

**T.C.  
BOZOK ÜNİVERSİTESİ  
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ  
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI**

**Yüksek Lisans Tezi**

**ÇELİK TEL DONATILI BETONLARDA  
KIRILMA PARAMETRELERİNİN  
YAPAY SİNİR AĞLARI İLE MODELLENMESİ**

**Yunus GÜNDÜZ**

**Tez Danışmanı  
Yrd. Doç. Dr. Yuşa ŞAHİN**

**Yozgat 2016**



**T.C.  
BOZOK ÜNİVERSİTESİ  
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ  
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI**

**Yüksek Lisans Tezi**

**ÇELİK TEL DONATILI BETONLARDA  
KIRILMA PARAMETRELERİNİN  
YAPAY SINIR AĞLARI İLE MODELLENMESİ**

**Yunus GÜNDÜZ**

**Tez Danışmanı  
Yrd. Doç. Dr. Yuşa ŞAHİN**

**Bu çalışma, Bozok Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Birimi  
tarafından 2015 FBE/T212 kodu ile desteklenmiştir.**

**Yozgat 2016**

T.C.  
BOZOK ÜNİVERSİTESİ  
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

TEZ ONAYI

Enstitümüzün İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı 70110714001 numaralı öğrencisi Yunus GÜNDÜZ'ün hazırladığı "Çelik Tel Donatılı Betonlarda Kırılma Parametrelerinin Yapay Sinir Ağları İle Modellenmesi" başlıklı Doktora/Yüksek Lisans tezi ile ilgili Tez Savunma Sınavı, Lisansüstü Eğitim-Öğretim ve Sınav Yönetmeliği uyarınca 14/03/2016 Salı günü saat 10:00'da yapılmış, tezin onayına oy birliği / oy çokluğu ile karar verilmiştir.

Başkan : Doç. Dr. Fuat KÖKSAL

Üye : Yrd. Doç. Dr. Yuşa ŞAHİN (Danışman)

Üye : Yrd. Doç. Dr. Oğuz DÜĞENÇİ

ONAY:

Bu tezin kabulü, Enstitü Yönetim Kurulu'nun ...16.../03.../2016... tarih ve ...11... sayılı kararı ile onaylanmıştır.



Doç. Dr. Fuat KÖKSAL  
Müdür

# İÇİNDEKİLER

	<u>Sayfa</u>
<b>ÖZET</b> .....	<b>iii</b>
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>iv</b>
<b>TEŞEKKÜR</b> .....	<b>v</b>
<b>TABLolar LİSTESİ</b> .....	<b>vi</b>
<b>ŞEKİLLER LİSTESİ</b> .....	<b>vii</b>
<b>KISALTMALAR LİSTESİ</b> .....	<b>x</b>
<b>1. GİRİŞ</b> .....	<b>1</b>
<b>2. LİTERATÜR ÇALIŞMASI</b> .....	<b>4</b>
2.1. Lifli Betonun Tarihçesi .....	4
2.2 Çimentolu Malzemelerde Kullanılan Lif Tipleri .....	5
2.3. Çelik Tel Donatılı Betonlar .....	6
2.4. Çelik Tel Donatılı Betonların Özellikleri .....	7
2.4.1. Çelik Tel Donatılı Taze Betonların Özellikleri .....	7
2.4.2. Çelik Tel Donatılı Betonların Mekanik Özellikleri.....	9
2.4.2.1. Basınç Dayanımı ve Elastisite Modülü .....	9
2.4.2.2. Büzülme (Rötre) Davranışı .....	12
2.4.2.3. Çekme Dayanımı.....	13
2.4.2.4. Darbe ve Yorulma Dayanımı .....	18
2.4.2.5. Eğilme Dayanımı .....	19
2.4.2.6. Enerji Yutma Kapasitesi (Tokluk) .....	20
2.5. Çelik Tel Donatılı Betonların Performansına Etki Eden Faktörler .....	24
2.5.1. Karışım Özellikleri ve Deney Yönünün Etkisi .....	24
2.5.2. Matris Bileşiminin Etkisi .....	25
2.5.3. Çelik Tel Özelliklerinin Etkisi .....	26
2.5.3.1. Çelik Tel Türü ve Tipi.....	27
2.5.3.2. Çelik Tel Hacmi .....	29
2.5.3.3. Çelik Tel Uzunluğu, Çapı ve Narinliği .....	31
2.5.3.4. Çelik Tel Yönlenmesi .....	32
2.6. Çelik Tel Donatılı Betonların Üstünlükleri ve Uygulama Alanları .....	32
2.7. Çelik Tel Donatılı Betonların Yapısal Uygulamalarda Kullanılması .....	33

2.8. Betonun Kırılma Mekanikği .....	35
2.8.1. Lineer Elastik Kırılma Teorisi .....	36
2.8.2. Non-Lineer Elastik Kırılma Teorisi .....	40
2.8.2.1. Fiktif Çatlak Modeli ( $F_{cm}$ ).....	43
2.8.2.2. Boyut Etkisi Modeli(BEM).....	45
2.8.2.3. İki Parametrelili Model (İPM).....	46
2.8.3. Kırılma Enerjisinin Belirlenmesi .....	48
2.8.4. Betonun Kırılma Parametreleri .....	51
2.8.5. Betonun Kırılma Parametrelerini Etkileyen Faktörler .....	51
2.8.5.1. Su / Çimento Oranı ve Betonun Dayanım Seviyesinin Kırılma Parametreleri Üzerindeki Etkisi .....	52
2.8.5.2. Agregaların Betonun Kırılma Parametreleri Üzerine Etkisi .....	54
<b>3. DENEYSSEL ÇALIŞMA .....</b>	<b>59</b>
3.1. Kullanılan Malzemeler .....	59
3.1.1. Çimento .....	59
3.1.2. Agrega .....	59
3.1.3. Mineral Katkı .....	61
3.1.4. Kimyasal Katkı.....	61
3.1.5. Çelik Tel.....	61
3.2. Beton Karışımları .....	63
3.3. Deneysel Yöntemler .....	63
3.3.1. Geleneksel Beton Deneyleri ve Standartları .....	63
3.3.2. Eğilmede Çekme Dayanımının Tayini (Kalıcı Orantısal Sınır (LOP)).	64
3.4. Deney Sonuçları .....	67
3.4.1. Taze Beton Deney Sonuçları.....	67
3.4.2. Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları.....	68
<b>4. SONUÇLARIN DEĞERLENDİRİLMESİ.....</b>	<b>72</b>
4.1. Taze Beton Deney Sonuçları.....	72
4.1.1. Çökme Deney Sonuçlarının Değerlendirilmesi .....	72
4.1.2. Vebe Deney Sonuçlarının Değerlendirilmesi.....	73
4.1.3. Birim Ağırlık Sonuçlarının Değerlendirilmesi.....	73

4.1.4. Sıcaklık Değerlerinin Kontrol Edilmesi.....	77
4.2. Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları.....	78
4.2.1. Basınç Dayanımı ve Elastisite Modülü.....	78
4.2.2. Yarmada Çekme Dayanımı.....	80
4.2.3. Eğilmede Çekme Dayanımı.....	82
4.2.4. Kırılma Parametreleri.....	85
<b>5. MODELLEME ÇALIŞMALARI.....</b>	<b>93</b>
5.1. Önerilen Yöntemin Amacı ve Kapsamı.....	93
5.2. Yapay Sinir Ağları (YSA).....	93
5.2.1. Çok Katmanlı Yapay Sinir Ağları (ÇKYSA).....	94
5.2.2. Radyal Tabanlı Yapay Sinir Ağları (RTYSA).....	95
5.3. Yapay Sinir Ağları (YSA)'nın Uygulama Alanları.....	96
5.4. Yapay Sinir Ağı (YSA) Hücresi.....	97
5.5. Uygulama.....	98
5.5.1. YSA Modellerinin Yapısı.....	98
5.5.2. Sonuçlar.....	99
<b>6. SONUÇLAR.....</b>	<b>107</b>
<b>KAYNAKLAR.....</b>	<b>109</b>
<b>EKLER.....</b>	<b>118</b>
<b>ÖZGEÇMİŞ.....</b>	<b>136</b>

# ÇELİK TEL DONATILI BETONLARDA KIRILMA PARAMETRELERİNİN YAPAY SINIR AĞLARI İLE MODELLENMESİ

**Yunus GÜNDÜZ**

**Bozok Üniversitesi  
Fen Bilimleri Enstitüsü  
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı  
Yüksek Lisans Tezi**

**2016; Sayfa: 136**

**Tez Danışmanı: Yrd. Doç. Dr. Yuşa ŞAHİN**

## ÖZET

Yarı gevrek bir malzeme olan betonun sünekliğini ve enerji yutma kapasitesini arttırmak için kısa kesilmiş çelik teller kullanılmaktadır. Çelik tellerin çeşitli özelliklerinin betonlar üzerinde etkileri birçok araştırmacı tarafından incelenmiş ve betonların tasarım aşamalarında kullanmak üzere çeşitli parametreler elde edilmiştir. Çelik tel donatılı beton (ÇTDB)' lar normal betonlara kıyasla daha sünek bir davranış gösterdiklerinden dolayı bu betonlar tasarlanırken kırılma parametreleri de bir kriter olarak dikkate alınmaktadır.

Tez kapsamında, farklı çelik tel özelliklerine ve miktarına sahip betonların kırılma parametreleri üzerine bir deneysel çalışma yapılmıştır. Deneysel çalışmada, 3 farklı kanca tipi ve dayanıma sahip çelik teller (3D, 4D ve 5D) 4 farklı miktarda (15, 30, 45, 60 kg/m<sup>3</sup>) 3 farklı basınç dayanımdaki (C40/50, C50/60 ve C80/95) betonlara katılmıştır. Elde edilen betonlar üzerinde üç noktalı eğilme deneyi yapılmış ve betonların kırılma parametreleri elde edilmiştir.

Beton bileşenlerinin çeşitliliği, dayanımı ve çelik tel özellikleri dikkate alındığında tüm bu etkenlerin değerlendirildiği bir deneysel çalışma yapmak mümkün görülmemektedir. Bu nedenle bir modellemeye ihtiyaç bulunmaktadır. Tez kapsamında yapılan deneysel çalışma verileri kullanılarak çelik tel donatılı betonların kırılma parametreleri yapay sınır ağları yöntemi ile modellenmiştir.

**Anahtar Kelimeler:** Beton, çelik tel, kırılma parametreleri, yapay sınır ağları.



# MODELLIG OF FRACTURE PAREMETERS OF STEEL FIBER REINFORCED CONCRETES BY ARTIFICAL NEURAL NETWORKS

Yunus GÜNDÜZ

Bozok University  
Graduate School of Natural and Applied Sciences  
Department of Civil Engineering  
Master of Science Thesis

2016; Page: 136

Thesis Supervisor: Assist. Prof. Dr. Yuşa ŞAHİN

## ABSTRACT

Concrete is a quasi-brittle material and steel fibers are used to increase the ductility and energy absorption capacity of concrete. Effects of properties of steel fibers on concretes were investigated by numerous researches and some parameters were suggested to use in design of Steel Fiber Reinforced Concretes (SFRCs). The fracture parameters are taken as a criterion in the design of SFRCs due to their more ductile behavior.

In the scope of the thesis, an experimental study was carried out on the determination of fracture parameters of concrete. In experiments, three different steel fibers which have different type of hooked-ends and strengths were added in three different concretes (C40/50, C50/60 ve C80/95) in 4 different ratios (15, 30, 45, 60 kg/m<sup>3</sup>). The three point bending tests were conducted on concretes and fracture parameters were determined according to this test. Effects of type of steel fiber hooked-end on different concretes are revealed by the experiments.

It can be seen very difficult to determine the fracture parameters of SFRC by an experimental study, because of the several of ingredients and strength class of concrete and also the properties and amounts of steel fibers. For this reason, an artificial neural networks model was created and fracture parameters were successfully predicted by this model.

**Keywords:** Concrete, steel fiber, fracture parameters, artificial neural networks.

## TEŞEKKÜR

Öncelikle alıőmalarım boyunca bilgi ve tecrübesi ile bana her konuda yardımcı olan çok değerli hocam Sayın Yrd. Doç. Dr. Yuşa ŞAHİN'e en içten teőekkürlerimi sunmak isterim.

Yüksek lisans eğitimim süresi boyunca bana yakınlık gösteren ve çok rahat bir ortamda bulunmamı sağlayan baőtta Sayın Doç. Dr. Fuat KÖKSAL'a, emeiği geçen Bozok Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümünde görev yapan değerli hocalarıma, deneysel çalıőmalarım sırasında yardımcı olan Eyüp TAŐKAN'a, dostlarıma, bitirme ödevi öğrencilerine ayrıca hem eğitim hem de deneysel çalıőmalarım sırasındaki yardımları için değerli arkadaőım Elif Tuğçe KOCABEYOğLU'na teşekkür ederim.

Hayatta desteklerini benden hiç esirgemeyen sevgili babam Yakup GÜNDÜZ'e, sevgili annem Birsal GÜNDÜZ'e, her zaman ve her konuda desteklerini esirgemeyen kardeőlerime ve bana yardımları bulunan herkese teşekkür ederim.

## TABLolar LİSTESİ

	<u>Sayfa</u>
<b>Tablo 3.1.</b> Çimento Özellikleri.....	60
<b>Tablo 3.2.</b> Agrega Özellikleri.....	60
<b>Tablo 3.3.</b> Silis Dumanının Kimyasal ve Fiziksel Özellikleri.....	62
<b>Tablo 3.4.</b> Çelik Tellerin Özellikleri .....	62
<b>Tablo 3.5.</b> Beton Karışımları ve Bileşen Miktarları (kg/m <sup>3</sup> ).....	63
<b>Tablo 3.6.</b> Uygulanan Deneyler ve İlgili Standartlar .....	64
<b>Tablo 3.7.</b> Taze Beton Deney Sonuçları.....	67
<b>Tablo 3.8.</b> Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları.....	68
<b>Tablo 3.1.</b> Eğilmede Çekme Dayanımı Deney Sonuçları.....	70
<b>Tablo 4.1.</b> Yarmada Çekme Dayanımlarının Ortalama Artış Miktarları.....	81
<b>Tablo 5.1.</b> Girdilerin Kırılma Enerjisi ve Karakteristik Boy ile Korelasyonları.....	100
<b>Tablo 5.2.</b> Kırılma Enerjisi Tahmini İçin ÇKYSA Modeli, Kombinasyonlar, Hatalar ve Belirginlik Katsayısı.....	101
<b>Tablo 5.3.</b> Karakteristik Boy Tahmini İçin ÇKYSA Modeli, Kombinasyonlar, Hatalar ve Belirginlik Katsayısı .....	101
<b>Tablo 5.4.</b> Kırılma Enerjisi Ara Tabaka Hücre Sayısının Belirlenmesi İçin Yapılan Denemelere Ait Hata Değerleri ve Belirginlik Katsayısı.....	102
<b>Tablo 5.5.</b> Karakteristik Boy Ara Tabaka Hücre Sayısının Belirlenmesi İçin Yapılan Denemelere Ait Hata Değerleri ve Belirginlik Katsayısı.....	103
<b>Tablo 5.6.</b> Kırılma Enerjilerinin Deneysel Sonuçları ile Modelde Bulunan Değerlerin Karşılaştırması.....	103
<b>Tablo 5.7.</b> Karakteristik Boyun Deneysel Sonuçları ile Modelde Bulunan Değerlerin Karşılaştırılması .....	104
<b>Tablo 5.8.</b> Kırılma Enerjisi Tahmini İçin RTYSA Modeli, Kombinasyonlar, Hatalar ve Belirginlik Katsayısı.....	105
<b>Tablo 5.9.</b> Karakteristik Boy .....	106

## ŞEKİLLER LİSTESİ

### Sayfa

Şekil 2.1. Betonun İşlenebilirliğinde Tel Narinliğinin Etkisi .....	8
Şekil 2.2. Basınç Altında Yalın Beton ve ÇTDB'nin Tipik Gerilme-Şekil Değiştirme Davranışı .....	10
Şekil 2.3. ÇTDB'nin Gerilme-Şekil Değiştirme Eğrisine Tel Hacminin Etkisi .....	11
Şekil 2.4. Tek Eksenli Çekme Davranışına Çelik Tellerin Etkisi .....	14
Şekil 2.5. Tel Donatılı Betonda Lineer Davranıştan Tipik Sapma .....	15
Şekil 2.6. Tek Eksenli Çekme Altında Şekil Değiştirme Sertleşmesi Gösteren Çelik Tel Donatılı Çimentolu Kompozitlerin Tipik Gerilme-Şekil Değiştirme Davranışı .....	16
Şekil 2.7. ÇTDB'nin Çatlak Sonrası Tek Eksenli Çekme Davranışının İki Teorik Tipi .....	17
Şekil 2.8. ÇTDB'nin Tipik Yük-Sehim Eğrisi .....	19
Şekil 2.9. Tokluğun Tanımı .....	21
Şekil 2.10. Yük-Sehim Eğrisine Silis Dumanı Eklenmesinin Etkisi .....	26
Şekil 2.11. a) Betonda Çoğunlukla Kullanılan Çelik Tellerin Tipik Profilleri .....	28
Şekil 2.11. b) Bazı Araştırmalarda Kullanılmış Eliptik ve Dairesel Teller .....	28
Şekil 2.12. Yük-Sehim Eğrisine Değişik Çelik Tel Tiplerinin Etkisi .....	29
Şekil 2.13. Yük-Sehim Eğrisine Farklı Çelik Tel Hacminin Etkisi .....	30
Şekil 2.14. ÇTDB'lerin Bazı Uygulama Alanları .....	33
Şekil 2.15. Eliptik Boşluğa Sahip Sonsuz Bir Levha .....	36
Şekil 2.16. a) Çatlak Ucundaki Gerilme Yığılması .....	37
Şekil 2.16. b) Çentik Ucundaki Gerilme Yığılması .....	37
Şekil 2.17. Kırılma Modları .....	39
Şekil 2.18. Kırılma Süreci Bölgesi .....	40
Şekil 2.19. Kırılma Gelişme Bölgesinde Bazı Toklaşma Mekanizmaları .....	41
Şekil 2.20. Barenblatt'ın Çatlak Modeli .....	42
Şekil 2.21. Hillerborg ve Ark. (1976) Tarafından Tanıtılan Fiktif Çatlak Modeli ( $F_{cm}$ )'nin Temel Prensipleri .....	44
Şekil 2.22. Boyut Etkisi Teorileri .....	45

