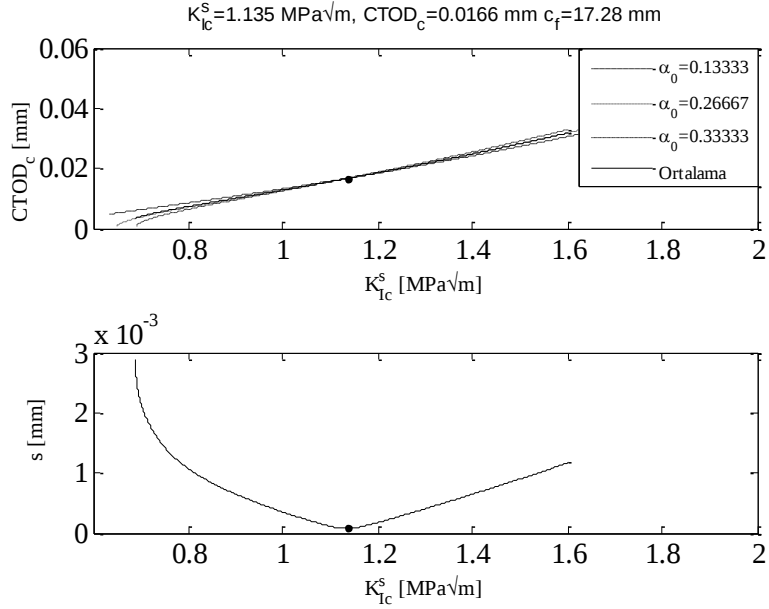
Şekil 6.39. $d_{max} = 16\text{ mm}$ kesikli granülometrilili betonun İPM analizine göre K_{Ic}^S - $CTOD_c$ ilişkisi

Şekil 6.40’da s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0210 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^S değeri ise $1.260\text{ MPa}\sqrt{m}$ bulunmuştur.



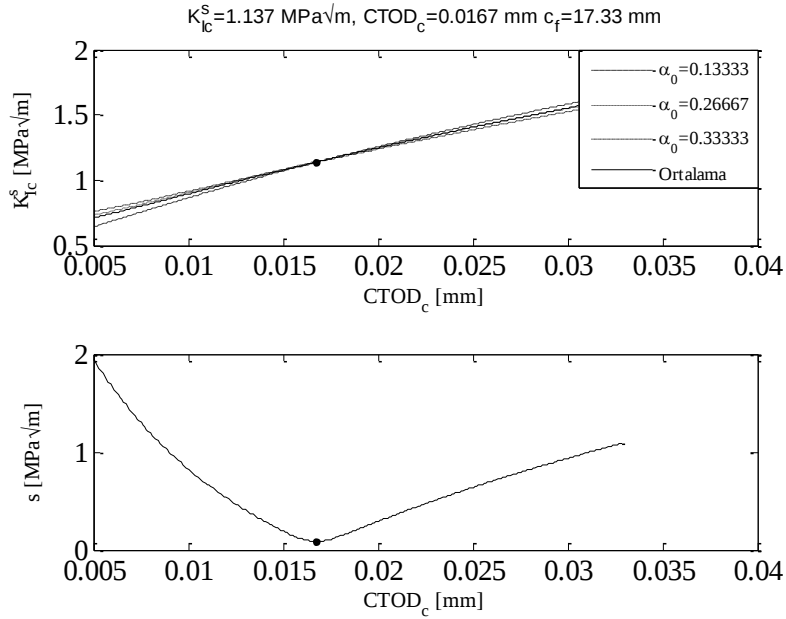
Şekil 6.40. $d_{max} = 16\text{ mm}$ kesikli granülometrilili betonun İPM analizine göre $CTOD_c$ - K_{Ic}^S ilişkisi

Şekil 6.41’de 150 mm^3 ’lük küp numunelerde s ’in minimum değeri K_{Ic}^s değeri $1.135 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0166 mm olarak bulunmuştur.



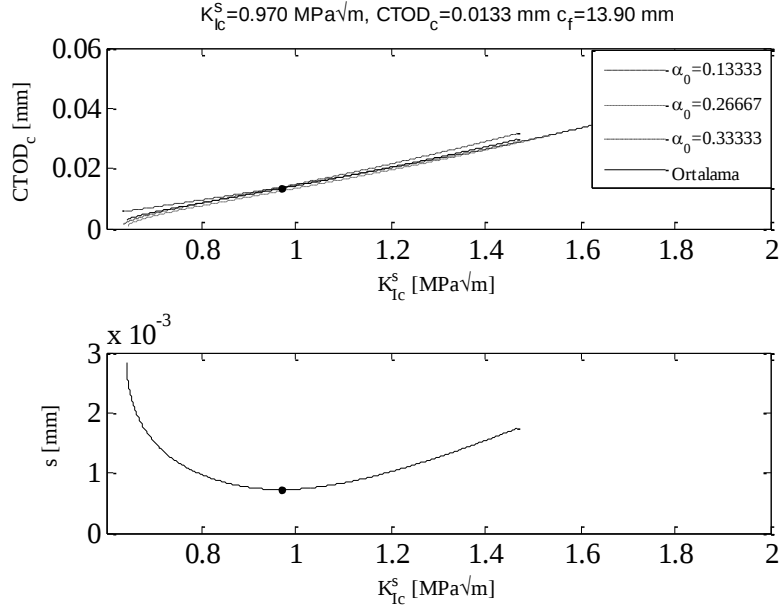
Şekil 6.41. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili betonun İPM analizine göre K_{Ic}^s - $CTOD_c$ ilişkisi

Şekil 6.42’de s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0167 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^s değeri ise $1.137 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ bulunmuştur.



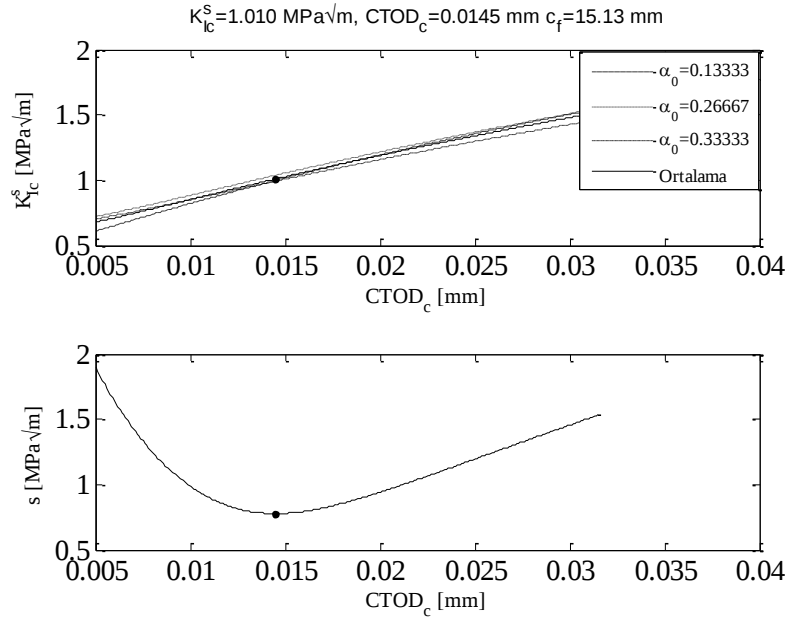
Şekil 6.42. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili betonun İPM analizine göre $CTOD_c$ - K_{Ic}^s ilişkisi

Şekil 6.43’de 150 mm^3 ’lük küp numunelerde s ’in minimum değeri K_{Ic}^S değeri $0.970 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0133 mm olarak bulunmuştur.



Şekil 6.43. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili betonun İPM analizine göre K_{Ic}^S - $CTOD_c$ ilişkisi

Şekil 6.44’de s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0145 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^S değeri ise $1.010 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ bulunmuştur.



Şekil 6.44. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili betonun İPM analizine göre $CTOD_c$ - K_{Ic}^S ilişkisi

Burada numune boyutu aralığı sabit tutularak agrega çapının ve gradasyonun değişimiyle kırılma parametrelerinin değişimi detaylı bir şekilde incelenmiştir. Elde edilen kırılma parametreleri ve malzeme özellikleri Tablo 6.16'da $CTOD_c$ - K_{Ic}^S analizi ve Tablo 6.17'de K_{Ic}^S - $CTOD_c$ analiz sonuçlarına göre verilmiştir. Betonun küp basınç mukavemeti (f_{cc}) ve silindir basınç mukavemetleriyle (f_c) birlikte K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ değerlerini kullanarak kırılma süreci bölgesi uzunluğu (c_f) ve gevreklik indeksi (Q) belirlenmiştir. Betonun gevreklik indeksi 150-300 mm arasında kabul edildiği bilindiğine göre aşağıdaki elde edilen değerler uygun aralıklara düştüğünden deneyin doğruluğunu ispatlamıştır. Ayrıca kesikli granülometrilili serinin kırılma parametre değerlerinin sürekli granülometrilili seriye göre daha büyük çıktığı gözlemlenmiştir.

Tablo 6.16 $CTOD_c$ - K_{Ic}^S analiz sonuçları

Seri	f_{cc} (MPa)	f_c (MPa)	c_f (mm)	K_{Ic}^S (MPa $\sqrt{m}$)	$CTOD_c$ (mm)	Q (mm)
K8	41.48	34.23	22.30	1.290	0.0222	228
K16	40.11	32.98	19.98	1.260	0.0210	203
S8	44.00	36.53	17.33	1.137	0.0167	177
S16	40.53	33.36	15.13	1.010	0.0145	154

Tablo 6.17. K_{Ic}^S - $CTOD_c$ analiz sonuçları

Seri	f_{cc} (MPa)	f_c (MPa)	c_f (mm)	K_{Ic}^S (MPa $\sqrt{m}$)	$CTOD_c$ (mm)	Q (mm)
K8	41.48	34.23	21.07	1.250	0.0210	214
K16	40.11	32.98	17.95	1.190	0.0187	182
S8	44.00	36.53	17.28	1.135	0.0166	176
S16	40.53	33.36	13.90	0.970	0.0133	141

6.2.2. Çentikli Küp Numune Deneylerinde Çift-K Modeli Analizi

Çift-K Modeli, beton yapılarda kırılmayı modellemek için başlangıç gerilme şiddet çarpanı (K_{Ic}^{ini}) ve kritik gerilme şiddet çarpanı (K_{Ic}^{un}) gibi iki parametre kullanmaktadır. Çentikli beton küp numune çalışmasının ikinci bölümünde kesikli granülometrilili ve sürekli granülometrilili serilerin deneylerinden elde edilen analiz sonuçları Tablo 6.18’de verilmiştir. Sırasıyla küp numune geometrisine ait veriler, başlangıç çentik uzunlukları ($a_0 = a_0/d$), nominal çekme gerilmesi (σ_{Nc}) değerleri Denklem 3.4’den, kritik çatlak uzunluğu ($a_c = a_c/d$) Newton-Raphson yöntemiyle bulunmuştur. Burada İPM yöntemine göre hesaplanan kırılma parametreleri kritik gerilme şiddet çarpanı $K_{Ic}^s (=K_{Ic}^{un})$ ve çatlak ucu açılım deplasmanı $CTOD_c$ değerleri kullanılmıştır. Yapılan deneysel çalışmalar İPM’nin K_{Ic}^s parametresi ile Çift-K Modelinin K_{Ic}^{un} parametresinin özdeş olduğu kabul edilmiştir [İnce, 2012b]. Çift-K yönteminde K_{Ic}^{ini} parametresini belirlemek için ilk önce kohezif gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^c değerinin bulunması gerekir. K_{Ic}^c kırılma parametresi Tablo 4.2’deki çentikli küp numuneler için ağırlık fonksiyonları kullanılarak Denklem 4.68’den hesaplanmıştır. Betonun kohezif gerilme şiddet çarpanının hesabında kullanılan betonun çekme mukavemeti (f_t) Denklem 4.68’den hesaplanmıştır. Elde edilen K_{Ic}^c değeri ile Denklem 4.66’dan hesaplanan K_{Ic}^{ini} değerleri ve ortalamaları Tablo 6.18’de gösterilmiştir. Çift-K modelinin kırılma parametresi K_{Ic}^{ini} değeri ortalamaları her granülometri tipi için hesaplanmış ve çıkan değerler birbirine yakın olup uniformdur. Ayrıca maksimum değer/minumum değer $d_{max}=8$ mm sürekli granülometri için 2.69, $d_{max}=16$ mm sürekli granülometri için 2.38, $d_{max}=8$ mm kesikli granülometri için 2.66, $d_{max}=16$ mm kesikli granülometri için 1.72 olmaktadır.

Tablo 6.18. Çentikli küp numunelerinin Çift-K modeline göre analiz sonuçları

Seri Tipi	No.	b (mm)	d (mm)	α_0	σ_{Nc} (MPa)	α_c	$CTOD_c$ (mm)	$K_{Ic}^s (= K_{Ic}^{un})$ (MPa√m)	K_{Ic}^c (MPa√m)	K_{Ic}^{ini} (MPa√m)
d _{max} =8 mm Sürekli	1	150	75	0.132	2.586	0.509	0.0167	1.136	0.897	0.239
	2			0.116	2.626	0.501			0.910	0.226
	3			0.122	2.838	0.459			0.817	0.319
	4			0.126	2.759	0.474			0.839	0.297
	5			0.262	2.498	0.528			0.702	0.434
	6			0.259	2.201	0.597			0.849	0.287
	7			0.263	2.224	0.592			0.831	0.305
	8			0.278	2.371	0.557			0.731	0.405
	9			0.308	2.150	0.610			0.785	0.351
	10			0.329	2.292	0.575			0.674	0.462
	11			0.328	2.428	0.544			0.612	0.524
	12			0.341	2.563	0.514			0.528	0.608
ortalama									0.371	
d _{max} =16mm Sürekli	1	150	75	0.138	2.515	0.440	0.0134	0.971	0.744	0.227
	2			0.124	2.671	0.409			0.710	0.261
	3			0.123	2.589	0.425			0.741	0.231
	4			0.126	2.609	0.421			0.730	0.242
	5			0.255	2.382	0.469			0.592	0.379
	6			0.251	2.425	0.460			0.581	0.390
	7			0.257	2.793	0.386			0.429	0.542
	8			0.255	2.413	0.462			0.578	0.393
	9			0.324	2.017	0.560			0.643	0.328
	10			0.319	2.046	0.552			0.637	0.335
	11			0.327	2.371	0.472			0.462	0.509
	12			0.331	2.049	0.551			0.612	0.359
ortalama									0.350	
d _{max} =8 mm Kesikli	1	150	75	0.117	2.385	0.606	0.0209	1.250	1.054	0.196
	2			0.123	2.702	0.538			0.905	0.345
	3			0.122	2.626	0.553			0.937	0.313
	4			0.135	2.583	0.562			0.934	0.316
	5			0.256	2.323	0.620			0.842	0.408
	6			0.264	2.314	0.622			0.834	0.416
	7			0.265	2.481	0.584			0.755	0.495
	8			0.276	2.470	0.587			0.742	0.508
	9			0.329	2.165	0.659			0.793	0.457
	10			0.335	2.258	0.636			0.734	0.516
	11			0.337	2.269	0.633			0.727	0.523
	12			0.331	2.275	0.632			0.734	0.516
ortalama									0.418	
d _{max} =16mm Kesikli	1	150	75	0.119	2.753	0.501	0.0187	1.190	0.841	0.349
	2			0.126	2.764	0.499			0.826	0.364
	3			0.131	2.592	0.534			0.884	0.306
	4			0.126	2.934	0.466			0.768	0.422
	5			0.259	2.614	0.529			0.662	0.528
	6			0.253	2.626	0.527			0.668	0.522
	7			0.259	2.507	0.552			0.704	0.486
	8			0.254	2.566	0.539			0.689	0.501
	9			0.308	2.049	0.662			0.839	0.351
	10			0.320	2.224	0.617			0.725	0.465
	11			0.310	2.215	0.619			0.746	0.444
	12			0.321	2.292	0.601			0.690	0.500
ortalama									0.437	

6.3. Çentikli Kiriş Numune Deney Sonuçları

Tez çalışmasının üçüncü bölümünde, üretilen üç farklı boyut ve farklı çentik yükseklik oranındaki kiriş numunelere $d_{max}=8$ mm ve $d_{max}=16$ mm'ye ait kesikli ve sürekli granülometrilili 4 seri hazırlanarak üç noktalı eğilme çekme deneyi yapıldı. Numuneler hazırlanırken boyut değişim aralığı (maksimum ve minimum d arasındaki oran) 1:4 esas alınmış, relatif çentik boyu $\alpha =0.2, 0.4, 0.55$ olarak seçilmiştir. Aynı zamanda mukavemet tayini için küp numuneler dökülmüştür. 28 günün sonunda sudan çıkarılan numuneler teste tabi tutulmuştur. Kiriş numuneler 100 kN kapasiteli üç noktalı eğilme cihazında, küp numuneler ise 2000 kN kapasiteli dijital makineden kırılarak elde edilen deney sonuçları Tablo 6.19-Tablo 6.22 de verilmiştir. Tablolarda beton kiriş numunelerin b kirişlerin genişliği, d numune boyutu, a kirişlerde başlangıç çentik boyutu, W kırılmadan önceki ağırlıkları, P kırılma yükü ile birlikte σ_{Nc} eğilme çekme dayanımları Denklem 4.45'den hesaplanarak verilmiştir. Çentikli kiriş çalışmasının birinci bölümünde Bazant'ın önermiş olduğu Boyut etkisi modelinde kırılma enerjisi (G_f), kırılma süreci bölgesi uzunluğu (c_f) ve gevreklik indeksleri (Q) hesaplanmıştır. İkinci bölümde İki Parametrelili Model için kritik gerilme şiddet çarpanı (K_{Ic}^S) ve kritik çatlak ucu açılım deplasmanı ($CTOD_c$), kırılma süreci bölgesi uzunluğu (c_f) ve gevreklik indeksleri (Q) hesaplanmıştır. Üçüncü bölümde Çift-K kırılma modeli için başlangıç gerilme şiddet çarpanları (K_{Ic}^{ini}) değeri, kritik gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^{un} hesaplanmıştır. Elde edilen değerler Bilgisayar ortamında Microsoft Office Excell çalışma ortamı ve MATLAB (7.5.0) R2007b program diline göre grafikleri çizilmiştir. Şekil 6.45-Şekil 6.52 de boyut etkisi analizine göre düzenlenmiş lineer grafikler sunulmuştur. Şekil 6.53-Şekil 6.68 de İki Parametrelili Model analizine göre K_{Ic}^S - $CTOD_c$ grafikleri ve $CTOD_c$ - K_{Ic}^S grafikleri aynı karakteristik boyuttaki ($d=100$ mm) ve farklı boyutlardaki ($d=50, 100$ ve 200 mm) kiriş numuneleri için ayrı ayrı sunulmuştur.

Tablo 6.19. $d_{max} = 8$ mm kesikli granülometrilili serinin deney sonuçları

d (mm) – α	b (mm)	d (mm)	L (mm)	a_1 (mm)	a_2 (mm)	W (gr)	P (kN)	σ_{Nc} (MPa)
50-0.2	50.65	51.32	150	10.64	10.13	919	2.74	3.953
	50.25	49.01	150	10.01	11.09	881	2.46	3.746
	52.27	52.7	150	10.02	10.11	973	3.03	4.125
100-0.2	50.8	99.31	300	21.1	20.59	3697	4.21	3.129
	51.3	100.34	300	21.98	22.08	3740	3.95	2.878
	49.5	99.07	300	18.88	18.35	3509	4.41	3.372
200-0.2	50.2	198	600	39.24	39.11	14300	7.45	2.811
	50.31	198	600	39.82	38.71	14000	7.34	2.763
	52.48	202	600	40.96	42.73	14600	6.97	2.466
100-0.4	49.64	99.84	300	41.04	41.16	3567	2.21	1.672
	49.52	101.91	300	37.75	39.24	3645	2.35	1.746
	51.06	99.56	300	40.04	40.01	3572	2.14	1.579
100-0.55	51.18	99.35	300	54.48	53.5	3675	1.46	1.077
	49.29	100.36	300	55.91	56.7	3541	1.35	1.023
	47.79	99.82	300	56.79	57.79	3467	1.28	1.006
50-0	51.18	51.96	150	0	0	933	4.07	5.739
	49.6	49.2	150	0	0	886	4.12	6.331
	49.53	50.37	150	0	0	915	4.79	7.200
Basınç Mukavemeti f_{cc} (MPa)	45.85					44.6		
Küp Yarma f_{sp} (MPa)	3.463			3.800		3.970		

Tablo 6.20. $d_{max} = 16$ mm kesikli granülometrilri serinin deney sonuçları

d (mm) – α	b (mm)	d (mm)	L (mm)	a_1 (mm)	a_2 (mm)	W (gr)	P (kN)	σ_{Nc} (MPa)
50-0.2	50	50.85	150	10.94	9.02	938	2.54	3.746
	51.29	48.8	150	12.68	12.3	904	2.15	3.221
	49.4	52.05	150	9.87	9.14	930	3.02	4.404
100-0.2	51.84	101.17	300	23.65	22.02	3959	4.54	3.246
	50.72	99.77	300	18.8	19.9	3691	4.84	3.587
	51.88	100.45	300	20.2	19.88	3712	4.78	3.440
200-0.2	47.94	200	600	38.97	40.52	13600	6.79	2.656
	49.88	202	600	39.34	39.42	14500	6.77	2.520
	51.9	200	600	41.3	40.38	14400	6.67	2.410
100-0.4	52.22	100.43	300	39.76	37.74	3779	2.7	1.931
	53.88	99.12	300	38.82	39.47	3843	2.91	2.043
	50.45	100.82	300	39.53	39.27	3668	2.54	1.873
100-0.55	50.93	97.87	300	58.54	57.49	3609	1.29	0.971
	52.3	100.4	300	54.46	54.49	3764	1.56	1.114
	51.1	99.93	300	57.45	57.3	3732	1.41	1.035
50-0	50.9	50.48	150	0	0	941	3.98	5.809
	51.37	51.46	150	0	0	973	4.42	6.270
	50.82	51.62	150	0	0	950	3.64	5.203
Basınç Mukavemeti f_{cc} (MPa)	44.83					44.6		
Küp Yarma f_{sp} (MPa)	3.503			3.415		3.608		

Tablo 6.21. $d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili serinin deney sonuçları

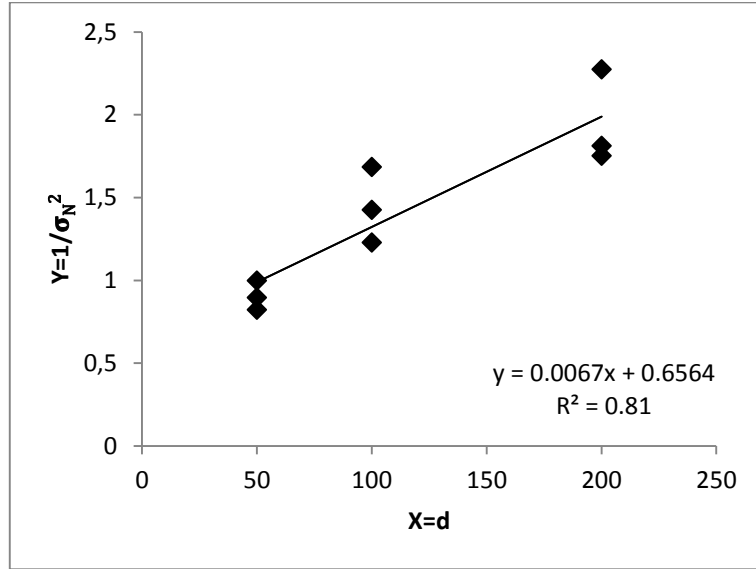
d (mm) – α	b (mm)	d (mm)	L (mm)	a_1 (mm)	a_2 (mm)	W (gr)	P (kN)	σ_{Nc} (MPa)
50-0.2	50.47	52.5	150	11.6	10.41	942	2.31	3.269
	50.35	50.47	150	10.98	12.72	899	2.29	3.379
	50.8	53.66	150	13.6	19.9	965	2.29	3.150
100-0.2	48.3	100.51	300	20.31	20.32	3454	4	3.090
	48.98	99.7	300	20.04	20.12	3592	4.05	3.110
	48.75	101.02	300	18.61	18.78	3448	4.25	3.236
200-0.2	52.67	199	600	42.53	40.12	13900	6.79	2.429
	49.5	200	600	40.12	39.78	13750	7.11	2.693
	49.62	199	600	39.88	39.75	13750	7.25	2.753
100-0.4	51.19	100.43	300	38.17	39.34	3586	2.47	1.802
	48.63	102.11	300	39.84	39.94	3573	2.38	1.797
	49.95	100.94	300	42.54	42.08	3565	2.45	1.822
100-0.55	51.09	98.98	300	54.59	54.82	3611	1.6	1.187
	51.07	99.41	300	58.45	56.7	3569	1.25	0.923
	51.38	100.83	300	55.6	56.75	3582	1.39	1.006
50-0	49.5	50.38	150	0	0	898	4.07	6.120
	50.95	49.82	150	0	0	892	4.12	6.087
	50.32	51.63	150	0	0	944	4.79	6.914
Basınç Mukavemeti f_{cc} (MPa)	54.38					54.14		
Küp Yarma f_{sp} (MPa)	3.639			3.627		3.732		

Tablo 6.22. $d_{max} = 16$ mm sürekli granülometrilili serinin deney sonuçları

d (mm) – α	b (mm)	d (mm)	L (mm)	a_1 (mm)	a_2 (mm)	W (gr)	P (kN)	σ_{Nc} (MPa)
50-0.2	50.64	51.08	150	9.87	10.03	917	2.47	3.581
	49.95	50.54	150	11.24	11.16	917	2.37	3.521
	50.1	49.41	150	11.74	10.98	920	2.08	3.151
100-0.2	50.24	101.85	300	20.72	20.18	3638	4.5	3.298
	53.12	100.9	300	23.04	22.23	3765	4.63	3.239
	51.51	99.6	300	22.54	21	3635	3.68	2.690
200-0.2	52.3	202	600	38.36	38.96	15100	7.37	2.616
	54.23	200	600	42.38	42.09	14700	7.67	2.652
	51.29	200	600	40.01	41.32	14400	7.99	2.921
100-0.4	50.28	102.4	300	41.39	41.14	3661	2.64	1.923
	55.02	102.51	300	40.82	40.27	3888	2.59	1.722
	53.84	100	300	40.61	42.25	3770	2.57	1.790
100-0.55	53.2	101.2	300	55.41	55.2	3862	1.69	1.177
	51.51	101.14	300	56.76	56.82	3771	1.49	1.073
	52.65	102.06	300	54.78	55.19	3824	1.56	1.089
50-0	50.64	49.01	150	0	0	890	4.07	6.150
	50.96	49.13	150	0	0	902	4.12	6.171
	49.41	49.13	150	0	0	875	4.79	7.400
Basınç Mukavemeti f_{cc} (MPa)	49.62				49.36			
Küp Yarma f_{sp} (MPa)	3.545			3.296		3.223		

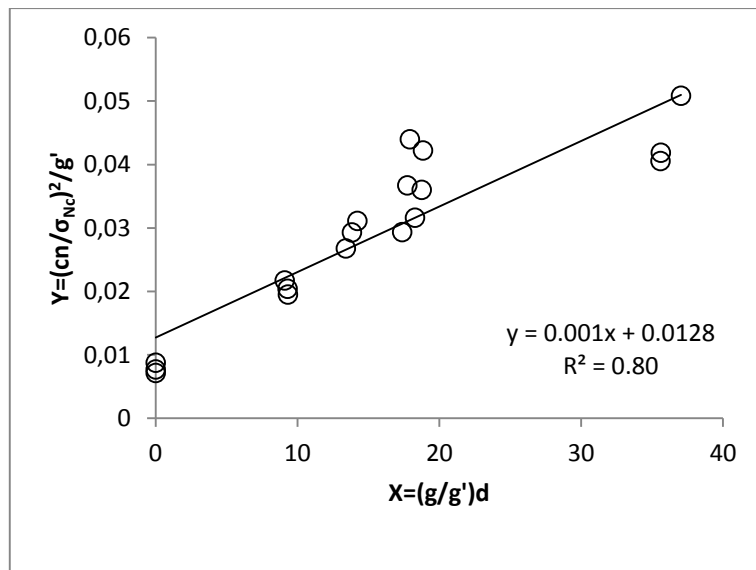
6.3.1. Çentikli Kiriş Numune Deneylerinde Boyut Etkisi Modeli Analizi

Şekil 6.45’de farklı boyutta ($50 \times 50 \times 150 \text{ mm}^3$, $50 \times 100 \times 300 \text{ mm}^3$ ve $50 \times 200 \times 600 \text{ mm}^3$) ve relatif çentik boyutları 0.2 olan $d_{max}=8 \text{ mm}$ serinin lineer regresyon grafiği verilmiştir.