Şekil 2.23. İki Parametrelili Modelde Kırılma Parametrelerinin Tayini.....	47
Şekil 2.24. Çentikli Örnek Üzerinde Üç Noktalı Eğilme Deneyi ve Yük – Sehim Eğrisinin Şematik Gösterimi .....	49
Şekil 2.25. X-Ray İncelemeleri İle Elde Edilen Çatlak Haritası.....	55
Şekil 2.26. Çimentolu Malzemelerde En Büyük Agregalı Boyutunun Bir Fonksiyonu Olarak Özgül Kırılma Enerjisi .....	56
Şekil 2.27. Agregalı Konsantrasyonunun Betonun Kırılma Enerjisi ve Karakteristik Boy Üzerine Etkileri.....	58
Şekil 3.1. Agregalı Karışımına Ait Granülometri Eğrisi .....	61
Şekil 3.2. Çelik Teller .....	62
Şekil 3.3. Yükleme Düzenineği .....	64
Şekil 3.4. Tipik Yük-ÇAAD Grafiği ve Artık Gerilme Noktaları .....	66
Şekil 4.1. Çökme Deneyi Sonuçları.....	72
Şekil 4.2. Vebe Deneyi Sonuçları .....	73
Şekil 4.3. Teorik ve Deneysel Birim Ağırlık Değerleri.....	74
Şekil 4.4. Taze ve Sertleşmiş Birim Ağırlık Değerleri .....	75
Şekil 4.5. Teorik ve Sertleşmiş (Silindir) Birim Ağırlık Değerleri.....	76
Şekil 4.7. Basınç Dayanımı Değerleri.....	78
Şekil 4.8. Elastisite Modülü Değerleri .....	79
Şekil 4.9. Yarmada Çekme Dayanımı Değerleri .....	80
Şekil 4.10. Yarmada Çekme Dayanımı Değerleri (Beton Dayanımı ve Tel Kanca Tipi Değerlendirmeleri) .....	82
Şekil 4.11. Orantılılık Sınırı Değerleri.....	83
Şekil 4.12. Orantılılık Sınırı Değerleri (Beton Dayanımı ve Tel Kanca Tipi Değerlendirmeleri) .....	83
Şekil 4.13. Orantılılık Sınırı ve $f_{maks}$ Değerleri .....	84
Şekil 4.14. L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim Eğrileri .....	85
Şekil 4.15. N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim Eğrileri.....	86
Şekil 4.16. H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim Eğrileri.....	87
Şekil 4.17. Yük-Sehim Eğrisi Altında Kalan Alan Değerleri.....	88
Şekil 4.18. Yük-Sehim Eğrisi Altında Kalan Alan Değerleri (Beton Dayanımı ve Tel Kanca Tipi Değerlendirmeleri) .....	89

<b>Şekil 4.19.</b> Kırılma Enerjisi Değerleri .....	89
<b>Şekil 4.20.</b> Kırılma Enerjisi Değerleri (Beton Dayanımı ve Tel Kanca Tipi Değerlendirmeleri) .....	90
<b>Şekil 4.21.</b> Karakteristik Boy Değerleri.....	91
<b>Şekil 4.22.</b> Karakteristik Boy Değerleri (Beton Dayanımı ve Tel Kanca Tipi Değerlendirmeleri) .....	92
<b>Şekil 5.1.</b> Sinir Sisteminin Blok Gösterimi.....	94
<b>Şekil 5.2.</b> Üç Tabakalı Bir Yapay Sinir Ağı Yapısı.....	95
<b>Şekil 5.4.</b> Kırılma Enerjisi YSA Modeli Yapısı .....	98
<b>Şekil 5.5.</b> Karakteristik Boy YSA Modeli Yapısı.....	99
<b>Şekil 5.6.</b> Kırılma Enerjisi Modelinin Doğru Grafiği .....	104
<b>Şekil 5.7.</b> Karakteristik Boy Modelinin Doğru Grafiği .....	105
<b>Ek A.1.</b> L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri.....	118
<b>Ek A.2.</b> L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri.....	119
<b>Ek A.4.</b> L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri.....	121
<b>Ek A.5.</b> L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri.....	122
<b>Ek A.6.</b> L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri.....	123
<b>Ek A.7.</b> N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	124
<b>Ek A.8.</b> N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	125
<b>Ek A.9.</b> N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	126
<b>Ek A.10.</b> N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	127
<b>Ek A.11.</b> N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	128
<b>Ek A.12.</b> N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	129
<b>Ek A.13.</b> H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	130
<b>Ek A.14.</b> H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	131
<b>Ek A.15.</b> H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	132
<b>Ek A.16.</b> H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	133
<b>Ek A.17.</b> H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	134
<b>Ek A.18.</b> H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri .....	135

## KISALTMALAR LİSTESİ

<b>BBV</b>	:	Almanya Beton Birliği
<b>BEM</b>	:	Boyut Etkisi Modeli
<b>CMOD</b>	:	Çatlak Ağzı Açıklık Yer Değiştirmesi
<b>COD</b>	:	Çatlak Açılması
<b>ÇAAD</b>	:	Çatlak Ağzı Açılma Deplasmanı
<b>Çİ</b>	:	Çimento
<b>ÇKYSA</b>	:	Çok Katmanlı Yapay Sinir Ağları
<b>ÇTDB</b>	:	Çelik Tel Donatılı Beton
<b>İPM</b>	:	İki Parametrelili Model
<b>JSCE</b>	:	Japon İnşaat Mühendisleri Birliği
<b>KTaş</b>	:	Kırma Taş
<b>LEKM</b>	:	Lineer Elastik Kırılma Mekaniği
<b>NBN</b>	:	Belçika Standardı
<b>OKH</b>	:	Ortalama Karesel Hata
<b>OMH</b>	:	Ortalama Mutlak Hata
<b>PAN</b>	:	Akrilik
<b>PE</b>	:	Polietilen
<b>PP</b>	:	Polipropilen
<b>PVA</b>	:	Polivinilalkol
<b>RPC</b>	:	Reaktif Pudra Betonu
<b>RTYSA</b>	:	Radyal Tabanlı Yapay Sinir Ağları
<b>SD</b>	:	Silis Dumanı
<b>Si</b>	:	Silis
<b>TD</b>	:	Kanca Tipi (Tel Dayanımı)
<b>Tİ</b>	:	Tel İçeriği
<b>YDB</b>	:	Yüksek Dayanımlı Beton
<b>YSA</b>	:	Yapay Sinir Ağları
<b>cr</b>	:	Kırılma Süreci Bölgesi Uzunluğu
<b>E</b>	:	Elastik Modül

<b>F<sub>cm</sub></b>	:	Fiktif Çatlak Modeli
<b>g</b>	:	Yerçekimi İvmesi
<b>G<sub>c</sub></b>	:	Çatlak Yayılma Hızı
<b>G<sub>F</sub></b>	:	Kırılma Enerjisi
<b>K</b>	:	Gerilme Şiddet Çarpanı
<b>K<sub>t</sub></b>	:	Gerilme Yığılma Faktörü
<b>l<sub>ch</sub></b>	:	Karakteristik Boy
<b>R<sup>2</sup></b>	:	Belirginlik Katsayısı
<b>r<sub>y</sub></b>	:	Kırılma Süreci Bölgesi Uzunluğu
<b>w<sub>c</sub></b>	:	Yumuşama Gerilmesi
<b>σ<sub>y</sub></b>	:	Akma Dayanımı
<b>σ<sub>m</sub></b>	:	Eliptik Boşluk Çevresindeki Maksimum Gerilme
<b>γ</b>	:	Yüzey Enerjisi
<b>τ</b>	:	Kayma Gerilmesi
<b>μ</b>	:	Tel ile Beton Arasındaki Sürtünme Katsayısı
<b>V<sub>f</sub></b>	:	Tel Hacmi
<b>L/d</b>	:	Narinlik
<b>S/Ç</b>	:	Su / Çimento oranı



## 1. GİRİŞ

Beton günümüzde en yaygın kullanılan yapı malzemesi olma özelliğini korumaktadır. Betonun ekonomik ve dayanımlı olması yanında uzun süreli performansa (kalıcılık) sahip olması da istenir. Uzun açıklıklı köprülerin, yüksek binaların, yeraltı yapılarının ve diğer alt yapıların inşa edilebilmesi, özellikle dayanımı, rijitliği, tokluğu, sünekliği ve dayanıklılığı iyileştirilmiş yapı malzemelerinin kullanılmasıyla mümkün olmaktadır. Bu özelliklere sahip malzemelerin son yıllarda geliştirilmesi ile bu tür malzemeler geleneksel taşıyıcı yapı malzemelerinden ayrılarak dayanıklılığı artırılmış olan “ yüksek performanslı malzemeler ” adı altında toplanmıştır. İnşaat mühendisliği uygulamalarında bu tür malzemelere ihtiyaç giderek artmakta bazen süneklikte performansın bir ölçüsü olarak kabul edilmektedir [1].

Son yıllarda beton teknolojisinde büyük gelişmeler kaydedilmiştir. Buna bağlı olarak günümüzde küp basınç dayanımları 200–800 MPa, çekme dayanımları 25–150 MPa arasında değişen ve kırılma enerjileri 30000 J/m<sup>2</sup>’ yi aşan yüksek performanslı betonlar üretilmektedir. Bu tür betonlar Reaktif Pudra Betonu (RPC) olarak adlandırılmakta, süneklikleri normal betonlarınkine kıyasla 300 kat daha fazla olabilmektedir [2]. RPC’lerde en zayıf faz olan çimento hamuru-agrega ara yüzeyinin iyileştirilmesi ve boşlukların azaltılması için ultra incelikteki silis dumanı (mikrosilis) kullanılmakta ve yüksek dayanımlara ulaşabilmek için su/bağlayıcı oranları düşük tutulmaktadır. Bu betonların sünekliğini artırmak için de kısa kesilmiş çelik teller kullanılmakta ve bazen taze halde sertleşme süresinin başlangıcında basınç altında ısıtılma işlemi uygulanmaktadır [3].

Çelik tellerin kullanıldığı bir başka yapı malzemesi ise yüksek oranda çelik tel içeren çimento bulamacı olarak tanımlanan SIFCON’dur (matrisi; ince kum, silis dumanı, su ve çimentodan oluşan hacimce %20’ ye kadar çelik tel içeren beton). SIFCON’ da kırılma enerjisi beton basınç dayanımına göre değişmekte olup normal betonunkinin 1340 katına kadar çıkmaktadır [2].

Yüksek Dayanımlı Betonların (YDB) en büyük sakıncası normal betonlara göre daha gevrek olmaları ve enerji yutma kapasitelerinin daha düşük olmasıdır. Dolayısıyla YDB'lerin kullanım alanları sınırlı kalmaktadır. Deney tekniklerinde ve bilgisayar teknolojisindeki gelişmelere paralel olarak beton gibi yarı gevrek malzemelerin davranışlarının araştırılması konusunda önemli ilerlemeler olmuştur. Yüksek dayanımlı betonların sünekliklerinin artırılması, deney tekniği ve yöntemlerinin geliştirilmesi konularındaki çalışmalar ise günümüzde halen güncelliğini korumaktadır.

Bilinen en eski lif takviyesi kerpiç duvarların sıvasında kullanılan saman takviyeli kildir. 20. yüzyılın son çeyreğinde lifli betonlar üzerinde birçok çalışma yapılmış ve bu konuda önemli mesafeler kaydedilmiştir. İlk çalışmalar 1963 yıllarında betonda cam lifi kullanımınıdır. Daha sonraki çalışmalarda ise farklı lif tiplerinin ve içeriklerinin etkileri araştırılmıştır. Bu çalışmalar sonucunda beton içerisinde süreksiz bir şekilde dağılmış olarak bulunan çelik tellerin betonda çatlak oluşumunu önemli ölçüde azalttığı, betonun şekil değiştirme kapasitesini, tokluğunu, çarpma ve çekme dayanımı arttırdığı görülmüştür [1-5]. Ayrıca gevrek davranışa sahip ultra yüksek dayanımlı betonların sünekliği çelik tel kullanılmasıyla arttırılmıştır [3].

Çelik Tel Donatılı Beton (ÇTDB)'ları normal betonlardan ayıran en belirgin özeliği süneklik ve enerji yutma kapasitesindeki farklılıklardır. Çelik tellerin betona katılmasıyla sağlanan başlıca yararlar şöyle sıralanabilir; a) Yüksek taşıma kapasitesine sahip sünek beton üretimi olanak sağlaması, b) Donatı korozyonun oluşmadığı düzgün beton yüzeyinin elde edilmesi, c) Etkin çatlak kontrolü, d) Dayanıklılığın arttırılması, e) Donatı işçiliğinde kaydedilen azalma [2].

Çelik tel kullanımının betonlar üzerindeki avantajı matris çatlamasından sonra görülmektedir. Ani göçmeyi önlemek için yüksek enerji yutma kapasitesine sahip betonların üretilmesinde çelik tel kullanımı önemli bir yere sahiptir [6, 7]. Çelik tel donatılı betonlar endüstriyel zeminler, tünel kaplamaları ve beton borular gibi zemine oturan elemanların üretiminde, geleneksel donatılı betonların yerine tercih edilebilmektedir [8, 9].

Bu alışma, farklı kanca tipine ve dayanıma sahip elik tellerin farklı dayanımdaki betonlarda farklı miktarlarda kullanılmasıyla elde edilen ÇTDB'lerin mekanik özelliklerinin araştırılmasını konu almaktadır. Ayrıca, betonun kırılma parametrelerinden kırılma enerjisi ve karakteristik boy, beton bileşen miktarları ile tel dayanımı ve tel içeriğine bağlı olarak kurulan Yapay Sinir Ağı (YSA) modeli ile tahmin edilmiştir.



## 2. LİTERATÜR ÇALIŞMASI

Beton; agrega, çimento, su ve uygun katkı maddelerinin hesaplar sonucunda, homojen olarak belirli oranlarda karıştırılması ile elde edilen, başlangıç evresinde plastik kıvamda olup gittikçe çimentonun hidratasyonu sebebiyle katı hale gelerek, istenilen biçime gelerek sertleşen kompozit bir yapı malzemesidir [10].

1824 senesinde Joseph Aspdin tarafınca portland çimentosunun bulunmasıyla beraber betonla ilgili çalışmalar XIX. yy ilk senelerinde başlamıştır. Beton ve çeliğin beraber kullanılması fikrini ilk önce ortaya atan kişi ABD’li T.Hyatt olmuştur. Hyatt, 1850’lerde başlayarak betonarme üzerinde yaptığı çalışmalarını 1877 senesinde yayımlamış, bunu bu alanda Avrupa’da yapılan çalışmaların sonuçlarının yayınlaması devam etmiştir. Lifler ve tellerle donatılı betonlara dair ilk çalışmalar yine J.Lambot’un 1847 senesindeki patentlerine dayanmaktadır. Lifli betona dair çalışmalar ise 1960’lı senelerinde A.Berard tarafından yapılmıştır [11].

### 2.1. Lifli Betonun Tarihçesi

Bağlayıcı malzemelerle üretilmiş yapı elemanlarında lif katılması çok yeni bir düşünce sayılmaz. Antik çağlardan bu yana lifler gevrek malzemelerin donatılabilmesi için gayesi ile kullanılmıştır [12]. Tarihi yapıların bir kısmında, balçık karışımları içerisine yele kılları ve hayvan kuyruklarının katıldığı bilinmektedir. Benzer biçimde, büyük usta Mimar Sinan’ın (d. 149? – ö. 1588) ürettiği şaheserlerde katılan Horasan Harcı içerisinde keçi kılı ve saman kullanıldığı bilinmektedir. Liflerin bağlayıcı içerisinde en yoğun kullanımı güneşte kurutulmuş kerpiç bölümler içerisinde saman kullanılmasıdır. Günümüzden yaklaşık 3500 sene öncesi, Bağdat yöresinde yapılmış 57 metre yüksekliğindeki “Aqar Quf” kulesinin inşasında güneşte pişirilmiş tuğlalarda saman katıldığı tespit edilmiştir [13]. 1874 senesinde A. Berard tarafından ABD’de lif donatılı betonun birinci patenti alınmıştır.

Çimento hamuru matrisi içerisinde asbestli liflerin yaygın bir biçimde kullanılmaya başlaması 1898 senesinde Hatschek yönteminin icadı ile olmuştur [13]. Fakat asbestli liflerin sağlığa zararının bilinmesi üzerine 1960’ların başlarında değişik lif tipleri çıkmaya başlamıştır [12].

Günümüzdeki belirli şekle sahip lif patentleri ABD’de G. Martin tarafından 1927’de, İngiltere’de Zitzkeviç tarafından 1939’da ve yine İngiltere’de G. Constantinesco tarafından 1943’de alınmıştır [14, 15]. 1960’ların başlarında betonda çelik tellerin kullanımına yönelik çalışmalar başlamıştır [15]. Günümüzde çelik teller tünel uygulamaları ve endüstriyel zemin betonlarında kullanıldığı gibi atık su tankları, yağmur suyu kolektörleri, cephe ve bölme duvar elemanları, atık madde tankları, tünel segmanları, kanalizasyon boruları gibi prefabrike elemanların yapımında da kullanılmaktadır [16].

## **2.2 Çimentolu Malzemelerde Kullanılan Lif Tipleri**

Çimentolu malzemelerde değişik hedeflere yönelik olarak çeşitli biçimlerde lifler kullanılmaktadır. Bu lifler başlıca metalik, sentetik, cam ve doğal (organik ve inorganik) lifler olarak gruplanabilir. Çelik teller çeşitli imalat süreçleri sonunda birçok değişik çap, boy ve geometride üretilebildiği gibi, başlıca yüksek karbonlu (kopma dayanımı yaklaşık 2200 MPa) veya düşük karbonlu (kopma dayanımı yaklaşık olarak 900–1100 MPa) olmak üzere diğer dayanımlarda da üretilebilmektedir. Çimentolu matrislerde epeyce kullanılan sentetik liflerden birkaçı ise, polietilen (PE), akrilik (PAN), polipropilen (PP), polivinilalkol (PVA) ve karbon lifleridir. Bir lifin çimento içeren herhangi bir karışımda kullanılabilmesindeki mühim nokta, lifin zamanla bozulmaması ve yüksek alkaliniteye sahip ortamdan etkilenmemesidir. Lifler geometrik olarak “narınlik” veya “görünüm oranı” denilen sayısal bir değişken ile tanımlanmaktadır. Lif boyunun, lif çapına oranı olan narınlik boyutsuz bir değişkendir. Lifler dairesel, dikdörtgen, kare veya düzensiz en kesitli olabilirler. Bu tip liflerin narınlığı için aynı en kesit alanını verecek olan daire çapı göz önüne konarak hesaplanır [12].

Çimentolu matrislerde kullanılacak liflerin geometrik ve mekanik özellikleri geniş bir yelpazede değişim göstermektedir. Bundan dolayı bazı lifler çoğunlukla beton ve harcın çatlak genişliği ve tokluğunun sınırlandırılması amacıyla kullanılırken (örneğin mezo ve makro boyutta çelik teller, yüksek performanslı PVA lifleri vb.) bazıları da yüksek sıcaklık etkisinde patlamaların önlenmesi veya plastik rötre çatlaklarını azaltmak amacıyla kullanılabilir [13].

### 2.3. Çelik Tel Donatılı Betonlar

Çelik tellerle donatılmış betonlar; özellikle darbe dayanımı, çekme dayanımı, ilk çatlak oluşum dayanımı, yorulma dayanımı, deformasyon kapasitesi ve tokluk açısından yalın betondan daha iyi performans sergilemektedir. Çelik tel donatılı betonlarda ki bu özelliklerindeki performansların artması tellerin beton içerisindeki davranışı, betonda meydana gelen ilk çatlak ve nihai yükte ki kopma olayı ve betonun bu özelliklere karşı tepkisi ile açıklanabilir.