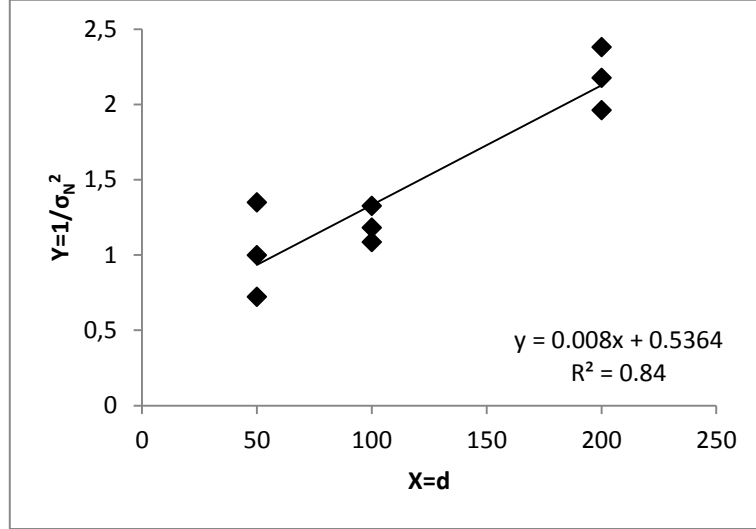
Şekil 6.45. $\alpha_0=0.2$ sabit, $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili serinin $Y=(1/\sigma_N^2) - X=d$ 'ye göre düzenlenmiş lineer grafiği

Şekil 6.46’da aynı serinin çentiksiz ve relatif çentik uzunluğu 0.2, 0.4 ve 0.55 olan kirişlerin $Y=(c_n/\sigma_{Nc})^2/g' - X=(g/g')d$ 'ye göre düzenlenmiş grafiği gösterilmiştir.



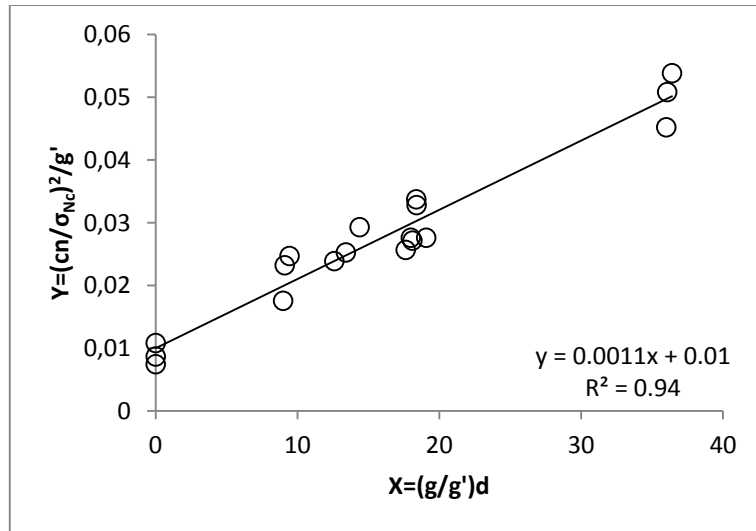
Şekil 6.46. Farklı α_0 değerleri için, $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili serinin $Y=(c_n/\sigma_{Nc})^2/g' - X=(g/g')d$ 'ye göre düzenlenmiş lineer grafiği

Şekil 6.47 de farklı boyutta ($50 \times 50 \times 150 \text{ mm}^3$, $50 \times 100 \times 300 \text{ mm}^3$ ve $50 \times 200 \times 600 \text{ mm}^3$) ve relatif çentik boyutları 0.2 olan $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili serinin lineer regresyon grafiği verilmiştir.



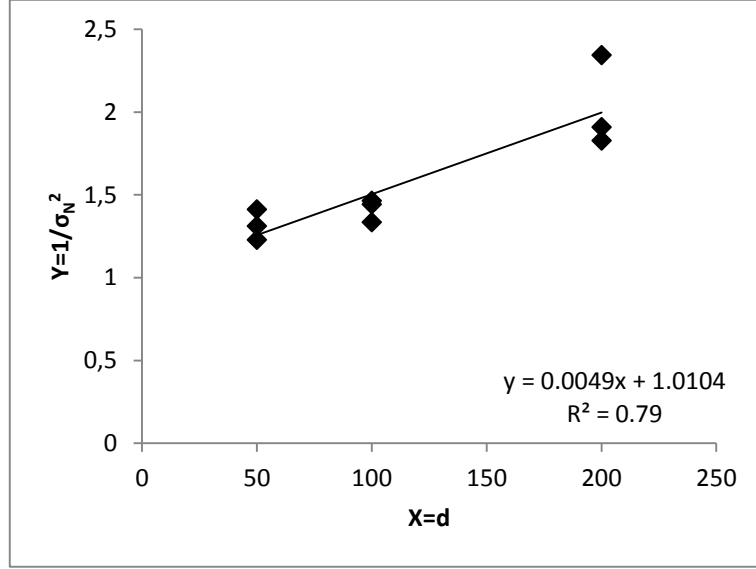
Şekil 6.47. $\alpha_0=0.2$ sabit, $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili serinin $Y=(1/\sigma_N^2) - X=d$ 'ye göre düzenlenmiş lineer grafiği

Şekil 6.48'de aynı serinin çentiksiz ve relatif çentik uzunluğu 0.2, 0.4 ve 0.55 olan kırıışlerin $Y=(c_n/\sigma_{Nc})^2/g' - X=(g/g')d$ 'ye göre düzenlenmiş grafiği gösterilmiştir.



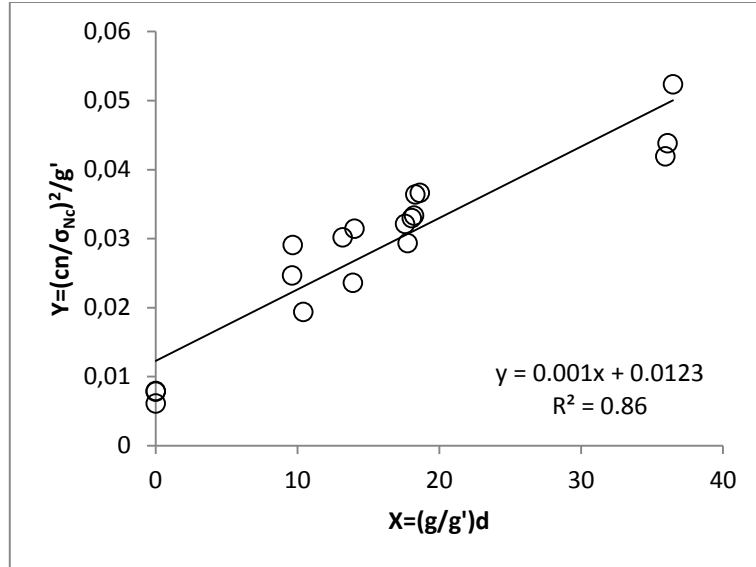
Şekil 6.48. Farklı α_0 değerleri için, $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili serinin $Y=(c_n/\sigma_{Nc})^2/g' - X=(g/g')d$ 'ye göre düzenlenmiş lineer grafiği

Şekil 6.49’da farklı boyutta ($50 \times 50 \times 150 \text{ mm}^3$, $50 \times 100 \times 300 \text{ mm}^3$ ve $50 \times 200 \times 600 \text{ mm}^3$) ve relatif çentik boyutları 0.2 olan $d_{max} = 8 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili serinin lineer regresyon grafiği verilmiştir.



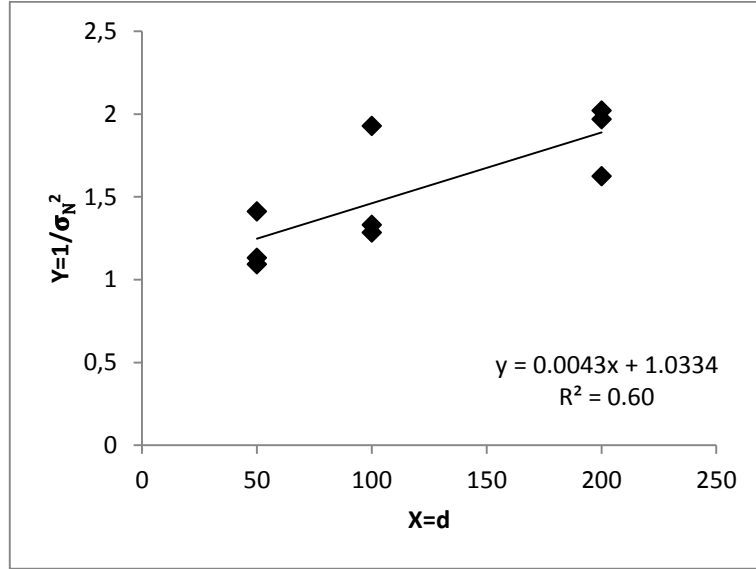
Şekil 6.49. $\alpha_0=0.2$ sabit, $d_{max} = 8 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili serinin $Y=(1/\sigma_N^2) - X=d$ 'ye göre düzenlenmiş lineer grafiği

Şekil 6.50’de aynı serinin çentiksiz ve relatif çentik uzunluğu 0.2, 0.4 ve 0.55 olan kırımların $Y=(c_n/\sigma_{Nc})^2/g' - X=(g/g')d$ 'ye göre düzenlenmiş grafiği gösterilmiştir.



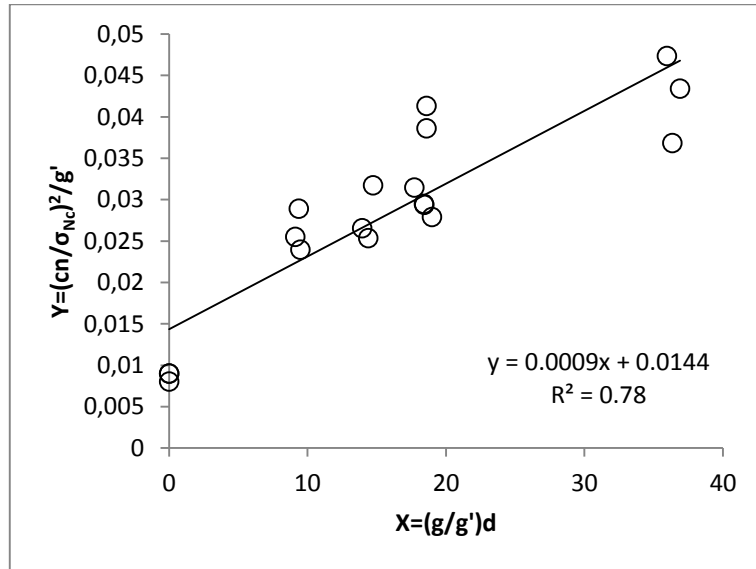
Şekil 6.50. Farklı α_0 değerleri için, $d_{max} = 8 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili serinin $Y=(c_n/\sigma_{Nc})^2/g' - X=(g/g')d$ 'ye göre düzenlenmiş lineer grafiği

Şekil 6.51’de farklı boyutta ($50 \times 50 \times 150 \text{ mm}^3$, $50 \times 100 \times 300 \text{ mm}^3$ ve $50 \times 200 \times 600 \text{ mm}^3$) ve relatif çentik boyutları 0.2 olan $d_{max} = 16 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili serinin lineer regresyon grafiği verilmiştir.



Şekil 6.51. $\alpha_0=0.2$ sabit, $d_{max} = 16 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili serinin $Y=(1/\sigma_N^2) - X=d$ 'ye göre düzenlenmiş lineer grafiği

Şekil 6.52’de aynı serinin çentiksiz ve relatif çentik uzunluğu 0.2, 0.4 ve 0.55 olan kırımların $Y=(c_n/\sigma_{Nc})^2/g' - X=(g/g')d$ 'ye göre düzenlenmiş grafiği gösterilmiştir.



Şekil 6.52. Farklı α_0 değerleri için, $d_{max} = 16 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili serinin $Y=(c_n/\sigma_{Nc})^2/g' - X=(g/g')d$ 'ye göre düzenlenmiş lineer grafiği

Yapılan çentikli kiriş deneysel çalışmasında lineer regresyona ait Denklem 4.34 kullanılarak boyut etkisi modeline ait kırılma parametreleri hesaplanmıştır. Tablo 6.23’de relatif çentik boyutları 0.2 olan kirişlerin kırılma parametreleri verilmiştir. $Y=(1/\sigma_N^2)$ - $X=d$ ’ye göre düzenlenmiş şekillerde $g(a_0)$ Denklem 4.39, c_f Denklem 4.41, G_f Denklem 4.42, K_{Ic}^S Denklem 4.49, $CTOD_c$ Denklem 4.43 ve Q Denklem 4.27’den hesaplanmıştır. Sonuç olarak grafikler ve tablolar incelendiğinde deney sonuçlarının hem lineer hem de nonlineer analiz sonucunda elde edilen yüksek korelasyon katsayıları ile boyut etkisi modeli ile uyum içerisinde olduğu görülmüştür.