Tellerle donatılanmış betonda, değişik gerilmeler sebebiyle meydana gelen çatlaklardan her biri çatlak ucuna yakın bir yerdeki tel ile takviye edilmiştir. Beton içerisinde çelik telin bulunmaması halinde herhangi bir gerilme uygulandığında meydana gelen mikro çatlaklar, gerilmenin artışıdan dolayı çeşitli yönlerde doğru yayılarak çatlakların genişlemesine sebep olurlar. Bu çatlak genişlemeleri betonda belirli bir gerilmeye ulaştığında parçalanmaya sebep olurlar. Tellerle güçlendirilmiş betonlarda ise betonun kırılma mekaniği değişiktir. Bu betonlarda ilk çatlağın oluşmasından sonra çimento hamuru fazından çelik tellere doğru bir gerilme transferi meydana gelmektedir. Bundan dolayı beton içerisindeki miktar ve geometrik özelliklerine bağlı olarak çelik teller, bu gerilmelerin bir kısmını kendi üzerlerinde taşıdıkları gibi bir kısmını da matrisin sağlam bölgelerine transfer ederek yayarlar.

Tel içermeyen betonda yüklemenin başında meydana gelen bir çatlağın yayılması için gereken enerji düşüktür. Beton içerisinde tel bulunması halinde ise başlangıçtaki mikro çatlağı meydana getiren enerji, teller aracılığıyla çatlağın yanındaki sağlam çimento hamuru fazı bölgelerine aktarılır.

Bu sebeple çatlağın yayılması ya da büyümesi için daha fazla enerji gerekir. Böyle bir enerjinin oluşması halinde bile bu enerjinin büyük bir bölümü teller tarafından taşınır ve bu taşıma, tellerin çimento hamuru matrisinden çekilip sıyrılması veya kopması için gerekli enerji seviyesine kadar devam etmektedir. Bu enerjinin oluşması için çok büyük bir kuvvete ihtiyaç duyulmaktadır. Beton çatladıktan sonra bile, çelik teller kırılan beton parçalarını bir arada tutmaya devam ederek beton kırılma yükünden bir miktar daha fazlasını taşımaya devam ederler.

## **2.4. Çelik Tel Donatılı Betonların Özellikleri**

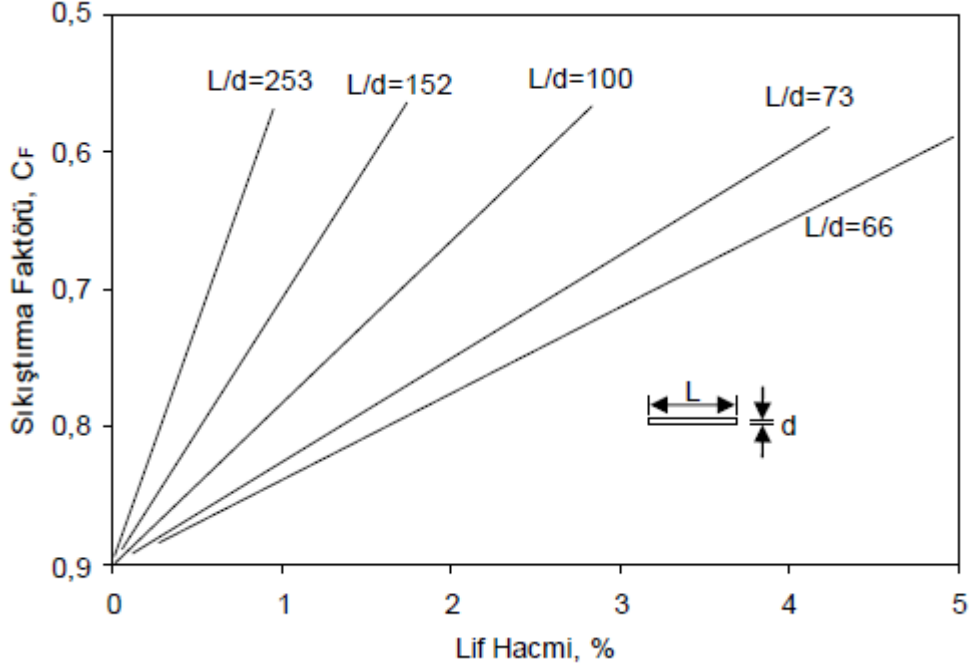
Geleneksel betonda kullanılan sentetik, cam, çelik ve karbon liflerin en önemli etkisi, betonda çatlak gelişimine engel olmasıdır. Bu sebeple, betondaki iç gerilmelere bağlı olarak oluşan mikro çatlakların büyümesi ve ilerlemesi, tellerin gerilme aktarma özelliği ile önlenmektedir. Teller, şekil ve miktarlarına bağlı olarak çimento matrisinde oluşan bazı gerilmeleri taşımakta ve uygun çimento-matris oranlarında gerilmeleri iletmektedir [13].

Çelik tel donatılı beton (ÇTDB), kaba ve ince agregaya içeren çimentodan ve süreksiz çelik tellerden oluşan bir betondur. Birçok uygulamada betonu güçlendirmek için kısa kesilmiş çelik teller yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Tel eklenmesinin esas amacı, malzemenin tokluğu ve enerji yutma kapasitesini arttırmaktır. Beton içerisine rastgele dağılmış çelik tel donatısının eklenmesi, sertleşmiş betonu daha sünek bir kompoziteye dönüştürmektedir. ÇTDB çatlama öncesi ve sonrası çok daha büyük gerilmelere dayanabilmektedir. ÇTDB, çelik tellerin kopması ve çimento matrisinden sıyrılmamasından sonra yararsız hale gelmektedir [17].

### **2.4.1. Çelik Tel Donatılı Taze Betonların Özellikleri**

Taze ÇTDB'lerin işlenebilirliği, tel geometrisi, tel narinliği, matris oranları, tel hacim oranı ve tel-matris arayüzey özellikleri gibi birçok faktörler ile etkilenmektedir [18]. İşlenebilirlik, ters çökme konisi, standart çökme konisi ve Ve-Be gibi yöntemlerle ölçülmektedir. Betonun işlenebilirliği üzerinde tel narinliğinin etkisi Şekil 2.1'de gösterilmektedir.

Çelik teller betona eklendiğinde oluşan en önemli problemlerden biri, yeterli işlenebilirliğin elde edilememesindedir. Betona tellerin eklenmesi ile işlenebilirlikte azalma meydana gelmekte, tel narinliğinde ve miktarındaki artış ile bu olumsuz etki artmaktadır. ACI Committee 544.1R [17] raporuna göre, ÇTDB'de kullanılan tipik hacim oranlarında (%0,25-%1,5) tellerin eklenmesi, yalın betona göre çökme değerinde 25-102 mm aralığında azalmaya sebep olmaktadır.



**Şekil 2.1.** Betonun İşlenebilirliğinde Tel Narinliğinin Etkisi [13]

ÇTDB uygulamalarında mekanik vibrasyon ile sıkıştırma önerildiğinden, ÇTDB'nin işlenebilirliğinin çökme deneyine göre vibrasyon etkilerini temsil eden Ve-Be deneyi ile belirlenmesi daha fazla tavsiye edilmektedir. Yeterli işlenebilirliğin (120-150 mm) elde edilebilmesi için daha etkili akışkanlaştırıcıların katılması gerekmektedir [13].

Mohammadi ve ark. tarafından yapılan çalışmalarda, karma olarak farklı narinlikte teller içeren ÇTDB ve sade betonun özelliklerine dair bir araştırma yapılmıştır. Yalın ve tel donatılı taze betonun işlenebilirlik özelliklerini araştırmak için Ve-Be süresi, ters koni süresi ve sıkıştırma faktörü gibi çeşitli deneyler yapılmıştır. Numunelere üç farklı hacim oranlarında (%1, %1,5, %2) dalgalı çelik teller eklenmiştir. Karışımlarda her bir toplam hacim oranında 0,6x2x25 mm ve 0,6x2x50 mm boyutunda düz çelik teller değişik ağırlık oranlarında kullanılmıştır. Deneyler sonucunda, karışımlarda daha kısa tellerin oranı arttığında daha iyi işlenebilirliğin elde edildiği belirtilmiştir [19].



## 2.4.2. Çelik Tel Donatılı Betonların Mekanik Özellikleri

Dış yükler (basınç, eğilme, çekme veya çok eksenli yükleme) etkisiyle betonda meydana gelen gerilme sistemi, çimentolu malzemelerde mikro çatlakların birbirine bağlanması ve gelişimine doğru bir eğilime sebep olmaktadır [20]. Mikro çatlakların gelişimi ile betondaki gevşeme, çoğunlukla çimentolu malzemelerin en büyük kusuru olarak bilinen gevrek kırılma ile sonuçlanmaktadır. Kısa, rastgele dağılmış çelik tellerle betonun donatılabilmesi, malzemenin çekme dayanımı, çekme ve basınç tokluğunda iyileşmelere sebep olmaktadır. Bu iyileşme, tellerin çimentolu matrislerdeki mikro çatlak gelişimini durdurma veya geciktirme etkisiyle meydana gelmektedir. Basınç altında çelik teller tarafından çimentolu matrisin sarılması ve çekme altında tellerin kopma ve sıyrılma davranışı çelik tellerin betonun mekanik özelliklerini iyileştirmesindeki önemli mekanizmalardır. Çelik tellerin ilavesiyle betonun eğilme performansındaki iyileşmeler, malzemenin çekme ve basınç davranışındaki iyileşmelerin doğrudan bir sonucudur. ÇTDB'nin gözle görülür mekanik özellikleri, yapısal olan ve olmayan geniş bir uygulama aralığında ÇTDB'nin kullanımını teşvik etmektedir [21].

Shah ve Naaman [22] tarafından yapılan çalışmalarda farklı uzunluk ve hacim oranında çelik ve cam lif donatılı beton numuneler üzerinde eğilme, çekme ve basınç dayanımı deneyleri yapılmıştır. Deney sonuçlarına göre ÇTDB'lerin, şekil değiştirme ve sehimlerinin yalın harç numunelerinin en az 10 katı, çekme ve eğilme dayanımı ise yalın betonun en az 3 katı olduğu belirtilmiştir.

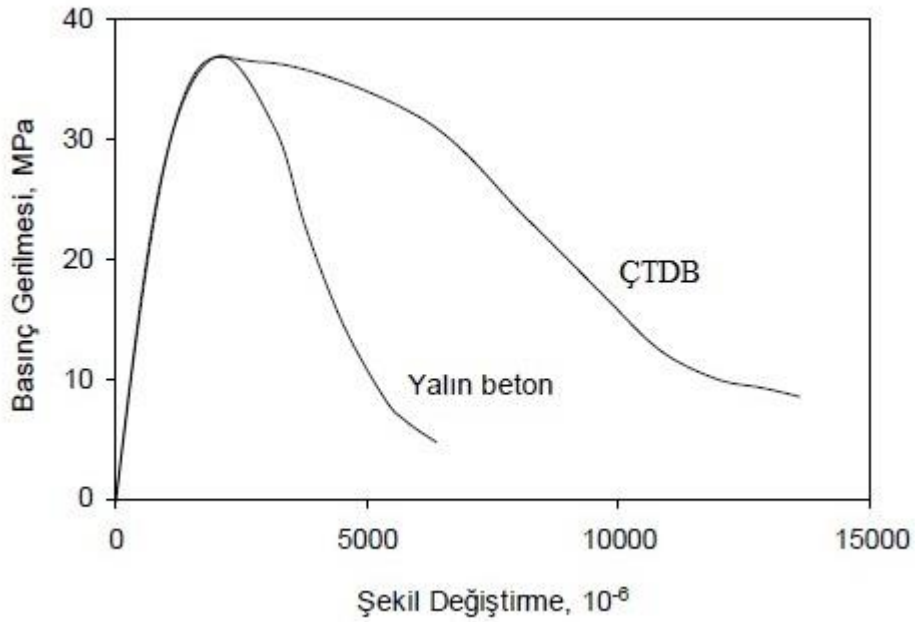
Nagarkar ve ark. [23] tarafından yapılan çalışmalarda, tellerin ilavesiyle basınç, yarma çekme ve eğilme dayanımı artarken betonun işlenebilirliğinin azaldığını belirtmişlerdir. Deneyler sonucunda narinliği 105 olan tellerin %0,5 hacim oranında kullanıldığı ÇTDB'nin basınç, yarmada çekme ve eğilme dayanımının %13-%40 arasında arttığı bulunmuştur.

### 2.4.2.1. Basınç Dayanımı ve Elastisite Modülü

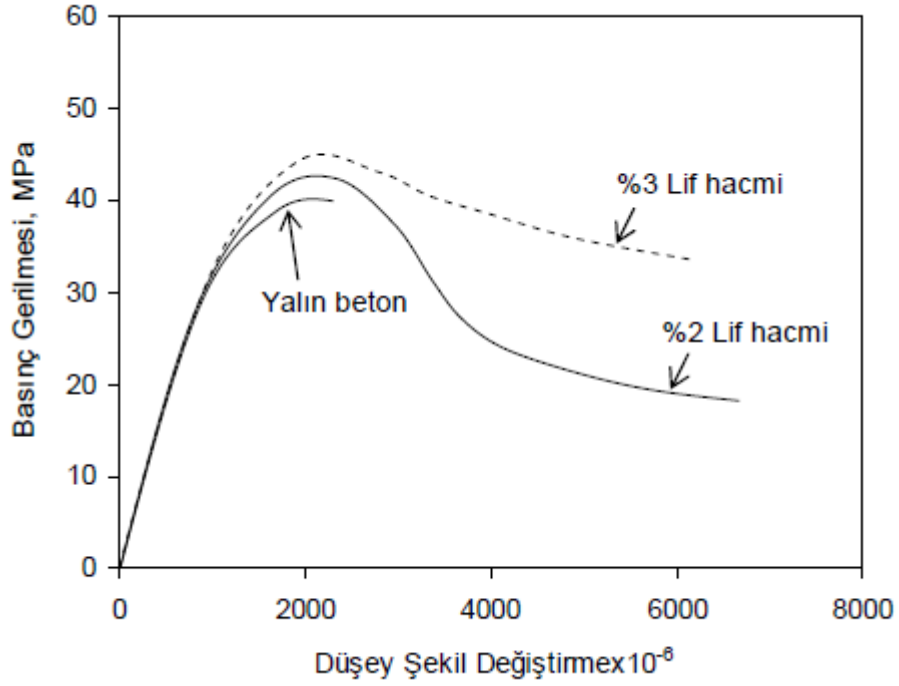
Yapılan araştırmalarda betona çelik telin eklenmesiyle, basınç dayanımında belirli olarak artma veya azalma etkisi görülmemiştir [24]. Genellikle araştırmalar betona çelik tel eklenmesinin, basınç dayanımı üzerinde çok az etkiye sahip olduğunu

gösterirken, ÇTDB'nin çatlak sonrası davranışı yalın betona göre önemli oranda değişmekte ve gevreklik azalmaktadır [24].

Basınç altındaki tel donatılı betonun mekanik özellikleri çelik tel içermeyen betona göre biraz farklıdır. ÇTDB, basınçta en büyük gerilmeye kadar yalın beton gibi davranmaktadır. En büyük gerilmeye geldikten sonra davranışta önemli farklılıklar görülmektedir. Basınçta gerilme-şekil değiştirme davranışının azalan kısmı veya şekil değiştirme yumuşaması kısmı, telle donatılmış betonda fazla sünektir. Basınçta, ÇTDB'nin davranışının sade betonla karşılaştırılması Şekil 2.2' de verilmiştir [25]. Bu şekle göre çatlak sonrası süneklilikteki farklılıklar açıkça görülmektedir. Tellerin eklenmesi betonun basınç dayanımını arttırmamaktadır. Basınçtaki bu süneklilik artışı, eğilmedeki bir elemanın toplam yapısal sünekliliğini artırır. Enerji yutma kapasitesindeki artış, sade betona göre daha sünek bir basınç kırılması da sağlamaktadır. Basınçta çelik teller, kompozitin çatlak sonrası davranışı ve toklukta büyük artışlara sebep olmaktadır. Yalın betona göre farklı oranlarda tel kullanılmasının çatlak sonrası davranışa ve basınç tokluğuna etkisi Şekil 2.3' de gösterilmiştir [26]. Şekil 2.3'e göre tel hacim oranının artması ile ÇTDB'nin basınç tokluğunun arttığı görülmektedir.



**Şekil 2.2.** Basınç Altında Yalın Beton ve ÇTDB'nin Tipik Gerilme-Şekil Değiştirme Davranışı [25]



**Şekil 2.3.** ÇTDB'nin Gerilme-Şekil Değişirme Eğrisine Tel Hacminin Etkisi [26]

Yin ve Hsu [27] tarafından yapılan ÇTDB'nin basınç dayanımı üzerindeki araştırmalarda, %1 hacim oranında 0,25x0,56x25 mm boyutlu pürüzsüz düz çelik tel donatılı 152x152x38 mm boyutunda plakalar üzerinde yapılmıştır. Betona tellerin ilavesiyle basınç dayanımında en büyük artış yaklaşık olarak %35 olarak belirlenmiştir. Tellerin eklenmesiyle betonun tek eksenli basınç dayanımındaki en büyük artış Raju ve ark. [28] tarafından yapılan çalışma neticesinde bulunmuştur. Bu çalışmada, %0-%3 arasında değişen hacim oranlarında çelik tel kullanılmasının betonun basınç dayanımına etkisi araştırılmıştır. Deneyler, çelik tel ( $L/d=50$ ) donatılı 100 mm ve 150 mm küp numuneler üzerinde yapılmıştır. Eksenel basınç deneyi sonuçlarına göre tel oranındaki artış ile basınç dayanımının doğrusal olarak arttığı belirtilmiştir. Tel hacim oranı %3 olan numunelerde basınç dayanımında, yalın betona göre %40 daha fazla artış olduğu söylenmiştir [28].

Shah ve Rangan [29] tarafından yapılan araştırmada, bu etkileyici dayanım artışının tersine ÇTDB'nin basınç dayanımında sade betona göre sadece küçük artışlar gözlenmiştir. Bu araştırmada, narinliği 100 ve 25 mm uzunluğunda düz çelik tel

içeren 50x50x250 mm boyutlu numuneler üzerinde tek eksenli basınç deneyi yapılmıştır [29].

Traina ve Mansour tarafından yapılan çalışmalarda, ÇTDB’de tek ve iki eksenli basınç dayanım deneyleri yapılmıştır. Betonun tek eksenli basınç dayanımının, tel tipi ve oranına bağlı olarak hafif bir biçimde azaldığı kaydedilmiştir. Deneyler, iki farklı tel tipi ve üç farklı tel oranından oluşan ÇTDB plakalar (152x152x38 mm) üzerinde yapılmıştır. Tellerin ilavesiyle eksenel basınç dayanımında en büyük artış, narinliği 60 olan 25 mm uzunluktaki telin %1,5 tel hacim oranında kullanıldığı ÇTDB’de %22 olduğu belirtilmiştir. İki eksenli basınç altında ÇTDB her zaman sade betondan daha büyük bir basınç dayanımına mevcut olduğu gözlenmiştir. ÇTDB’nin iki eksenli basınç dayanımında en büyük artış, tek eksenli dayanıma göre %85 daha fazla olduğu belirlenmiştir [30].

Naaman tarafından yapılan çalışmalarda, ÇTDB’nin basınçtaki davranışı üzerinde şekil değiştirme oranının etkileri araştırılmıştır. ÇTDB’de, %2 hacim oranında çelik teller katılmıştır. İki farklı şekil değiştirme oranında ÇTDB’nin basınç dayanımı, sırasıyla yaklaşık olarak %12 ve %15 oranında arttığı bulunmuştur. Bu artışların, yalın beton için elde edilen sonuçlar gibi olduğu belirtilmiştir [31].

#### **2.4.2.2. Büzülme (Rötire) Davranışı**

Çelik teller betonun büzülmesini azaltmakta ve büzülme hareketini sınırlamaktadır. Teller aşırı yönlü çatlak oluşumunu sağlar, çatlak sırasında gerilme transferi yaparlar ve bu gerilme transferi çatlakların giderilmesine imkân verecek kadar uzun sürebilir. Yüksek çekme dayanımları ile beraber düşük elastisite modülü içeren çelik tel donatılı betonların rötire çatlakları normal betonlara oranla daha az olmaktadır [32]. Tellerin büzülme özellikleri üzerinde iyileştirme yapılması için matris içerisinde etkili olabilecek kadar yeterli miktarda bulunması gerekmektedir. Ayrıca uzun teller kuruma rötresinin sınırlandırılmasında daha da etkili olmaktadır [33].

Mangat ve Azari tarafından yapılan çalışmada uçları deforme olan tellerin artan tel hacmi ile beraber serbest rötreyi %40’a kadar azalttığını belirtmişlerdir. Tel geometrisine bağlı olan kısıtlamanın uçları deforme edilmiş tellerde, pürüzsüz düz tellere göre daha etkili olduğunu ifade etmişlerdir. Yapılan çalışmaların sonucunda

çelik tel donatılı betondaki büzülmeyi belirlemek için geliştirilen denklem aşağıda verilmiştir [34].

$$\varepsilon_{fs} = \varepsilon_{os} \left( 1 - 2.45\mu \cdot V_f \cdot \frac{L}{d} \right) \quad (2.1)$$

$\varepsilon_{fs}$  : ÇTDB'nin serbest büzülmesi

$\varepsilon_{os}$  : Yalın betonun serbest büzülmesi

$\mu$  : Tel ile beton arasındaki sürtünme katsayısı (uçları deforme edilmiş telli beton için 0,04-0,12 arasında)

$V_f$  : Tel hacmi

L/d : Narinlik

Serbest büzülme, büzülme sorunlarının azaltılmasında tellerin etkinliğinin uygun bir göstergesi değildir. Azaltılmasına ihtiyaç duyulan büzülme şekil değiştirmesi olmayıp kısıtlanmış rötre ile birleşimdir. Çelik teller kısıtlanmış rötre çatlama miktarını ve çatlak genişliklerinin azaltmaktadır. Kuruma rötresi, %1 hacim oranında çelik tellerin ilavesiyle yaklaşık %15-%20 oranında azalmaktadır [34].

#### 2.4.2.3. Çekme Dayanımı

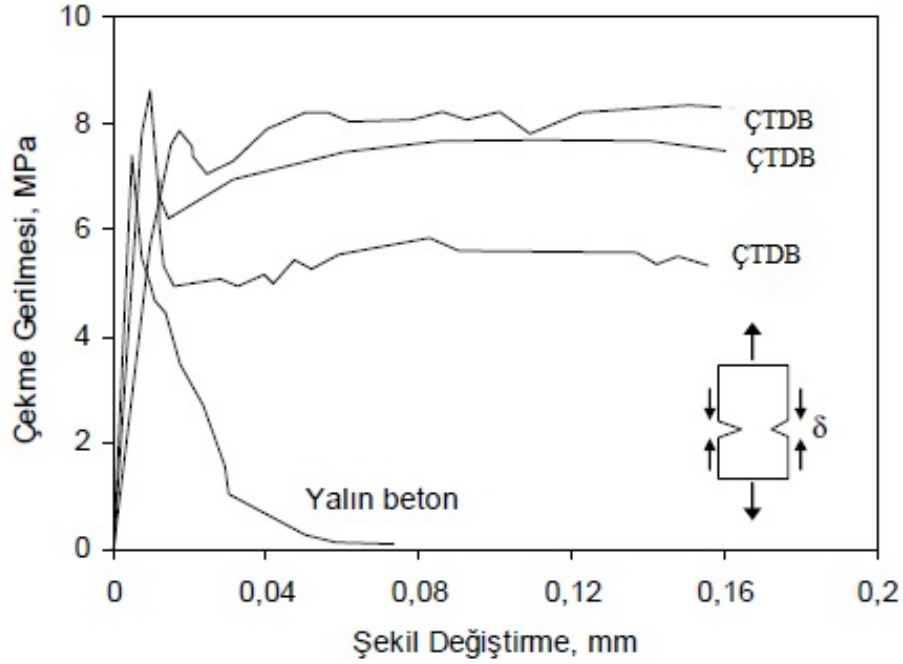
Çelik tellerin ilavesiyle ile betonun çekme dayanımında iyileşme olduğu görülmektedir [35]. İlk çatlak dayanımında küçük artışlar gözlenirken çatlak başladıktan sonra 45 tokluktaki artış, pek çok uygulamada çelik tel donatılı betona üstün performans kazandırmaktadır. Tek eksenli çekme deneyi, ÇTDB'nin çekme dayanımını en iyi göstermesine rağmen bu deneyin uygulanma zorlukları diğer yöntemleri gerektirmektedir [35].

Genel olarak ÇTDB'nin çekme dayanımının bir göstergesi olarak çatlak başladıktan sonra çekme özelliklerini belirlemek için deney yöntemi olarak silindir yarma deneyi kullanılmasına rağmen ACI Komitesi (ACI 544) tarafından bu deney tavsiye edilmemektedir. Bunun sebebi çatlama sonrası silindir numunelerdeki gerilme dağılımının bilinmemesi ve çatlama koşullarının belirlenmesinin zorluğudur [24].

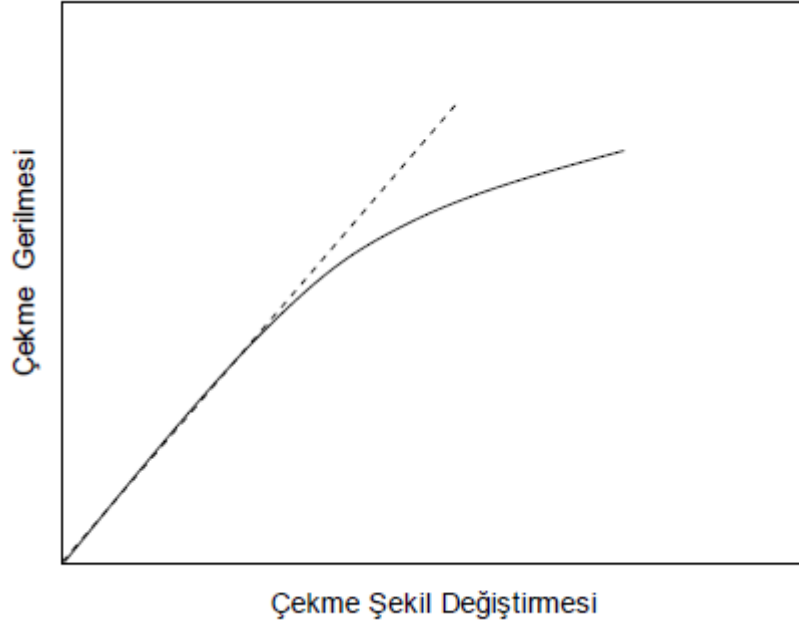
Çelik tel donatılı beton numunelerinin (%2 çelik tel hacminde) tipik tek eksenli çekme davranışlarının yalın betonla karşılaştırılması Şekil 2.4'de verilmiştir. İlk

çatlak sonrası çekme davranışı üzerinde tellerin önemli ölçüde bir etkiye sahip olduğu Şekil 2.4’de görülmektedir [36]. Tellerin ilavesiyle betonun çekme dayanımının önemli ölçüde artmasıyla birlikte esas olarak ilk çatlak sonrası çekme dayanımındaki iyileşme ÇTDB’nin çekme davranışının en önemli yönüdür.

Abdull-Ahad ve Abhas tarafından yapılan çalışmada, çekmede betonun iki eksenli davranışını araştırılmıştır. Deneyler için 300x300x75 mm deney bölgesi beton plakalar kullanılmıştır. Yalın beton için en çok artış, eksenel dayanıma göre %7 olduğu belirtilmiştir. Narinliği 100 olan tellerin %1,5 hacim oranında kullanıldığı ÇTDB’de iki eksenli çekme dayanımında en çok %79’luk bir artış bulunmuştur. Teller, mikro çatlakları durdurma etkisi ile betonun çekme dayanımı ve kırılma enerjisini arttırmaktadır. ÇTDB’de mikro çatlak oluşumunun ilerlemesi ile malzemenin çekme gerilme-şekil değiştirme ilişkisinde Şekil 2.5’de görüldüğü gibi lineer davranıştan sapmalar meydana gelmektedir.



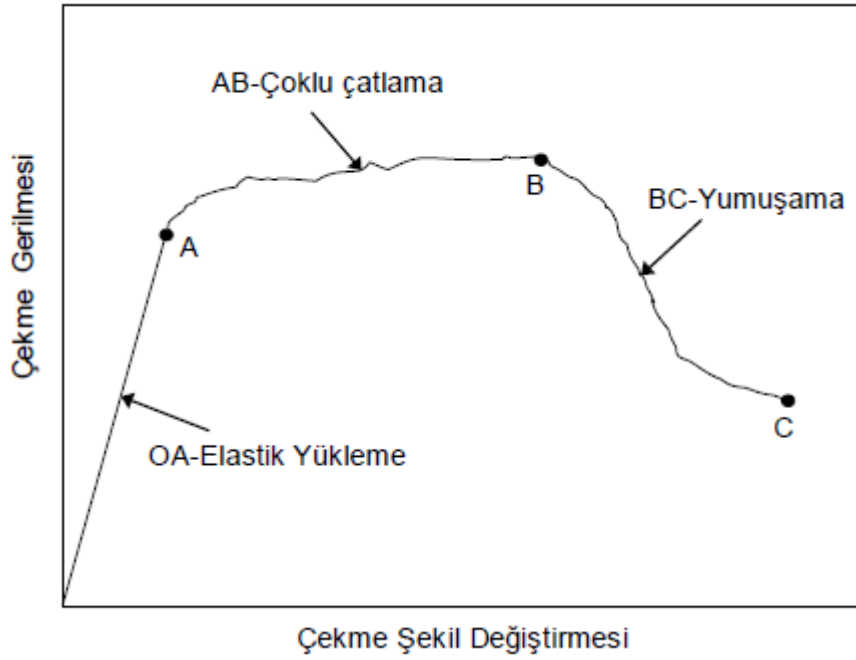
Şekil 2.4. Tek Eksenli Çekme Davranışına Çelik Tellerin Etkisi [36]



**Şekil 2.5.** Tel Donatılı Betonda Lineer Davranıştan Tipik Sapma

ÇTDB’de çekme altında lineer davranıştan sapma, çekme dayanımının yaklaşık %80’inde oluşmaktadır. Tipik olarak %1-%2 hacim oranında çelik tellerin önemli oranda mikro çatlak durdurma etkisi sebebiyle matrisin çekme dayanımında %20-%25 arasında bir artış elde edilmektedir [37].

Çoklu çatlama gösteren tel donatılı çimentolu kompozit için çekme altında gerilme şekil değiştirme davranışı Şekil 2.6’da verilmiştir [38]. Çekme davranışının tamamı üç bölgeye ayrılabilir. Birinci bölge, kompozitin elastik davranış gösterdiği bölgedir (OA bölgesi). İkinci bölgede matriste çoklu çatlama oluşmaya başlar ve gerilme şekil değiştirme eğrisi şekil değiştirme sertleşmesi (AB bölgesi) göstererek lineer olmayan bir şekilde artmaktadır. Son bölge ise çoklu çatlama bölgesini sınırlayan en yüksek tepe noktasından yük-sehim eğrisinde azalmanın meydana geldiği şekil değiştirme yumuşaması (BC bölgesi) bölgesidir. Bu aşamanın genişliği tel, arayüzey ve matris özelliklerine bağlıdır.



**Şekil 2.6.** Tek Eksenli Çekme Altında Şekil Değişirme Sertleşmesi Gösteren Çelik Tel Donatılı Çimentolu Kompozitlerin Tipik Gerilme-Şekil Değişirme Davranışı [38]

Çekme altında çatlak açıklığı, teller arasında çatlak köprülenmesi ve davranışın yumuşama bölgesindeki çatlakta matris çekme dayanımının tellerin katkısıyla artması ile sınırlandırılmaktadır. ÇTDB’de çekme altında yalın betona göre, büyük oranda artan süneklik, çatlak sonrası tel sıyrılma mekanizması ile sağlanır. Tel sıyrılma ve kopması, tel-matris arayüzey özellikleri ve tel uzunluğuna bağlı olarak artan çekme dayanımı, tek eksenli çekme altında ÇTDB’nin çatlak sonrası kırılma mekanizmasını artırmaya yöneliktir. Çimento matrisine daha iyi bağlanan uzun teller, daha yüksek sıyrılma kuvvetlerine sahip olmak eğilimindedir. Bundan dolayı daha uzun teller, tamamen sıyrılmadan koparlar. Teorik olarak makro çatlakların oluşması ve tellerin sıyrılma performansının harekete geçmesinin ardından iki tip davranış gözlenebilmektedir. Bunlar:

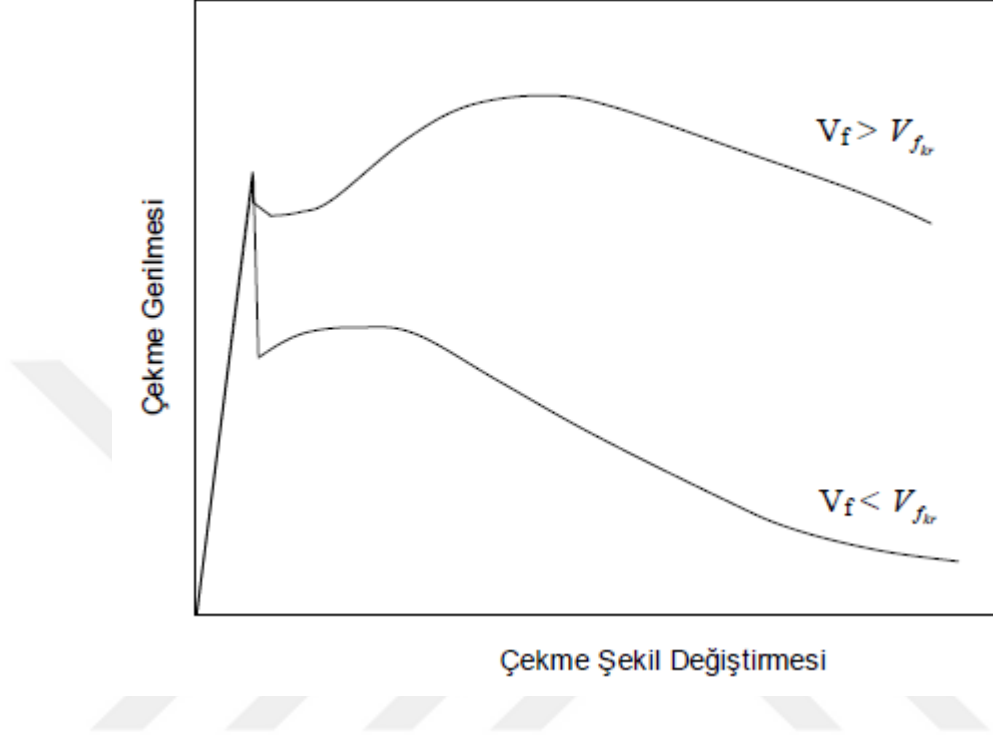
a) Artan çekme deformasyonları ile çekme dayanımı artışı ( $V_f > V_{fkr}$ )

b) En büyük yükte ani bir düşmenin ardından gelişen azalma ( $V_f < V_{fkr}$ )

şeklinde olabilir. Bu iki davranış tipi Şekil 2.7’de verilmiştir. Çatlama sonrasında en büyük noktadan sonra dayanım artışı tel hacim oranının, tellerin sıyrılma etkisi ile dayanımın artması için gerekli kritik hacim oranından fazla olması durumunda



meydana gelmektedir. Kritik tel hacim oranı, tel yönlenmesi, geometrisi, narinliği, tel-matris arayüzey özellikleri ve çekme dayanıma bağlıdır.



**Şekil 2.7.** ÇTDB'nin Çatlak Sonrası Tek Eksenli Çekme Davranışının İki Teorik Tipi

Geleneksel karıştırma yöntemleri ile üretilen, üç boyutta rastgele biçimde çelik telle donatılmış betonda, işlenebilirlik sınırlamaları sebebiyle kullanılan tel hacim oranı, genel olarak kritik hacim oranından daha azdır. En büyük çekme gerilmesinde çekme dayanımının ani azalmasını çatlak sonrası bölgede aşamalı yavaş yumuşamayı takip ettiğinden, ÇTDB'nin tek eksenli çekme davranışında iyileşme gözlenmektedir. Son tel matristen tamamen sıyrıldığında ve tel uzunluğunun yarısına karşılık gelen büyük çatlak genişlikleri meydana geldiğinde çekme dayanımının sifira ulaşması beklenmektedir. Çelik tel donatılı betonun tek eksenli çekme davranışını diğer faktörler arasında tel hacim oranı, narinliği ( $L/d$ ) ve tel geometrisi (mekanik deformasyon) ile daha fazla etkilendiği gözlenmiştir [39].

Craig, çelik tel katkılı betonların mekanik özellikleri ile ilgili olarak yapmış olduğu deneysel çalışmalarında telin, eğilme momenti kapasitesini, sünmeyi, malzemenin çekme gerilme mukavemetini, rijitliği artırdığını ve çatlakları kontrol altında tuttuğu sonucuna ulaşmıştır [40].

#### 2.4.2.4. Darbe ve Yorulma Dayanımı

Çelik tel donatılı betonun yorulma dayanımı üzerinde yapılan çalışmalar neticesinde farklı sonuçlar bulunmuştur. Marris ve Garrett [41] tarafından yapılan çalışmada, çelik tellerin basınç yüklemesi altında yorulma dayanımına etkisi olmadığını belirtmişlerdir. Bununla birlikte tek eksenli çekme altında betonun yorulma dayanımında, en büyük statik dayanımın yaklaşık olarak %65-%70'i arasında dikkate değer bir iyileşme olduğunu bulmuşlardır. Çelik tellerin dinamik yük ve yorulmaya karşı dayanımı genel olarak arttırdığı belirtilmektedir [42]. Bu artışın betonda tellerin dağılımı ile ilgili olduğu görülmektedir [43].