Tablo 6.23. Sabit relatif çentikli kirişlere ait sabitler ve kırılma parametreleri sonuçları

Seri Adı	$g(a_0)$	$g'(a_0)$	$G_f(N/m)$	$c_f(mm)$	$K_{Ic}^S(MPa\sqrt{m})$	$CTOD_c(mm)$	$Q(mm)$	r
K8	7.86	43.58	40.64	17.79	1.086	0.0159	181	0.902
K16	7.86	43.58	34.22	12.16	0.994	0.0121	124	0.920
S8	7.86	43.58	49.65	36.98	1.262	0.0241	377	0.891
S16	7.86	43.58	60.20	43.58	1.355	0.0296	444	0.775

Tablo 6.24’de çentiksiz ve relatif çentik uzunluğu 0.2, 0.4 ve 0.55 olan kirişlerin kırılma parametreleri non-lineer regresyon hesaplanarak verilmiştir. G_f ve c_f Denklem 4.47’den hesaplanmıştır.

Tablo 6.24. Tüm numunelerin kullanıldığı hesap sonuçları

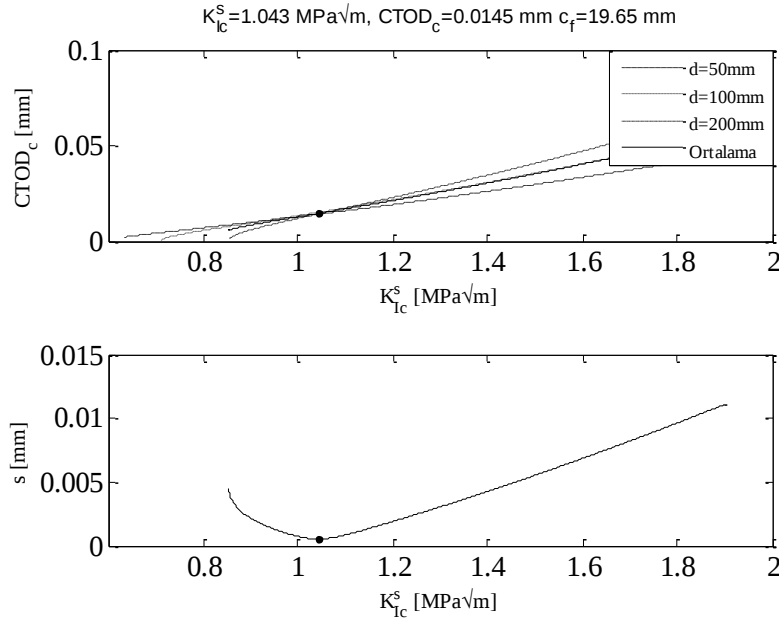
Seri Adı	A	C	$G_f(N/m)$	$c_f(mm)$	$K_{Ic}^S(MPa\sqrt{m})$	$CTOD_c(mm)$	$Q(mm)$	r
K8	0.0010	0.0127	33.31	12.35	0.983	0.0120	126	0.897
K16	0.0011	0.0100	31.36	9.04	0.951	0.0100	92	0.973
S8	0.0010	0.0122	30.04	11.85	0.982	0.0106	120	0.930
S16	0.0008	0.0143	37.28	16.35	1.066	0.0143	167	0.885

6.3.2. Çentikli Kiriş Numune Deneylerinde İki Parametrelili Model Analizi

Çentikli kiriş numune çalışmasının ikinci bölümünde, Tablo 6.19-Tablo 6.22'deki değerler pik yük metodu kullanılarak İPM'ye göre analiz edilmiştir. İlk olarak aynı çentik uzunluğunda farklı boyuttaki kirişlerin σ_{Nc} değeri bulunduğundan sonra K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ değerleri Denklem 4.19 ve Denklem 4.20'den hesaplanarak, ortalamalarla birlikte 4 adet eğri çizilmiştir. Eğrilerin kesiştiği nokta gerçek K_{Ic}^S değerini vermektedir. Ancak eğriler her zaman bir noktada kesişmediğinden Denklem 4.26'dan hesaplanan gerçek K_{Ic}^S değeri ortalama eğride yerine konarak $CTOD_c$ değeri hesaplanmıştır. Hemen ardından $CTOD_c$ 'nin K_{Ic}^S 'ye karşı gelen 4 adet eğrisini kullanarak $CTOD_c$ değerleri için K_{Ic}^S değeri hesaplanmış ve grafiklerde gösterilmiştir. Daha sonra aynı boyutta farklı çentik uzunluklu kirişler için K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ değerleri hesaplanmıştır. K_{Ic}^S ve $CTOD_c$ 'ye karşı gelen üç farklı çentik uzunluğu ve bunların ortalamaları ayrı ayrı çizilmiştir. İPM'ye göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ ve $K_{Ic}^S - CTOD_c$ analizleri grafiklerde gösterilmiştir.

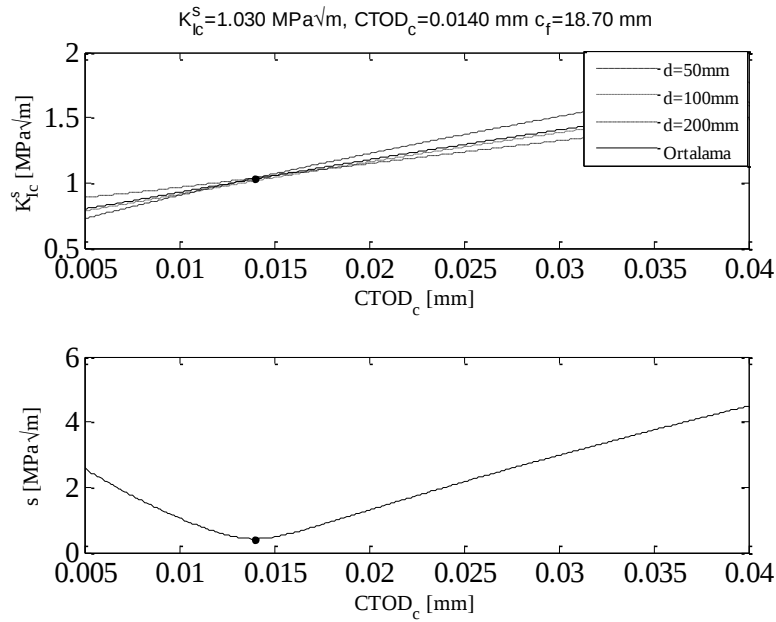
Şekil 6.53-Şekil 6.60 da relatif çentik boyutu (a_0) 0.2 olan $d= 50, 100$ ve 200 mm ($50 \times 50 \times 150$ mm³, $50 \times 100 \times 300$ mm³ ve $50 \times 200 \times 600$ mm³) kirişlerin $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi ardından $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analiz grafikleri yapıp grafikleri verilmiştir. Şekil 6.61-Şekil 6.68 de relatif çentik uzunluğu 0.2, 0.4 ve 0.55 olan $d=100$ mm ($50 \times 100 \times 300$ mm³) kirişlerinde aynı şekilde $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi ardından $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analiz grafikleri yapıp grafikleri sunulmuştur.

Şekil 6.53’de farklı boyuttaki kirişlerin s ’in minimum değeri K_{Ic}^S değeri $1.043 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0145 mm olarak bulunmuştur.



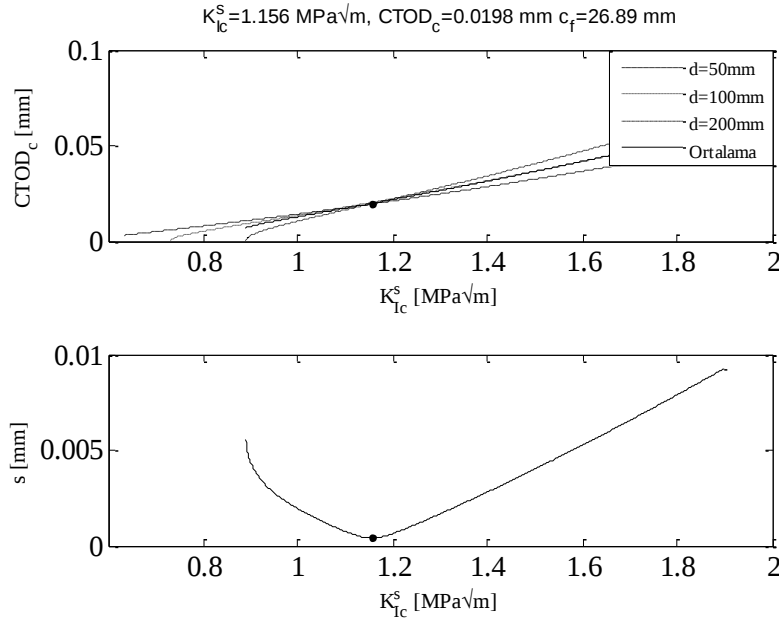
Şekil 6.53. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ sürekli granülo metrili farklı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c$ - K_{Ic}^S tabanlı analizi

Şekil 6.54’de s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0140 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^S değeri ise $1.030 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ bulunmuştur.



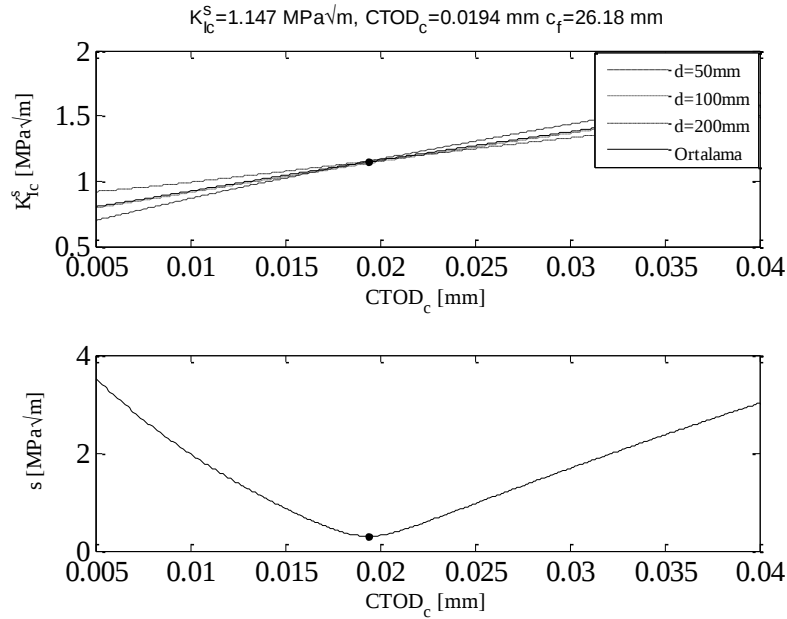
Şekil 6.54. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ sürekli granülo metrili farklı boyuttaki serinin İPM göre K_{Ic}^S - $CTOD_c$ tabanlı analizi

Şekil 6.55’de farklı boyuttaki kirişlerin s ’in minimum değeri K_{Ic}^S değeri 1.156 $MPa\sqrt{m}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0198 mm olarak bulunmuştur.



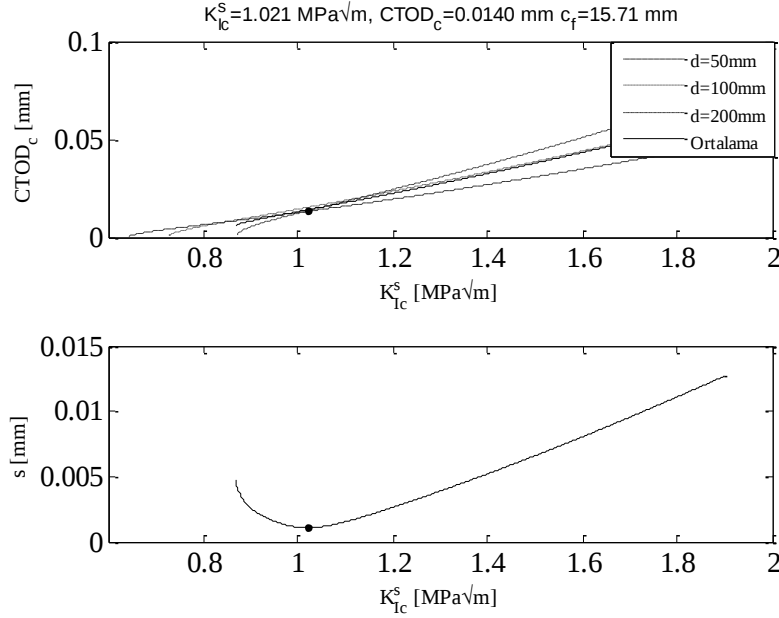
Şekil 6.55. $d_{max} = 16$ mm sürekli granülo metrili farklı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c$ - K_{Ic}^S tabanlı analizi

Şekil 6.56’da s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0194 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^S değeri ise 1.147 $MPa\sqrt{m}$ bulunmuştur.



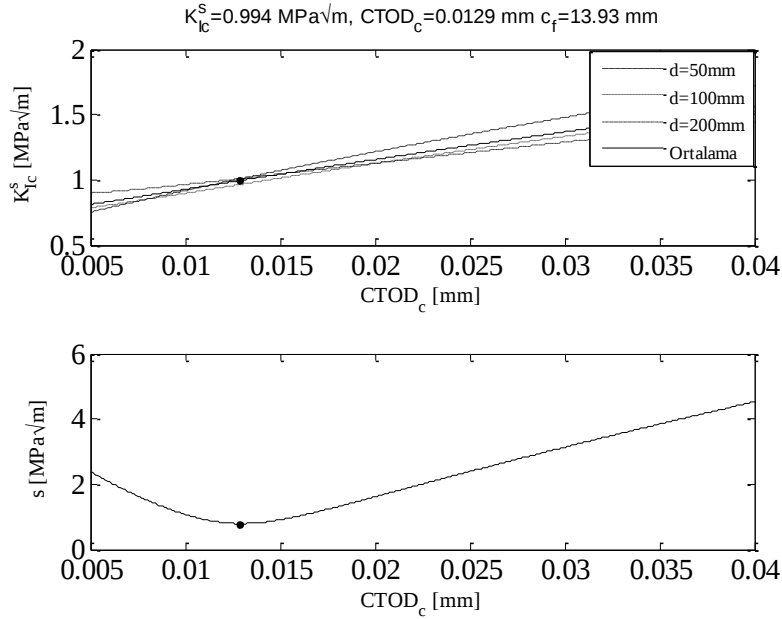
Şekil 6.56. $d_{max} = 16$ mm sürekli granülo metrili farklı boyuttaki serinin İPM göre K_{Ic}^S - $CTOD_c$ tabanlı analizi

Şekil 6.57’de farklı boyuttaki kirişlerin s ’in minimum değeri K_{Ic}^S değeri $1.021 \text{ MPa}\sqrt{m}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0140 mm olarak bulunmuştur.



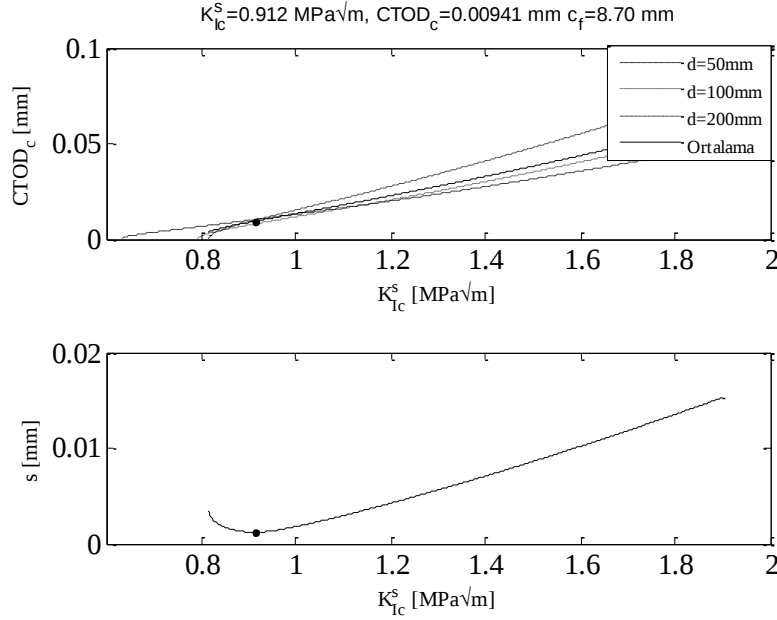
Şekil 6.57. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülo metrili farklı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c$ - K_{Ic}^S tabanlı analizi

Şekil 6.58’de s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0129 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^S değeri ise $0.994 \text{ MPa}\sqrt{m}$ bulunmuştur.



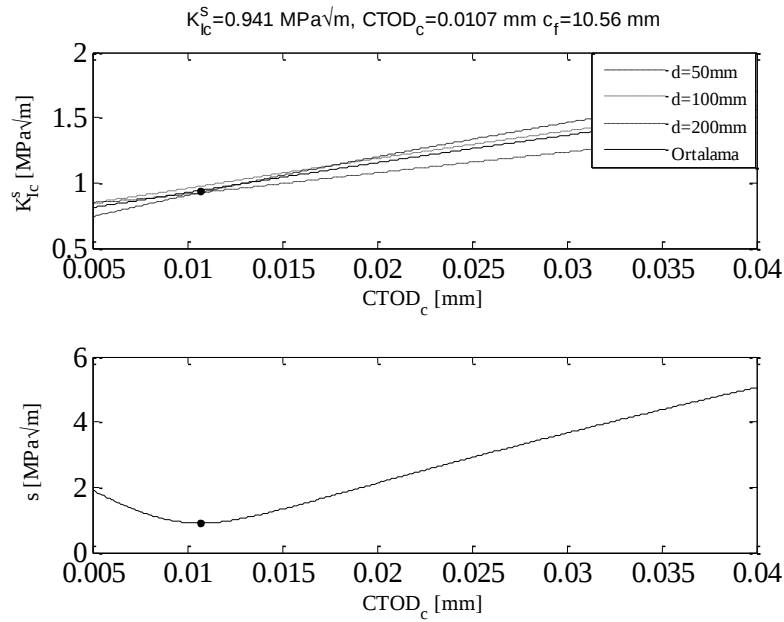
Şekil 6.58. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülo metrili farklı boyuttaki serinin İPM göre K_{Ic}^S - $CTOD_c$ tabanlı analizi

Şekil 6.59’da farklı boyuttaki kırımların s ’in minimum değeri K_{Ic}^S değeri $0.912 \text{ MPa}\sqrt{m}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0094 mm olarak bulunmuştur.



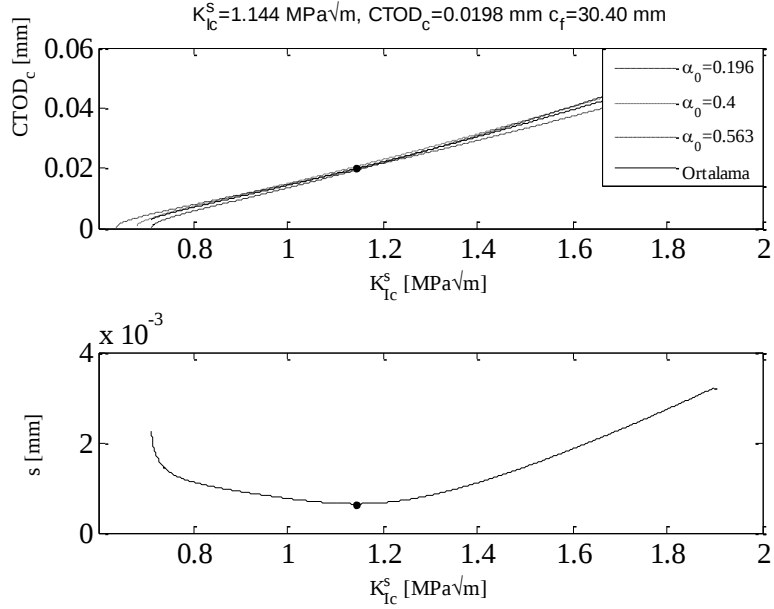
Şekil 6.59. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili farklı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi

Şekil 6.60’da s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0107 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^S değeri ise $0.941 \text{ MPa}\sqrt{m}$ bulunmuştur.



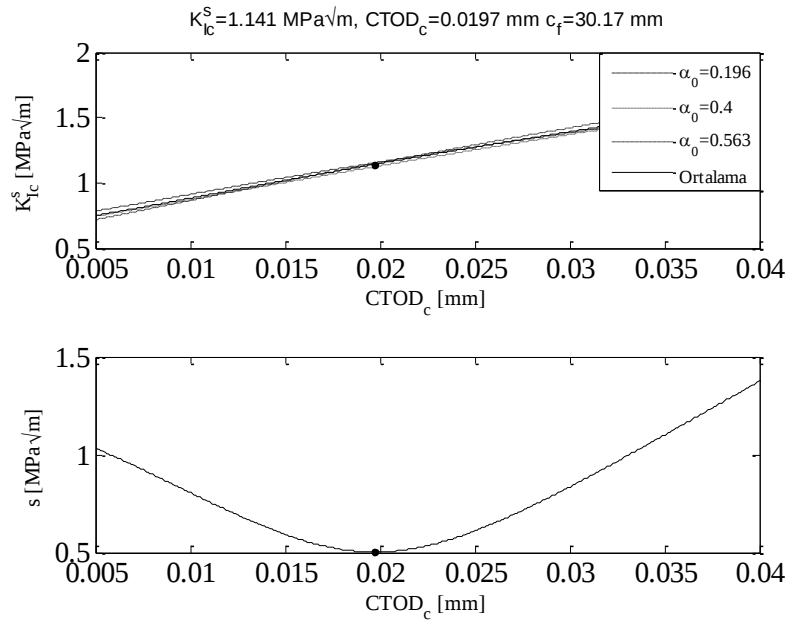
Şekil 6.60. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili farklı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi

Şekil 6.61’de aynı boyuttaki kirişlerin s ’in minimum değeri K_{Ic}^S değeri 1.144 $MPa\sqrt{m}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0198 mm olarak bulunmuştur.



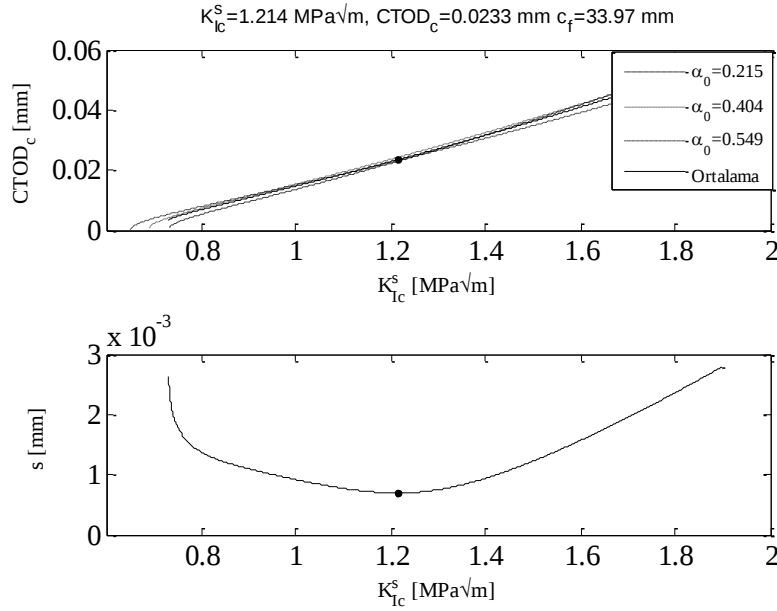
Şekil 6.61. $d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi

Şekil 6.62’de s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0197 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^S değeri ise 1.141 $MPa\sqrt{m}$ bulunmuştur.



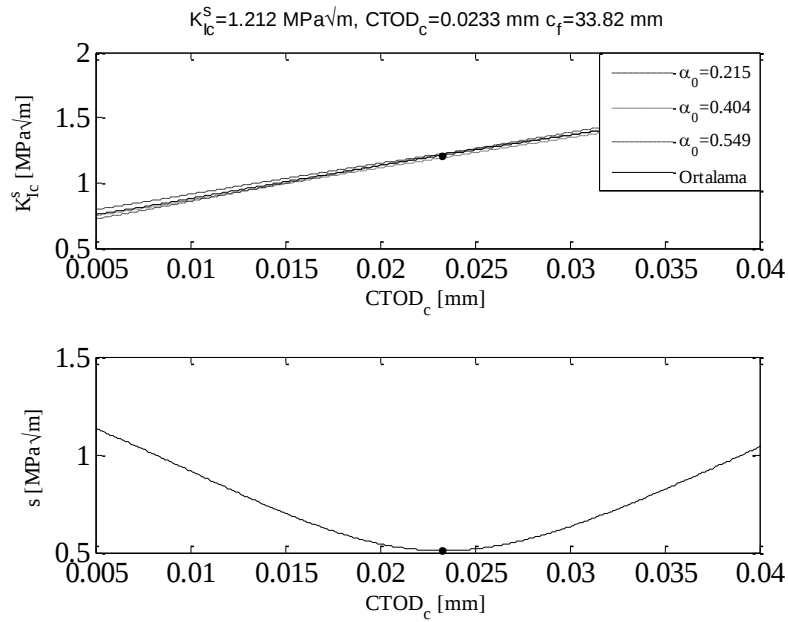
Şekil 6.62. $d_{max} = 8$ mm sürekli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi

Şekil 6.63’de aynı boyuttaki kirişlerin s ’in minimum değeri K_{Ic}^S değeri $1.214 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0233 mm olarak bulunmuştur.



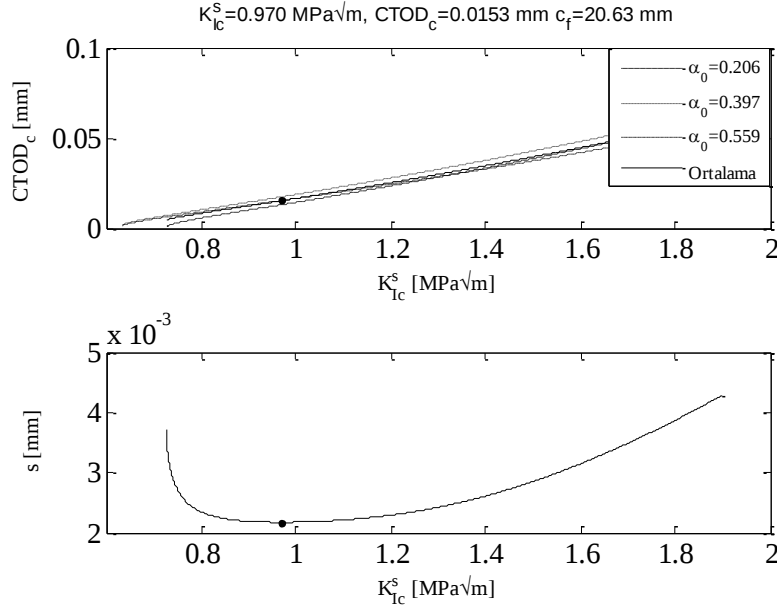
Şekil 6.63. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi

Şekil 6.64’de s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0233 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^S değeri ise $1.212 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ bulunmuştur.