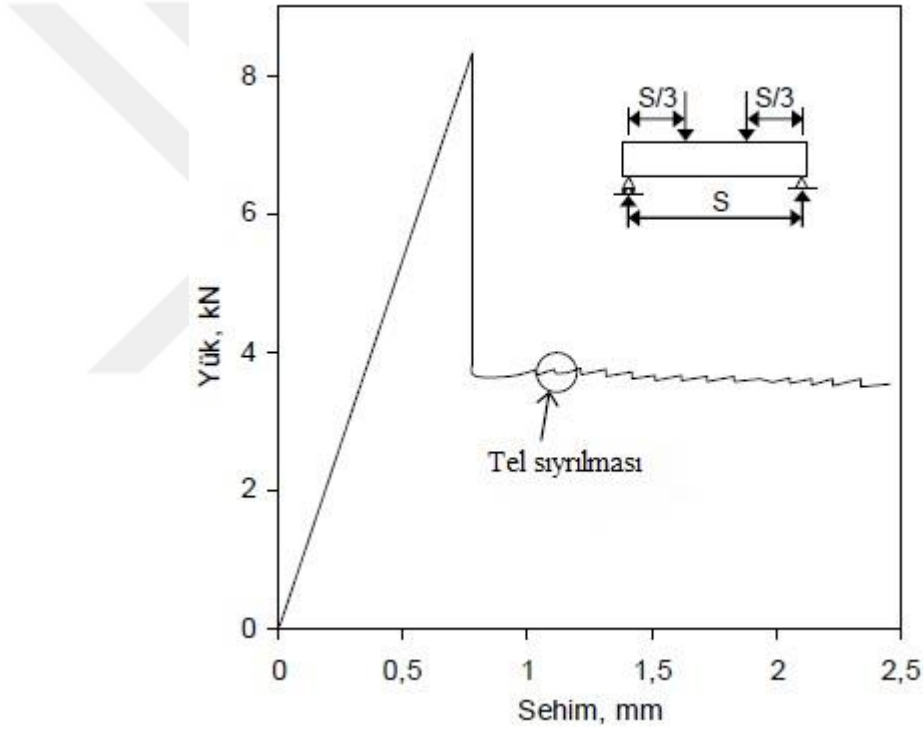
Ramakrishnan ve ark. [44] yaptıkları çalışmada uçları deformeli tip telle donatılmış betonda 2x106 çevrimde eğilme dayanımının, basınç dayanımını %90-%95'i oranında arttırdığını belirtmişlerdir. Çoğunlukla artan tel oranı ile yorulma dayanımı artmıştır [44].

Naaman ve Hammoud [45] %2 tel hacim oranında kancalı çelik tel donatılı betonların, yalın betondan iki kat daha fazla tekrarlı yorulma gerilmesi taşıdığını belirtmişlerdir. Yorulma yüklemesi üzerinde tel donatısının olumlu etkisinin gerilme düzeyine bağlı olduğunu ifade etmişlerdir [45].

Cachim ve ark. [43] basınç yorulma yükleri altında tel donatılı beton ve yalın betonun performansını belirlemek için bir deney programı yapmışlardır. Uçları kancalı iki tip çelik tel (30 mm ve 60 mm) kullanılarak performansları değerlendirmişlerdir. Deney sırasında yorulma modüllerinin değişim oranı, göçmeye kadar olan çevrim sayısı ile güçlü bir şekilde ilişkilendirilmiştir. Betona tellerin ilavesi, kırılma noktasındaki deformasyonda bir artış sağlamıştır. Tel ilavesi ile betonun yorulma ömrü iyileşmesinin, betonda tellerin dağılımı ile ilgili olduğu görülmüştür. Teller beton içinde homojen olarak yayılması durumunda, tellerin eklenmesi betonun yorulma ömrü üzerinde olumsuz bir etki yapabileceği belirtilmiştir [43].

#### 2.4.2.5. Eğilme Dayanımı

Yalın betona tellerin ilave edilmesi, eğilme davranışını etkileyerek malzemenin toplam davranışını değiştirmektedir. Yapısal davranışta meydana gelen farklılıklar, tel donatılı betonun çatlak sonrası çekme dayanımı sebebiyle artan moment kapasitesi, artan malzeme sünekliği ve çatlak kontrolüdür. Eğilme yüklemesinde, çelik teller eğilme dayanımında büyük bir artış meydana getirmekte ve yalın betonun eğilme tokluğunu iyileştirmektedir [13]. Çelik tel donatılı beton için tipik yük-sehim eğrisi Şekil 2.8’de verilmiştir.



Şekil 2.8. ÇTDB'nin Tipik Yük-Sehim Eğrisi [13]

Eğilme deneyleri esas olarak üç noktalı eğilme deneyi yöntemine göre uygulanmaktadır. ÇTDB'nin eğilme dayanımında yalın betona göre %50-%70 daha fazla artış olmaktadır. Eğilme dayanımındaki artış aşağıdaki faktörlere bağlıdır:

1. Tel Hacmi: Tel hacmi, 0-30 kg/m<sup>3</sup> aralığında enerji yutma kapasitesi üzerinde önemli bir etkiye sahiptir. Tel hacmi arttığında, yük-sehim eğrisinin azalan kısmı, çatlak sonrası dayanımdaki artışa bağlı olarak yükselen bir eğri şekline

dönmektedir. Bununla beraber yüksek tel hacminde işlenebilirlik çok zayıf olmaktadır.

2. Tel Uzunluğu: Betonun karıştırılması, yerleştirilmesi, sıkıştırılması ve mastarlanması yeterli olursa, daha yüksek narinlikte uzun tellerin ÇTDB'nin dayanımında bir artışa sebep olduğu bilinmektedir. Kancalı çelik tellerin düz çelik tellere göre, artan tel uzunluğu ile birlikte ölçülen enerji yutmasında daha fazla artış olduğu kaydedilmiştir. Tel uzunlukları arasındaki farklılık da yüksek tel hacminde daha az önemlidir.
3. Tel Geometrisi: Tel geometrisinin de eğilme dayanımı üzerinde bir etkiye sahip olmuştur. Deney sonuçlarına göre kancalı tellerin eğilme dayanımına katkısı, dalgalı teller ve uçları deforme olmuş tellerden daha büyüktür.
4. Matris Bileşimi: Genel olarak beton matris dayanımındaki artışın daha gevrek beton davranışına neden olduğu bilinmektedir. Bu sebeple yüksek dayanımlı beton matris için aynı oranda süneklik elde etmek için daha fazla teller gerekmektedir.
5. Diğer Faktörler: Bu faktörler, tokluk indeksleri üzerinde etkisi olan numune boyutu ve çentik açıklığıdır [13].

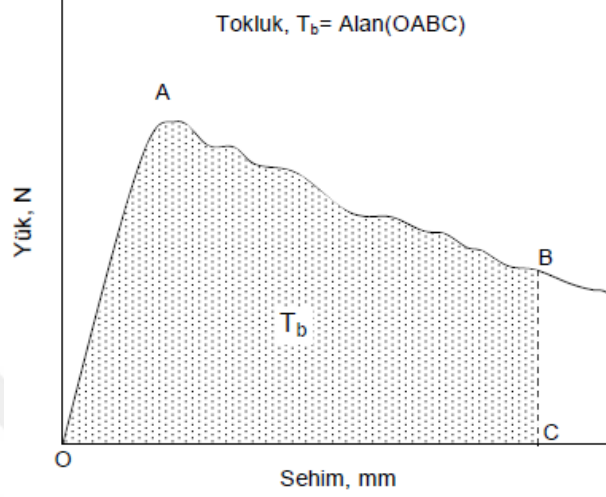
Yazıcı ve ark., [46] uçları kancalı tipte çelik tellerin miktarı ve görünüm oranının basınç, yarma ve eğilme dayanımı üzerine etkilerini araştırdıkları bir çalışmada çelik telli betonun yarma dayanımının telsiz betona göre % 11 ile % 54 arasında, eğilme dayanımının ise % 3 ile % 81 arasında daha yüksek olduğunu ve tel miktarı ile tel narinliğindeki artış ile özellikle eğilme dayanımındaki artış oranının arttığını göstermişlerdir [46].

#### **2.4.2.6. Enerji Yutma Kapasitesi (Tokluk)**

Çekme ve özellikle eğilme de çelik tel donatılı beton için dayanımda artışlar gözlenirken, tel ilavesiyle sağlanan en önemli etki, tokluktaki artıştır. Tokluk, malzemenin enerji yutma özelliğinin bir ölçüsüdür. Tokluk, Şekil 2.9'da gösterildiği gibi bir yük-sehim eğrisi altındaki alan ile belirtilmektedir [47].

Yalın beton düşük çekme dayanımı, şekil değiştirme kapasitesi ve kırılma tokluğu sebebiyle gevrek bir malzeme olarak tanımlanmaktadır. Betonun kullanılabilir bir

yapı malzemesi yapmak için donatı kullanmak gerekir. Geçmişte beton donatıları, yapının çekme ve kayma gerilmelerine karşı dayanımında önemli bir yeri olan sürekli çelik donatılar ve etriyeler şeklinde olmuştur.



**Şekil 2.9.** Tokluğun Tanımı [47]

Son senelerde çok geniş bir ilgiye sahip beton donatısının bir diğer tipi, süreksiz kısa tellerdir. Sürekli donatılar ve süreksiz kısa teller betonda farklı etkiler yapmaktadır. Geleneksel çelik donatılar betonun çekme ve kayma kapasitesini artırmak için kullanılırken süreksiz kısa tellerin katılması çatlak sonrası davranışını, belirgin bir şekilde süneklik, enerji yutma kapasitesi, çatlama ve çarpma (darbe) dayanımını iyileştirmektedir.

İlk çatlak davranışı üzerinde tellerin etkisi kısıtlı iken gevrek beton matrisin çatlamasından sonra tel ilavesinin etkisi açıkça görülmektedir. İlk çatlak sonrasında bir çatlağı köprüleyen teller, çatlak önünde çatlağın açılmasını önleyici basınç uygular. Bu çatlağın açılmasını önleyici basınç, çatlak ucundaki gerilme yığılmasını azaltması sebebiyle çatlağın ilerleme isteğini geciktirir. Çatlak ilerlemesinin önlenmesi ve geciktirilmesinde tellerin etkisi, çatlak ucu bölgesindeki tel-matris arasındaki etkileşime bağlı olarak oluşan çatlak önleyici basınç alanının türü ve büyüklüğüne doğrudan bağlıdır. Çatlak açılması ile teller matristen sıyrılır ve bu sırada enerji yutulur. Tel sıyrılma sürecinde mikro mekanik düzeyde yutulan bu

enerji, makro mekanik düzeyde telle donatılmış kompozitin tokluğu olarak ortaya çıkmaktadır.

Telle donatılmış betonun sünekliği veya enerji yutma kapasitesi genel olarak eğilmede bir numunenin yüklenmesi ve yüke karşılık sehim davranışının ölçülmesi ile belirlenmektedir. Yük-sehim davranışı altındaki alan kompozitin eğilme tokluğunu tanımlar. Eğilme tokluğunu tanımlamak için kullanılan deney standartlarının bazıları ASTM C 1609 ve JSCE-SF4'dür [38]. Tokluktaki artış, çekme ve eğilmedeki yük-sehim eğrisi altındaki alanın artışından kaynaklanmaktadır [48]. Çelik tel donatılı betonun en önemli özelliklerinden birisi olarak kabul edilen tokluk genellikle üç noktalı eğilme yüklemesi ile belirlenmektedir. Tokluk indisleri, ideal elasto-plastik eğilme davranışı ile belirlenen yük-sehim eğrisine (eğrinin belirlenmiş bir kısmı) göre elde edilmektedir. Tokluk indisi, ÇTDB'nin belirli sehime kadar olan yük-sehim eğrisi altındaki alanın yalın betonun yük-sehim eğrisi altındaki alana oranı ile belirlenmektedir. Tokluk indisleri referans numarası, elasto-plastik davranış için sehimin belirlenmiş bir katına kadar yük-sehim eğrisi altında kalan alanın ilk çatlak sehimine kadar yük-sehim eğrisi altındaki alana bölünmesini ifade etmektedir [49].

Tel donatılı betonun tokluğunu ölçmek için kabul edilen çeşitli yöntemler vardır. Bu yöntemler arasındaki temel farklılık, yapıya uygulanan yükün özelliklerinden dolayıdır. Bu özellikler;

- a) Yükleme tipi: Çekme, basınç veya eğilme yüklemesi
- b) Yükleme sınıfı: Statik, dinamik veya çarpma (darbe) yük

olmak üzere iki grupta toplanabilir.

Bununla birlikte, literatürde ve değişik deney standartlarında farklı tokluk tanımlamaları vardır. Kasperkiewics ve Skarendahl [50] tarafından çeşitli tokluk tanımlama yöntemleri iki kategoride sınıflandırılmıştır.

- a) Mutlak değer tanımlamaları
- b) Bağıl değer tanımlamaları

a) Mutlak değer tanımlamasına dayanan yöntemler: Herhangi boyuttaki bir numunenin kırılması veya belirli bir sehime kadar numuneyi yüklemek için gereken toplam enerjiyi ölçmektedir. Bu nedenle tokluğun mutlak tanımlaması referans olarak her bir ideal malzemede kullanılmaz. Bu kategoride kalan yöntemler; Japon inşaat mühendisleri birliği (JSCE-SF4), yöntemi Hollanda CUR yöntemi, Belçika standardı (NBN B15-238), Almanya beton birliği (DBV 1996) ve RILEM yöntemidir.

b) Bağıl değer tanımlamasına dayanan yöntemler: Betonun yaklaşık elastik sınıra kadar yutulan enerji veya donatısız matris kırılmasında yutulan enerjinin belirli bir sehime kadar yutulan enerjiye bölümüne dayanan yöntemlerdir. Bu kategoride kalan yöntemler; ASTM C1018, ACI Komite 544 önerileri, Barr indisleri, Fransa standardı P18-409, Wang ve Backer İndeksi, Ward ve Li indisleridir.

Yukarıdaki tokluk tanımlamalarına ilave olarak tanımlanan sınıflamaların dışında çeşitli başka tokluk tanımlamaları da vardır. Bazı araştırmacılar tarafından kırılma tokluğu, yük-sehim davranışı altındaki alanın numunenin net kesit alanına bölümü olarak tanımlanmıştır. Önerilen diğer birkaç metot eşdeğer eğilme dayanımına göre tokluğu tanımlamaktadır. Bazı araştırmacılar, değişik sehimlerde belirlenen çatlak sonrası dayanım olarak isimlendirilen bir parametre ile tokluğu tanımlamışlardır. Benzer şekilde Norveç beton birliğinin püskürtme beton standardında (BP No.7), belirlenmiş sehimlerde kalıcı eğilme dayanımı ile tokluk parametreleri tanımlanmaktadır [50].

Taylor ve ark. tarafından, normal ve yüksek dayanımlı yalın ve çelik tel donatılı betonların dayanım ve tokluk özellikleri araştırılmıştır. Araştırmada küp dayanımı, kırılma modülleri, silindir yarma ve burulma çekme deney sonuçları ve iki kırılma tipi deney numuneleri (standart üç noktalı eğilmede çentikli kirişler ve aksel olarak yüklenmiş çentikli küpler) kullanılarak belirlenen 56 tokluk sonuçları verilmiştir. Tokluk deneylerinde, çatlak ağzı açıklık yer değiştirmesi de (CMOD) ölçülmüştür. Normal ve yüksek dayanımlı ( $120 \text{ N/mm}^2$  üzerinde) betonlarda çelik tel donatısının aynı etki gösterdiği belirtilmiştir [51].

## 2.5. Çelik Tel Donatılı Betonların Performansına Etki Eden Faktörler

Çelik tel donatılı betonların mekanik özelliklerine etki eden faktörler; tel, numune, matris ve tel-matris arayüzey özellikleri ile ilgili olarak dört ana başlıkta toplanabilir. Bunlar;

- a) Tel ile ilgili faktörler: Telin tipi, narinliği, geometrisi, elastisite modülü, çekme dayanımı, yönlenmesi ve dağılımı, hacim oranı.
- b) Numune ile ilgili faktörler: Numunenin boyutu, geometrisi ve üretim metodu.
- c) Matris ile ilgili faktörler: Matris dayanımı, Elastisite modülü, maksimum çekme şekil değiştirmesi, maksimum çekme dayanımı, en büyük agrega boyutu ve ilk çatlak boyutu.
- d) Arayüzey bağ dayanımına benzer tel-matris arayüzeyi ile alakalı parametrelerdir.

Genel olarak tellerle donatılmış betondaki yapılan araştırmalar kompozitin davranışında bir veya iki özelliğinin etkisinin araştırılması üzerinde odaklanmıştır. Tipik olarak bu özellikler telin hacim oranı ve narinliğidir [52].

### 2.5.1. Karışım Özellikleri ve Deney Yönünün Etkisi

Tel donatılı betonların mekanik özellikleri matris bileşimi, kür yöntemi ve deney yönü ile etkilenmektedir [38]. Tel donatılı beton sade betona göre çoğunlukla ince malzeme içeriğine ve daha yüksek çimento ve daha küçük agregaya sahiptir. Tel oranı artarken çökme değeri azalır [48]. İşlenebilirlikteki bu azalma miktarı kullanılan tellerin içeriği ve tipine bağlıdır. Yüksek tel içeriğini beton içerisinde homojen olarak dağıtmak zordur. Tellerden en iyi yararı elde etmek için homojen olması gereken tel dağılımı istenmektedir. Bununla birlikte geleneksel betonlar kullanımıyla daha fazla hacim oranlarına ulaşmak zordur. Bu sebeple yüksek telin hacim yüzdelerinde daha fazla işlenebilir bir beton oluşabilen kendiliğinden yerleşen karışım yöntemleri kullanılabilir. Kolay işlenebilen ve pompalanan çelik tel donatılı betonlar elde edebilmek için bir çelik tel yapan firma tarafından aşağıdaki sınırlamalar verilmiştir [48].



- a) Çimento miktarı  $320-350 \text{ kg/m}^3$  aralığında olmalıdır.
- b)  $750-850 \text{ kg/m}^3$  kaliteli ve iyi derecelenmiş 0-4 mm kırma kum olmalıdır.
- c) Yuvarlak çakıl için en büyük eleman boyutu 28 mm, kırmataş ise en büyük 32 mm boyutlu devamlı agrega tane boyutu dağılımı olmalıdır. 14 mm'den daha büyük boyutlu eleman %15-%20 arasında sınırlandırılmalıdır.
- d) Karakteristik basınç dayanımı en düşük  $25 \text{ N/mm}^2$  olmalıdır.
- e) Su/çimento oranı yaklaşık olarak 0,50 olmalı ve 0,55 değerini aşmamalıdır.
- f) Gerekli işlenebilirlik elde edilmesi için süper akışkanlaştırıcı kullanılmalıdır.
- g) Klor iyonu veya klorürlü içeren beton katkıları kullanılmamalıdır [49].