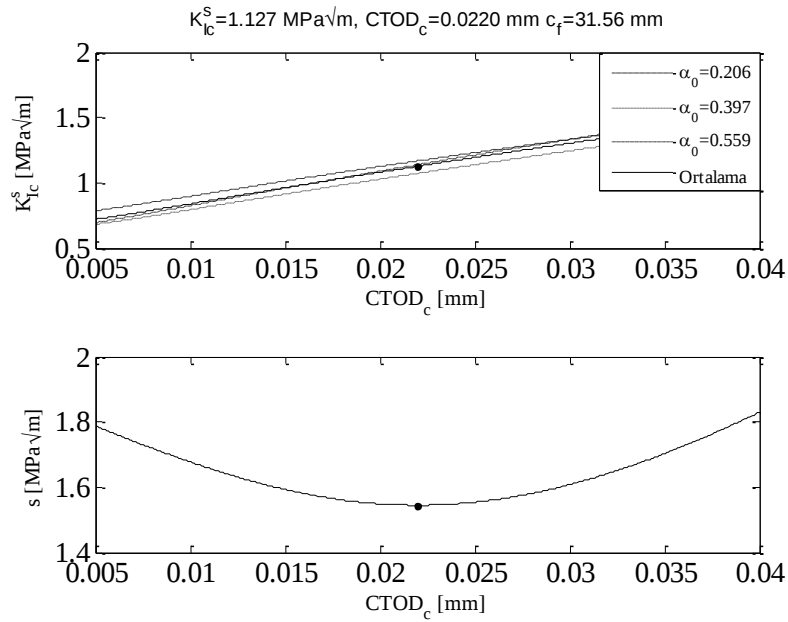
Şekil 6.64. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ sürekli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi

Şekil 6.65’de aynı boyuttaki kirişlerin s ’in minimum değeri K_{Ic}^S değeri $0.970 \text{ MPa}\sqrt{m}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0153 mm olarak bulunmuştur.



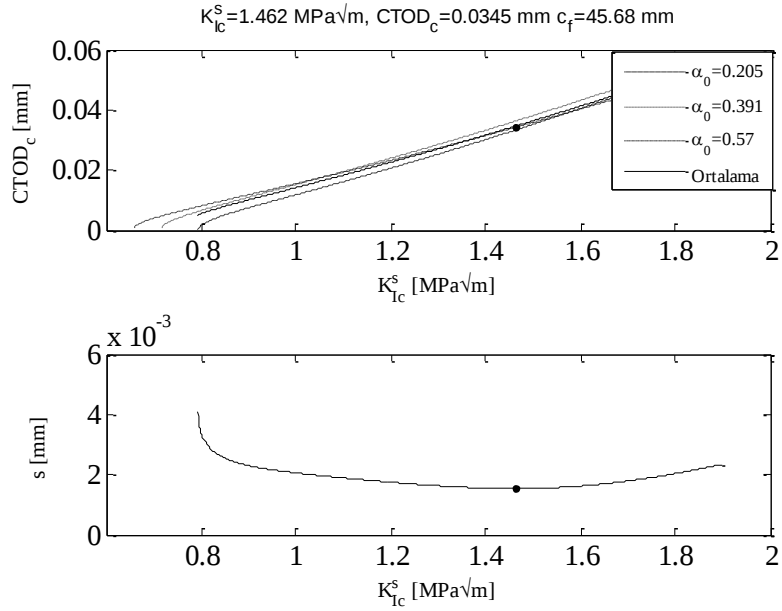
Şekil 6.65. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi

Şekil 6.66’de s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0220 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^S değeri ise $1.127 \text{ MPa}\sqrt{m}$ bulunmuştur.



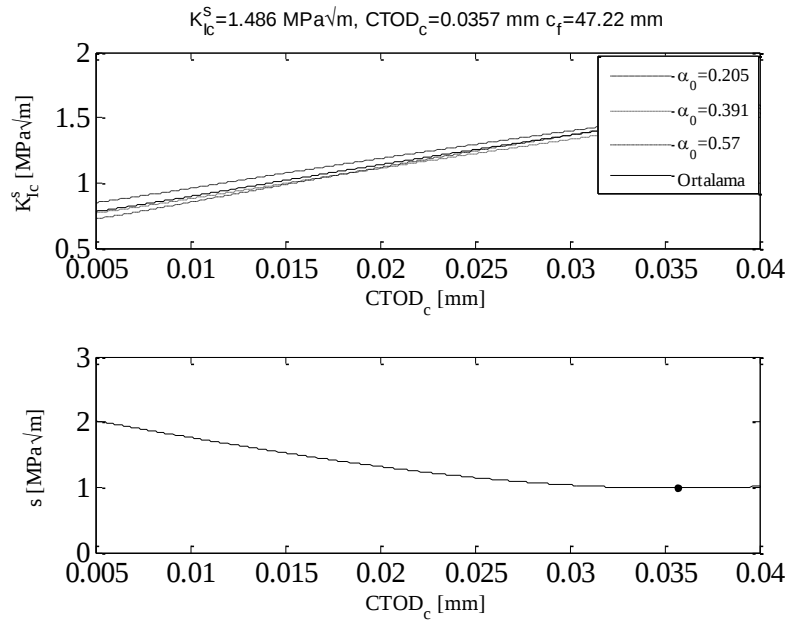
Şekil 6.66. $d_{max} = 8 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi

Şekil 6.67’de aynı boyuttaki kirişlerin s ’in minimum değeri K_{Ic}^S değeri $1.462 \text{ MPa}\sqrt{m}$ olduğu durumda gerçekleşmiştir. Bu değer ortalama eğride yerine konduğunda gerçek $CTOD_c$ değeri 0.0345 mm olarak bulunmuştur.



Şekil 6.67. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analizi

Şekil 6.68’de s ’in minimum değeri $CTOD_c$ değeri 0.0357 mm olduğu durumda gerçekleşmiştir. K_{Ic}^S değeri ise $1.486 \text{ MPa}\sqrt{m}$ bulunmuştur.



Şekil 6.68. $d_{max} = 16 \text{ mm}$ kesikli granülometrilili aynı boyuttaki serinin İPM göre $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analizi

Şekillerden de görüldüğü gibi her iki istatistik tabanlı yaklaşımlar arasında kırılma parametreleri (K_{Ic}^S ve $CTOD_c$) birbirine çok yakın çıkmıştır. İPM göre hesaplanmış kırılma parametreleri önce farklı boyutlu çentikli kirişler için $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analiz sonuçları Tablo 6.25’de, ardından $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analiz sonuçları Tablo 6.26’da verilmiştir. Aynı boyuttaki çentikli kirişler için $CTOD_c - K_{Ic}^S$ tabanlı analiz sonuçları Tablo 6.27’de, ardından $K_{Ic}^S - CTOD_c$ tabanlı analiz sonuçları Tablo 6.28’de verilmiştir.

Tablo 6.25. $CTOD_c - K_{Ic}^S$ ilişkisinden elde edilen farklı boyuttaki kiriş numunelerin kırılma parametreleri

Seri	$CTOD_c(mm)$	$c_f(mm)$	$K_{Ic}^S (MPa\sqrt{m})$	$Q (mm)$
$d_{max}=8$ mm sürekli	0.0145	19.65	1.043	200
$d_{max}=8$ mm kesikli	0.0140	15.71	1.021	160
$d_{max}=16$ mm sürekli	0.0198	26.89	1.156	274
$d_{max}=16$ mm kesikli	0.0094	8.70	0.912	88

Tablo 6.26. $K_{Ic}^S - CTOD_c$ ilişkisinden elde edilen farklı boyuttaki kiriş numunelerin kırılma parametreleri

Seri	$CTOD_c(mm)$	$c_f(mm)$	$K_{Ic}^S (MPa\sqrt{m})$	$Q (mm)$
$d_{max}=8$ mm sürekli	0.0140	18.70	1.030	190
$d_{max}=8$ mm kesikli	0.0129	13.93	0.994	142
$d_{max}=16$ mm sürekli	0.0194	26.18	1.147	266
$d_{max}=16$ mm kesikli	0.0107	10.56	0.941	107

Tablo 6.27. $CTOD_c - K_{Ic}^S$ ilişkisinden elde edilen aynı boyuttaki kiriş numunelerin kırılma parametreleri

Seri	$CTOD_c(mm)$	$c_f(mm)$	$K_{Ic}^S (MPa\sqrt{m})$	$Q (mm)$
$d_{max}=8$ mm sürekli	0.0198	30.40	1.144	309
$d_{max}=8$ mm kesikli	0.0153	20.63	0.970	210
$d_{max}=16$ mm sürekli	0.0233	33.97	1.214	346
$d_{max}=16$ mm kesikli	0.0345	45.68	1.462	465

Tablo 6.28. $K_{Ic}^S - CTOD_c$ ilişkisinden elde edilen aynı boyuttaki kiriş numunelerin kırılma parametreleri

Seri	$CTOD_c(mm)$	$c_f(mm)$	$K_{Ic}^S (MPa\sqrt{m})$	$Q (mm)$
$d_{max}=8$ mm sürekli	0.0197	30.17	1.141	307
$d_{max}=8$ mm kesikli	0.0220	31.56	1.127	321
$d_{max}=16$ mm sürekli	0.0233	33.82	1.212	344
$d_{max}=16$ mm kesikli	0.0357	47.22	1.486	481

6.3.3. Çentikli Kiriş Numune Deneylerinde Çift-K Yöntemi Analizi

Çentikli kiriş numunelerin Çift-K modeli analiz sonuçları (başlangıç gerilme şiddet çarpanı (K_{Ic}^{ini}), kritik gerilme şiddet çarpanı (K_{Ic}^{un}), kohezif gerilme şiddet çarpanı (K_{Ic}^c) ve çatlak ucu açılım deplasmanı ($CTOD_C$) Tablo 6.29’da verilmiştir. Bu deneysel çalışmada kullanılan aynı çentik uzunluğunda farklı boyuttaki kiriş numunelerin malzeme ve geometrik özellikleri alınarak gerilme değerleri ve kırılma parametreleri hesaplanmıştır. Sırasıyla kiriş numune geometrisine ait veriler, başlangıç çentik uzunlukları ($a_0 = a_0/d$), nominal çekme gerilmesi (σ_{Nc}) değerleri, kritik çatlak uzunluğu ($a_c = a_c/d$) verilmiştir. Burada İPM yöntemine göre hesaplanan kırılma parametreleri kritik gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^s ($= K_{Ic}^{un}$) ve çatlak ucu açılım deplasmanı $CTOD_C$ değerleri kullanılmıştır. Çift-K yönteminde K_{Ic}^{ini} parametresini belirlemek için ilk önce kohezif gerilme şiddet çarpanı K_{Ic}^c değerinin bulunması gerekir. K_{Ic}^c kırılma parametresi Tablo 4.1’deki çentikli kiriş numuneler için ağırlık fonksiyonları kullanılarak Denklem 4.67’den hesaplanmıştır. Betonun kohezif gerilme şiddet çarpanının hesabında kullanılan betonun çekme mukavemeti (f_t) Denklem 4.68’den hesaplanmıştır. Elde edilen K_{Ic}^c değeri ile Denklem 4.66’dan hesaplanan K_{Ic}^{ini} değerleri ve ortalamaları Tablo 6.29’da gösterilmiştir. $d_{max}=8$ mm sürekli granülometri için ortalama değer 0.374, $d_{max}=16$ mm sürekli granülometri için 0.418, $d_{max}=8$ mm kesikli granülometri için 0.524, $d_{max}=16$ mm kesikli granülometri için 0.542 olmaktadır. Ayrıca maksimum değer/minimum değer $d_{max}=8$ mm sürekli granülometri için 1.63, $d_{max}=16$ mm sürekli granülometri için 2.52, $d_{max}=8$ mm kesikli granülometri için 1.70, $d_{max}=16$ mm kesikli granülometri için 2.38 olmaktadır.

Tablo 6.29. Çentikli giriş numunelerinin Çift-K modeline göre analiz sonuçları

Seri tipi	No.	b (mm)	d (mm)	α_0	σ_{Nc} (MPa)	α_c	$CTOD_c$ (mm)	$K_{Ic}^s (= K_{Ic}^{un})$ (MPa√m)	K_{Ic}^c (MPa√m)	K_{Ic}^{ini} (MPa√m)
d_{max} =8 mm Sürekli	1	50	50	0.2	3.465	0.425	0.0145	1.043	0.720	0.323
	2		50		3.435	0.428			0.730	0.313
	3		50		3.435	0.428			0.730	0.313
	4		100		3.000	0.352			0.724	0.318
	5		100		3.038	0.347			0.707	0.336
	6		100		3.188	0.329			0.641	0.402
	7		200		2.546	0.282			0.666	0.377
	8		200		2.666	0.264			0.572	0.471
	9		200		2.719	0.257			0.530	0.513
ortalama									0.374	
d_{max} =16 mm Sürekli	1	50	50	0.2	3.705	0.438	0.0198	1.156	0.682	0.474
	2		50		3.555	0.452			0.723	0.433
	3		50		3.120	0.494			0.863	0.294
	4		100		3.375	0.347			0.636	0.520
	5		100		3.473	0.336			0.601	0.555
	6		100		2.760	0.420			0.893	0.263
	7		200		2.764	0.290			0.642	0.514
	8		200		2.876	0.275			0.570	0.586
	9		200		2.996	0.259			0.493	0.663
ortalama									0.418	
d_{max} =8 mm Kesikli	1	50	50	0.2	4.110	0.356	0.0141	1.021	0.475	0.546
	2		50		3.690	0.396			0.574	0.447
	3		50		4.545	0.318			0.385	0.636
	4		100		3.158	0.325			0.567	0.454
	5		100		2.963	0.349			0.647	0.374
	6		100		3.308	0.307			0.509	0.512
	7		200		2.794	0.238			0.382	0.639
	8		200		2.753	0.244			0.414	0.607
	9		200		2.614	0.264			0.517	0.505
ortalama									0.524	
d_{max} =16 mm Kesikli	1	50	50	0.2	3.810	0.343	0.0094	0.913	0.465	0.448
	2		50		3.225	0.404			0.628	0.284
	3		50		4.530	0.276			0.301	0.612
	4		100		3.405	0.252			0.339	0.574
	5		100		3.630	0.228			0.236	0.677
	6		100		3.585	0.233			0.258	0.655
	7		200		2.546	0.231			0.354	0.559
	8		200		2.539	0.232			0.361	0.552
	9		200		2.501	0.238			0.396	0.517
ortalama									0.542	

7. SONUÇLAR

Kırılma mekaniği, çatlaklı beton yapıların göçmesini engelleyebilmek için çeşitli lineer olmayan yaklaşımlar önermiştir. Bu yaklaşımlar, çeşitli boyutlarda ve geometrilere numuneler üzerinde denenerek çeşitli deney yöntemleri kullanılmaktadır. Kırılma mekaniğinin beton yapı tasarımında kullanılması önemli yararlar getirir. Bununla yapısal güvenlik ve ekonomi arttırılır. Böylece yeni beton malzeme ve yeni tasarım yönetmeliklerinin kullanılma olasılığı artacaktır. Bugüne kadar yapılan birçok çalışmada kiriş numuneler denenmiştir, ancak mevcut yapılardaki durumu inceleyebilmek için farklı geometrili numunelerde kullanılabilir. Literatürde silindir yarmada-çekme mukavemeti üzerine birçok boyut etkisi çalışmaları mevcutken, küp yarma için çalışmalar nispeten azdır. Bu tez çalışmasında maksimum agrega çapı 8 mm ve 16 mm olan kesikli ve sürekli granülometrili küp ve kiriş beton numuneler üretilmiştir. Üretilen beton numuneler ile yapılan deneyler çentiksiz ve çentikli olmak üzere gruplandırılmıştır. Çentiksiz küp numunelerde yarmada-çekme deneyi sonucu elde edilen kırılma yükleri kullanılarak Boyut Etkisi Kanunu ve Çok Fraktallı Boyut Etkisi Kanunu incelenmiştir. Çentikli hazırlanan beton küp numunelerde yarmada-çekme ve beton kiriş numunelerde üç noktalı eğilme-çekme deneyi sonuçlarıyla İki Parametrelili Model, Boyut Etkisi Modeli ve Çift-K Modeli kullanılarak kırılma parametreleri belirlenmiştir. Bu tez çalışmasında, elde edilen genel sonuçlar aşağıda verilmiştir.

- Yapılan deneysel çalışmalarda, betonun kırılma parametreleri üzerine maksimum agrega çapının ve agrega tipinin etkili olduğu tespit edilmiştir.
- Çentiksiz üretilen küp numunelerin yarmada-çekme deneyi kenar ve diyagonal kırım analizleri sonucu; nominal dayanımların boyuta göre grafikleri çizildiğinde korelasyon katsayıları yüksek çıkması boyut etkisinin Bazant'ın Boyut Etkisi Kanunu ve Carpinteri'nin Fraktal Boyut Etkisi Kanunu ile uyumlu olduğunu göstermiştir. Bununla beraber gerçek yapı boyutunda davranışın nasıl olacağı hala teorik olarak belirsizliğini korumaktadır. Çünkü her iki kanun laboratuvar ölçeğinde yakın sonuç verirken, büyük boyutlarda zıt sonuçlar vermektedir.
- Aynı boyuttaki kalıplardan üretilmiş küp numunelerin kenar ve diyagonal kırımları karşılaştırıldığında; diyagonal yarma kenar uzunluğu, kenar yarmaya göre $\sqrt{2}$ kat daha büyük olduğundan boyut etkisi açısından daha güvenilir sonuçlar alınabilir.

- Boyut etkisi çalışmalarında yarmada-çekme deneylerinde standartlarda şimdiye kadar $\beta = (t/d)$ yükleme şerit genişliği/numune boyutu ilişkisi dikkate alınmamakla birlikte literatürdeki bilimsel çalışmalarda bunun önemi birçok kez vurgulanmıştır. Bu çalışmada ise $\beta = 0.10$ ve 0.16 alınmıştır.
- Kesikli granülometrilik ile üretilen çentiksiz küp numune deney sonuçları ile literatürden alınan sürekli granülometri ile üretilmiş analiz sonuçları karşılaştırıldığında, kesikli granülometri ile hazırlanan karışımların mekanik davranışlarının özellikle süneklilik açısından daha iyi oldukları bu çalışmadaki birçok analizde gözlenmiştir.
- Agrega çapı küçüldükçe betonun kırılma parametreleri azalmakta ve gevreklik indeksi artmaktadır.
- Boyut etkisi çalışmalarında, çentikli numunenin boyutu arttıkça çekme dayanımı sifıra yaklaşmaktadır. Bu modele alternatif olarak yapılan Çok Fraktallı boyut etkisi yöntemi çalışmalarında çentiksiz numune ne kadar büyük olursa olsun dayanım belli bir boyuttan sonra sabit kalmaktadır.
- Çok Fraktallı Boyut Etkisi Kanunu ile hesaplanan yarmada çekme analiz sonuçları incelendiğinde karakteristik (iç) uzunluk değerleri diyagonal kırım analizlerinde kenar kırım analizlerine göre daha büyük çıkmıştır.
- İki Parametrelilik Model tabanlı, Pik Yükl Metodu ile farklı boyutta aynı çentik uzunluğunda ya da aynı boyutta farklı çentik uzunluğunda numuneler önerilmektedir. Sunulan çalışmada üç farklı çentik uzunluğunda aynı boyutta küp numuneler ve farklı boyutta aynı relatif çentik uzunluğunda kırış numuneler ile 50 mm, 100 mm ve 200 mm olan boyutlar için çentikli ve çentiksiz tüm numunelerin kullanıldığı kırışlerde kırılma parametreleri hesaplanıp değerlendirilmiştir. Böylece geniş bir yelpazede değerlendirme yapılmıştır.
- İki parametrelilik modelin önerdiği parametreler olan kritik gerilme şiddet çarpanı (K_{IC}^S) ve kritik çatlak ucu açılım deplasmanı ($CTOD_C$) bütün boyutlar için hesaplanmıştır. Çentikli küp numune kesikli ve sürekli granülometrilik analiz sonuçlarında literatüre uygun parametreler bulunurken kesikli granülometri sonuçları sürekli granülometrilik sonuçlarda biraz daha büyük çıkmıştır.
- Aynı boyutlu çentikli kırış numunelerde iki parametrelilik model analizinde kesikli granülometri sonuçları sürekli granülometrilik sonuçlarda biraz daha büyük elde edilmiştir.

- Çentikli küp ve kiriş numunelerde yapılan Çift-K Modeli analizinde beton yapılarda kırılmayı modellemek için çatlağın yayılmaya başlama kriterini de dikkate alarak başlangıç gerilme şiddet çarpanı ve kritik gerilme şiddet çarpanı hesaplanmıştır. Sonuç olarak kesikli granülometriye sahip betonların K_{IC}^{ini} değerleri sürekli granülometriye sahip betonlara göre büyük çıkmıştır. Bu parametre özellikle sızdırmazlığın önemli olduğu baraj, nükleer santral gibi yapılarda hayati bir öneme sahiptir.

KAYNAKLAR

- Abrams DA.**, 1918. Design of concrete mixtures. Bulletin 1, Structural Materials Research Laboratory, Lewis Institute, Chicago.
- ACI Report 446.1R.91**, 1989. Fracture Mechanics of Concrete: Concepts, Models and Determination of Material Properties, Am. Conc. Ens., Detroit.
- ACI-318**, 2002. Building code requirements for structural concrete and commentary. Michigan: Farmington Hills.
- Akkaya, Y., Bayramov, F. ve Taşdemir, M. A.**, 2003. Betonun Kırılma Mekanikliği: Tasarımda Kullanılan Mekanik Özellikler ile Kırılma Parametreleri Arasındaki Bağlılıklar, *Türkiye Mühendislik Haberleri*, **426(4)**, 70-75.
- Alyamaç, K. E. ve İnce, R.**, 2007a. Kür süresinin betonun kırılma parametreleri üzerine etkisinin incelenmesi, 8.Uluslar Arası Kırılma Konferansı Kitabı, İstanbul, Türkiye, 7-9 Kasım, 600-609.
- Alyamaç, K. E. ve İnce, R.**, 2007b. Farklı kür metotların betonun kırılma parametreleri üzerine etkisi, *Fırat Üniv. Fen ve Müh. Bil. Dergisi*, **19(3)**, 347-355.
- Alyamaç, K. E.**, 2004. Betonun Kırılma Parametreleri Üzerine Malzeme Parametrelerinin Etkisi, *Yüksek Lisans Tezi*, Fırat Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Elazığ.
- Alyamaç, K. E.**, 2008. Kendiliğinden Yerleşen Betonun Lineer Olmayan Kırılma Mekanikliği Prensipleriyle İncelenmesi, *Doktora Tezi*, Fırat Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Elazığ.
- Arioğlu, E., Girgin, C. ve Arioğlu, N.**, 2002. Betonda Çekme/Basınç Dayanım Oranın İrdelenmesi, *Hazır Beton*, **49**, 58-63.
- Bache, H. H.**, 1986. Fracture mechanics in design of concrete and concrete structures, In G-23, 577-586.
- Barenblatt G. I.**, 1959. The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General Ideas and Hypotheses. Axially-Symmetric Cracks, *J. Appl. Math. Mech. (PPM)*, **23**, 622-636.
- Bayülke, N.**, 2001. Yapıların Onarım ve Güçlendirilmesi, Genişletilmiş 3. Baskı, İMO İzmir Şubesi, **15**, İzmir.

- Bazant, Z. P. and Oh, B. H.,** 1983. Crack band theory for fracture of concrete, *Materials and Structures*, **16**, 155-157.
- Bazant, Z.P.,** 1984. Size effect in blunt fracture: concrete, rock and metal. *ASCE Journal Engineering Mechanics*, **110**, 518-535.
- Bazant, Z.P. and Pfeiffer, P.A.,** 1987. Determination of fracture energy from size effect and brittleness number, *ACI Materials Journal*, **88**, 463-480.
- Bazant, Z.P. and Planas, J.,** 1997. Fracture and size effect in concrete and other quasibrittle materials, CRC Press, 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.
- Bazant, Z. P., Kazemi, M. T., Hasegawa, T. and Mazars, J.,** 1991. Size effect in Brazilian split-cylinder tests: measurement and fracture analysis, *ACI Materials Journals*, **88**, 325-332.
- Bazant, Z. P.,** 2002. Concrete fracture models: testing and practice, *Engineering Fracture Mechanics*, **69**, 165-205.
- Brühwiler E. and Wittmann F. H.,** 1990. The wedge splitting test, a new method of performing stable fracture mechanics tests. *Engng. Fract. Mech.*, **35**, 117-125.
- Brühwiller, E., Broz, J. J. and Saouma, V. E.,** 1991. Fracture model evaluation of dam concrete, *J. Mater. Civil Engng.*, **3**, 235-251.
- Carneiro, F. L. L. B. and Barcellos, A.,** 1953. Concrete Tensile Strength, *Union of testing and Research Laboratories for Materials and Structures*, **13**, 97-123.
- Carpinteri, A.,** 1994. Scaling laws and renormalization groups for the strength and toughness of disordered materials, *International Journal of Solids and Structures*, **31**, 291-302.
- Carpinteri, A. and Ferro, G.,** 1994. Size effects on tensile fracture properties: a unified explanation based on disorder and fractality of concrete microstructure, *Materials and Structures*, **27**, 563-571.
- 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., 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.
- CEB-Comite,** 1993. Euro-International du Beton-EB-FIP Model Code 1990, Bulletin D'Information No. 213/214, Lausanne.
- Cotterell, B.,** 2002. The past, present and future of fracture mechanics, *Engineering Fracture Mechanics*, **69**, 533-553.
- Dugdale, D. S.,** 1960. Yielding of steel sheets containing slits, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **8**, 100-104.
- Elices, M., Guinea, G. V. and Planas, J.,** 1992. Measurement of the fracture energy using three-point bend tests: Part 3- influence of cutting the P- δ tail, *Materials and Structures*, **25**, 327-334.
- Erdoğan, T. Y.,** 2003. Beton, ODTÜ Geliştirme Vakfı Yayıncılık ve İletişim A.Ş., Ankara.
- Eren, M. E.,** 2010. Betonun Küp Yarmada Çekme Dayanımı Üzerine Malzeme Ve Boyut Etkisi, *Yüksek Lisans Tezi*, Fırat Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Elazığ.
- Ersoy, U.,** 1985. Betonarme temel ilkeler ve taşıma gücü hesabı, Evrim Yayınevi, İstanbul.
- Ersoy, U. ve Özcebe, G.** 2005. Betonarme, Evrim Dağıtım, İstanbul.
- Gettu, R. and Shah, S. P.,** 1992. Fracture mechanics and high strength concrete, In G-45, 1-75.
- Glucklich, J.,** 1963. Fracture of plain concrete, *ASCE Engineering Mechanics*, **89**, 127-138.
- Gör, M.,** 2011. Beton Küp Numunelerinin Diyagonal Yarmada - Çekme Yükleme Altında Boyut Etkisinin Lineer Olmayan Kırılma Mekanik Prensipleriyle İncelenmesi, *Yüksek Lisans Tezi*, Fırat Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Elazığ.
- Griffith, A. A.,** 1921. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids, *Phil. Trans. Roy. Soc., A* **221**, 163-198.
- Gülşahin, S. ve Akkaya, Y.,** 2006. Taze Betonda Segregasyonun Ölçülmesi ve Sertleşmiş Beton Özelliklerine Etkisi, *Yüksek Lisans Tezi*, İstanbul Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

- Hasegawa, T., Shioya, T. and Okada, T.,** 1985. Size effect on splitting tensile strength of concrete, Proceedings of the 7th Conference Japan Concrete Institute, Tokyo, 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 Concrete Research*, **6**, 773-782.
- Hillerborg, A.,** 1983. Analysis of one single crack, In G-18, 223-249.
- Inglis, C. E.,** 1913. Stresses in a plate due to the presence of cracks and sharp corners, *Transactions of the Royal Institute of Naval Architects*, **60**, 219-241.
- Irwin, G. R.,** 1957. Analysis of stresses of strains near the end of a crack traversing a plate, *Applied Mechanics Journals*, **24**, 361-364.
- Irwin, G. R.,** 1958. Fracture, In Handbuch der Physik, Springer-Verlang, Berlin, **VI**, 551-590.
- Irwin, G. R., Kies, J. A. and Smith, H. L.,** 1958. Fracture strength relative to onset and arrest of crack propagation, In Proc. ASTM, Philadelphia, **58**, 640-657.
- İnce, R.,** 1998. Betonarme Yapı Elemanlarında Basınç-Kesme Kırılmasının ve Boyut Etkisinin deneysel ve Nümerik Olarak İncelenmesi, *Doktora Tezi*, F.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, Elazığ.
- İnce, R. ve Arslan, A.,** 2000. Kesme açıklığı kısa kayma donatısız betonarme kirişlerde boyut etkisi, *Tr. J. Engin. Environ. Sci.*, **24**, 69-77.
- İnce, R.,** 2001. Kayma donatısız betonarme kirişlerde boyut etkisinin fraktal modeli, 5. Uluslararası Kırılma Konferansı, Elazığ, Türkiye, 6-8 Eylül, 75-85.
- İnce, R.,** 2010c. Betonun Kohezif Kritik Gerilme Şiddet Çarpanı Hesabı için Basit Bir Yöntem, *Fırat Üni. Mühendislik Bilimleri Dergisi*, **22(2)**, 215-223.
- İnce R., Yılmaz S. and Gör, M.,** 2013. Size effect in splitting diagonal cubes, 2nd International Balkans Conference on Challenges of Civil Engineering, BCCCE, EPOKA University, Tirana, ALBANIA, 23-25 May, 604-611.
- Ince R.,** 2004. Prediction of fracture parameters of concrete by artificial neural networks, *Engng. Fract. Mech.*, **71**, 2143–2159.
- Ince, R.,** 2010a. Determination of concrete fracture parameters based on two-parameter and size effect models using split-tension cubes, *Engng. Fract. Mech.*, **77**, 2233-2250.