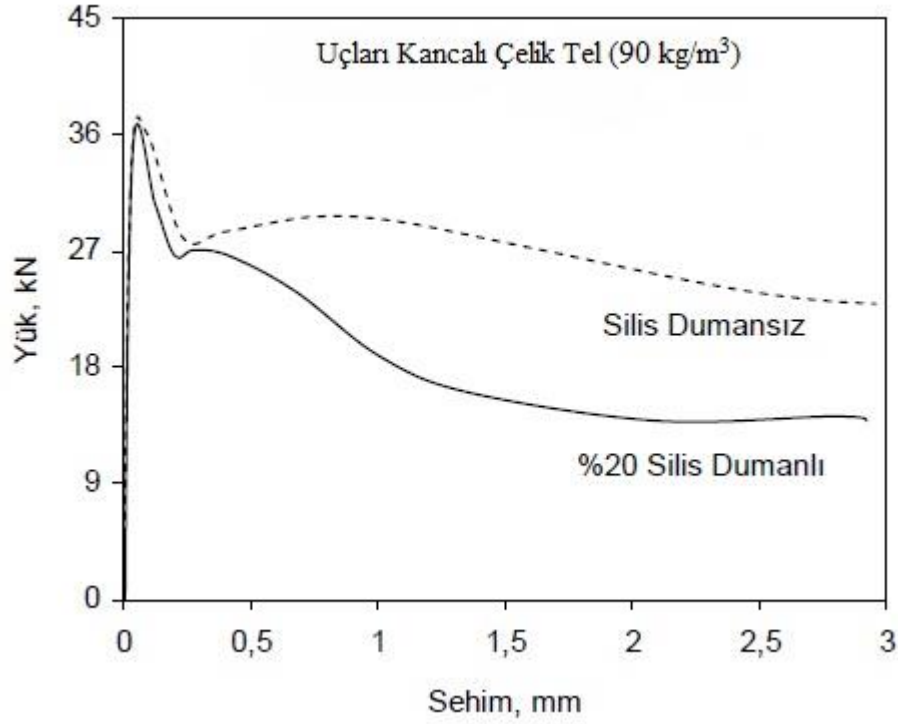
Tautai ve diğ. yaptığı çalışmada, çelik tel donatılı betonların mekanik özellikleri üzerinde üretim yöntemlerinin etkileri araştırılmıştır. Döküm yönünün ve kür şartlarına göre deney tarafının tel donatılı betonun mekanik özelliklerine olan etkileri belirlenmiştir. Numuneler üç değişik çevresel koşullarda (su, buhar, hava) kür edilmiştir. Yapılan deney sonuçlarına göre buhar kürü sudaki küre kıyasla ÇTDB'nin, eğilme tokluğunu azaltırken eğilme dayanımını etkilemediği bulunmuştur.

Çelik tel donatılı betonun eğilme dayanımı döküm yönü ile önemli bir şekilde değiştiği belirtilmiştir [38].

Çelik tel donatılı betonun yerleştirilmesi, mastarlanması ve kürü için geleneksel alet, donanım ve işlemlerin kullanılması yeterli olmaktadır. Sıkıştırma ve mastarlamadan sonra aşınmaya karşı çimento ve ürünler, çoğunlukla beton yüzeyi üzerinde yayılmaktadır [7]. ÇTDB, sade beton gibi eşit teknik ve metot ile kürlenmeli ve korunmalıdır [12].

### **2.5.2. Matris Bileşiminin Etkisi**

Matris dayanımı arttığında beton daha fazla gevrek olacağından dolayı aynı sünekliliği elde edebilmek için daha fazla tel katmak gerekmektedir. Silis dumanının matris bileşimine katılmasıyla, matrisi daha gevrek yapacağından dolayı benzer tel tipi ve hacim oranlarından silis dumanlı beton kirişler daha az tokluğa sahiptir. Silis dumanı içeren betonların sade (silis dumanı içermeyen) betonlara göre çatlak sonrası yük-sehim eğrisinde daha fazla bir azalma olduğu Şekil 2.10'da görülmektedir.



**Şekil 2.10.** Yük-Sehim Eğrisine Silis Dumanı Eklenmesinin Etkisi [13]

Balendran ve diğ. yaptığı çalışmalarda beton numune boyutu ve türüne göre betonların mekanik özelliklerinin iyileştirilmesi için tellerin etkinliğini araştırmışlardır. Kireç taşı agregalı ve hafif agregalı yalın ve çelik telli betonlar üretilmiştir. Çelik tellerin hacim oranı %1 olan betonların basınç dayanımları 90-115 MPa arasında değiştiği görülmüştür. Benzer tip ve hacimdeki telle, eğilme dayanımı ve yarmada çekmedeki iyileşme normal ağırlıklı betonlara göre hafif ağırlıklı betonda daha yüksek olduğu belirtilmiştir [50].

### 2.5.3. Çelik Tel Özelliklerinin Etkisi

Çelik tellerin imalat teknolojisindeki gelişmelere göre çekme dayanımları hasır donatı çubuklarına göre 2-4 kat daha yüksektir. Geleneksel çelik donatılarına göre beton matrisiyle daha güçlü bağ oluşturan çelik teller daha ufak boyutlarda olduğundan dolayı çok daha yüksek yüzey alanına sahiptir [53]. Çelik tel donatılı betonların performansı üzerinde, çelik telin dayanımı, narinliği ve oranının önemli etkileri vardır [54].

### 2.5.3.1. Çelik Tel Türü ve Tipi

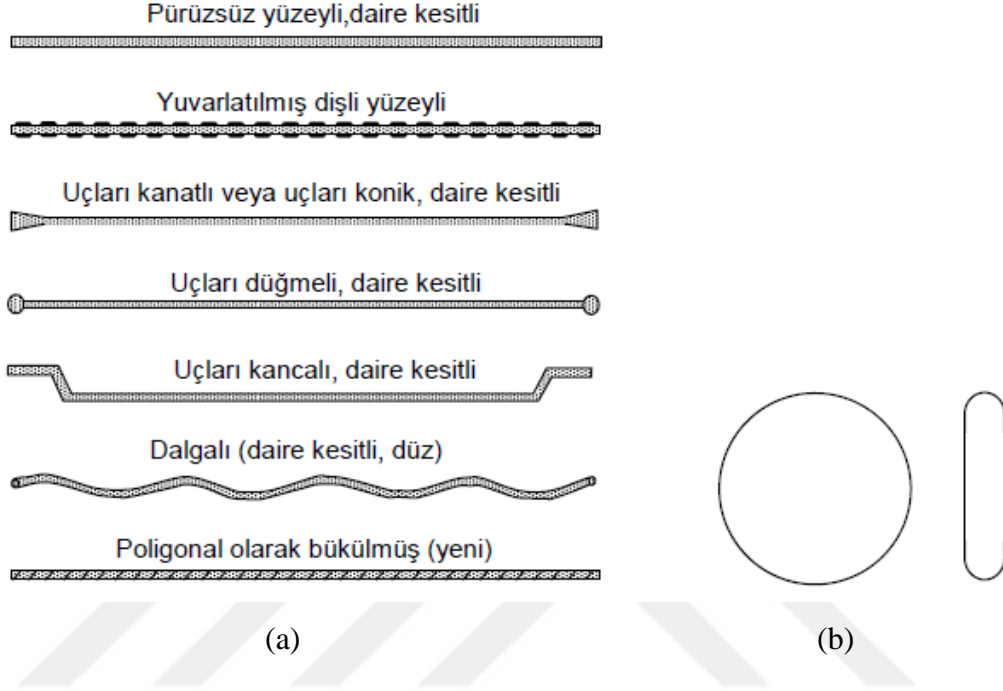
Son senelerde betonda homojen tel dağılımı ve daha güçlü tel-matris özellikleri oluşturan uygun çelik tel tipinin belirlenmesi amacıyla pek çok araştırma yapılmıştır. ASTM A 820 tarafından çelik tellerin imalatında kullanılan ürüne bağlı olarak 4 adet çelik tel tipi için bir sınıflandırma yapılmıştır [17]. Bunlar;

- a) Tip I: Soğuk şekil değiştirme uygulanmış çelikten yapılmış tel
- b) Tip II: Plakadan kesilmiş tel
- c) Tip III: Ergitilerek üretilmiş çelik tel
- d) Tip IV: Diğer teller

Dalgalı ve deforme edilmiş çelik teller, tüm uzunluğu dalgalı veya sadece uçlarda genişletilmiş olarak üretilmektedir. Kesilmiş telden üretilen yuvarlak kesitli düz çelik teller, genel olarak 0,25-1 mm arasında çaplara sahiptir. Yassı düz çelik teller ise, tipik olarak 0,25-1,14 mm genişlik, 0,15-0,41 mm kalınlık aralığındaki en kesite sahip kesilmiş plaka veya yassılaştırılmış telden üretilmektedir. Bazı teller, karıştırma ve taşıma özelliğini ve matrise olan ankraji iyileştirmek için yassı veya eğimli şeklinde deforme edilmektedir [42]. Uçları kancalı çelik tel gibi bazı teller, karıştırmayı kolaylaştırmak için tutkalla birbirine yapıştırılmaktadır. Karıştırma sırasında her bir tel birbirinden ayrılarak tellerin topaklanması önlenmektedir [17].

Betonların mekanik özelliklerinin zayıf olanlarını iyileştirmek için kullanılan çelik teller, ACI 544'e göre tel boyutunun eşdeğer tel çapına bölünmesi ile elde edilen boy/çap (L/d) oranına göre tanımlanmaktadır. Bu orana kısaca narinlik söylenmektedir [55]. Çelik tellerin çekme dayanımı 345-2200 MPa aralığında, uzunluğu 19-60 mm aralığında, narinliği (uzunluk/çap) 30-100 aralığında değişmekte olduğu gibi elastisite modülü 205 GPa'dır [7]. Günümüzde çelik tel teknolojisi alanındaki gelişmeler sebebiyle çekme dayanımı 2600 MPa'a kadar çıkabilen yüksek performanslı çelik teller üretilmektedir. Çelik teller en kesitleri göre dikdörtgen, dairesel, eşkenar, üçgen, kare, poligon (çok köseli) veya sabit poligon şeklinde olabilmektedir. Tel ve matris arasında daha güçlü aderans oluşturmak için, teller mekanik deformasyonlarının artırılmasıyla veya uzunluğu boyunca yüzeyi pürüzlendirilerek iyileştirilmektedir. Bu nedenle çelik teller yüzey durumuna göre

nervürlü, düz, düzensiz, zikzaklı (kivrımlı), çift baskılı, helezon, uçları kancalı, uçları düğmeli, uçları kanatlı şekilde olmaktadır. Çelik teller için tipik örnekler Şekil 2.11’de gösterilmektedir.



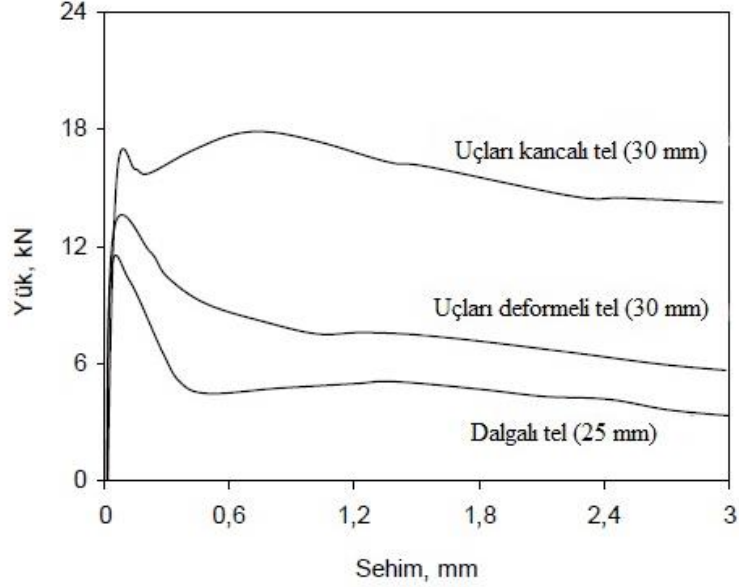
**Şekil 2.11.** a) Betonda Çoğunlukla Kullanılan Çelik Tellerin Tipik Profilleri  
b) Bazı Araştırmalarda Kullanılmış Eliptik ve Dairesel Teller [56]

Çelik tel donatılı betonda, çoğunlukla bükülmüş kanca uçlu çelik teller kullanılmaktadır. Tel uçlarındaki kancalar, betondaki ankrajı arttırmaktadır. Çelik teller betonarme elemanları bütün doğrultuda takviye etmektedir. Özel tutkal ile yapıştırılmış olarak demetler halinde bulunabilen uçları kancalı çelik teller, beton karıştırma mikserinde basit ve hızlı bir biçimde dağılmaktadırlar [57].

Tel uçları konik, kanatlı ve düğmeli olarak biçimlendirilmiş tellerin kullanılması tel-matris arasındaki mekanik ankraj yoluyla sağlanan aderansın, düz tellerin katılması ile sürtünmeli kayma bağı gerilmesi ile sağlanan aderansdan daha etkilidir [13].

Uçları dalgalı (25 mm), kancalı (30 mm) ve uçları şekillendirilmiş (deformeli) uç farklı şekildeki çelik telin ÇTDB'nin yük-sehim eğrileri üzerindeki etkisi Şekil 2.12’de gösterilmiştir [58]. Uçları kancalı çelik telli beton dışındaki iki türe göre daha fazla çekme dayanımına ve daha başarılı çatlak sonrası davranışa sahip olduğu

gözlenmiştir. İlk çatlak sonrası yükteki düşüşün, dalgalı ve uçları deforme olan tellerde daha fazladır.



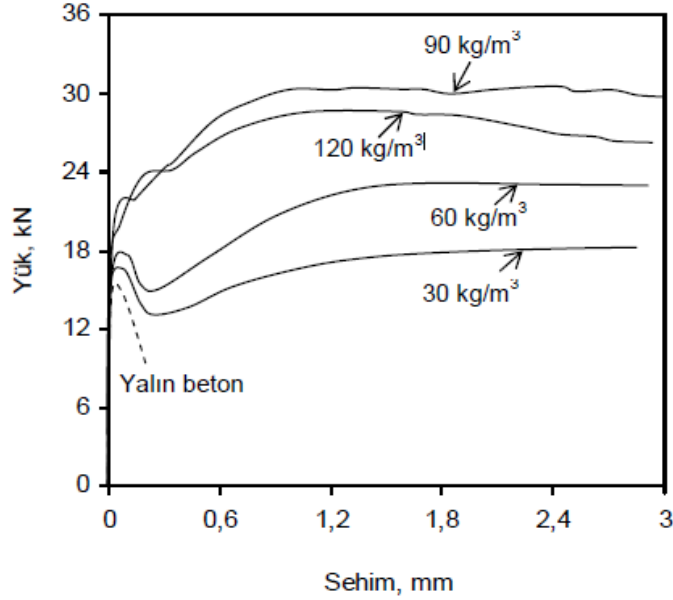
**Şekil 2.12.** Yük-Sehim Eğrisine Değişik Çelik Tel Tiplerinin Etkisi [58]

Nataraja ve diğ. tarafından yapılan çalışmalarda basınç dayanımı 30-50 MPa aralarında değişen çelik tel donatılı betonun gerilme-şekil değiştirme eğrisinin belirlenmesi amacıyla, üç hacim oranında (%0,5, %0,75 ve %1) ve iki değişik narinlikte (55 ve 82) dairesel kesitli dalgalı teller kullanmışlardır. Tel eklenmesiyle betonun tokluğu, en büyük gerilme, en büyük gerilmedeki şekil değiştirme ve gerilme-şekil değiştirme eğrisinin üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Betona dalgalı çelik tel eklenmesi basınç dayanımını, tokluğu ve en büyük gerilmedeki şekil değiştirme kapasitesini arttırdığı belirtilmiştir [59].

### 2.5.3.2. Çelik Tel Hacmi

Çelik tel donatılı betonda tel hacim oranı için tipik üst limit %2-%3 arasındadır [60]. Bununla beraber %2'den daha düşük tel hacim oranlarında, teller çoğunlukla çatlama sonrası sünekliğe ve enerji yutma kapasitesine katkı sağlamaktadır. En büyük dayanım ve çekme şekil değiştirme kapasitesi gibi diğer özelliklerdeki iyileşmeler önemli seviyede değildir [61]. Tipik olarak beton için tel hacim oranı, %0-%1,5 aralığında değişmektedir. Çoğunlukla tel hacim oranının %2'nin üzerinde olması, zayıf işlenebilirliğe ve tel dağılımına sebep olmaktadır [13].

Tel hacmi, betonun kullanım yerine ve tel tipine göre değişmektedir. Endüstriyel zemin döşemeleri için çelik tel hacmi, hacimsel olarak %0,3-%0,5 (24-36 kg/m<sup>3</sup>) ve yapısal uygulamalarda 60-100 kg/m<sup>3</sup> arasında sınırlandırılmaktadır [24]. Uzunluğu 50 mm olan uçları kancalı çelik tel içeren 100x100x350 mm boyutundaki kirişlerin yük-sehim davranışlarında tel hacim oranının etkisi Şekil 2.13'de gösterilmektedir [13]. Bu sonuçlara göre, enerji yutma kapasitesindeki iyileşme, daha fazla tel hacim oranlarında daha yüksek olduğu görülmektedir. İlk çatlak yükü sonrası ani düşme, artan çelik tel hacim oranıyla azalmaktadır. Değişik tel tipleri için bu azalma çok daha fazladır. Daha fazla tel hacim oranlarında, çatlak sonrası yükte önemli bir artış olmaktadır. Bu artış, eğilme dayanımında artışa sebep olmaktadır.



**Şekil 2.13.** Yük-Sehim Eğrisine Farklı Çelik Tel Hacminin Etkisi [13]

Dugat ve ark., [62] tarafından yapılan çalışmada, farklı tel içeriklerinin kırılma enerjisine olan etkilerini araştırmak üzere, tel boyutları  $D=0,15$  mm,  $L=13$  mm, tel içeriği %0, %2, %2,5 ve %4 olan karışımların kırılma enerjilerini karşılaştırmışlar ve optimum tel içeriğinin %2 ~ %3 arasında olduğunu saptamışlardır. Çalışma sonucunda yüksek oranlarda kullanılan telin kırılma enerjisini düşürdüğü ortaya çıkmıştır [62].

### 2.5.3.3. Çelik Tel Uzunluğu, Çapı ve Narinliği

Tellerin beton ile aderansı, tel narinliğine (L/d) bağlıdır. En yaygın çelik teller, 50-100 arasında değişen narinliği bulunmaktadır. Tellerin boyutları ne kadar küçük olursa taze beton karışımında yayılması daha kolay olmaktadır. Genellikle bir telin narinliği attıkça her bir telin etkinliği de daha büyük olmaktadır. Kısa telleri karıştırmak kolaydır. Fakat meydana gelen kompozitin özellikleri daha uzun tellere göre daha küçük olmaktadır. Genel olarak tel uzunluğu, 6,4-76 mm arasında değişmektedir [63].

ÇTDB'nin özelliklerini etkileyen en önemli faktörler; tel narinliği ve hacim oranıdır. Beton üretiminde karıştırma ve yerleştirme aşamasında narinlik önemlidir. Narinliğin artışı ile tellerin betonda toplanması ve heterojen dağılımı olasılığı artmaktadır. Tel uzunluğunun etkisi, düz çelik tel kullanılması durumunda fazla önemlidir. Bununla beraber daha büyük narinliğe sahip uzun teller, dayanım artışı ve enerji yutma ile daha iyi performans göstermektedir [64].

Gao ve diğ. tarafından yapılan çalışmalarda çelik tellerin, yüksek dayanımlı hafif ağırlıklı betonun poisson oranı ve elastisite modülü üzerindeki etkisi araştırılmış olup eğilme kırılma toklukları belirlenmiştir. Yapılan deneyler sonunda, eğilme dayanımı ve kırılma tokluğuna narinliğinin ve tel hacminin belirgin bir etkisi olduğu, basınç dayanımını az miktarda iyileştirdiği ve çekme/basınç dayanım oranının belirgin bir şekilde arttırdığını belirtmişlerdir. Narinliğin ve tel hacminin artmasıyla, en büyük yüke karşılık gelen eğilme şekil değiştirmesinin (sehim) arttığı ve tellerin çatlak durdurmasına bağlı olarak en büyük yük sonrası yük-sehim eğrisinde ağır bir şekilde azalma olduğu gözlenmiştir [65].

Mohammadi ve diğ. çelik tel donatılı betonun basınç, eğilme dayanımı, yarmada çekme ve ultrasonik dalga hızı üzerinde, hacim oranının ve tel narinliğinin etkileri araştırılmıştır. Bu hedef için üç farklı narinlikte (45, 65 ve 80) uçları kancalı çelik teller kullanılmıştır. Teller beton hacminin %0,5, %1 ve %1,5 oranlarında eklenmiştir. Çelik tellerin eklenmesi, hacim oranına ve narinliğe bağlı olarak betonun eğilme ve yarma-çekme dayanımını önemli oranda arttırdığı bulunmuştur [19].

#### **2.5.3.4. Çelik Tel Yönlenmesi**

Tel yönlenmesi sıyrılma esnasında önemli bir rol oynar. Yönlenme, üretim tekniği, yerleştirme koşulları ve taze betonun jeolojisi ile etkilenmektedir [66].

Çelik telli betonun yerleşimine ve sıkıştırılmasına bağlı olarak teller kirişin alt kısmına aşağı doğru yerleşme eğilimindedir. Eğilme deneyi sırasında döküm (yerleştirme) yönü ve deneye yerleştirme yönü ilişkisine göre tel yerleşimi deney sonuçlarını etkilemektedir. Tel donatılı betonlar için eğilme deney metodunu (üç noktadan yüklenmiş kirişler için) tanımlayan ASTM C 1018 standardında geniş numuneler için döküm yönüne dik olan deney yönü tanımlanmaktadır. Bu standart, homojen olmayan tel dağılımına sebep olan tel yerleşiminin etkisini ihmal etmektedir. Bu tel yerleşim etkisi, döşeme sistemleri, zemin üzerindeki tabliyeler ve kirişlerde çekme bölgesi gibi uygulama alanlarında çelik tel donatılı betonun eğilme davranışını arttırmak için kullanılmaktadır. Bununla birlikte tel yönlenmesinin düşük şekil değiştirmelerde ölçülen elastik özellikler sebebiyle dinamik elastisite modülü üzerinde etkisi daha az olmaktadır [19].

#### **2.6. Çelik Tel Donatılı Betonların Üstünlükleri ve Uygulama Alanları**

Geleneksel çelik tel donatılı betonların, normal betonlara göre sağladıkları üstünlüklerden dolayı kullanım alanları ve oranları gün geçtikçe artmaktadır [67]. Püskürtme beton uygulamaları, yol kaplamaları, zemin kaplamaları, su ve deniz yapıları, prefabrike elemanların üretimi, depreme ve ateşe dayanıklı yapılar, kabuk ve güvenlik yapıları kullanım alanları olarak sıralanabilir. Çelik tel donatılı püskürtme betonlar ise tünel kaplama, şevlerin stabilitesi, kazıların ve temellerin desteklenmesi, köprü mesnetlerinin korunması, kanal kaplamaları, nükleer atıkların saklandığı büyük yeraltı depolarının kaplanmaları, baraj, kanalizasyon, yüzme havuzu ve su depoları gibi birçok kullanım alanına sahiptir. Ayrıca, diğer önemli bir kullanım alanı ise liman, demiryolu, otoyol ve köprüler gibi yapıların tamir ve onarımıdır [54, 68]. Çelik tel donatılı betonun uygulama alanlarından bazılarına ait fotoğraflar Şekil 2.14'te verilmektedir.





a) Zemin betonları



b) Hava alanı kaplamaları



c) Su yapıları (Berke Osmaniye Barajı)



d) Tünel segmanları



e) Püskürtme beton



f) Prefabrik yapı elemanları

Şekil 2.14. ÇTDB'lerin Bazı Uygulama Alanları [35, 69]

## 2.7. Çelik Tel Donatılı Betonların Yapısal Uygulamalarda Kullanılması

Yapısal uygulamalarda tellerin kullanımı, geleneksel çekme donatısının gerekliliğini ortadan kaldırmakta ve çelik tel donatılı betonun sağladığı faydaları kullanmanın bir yolunu vermektedir. Çelik tel donatılı betonların tasarımı için ilk olarak malzeme

özeliklerinin tamamen anlaşılması sağlanmalıdır. ÇTDB, bağımsız mekanik özellikleri ile tamamen yeni bir malzeme olarak değerlendirilmelidir. ÇTDB'nin mekanik özellikleri, tel tipi, narinliği, miktarı, matris dayanımı ve agrega boyutunun fonksiyonudur [70].

ÇTDB'nin yapısal uygulamaları üzerinde bazı araştırmalar yapılmıştır. Statik yükleme koşulları altında geleneksel kayma donatısı ile yer değiştirmiş veya doğrudan eklenmiş olarak çelik tellerin kullanıldığı basit mesnetli kirişler ve derin kirişlerde kapsamlı araştırmalar yapılmıştır. Bu kirişlerin yorulma performansları da araştırılmıştır. Kiriş-kolon bağlantı bölgelerinde, çelik tellerin kayma donatısı ile yer değiştirilerek veya eklenerek kullanıldığı araştırmaların yapılması ÇTDB'nin bir diğer kullanım alanıdır. Esas uygulama, bu bağlantıların yarı-sismik yüklemeler altında performansının araştırılmasıdır [71].

Williamson [72] tarafından yapılan bir çalışmada, kayma donatısı yerine düz ve uçları kancalı çelik tellerin kullanımının uygulanabilirliği araştırılmıştır. Deneyler 305x546 mm en kesitinde 6,4 m açıklığındaki aynı miktarda eğilme donatısı içeren kirişler üzerinde yapılmıştır. Kiriş numuneler kayma donatısız (etriyesiz), etriyeli, %1,7 hacim oranlı 0,25x0,55x25,4 mm düz çelik tel ve %1,2 hacim oranlı ve narinliği 100 olan 500 mm uzunluğunda uçları kancalı çelik tellerden oluşmuştur. Kayma donatısız kirişlerin tasarlanan kaymaya ulaştığında kayma katastrofik olarak kırılırken, etriyeli numunelerde %61 oranında daha büyük gerilmeye kırılma oluştuğu belirtilmiştir. ÇTDB numunelerde, kırılmadan önce tasarım değerinden %47 daha büyük kayma gerilmelerine ulaşıldığı gözlenmiştir. Uçları kancalı tellerin kullanıldığı kirişler, eğilmeye önce çekme çeliklerinin aktığı ardından betonun kırıldığı kirişler kadar yeterli kayma dayanımı verdiği belirtilmiştir [72].

Roberts ve Hao [73] tarafından çelik tellerin eklenmesinin derin kirişlerin kayma kırılmasını önlediğini belirtmişlerdir. Yapılan çalışmada, %0, %0,85 ve %1,3 tel hacim oranlı 50x200 mm en kesitinde ve 455-1000 mm arasında değişen farklı uzunluklarda kirişler üretilmiştir. Narinliği 100 olan 38 mm uzunluğundaki tellerin eklenmesiyle, numunelerde tanımlanan teorik en büyük moment kapasitesine ulaşıldığı belirlenmiştir [73].

Swaddiwudpipong ve Shanmugam [74] tarafından yapılan çalışmada çelik tel donatılı derin kirişlerin davranışı araştırılmıştır. Yapılan çalışmada, 100x650x1300 mm boyutundaki kiriş numunelerde, narinliği 60 ve uzunluğu 30 mm olan uçları kancalı çelik teller %0-%1,5 arasında değişen hacim oranlarında kullanılmıştır. Tellerin eklenmesi ile kirişlerin kayma dayanımının arttığı belirlenmiştir [74].

Bollana, iki açıklıklı sürekli ÇTDB kirişlerin davranışını araştırmıştır. Çelik tellerle etriyelerin yer değiştirildiği numuneler ve etriye ile donatılmış yalın betondan üretilmiş kiriş numuneler arasında karşılaştırmalar yapılmıştır. Karışımlarda, 0,25x0,56x25,4 mm boyutunda dikdörtgen kesitli teller %2 hacim oranında ve narinliği 74 ve uzunluğu 30 mm olan uçları kancalı teller %1 hacim oranında kullanılmıştır. Etriyelerin yerine tellerin kullanıldığı kirişlerde, ilk çatlak ve en büyük dayanımda, etriyeli yalın betonun değerlerine yakın sonuçlar bulunduğu belirtilmiştir [75].

## **2.8. Betonun Kırılma Mekanîği**

Kırılma mekanîği konusunu ilk olarak ortaya atan İngiliz diyebiliriz. İngiliz sonsuz bir levhada eliptik bir boşluk çevresindeki gerilme durumunu incelemiştir. Daha sonra Griffith, sistemin toplam enerjisindeki azalmayla, önceden var olan çatlakların ilerlemeye başlayacağını formüle etmiştir.

Griffith bu çalışmayla birlikte Lineer Elastik Kırılma Mekanîği (LEKM)'nin temelini atmıştır. 1950'li senelerin ortalarında ise Irwin kırılma mekanîğinde yeni bir çalışma başlatmıştır. Irwin, çatlak ucunda kritik bir gerilme dağılımına ulaşıldığında, kırılma oluşur diyerek Lineer Elastik Kırılma Mekanîği'nin gelişmesine temel oluşturmuştur. 1959 senesinde Barenblatt, Irwin'in yaklaşımındaki kırılma süreci bölgesindeki gerilme dağılımının  $q(x)$  gibi bir fonksiyon olduğunu kabul edip, matematiksel olarak probleme yaklaşmıştır. Daha sonra başta Dugdale olmak üzere birçok araştırmacı bu çalışmayı geliştirmiş ve farklı malzemelere uygulamışlardır.

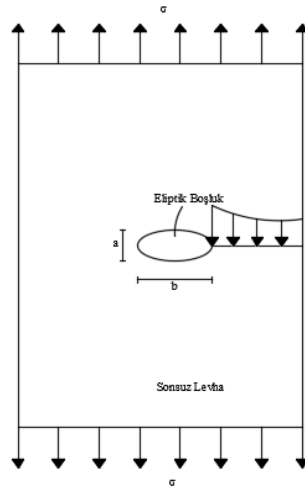
Günümüzde teknolojinin hızla ilerlemesiyle malzemede var olan; çatlak, delik, çentik ve kılcal boşluk gibi kusurlar giderilmeye çalışılıyor. Böylece malzeme kusurları azaldıkça dayanım artmakta ve daha sağlam, güvenilir ve ekonomik yapılar inşa

edilmektedir. Bu zamana kadar birçok malzemede kırılma mekaniği prensipleri uygulanmış olup geliştirilmektedir [76].

Betonun kırılma mekaniği depreme dayanıklı binalar, reaktörler, iklim ve çevre koşullarının etkisi altında yıpranan binalar gibi ekonomik açıdan maliyeti yüksek yapılar için oldukça önemlidir. Bu sebeple bu tür yapılarda göçmenin nasıl, nereden ve hangi koşullarda oluşacağını, çatlakların hangi şartlar altında kararlı veya kararsız bir şekilde ilerleyeceğini kırılma mekaniği yardımıyla bulunması gerekmektedir. Bu amaçla LEKM betona ilk uygulanması 1960'lı senelerinde yapılmıştır. Fakat beton yarı gevrek ve heterojen bir malzeme olmasından dolayı betonun kırılma parametrelerinin LEKM ile belirlenemeyeceği saptanmıştır. Bu sebeple, daha sonraki senelerde LEKM geliştirilerek Non-Linear Kırılma Mekaniği modelleri oluşturulmuştur [77].

### 2.8.1. Linear Elastik Kırılma Teorisi

Coloum'un 1776 senesindeki yaklaşımları, araştırmacıları malzeme kusurları düşüncesine yönlendirmiştir. 1913 senesinde English, sonsuz bir levhada bir boşluk çevresindeki gerilme durumunu incelemiştir.



**Şekil 2.15.** Eliptik Boşluğa Sahip Sonsuz Bir Levha [77]

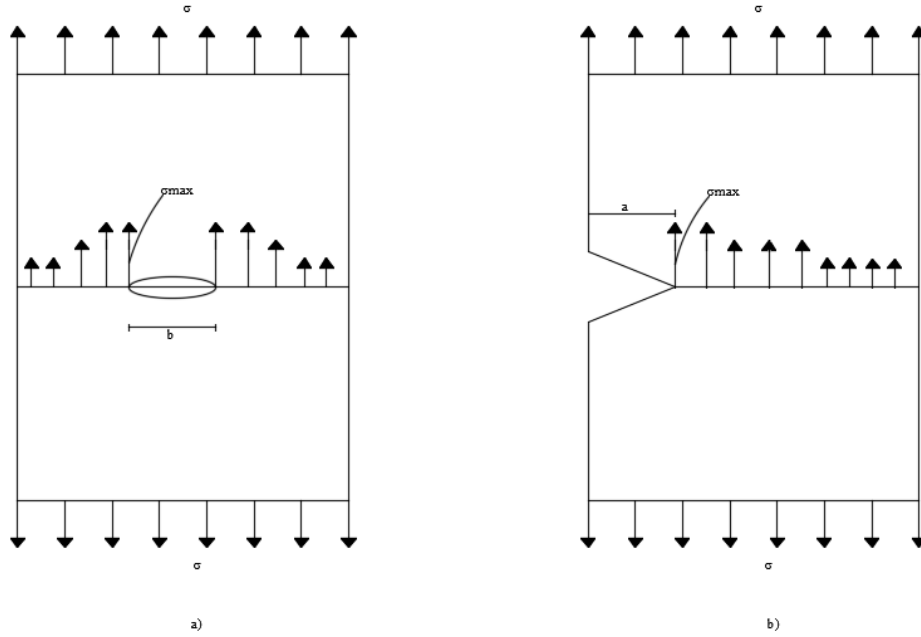
English'in teorisi elastisite teorisi tabanlıdır. English  $\sigma$  gerilmesi altındaki sonsuz bir levhanın sahip olduğu eliptik boşluk etrafındaki maksimum gerilmeyi formüle etmiştir.

$$\sigma_m = K_t * \sigma \quad (2.2)$$

$$K_t = 1 + 2 \left( \frac{a}{b} \right) \quad (2.3)$$

Verilen bu matematiksel modelde a ve b eliptik boşluğun boyutları,  $\sigma_m$  eliptik boşluk çevresindeki maksimum gerilme,  $\sigma$  sonsuz levhaya uygulanan gerilme,  $K_t$  ise gerilme yığılma faktörüdür. English teorisinde tanımladığı matematiksel ifadeyi tüm malzemeler için geçerli olduğunu düşünmüştür. Dolayısıyla malzemenin gevrek veya sünek olması bir fark göstermemektedir.

English'in çalışmaları kırılma mekaniğine temel teşkil etmiştir. 1920'li senelerinde ise Griffith, LEKM'nin temellerini atmıştır. Griffith cam lifler üzerinde yapmış olduğu deneylerde, teorik mukavemetinin, elastisite modülünün %10'u civarında olduğunu ve malzemenin mukavemeti ile arasındaki bu uçurumun bünyesindeki kusurlardan kaynaklandığı tespit etmiştir.



**Şekil 2.16.** a) Çatlak Ucundaki Gerilme Yığılması  
b) Çentik Ucundaki Gerilme Yığılması [77]

Malzemeye uygulanan gerilmenin oldukça düşük olmasına rağmen bu bölgesel alandaki gerilme yığılması sebebi ile teorik kohezif mukavemete erişebilir.

Griffith'in cam liflerin dayanımların cam plakalara göre daha mukavemetli olduğunu göstermesi bunun açıkça ispatıdır.

$$\sigma^2 = \frac{2\gamma E}{\pi a}, (2\gamma = G) \quad (2.4)$$

Burada  $\gamma$  yüzey enerjisi, E elastisite modülü, a çatlak boyu ve  $\sigma$  levhaya uygulanan gerilmeyi belirtmektedir. Griffith kırılmaya enerji ile yaklaşmıştır, gerilme altındaki bir sistemde çatlak ilerledikçe elastik şekil değiştirme enerjisinde bir azalma olur, bu da başka çatlakların oluşması için gerekli enerjidir. Griffith yaklaşımı, 1944 senesinde Zener ve Hollomon tarafından metalik malzemelerin gevrek kırılmasına da uygulanmıştır.

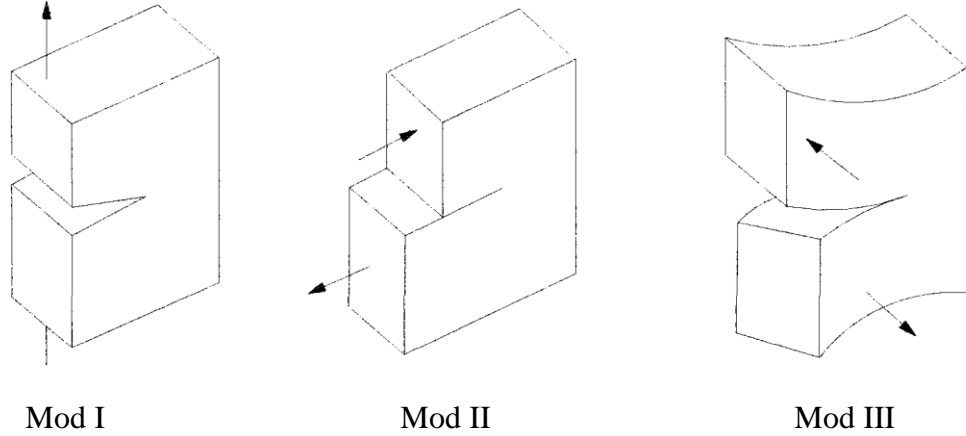
1950 senesinde Irwin kırılma mekaniğinde yeni bir çalışma başlatmıştır. Griffith'in teorisi çatlağın başlaması veya çatlak başladıktan sonra ki davranışı hakkında herhangi bir bilgiyi vermemektedir. Irwin, seramik lifler üzerinde yapmış olduğu deneylerde teorik mukavemetin %10 civarında olmadığını ve teoriyi plastik şekil değiştirme yeteneğine sahip malzemeleri de içine alarak genişletmiştir. Daha sonra sırasıyla çekme, kayma ve burulma durumlarına karşılık gelen üç yükleme durumu mod I, mod II ve mod III durumlarını içeren genel kırılma modlarını ve bu yüklemelerin kombinasyonunda oluşan karışık modun kanunlarını ve K adı verilen gerilme şiddet çarpanını ortaya koymuştur.

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

$$K_{II} = \tau\sqrt{\pi a} \quad (2.5)$$

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

Denklemlerde  $\sigma$  malzemeye uygulanan çekme gerilmesi,  $\tau$  kayma gerilmesi ve a yarı çatlak uzunluğudur.