- Ince R.**, 2010b. Artificial neural network-based analysis of effective crack model in concrete fracture, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, **33**, 595-606.
- Ince R.**, 2012a. Determination of concrete fracture parameters based on peak-load method with diagonal split-tension cubes, *Engng. Fract. Mech.*, **82**, 100-114.
- Ince R.**, 2012b. Determination of the fracture parameters of the Double-K model using weight functions of split-tension specimens, *Engng. Fract. Mech.*, **96**, 416-432.
- Ince R., Gör M., Eren M. E. and Alyamaç K. E.**, 2015a. The effect of size on the splitting strength of cubic concrete members, *Strain*, **51**, 135-146.
- Ince R., Gör M., Alyamaç K. E. and Eren M. E.** 2015b. Multi-fractal scaling law for split strength of concrete cubes, *Magazine of concrete research*, DOI: 10.1680/macr.15.00070.
- Jenq, Y. S. and Shah, S. P.**, 1985a. A two-parameter model for concrete, *ASCE J. Eng. Mec.*, **111(10)**, 1227-1241.
- Jenq Y. S. and Shah, S. P.**, 1985b. A fracture toughness criterion for concrete, *Engng. Fract. Mech.*, **21(5)**, 1055–1069.
- Kaplan, M. F.**, 1961. Crack propagation and the fracture of concrete, *Journal of American Concrete Institute*, **58**, 591-610.
- Karihaloo, B. L.**, 1995. Fracture Mechanics and Structural Concrete, Longman Scientific & Technical Press, London.
- Karihaloo, B. L., Abdalla, H. M. and Xiao, Q. Z.**, 2003. Size effect in concrete beams, *Engng. Fract. Mech.*, **70**, 979-993.
- Kesler, C. E., Naus, D. J. and Lott, J. L.**, 1972. Fracture mechanics-its applicability to concrete, The Society of Materials Science, Proc. Int. Conf. on the Mechanical Behaviour of Materials, Kyoto, **IV**, 113-124.
- Kim, J. K. and Eo, S. H.**, 1990. Size effect in concrete specimens with dissimilar initial cracks, *Magazine of Concrete Research*, **42**, 233-238.
- Kumar, S. and Barai, S. V.**, 2009. Determining double-K fracture parameters of concrete for compact tension and wedge splitting tests using weight function, *Engineering Fracture Mechanics*, **76**, 935-948.
- Kumar, S. and Barai, S. V.**, 2010. Determining double-K fracture parameters of three-point bending notched concrete beams using weight function, *Fatigue Fracture Engineering Materials and Structures*, **33(10)**, 645-660.

- Labuz, J. F. and Zang, A.,** 2012. Mohr- Coulomb failure criterion, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, **45(6)**, 975-979.
- Mindess, S. and Diamond, S.,** 1982. The cracking and fracture of mortar, *Materials and Structures*, **15 (86)**, 107-113.
- Nallathambi, P. and Karihaloo, B. L.,** 1986. Determination of the specimen size independent fracture toughness of plain concrete, *Magazine of Concrete Research*, **38**, 67-76.
- Neville, A. M.,** 1995. Properties of concrete, fourth ed., London, Longman.
- Onaran, K.,** 2000. Malzeme Bilimi, Bilim Teknik Yayinevi, 8. Baskı, İstanbul, 244-255.
- Reinhardt, H. W., Cornelissen H. A. W. and Hordijk D. A.,** 1986. Tensile tests and failure analysis of concrete, *Journal of Structural Engineering-ASCE*, **112(11)**, 2462–2477.
- RILEM Technical Committee 50-FMC,** 1985. Draft Recommendation: Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of the three-point bend tests on notched beams, *Materials and Structures*, **18**, 285-290.
- RILEM Recommendation.** 1990. Determination of the Fracture Parameters (K_{Ic}^S and $CTOD_c$) of Plain Concrete Using Three-Point Bend Tests, *Materials & Structures*, **23 (138)**, 457-460.
- Rice, J. R.,** 1968. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, *J. of Applied Mechanics*, **35 (2)**, 379-386.
- Ritchie, R. O., Kinney, J. H., Kruzic, J. J. and Nalla, R. K.,** 2005. A fracture mechanics and mechanistic approach to the failure of cortical bone, Blackwell Publishing, Ltd., *Fatigue & Fract. Engng. Mater. & Struct.*, **28**, 345-371.
- Rocco, C., Guinea, G. V., Planas, J. and Elices, M.,** 1995. The effect of the boundary conditions on the cylinder splitting strength, *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, Ed. Folker H. Wittmann, Proceedings FRAMCOS-2, Zurich, Switzerland, 75-84.
- Rocco, C., Guinea, G. V., Planas, J. and Elices, M.,** 1999. Size effect and boundary conditions in the brazilian test: Theoretical analysis, *Materials and Structures/Matériaux et Constructions*, **32**, 437-444.

- Rocco, C, Guinea, G. V., Planas, J. and Elices, M.,** 2001. Review of the splitting-test standards from a fracture mechanics point of view, *Cement & Concrete Research*, **31**, 73-82.
- Shah, S. P. and McGarry, F. J.,** 1971. Griffith fracture criterion and concrete, *ASCE J. Engng. Mech.*, **97**, 1663-1676.
- Shah, S.P. and Quyang, C.,** 1992. Measurement and modeling of fracture processes in concrete, *Materials Science of Concrete*, Edited by Scalny, J., American Ceramık Society, Westerville, Oh., **3**, 243-270.
- Shah, S.P. and Taşdemir, M. A.,** 1994. Role of fracture mechanics in concrete technology, *Advances in Concrete Technology*, Eds. V.M. Malhotra, Second Edition, CANNET, 161-202.
- Shah, S.P., Swartz S. E. and Quyang, C.,** 1995. Fracture Mechanics of Concrete: Applications of fracture mechanics to concrete, rock and other quasi-brittle materials, 95-96.
- Tada, H., Paris, P. C. and Irwin, G. R.,** 2000. The stress analysis of cracks handbook, 3rd ed., ASME Press, Newyork.
- Tang, T.,** 1994. Effects of load-distributed width on split-tension of unnotched and notched cylindrical specimens, *Journal of Testing and Evaluation*, **22 (5)**, 401-409.
- Tang, T., Bazant, Z. P., Yang, S. and Zollinger, D.,** 1996. Variable-notch one-size test method for fracture energy and process zone length, *Engng. Fract. Mech.*, **55 (3)**, 383-404.
- Tang, T., Quyang, C. and Shah, S. P.,** 1996. A simple method for determining material fracture parameters from peak loads, *ACI Materials Journal*, **93 (2)**, 147-157.
- Tang, T., Yang, S. and Zollinger, D.,** 1999. Determination of fracture energy and process zone length using variable-notch one-size specimens, *ACI Materials Journal*, **96**, 3-10.
- Timoshenko, S. P. and Goodier, J. N.,** 1970. Theory of Elasticity, McGraw Hill, New York, NY.
- Topçu, İ. B.,** 2006. Yapı malzemeleri ve beton, Uğur Ofset, Eskişehir, Türkiye.
- TS 802,** Ocak 1985. Beton karışımı hesap esasları, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.

- TS EN 1008**, Nisan 2003. Beton- Karma suyu- Numune alma, deneyler ve beton endüstrisindeki işlemlerden geri kazanılan su dahil, suyun, beton karma suyu olarak uygunluğunun tayini kuralları, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS 706 EN 12620**, Nisan 2003. Beton Agregaları, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 12390-5**, Ocak 2010. Beton- Sertleşmiş beton deneyleri - Bölüm 5: Deney numunelerinde eğilme dayanımının tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 933-10**, Ocak 2010. Agregaların geometrik özellikleri için deneyler- Bölüm 10: İnce malzeme tayini- ince dolgu malzemelerinin tane büyüklüğüne göre sınıflandırılması, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 12390-3**, Ocak 2010. Sertleşmiş Beton Deneyleri- Bölüm 3: Deney Numunelerinin Basınç Dayanımının Tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS 500**, Şubat 2000. Betonarme yapıların tasarım ve yapı kuralları, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 12390-6**, Mart 2010. Sertleşmiş beton deneyleri- Bölüm 6: Deney numunelerinin yarmada çekme dayanımının tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 13791**, Nisan 2010. Basınç dayanımının yapılar ve öndökümlü beton bileşenlerde yerinde tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 12504-1**, Ocak 2011. Beton- Yapıda beton deneyleri - Bölüm 1: Karot numuneler- Karot alma, muayene ve basınç dayanımının tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 197-1**, Nisan 2012. Çimento - Bölüm 1: Genel çimentolar- Bileşim, özellikler ve uygunluk kriterleri, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 933-1**, Nisan 2012. Agregaların geometrik özellikleri için deneyler bölüm 1: Tane büyüklüğü dağılımı tayini- Eleme metodu, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- TS EN 206**, Şubat 2014. Beton - Özellik, performans, imalat ve uygunluk, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara.
- Tunç, A.**, 2001. Yol Malzemeleri ve Uygulamaları, Atlas yayın Dağıtım, İstanbul.
- Turan, A.**, 2005. Çatlak İçeren Öngerilmeli Şeritteki Gerilme Birikimi Şiddeti Faktörü'nün Sonlu Elemanlar Yöntemi ile Hesaplanmasında Singüler Sonlu Elemanların Etkisi, *SİGMA, Mühendislik ve Fen Bilimleri Dergisi*, **23 (2)**, 16-24.

- Van Mier, J. G. M.**, 1997. Fracture Processes of Concrete, Assessment of Material Parameters for Fracture Models, CRC Press, London, 1-78.
- Weibull, W.**, 1939. A statistical theory of the strength of materials, Proc. Royal Swedish Inst. For Eng. Res., Stockholm.
- Wells, A. A.**, 1961. Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture, Proceedings of the Crack propagation Symposium, Cranfield, UK, **1**, 84.
- Xu, S. and Reinhardt, H. W.**, 1999a. Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle fracture, Part I: Experimental investigation of crack propagation. *International Journal of Fracture*, **98**, 111-149.
- Xu, S. and Reinhardt, H. W.**, 1999b. Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle fracture, Part II: Analytical evaluating and practical measuring methods for three-point bending notched beams. *International Journal of Fracture*, **98**, 151-177.
- Xu, S. and Reinhardt, H. W.**, 1999c. Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle materials, Part III: compact tension specimens and wedge splitting specimens, *International Journal of Fracture*, **98**, 179-193.
- Xu, S. and Zhang, X.**, 2008. Determination of fracture parameters for crack propagation in concrete using an energy approach, *Eng. Frac. Mech.*, **75 (15)**, 4292-4308.
- Yang, S., Tang, T., Zollinger, D. G. and Gurjar, A.**, 1997. Splitting Tension Tests to Determine Concrete Fracture Parameters by Peak-Load Method, *Advanced Cement Based Materials*, **5**, 8-28.
- Yayla, P.**, 2007. Kırılma Mekaniği, Çağlayan Basımevi, İstanbul.
- Zener, C. and Holloman, J. H.**, 1944. Effects of strain rate upon plastic flow of steel, *J. Appl. Phys.*, **15**, 22-32.
- Zhao, Y. and Xu, S.**, 2002. An analytical study on the energy in fracture process of concrete, *PhD thesis*. Dalian University of Technology.

ÖZGEÇMİŞ

Senem YILMAZ ÇETİN, 1980’de Diyarbakır’da doğdu. 1998 yılında Diyarbakır Nevzat Ayaz Anadolu Lisesi’nden mezun oldu. 2003’de Dicle Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü’nden mezun oldu. 2005 yılında Dicle Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü’nde Araştırma Görevlisi olarak göreve başladı. 2008 yılında Dicle Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Anabilim Dalında yüksek lisansını bitirdi. 2009 yılında Fırat Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Anabilim dalı Yapı’da Doktora öğrenimine başlamıştır. Evli ve 2 çocuk annesidir. Halen Dicle Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü’nde Araştırma Görevlisi olarak çalışmaktadır.