**Şekil 2.17. Kırılma Modları**

Gerilme şiddet çarpanı, geometriye ve yükleme durumuna bağlı bir sabittir. Yani her malzeme eşit geometriye ve yükleme durumuna maruz bırakılırsa, bu değer sabit olacaktır. Bundan dolayı gerilme şiddet çarpanı bir malzeme sabiti değildir.  $K$ , belirli bir kritik değeri olan  $K_c$  değerine ulaştığında kırılma tokluğu adını alır ve her malzeme için farklı bir değer almaktadır. Mod I durumu için  $b$  numune genişliği,  $d$  numune yüksekliği ve  $P$  kırılma yükü olarak alınırsa, nominal dayanım  $\sigma_N = P/(b.d)$  olmak üzere kritik gerilme şiddet çarpanı;

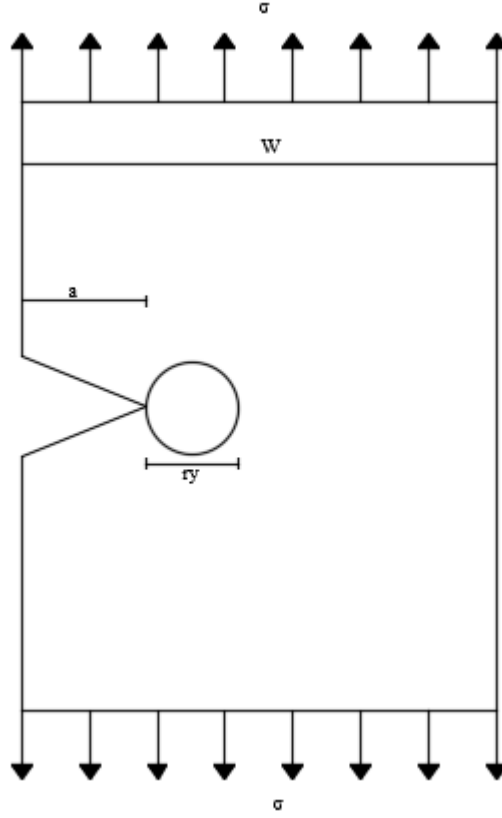
$$K_{IC} = \sigma_N \sqrt{\pi a f \left(\frac{a}{d}\right)} \quad (2.6)$$

şeklinde ifade edilmektedir.

Fakat, çatlağın başlangıcı ve yayılma hızı mühendislik açısından daha önemli olduğundan dolayı, Irwin,  $G_c$  çatlak yayılma hızı kavramını ortaya koymuş ve  $K_c$  ile arasındaki bağlantıyı şu şekilde vermiştir;

$$G_c = \frac{K_c^2}{E} \quad (2.7)$$

Irwin, sünek malzemelerde yeni çatlak yüzeyinin oluşması için gerekli enerjinin, plastik deformasyon sırasında yapılan iş yanında çoğunlukla önemsiz derecede olduğunu savunmuştur. Böylece çatlak yayılma hızı kavramını tanımlamıştır.



**Şekil 2.18.** Kırılma Süreci Bölgesi

Şekil 2.18’de  $r_y$  kırılma süreci bölgesi uzunluğunu,  $W$  levhanın genişliğini,  $a$  çentik boyunu ifade etmektedir. Irwin, çatlakın hemen ucunda kırılma süreci bölgesi adı verilen bölgede gerilme dağılımının sabit ve değerinin malzemenin akma dayanımına eşit olduğunu kabul etmiştir.

$$r_y = \frac{1}{\pi} \frac{K_{IC}^2}{f_t^2} = \frac{1}{\pi} \frac{E * G_c}{f_t^2} \quad (2.8)$$

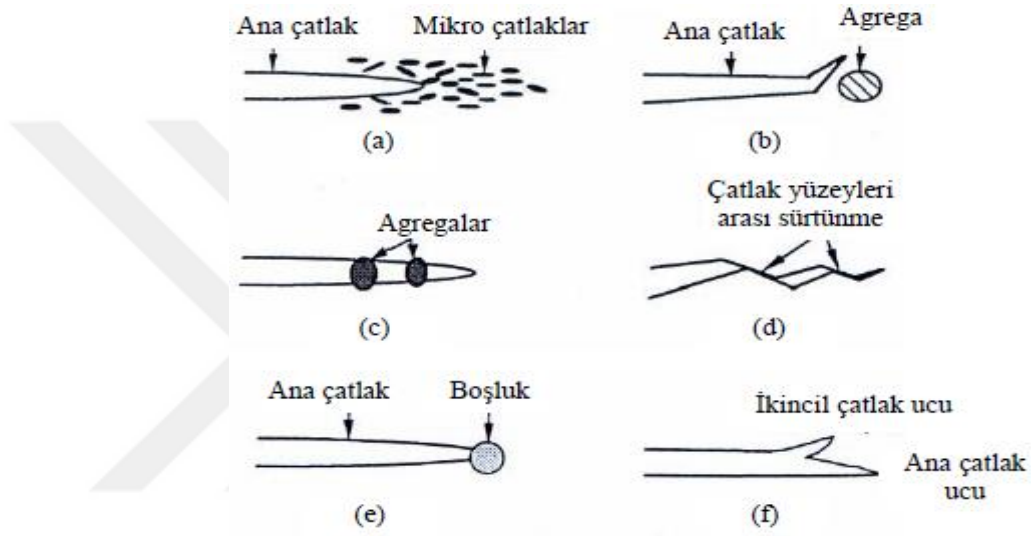
Bu denklemde  $f_t$  malzemenin çekme dayanımı,  $E$  elastisite modülüdür. Irwin’in, enerji yaklaşımı, gerilme yoğunluğu yaklaşımıyla eşdeğerdir. Teoremi diğer birçok araştırmacıya da geliştirme noktası olmuştur.

### 2.8.2. Non-Linear Elastik Kırılma Teorisi

Lineer elastik kırılma mekaniğine göre, bir çatlak ucundaki gerilme teorik olarak sonsuza gider. Hâlbuki gerçek malzeme için bu doğru değildir. Gerçek bir malzemede çatlak önünde inelastik bir bölge oluşur. Bilindiği gibi beton oldukça



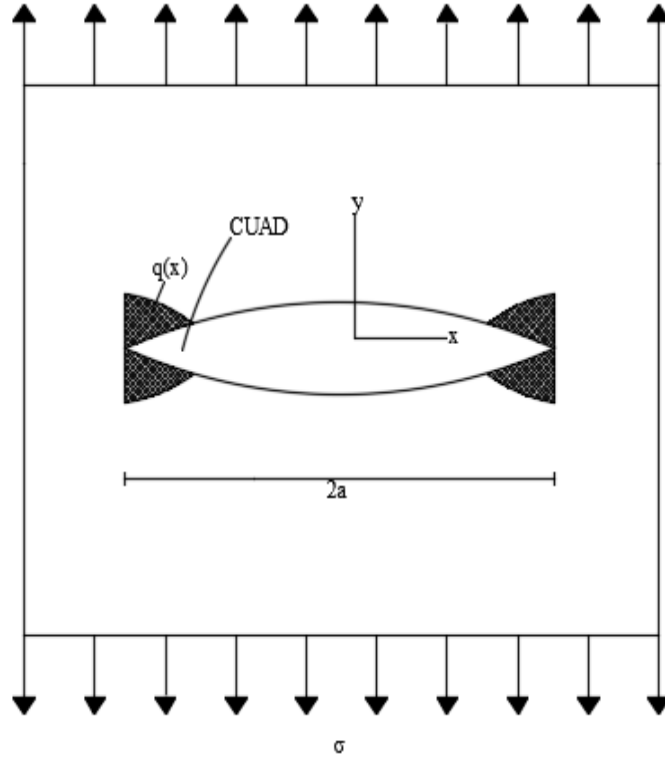
heterojen bir yapıdadır. Betonda çatlak ilerisinde oluşan kırılma gelişme bölgesinde mikro çatlaklar, çatlak yüzeyleri arası sürtünme, çatlak sapması, agregaların çatlak köprülemesi, çatlağın boşluğa denk gelerek uç körelmesi ve çatlak ikizlenmesi gibi Şekil 2.19’da şematik olarak görülen toklaşma mekanizmaları sebebiyle yeni çatlaklar oluşması için daha fazla enerji harcanması gerekmektedir. Bu toklaşma mekanizmalarının varlığı lineer elastik kırılma mekaniğinin betona uygulamasını kısıtlar [78].



**Şekil 2.19.** Kırılma Gelişme Bölgesinde Bazı Toklaşma Mekanizmaları

- (a): Mikro Çatlak Kalkanı,
- (b): Çatlak Sapması,
- (c): Agregaların Köprülemesi,
- (d): Çatlak Yüzeyleri Arası Sürtünme,
- (e): Boşluk Nedeniyle Çatlak Ucu Körelmesi,
- (f): Çatlak İkizlenmesi [78]

1960’lı senelerin başında Irwin’in aksine Dugdale ve Barenblatt gibi bazı araştırmacılar, çatlağın ucundaki kırılma süreci bölgesindeki gerilme dağılımının, şekilde görüldüğü gibi  $q(x)$  gibi bir fonksiyon olduğunu kabul edip, matematiksel olarak probleme yaklaşmışlardır.



Şekil 2.20. Barenblatt'ın Çatlak Modeli [79]

Non-Linear kırılma mekaniği, Wells'in 1961 senesinde çatlak açılması (COD) üzerine yaptığı çalışmalarla başlamıştır. Daha sonra Billby, Swindon ve Dugdale, Barenblatt'ın teorisini ince elastik-plastik levhalara uygulamışlar ve çatlak ucu açılım deplasmanı (CTOD) terimini ortaya atmışlardır [79].

1970'li senelerden sonra ise Hillerborg ve Carpinteri'nin yaptığı çalışmalar sonucu CTOD, kritik bir değeri olan  $w_c$ 'ye ulaştığında ise çatlağın ani olarak ilerleyeceğini ve bunun bir malzeme sabiti olarak kullanılabileceğini ispatlamışlardır.  $G_c$  ile  $w_c$  arasındaki ilişkide denklemdeki gibi tanımlanmıştır. Denklemde  $\sigma_y$  akma dayanımıdır.

$$G_c = \sigma_y \cdot w_c \quad (2.9)$$

Beton, çatlak ilerisinde oluşan kırılma-gelişme bölgesinin varlığı sebebiyle çekme gerilmeleri altında yumuşama davranışı gösterir ve bu sebeple yarı gevrek bir malzeme kabul edilir. Çatlak ucunda gerilmenin teorik olarak sonsuza gittiğini varsayılan lineer elastik kırılma mekaniği (klasik kırılma mekaniği) beton gibi yarı

gevrek malzemelere doğrudan doğruya uygulanamaz. Dolayısıyla, non-lineer kırılma mekaniği modelleri geliştirilmiştir. Bunlar; Hillerborg ve ark. tarafından geliştirilen “Fiktif Çatlak Modeli” ( $F_{cm}$ ), Bazant tarafından geliştirilen “Boyut Etkisi Modeli” ve Jeng ve Shah, tarafından geliştirilen “İki Parametrelili Model” dir. Hillerborg ve ark. (1976) tarafından geliştirilen ( $F_{cm}$ ) betona benzer kompozit malzemelerin çatlak formasyonunun tahmininde sıkça kullanılmaktadır.

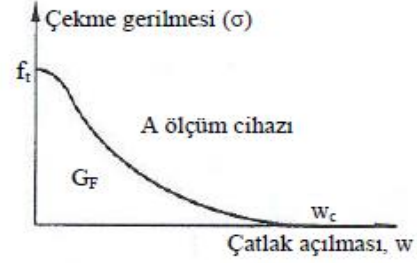
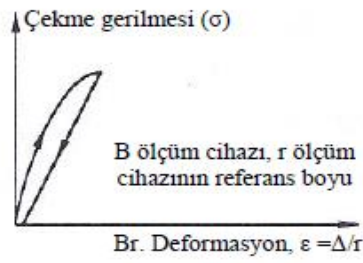
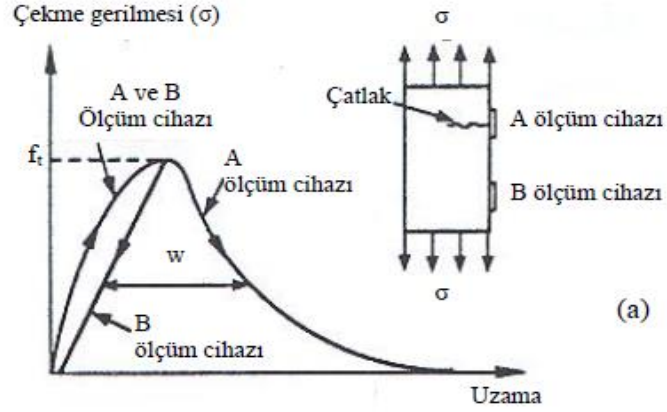
### 2.8.2.1. Fiktif Çatlak Modeli ( $F_{cm}$ )

$F_{cm}$ , betonun kırılma sürecinin tanımlanması için Hillerborg, Modeer ve Petersson tarafından 1976 senesinde ortaya atılmıştır. Betonun kırılma enerjisi, şekil değiştirme yumuşaması kavramına dayanmaktadır. Şekil 2.21’da tek eksenli çekme gerilmesine maruz ince beton bir plak görülmektedir. Örnek üzerinde Şekil 2.21-a’da görüldüğü gibi iki adet ölçüm cihazı yerleştirilmiştir. Bu cihazların her ikisi de maksimum gerilmeye kadar aynı uzamayı ölçer. Maksimum çekme gerilmesine ulaşıldıktan sonra çatlağın bulunduğu bölgedeki uzamayı ölçen A ölçüm cihazından alınan uzama sürekli olarak artarken, birim deformasyonların çatlak bölgesinde yerleşmesinden dolayı B ölçüm cihazının bulunduğu çatlama kesitte yük boşalması gözlenir. Dolayısıyla maksimum gerilmeden sonraki kırılma davranışı Şekil 2.21-c’de görüleceği gibi, yumuşama şeklindedir.

$F_{cm}$ ’de çekme gerilmesi – çatak açılması eğrisinin altında kalan alan kırılma tokluğu ( $G_F$ ) olarak gösterilir ve denklem (2.10) ile verilir.

$$G_F = \int_0^{w_c} \sigma(w) dw \quad (2.10)$$

Bu ifadede  $w_c$  yumuşama gerilmesi sıfıra indiğinde elde edilen kritik çatlak açılması deplasmanıdır.



**Şekil 2.21.** Hillerborg ve Ark. (1976) Tarafından Tanıtılan Fiktif Çatlak Modeli ( $F_{cm}$ )'nin Temel Prensibi  
 (a): İnce Bir Beton Plakta Çekme Gerilmesi – Uzama İlişkisi,  
 (b): Çatlamamış Kesitte Gerilme – Birim Deformasyon Eğrisi,  
 (c): Çatlamış Kesitte Gerilme – Uzama İlişkisi [78]

Malzemenin kırılma tokluğu olan  $G_F$ , birim çatlak alanında sönmölen enerji olarak gösterilir ve malzemenin bir kırılma parametresidir.  $F_{cm}$ 'de yumuşama gerilmesi – çatlak açılması  $\sigma(w)$  eğrisi, geometri ve boyuttan bağımsız bir malzeme özelliği olarak kabul edilir.  $F_{cm}$ 'de kırılma-gelişme bölgesinin uzunluğu ise “karakteristik boy,  $l_{ch}$ ” denilen bir parametre ile belirlenmektedir. Karakteristik boy bir malzeme özelliğidir ve kırılma-gelişme bölgesinin uzunluğu ile orantılıdır. Karakteristik boy parametresi elastisite modülü ( $E$ ) ve kırılma enerjisi  $G_F$  ile doğru, malzemenin doğrudan çekme dayanımının ( $f_t'$ ) karesi ile ters orantılı olup denklem (2.11) ile verilmektedir [53].

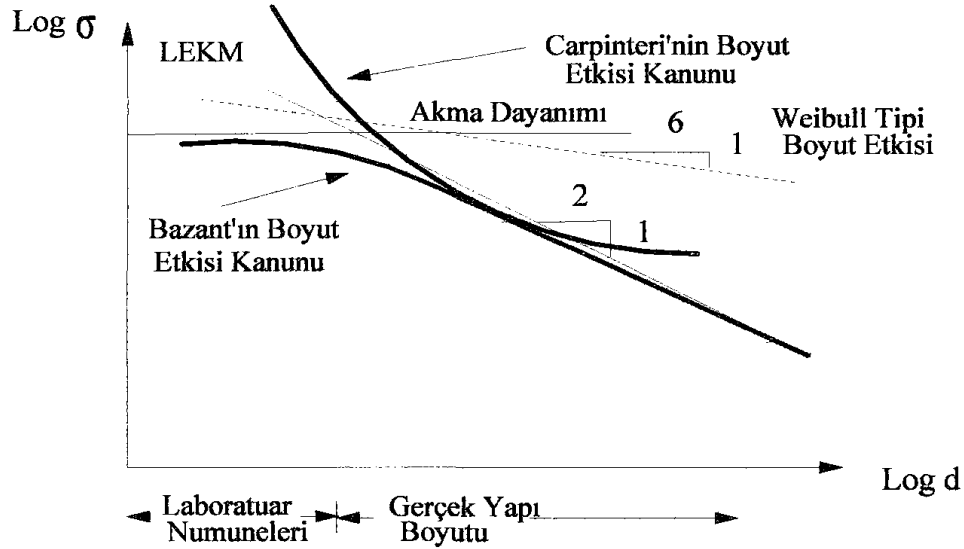
$$l_{ch} = \frac{G_F \cdot E}{f_t'^2} \quad (2.11)$$

Çentikli kiriş numuneler üzerinde üç noktalı eğilme deneyi yapılarak yük – toplam şekil değiştirme eğrisi elde edilir. Bu eğriden elastik şekil değiştirmeler çıkarıldığında, yük - çatlak genişliği eğrisi bulunur. Bu eğri altında kalan alandan da kırılma enerjisi hesaplanır. Bulunan parametre sayısal analizde kullanılabilen, uygulaması kolay bir yöntemdir. Fakat kiriş ortasındaki sehimin ölçülmesi gerektiğinden ve yük sıfır olana kadar hassas biçimde ölçmek güç olduğundan deneysel zorluklar içerir. Kırılma enerjisi gibi bir tek parametre, hesaplanması da bir sakıncadır.

Literatürden alınan verilere göre; karakteristik boy, gevrek malzemelerin tipik bir örneği olan camda 10 – 6 mm ve yine gevrek bir malzeme olan sertleşmiş çimento hamurunda 5 – 15 mm, buna karşın yarı-gevrek bir malzeme olan normal betonda ise 200 – 500 mm değerindedir [53].

### 2.8.2.2. Boyut Etkisi Modeli(BEM)

Bazant ve Carpinteri tarafından betonun mekanik davranışına ve doğasına daha uygun deterministik yöntemler geliştirilmiştir.



Şekil 2.22. Boyut Etkisi Teorileri [76]

Bazant, numunede pik yükte global serbest kalan enerji ve boyut analizi kavramlarını kullanarak nominal dayanım ve numune boyutu arasında bir ilişki tanımlamıştır [76].

$$\sigma_N = B \left(1 + \frac{d}{d_0}\right)^{-\frac{1}{2}} \quad (2.12)$$

Burada B ve  $d_0$  ampirik sabitlerdir. Denklemde ki B ve  $d_0$  deney verilerinin,  $Y = 1/\sigma_N^2$  ve  $X = d$  olmak üzere lineer regresyon sonucu elde edilen  $Y = AX + C$  doğrusunun  $B = 1/\sqrt{C}$  ve  $d_0 = C/A$  şeklinde elde edilir. Carpinteri, pik yükteki çatlak yüzeyinde meydana gelen hasarı fraktal geometrisi ile açıklayarak boyut etkisi teorisine geometrik olarak yaklaşmıştır. Nominal dayanım ile numune boyutu arasındaki ilişki

$$\sigma_N = f_t \left(1 + \frac{l_{ch}}{d}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.13)$$

şeklinde tanımlanmıştır. Burada  $f_t$  ve  $l_{ch}$  ampirik sabitlerdir. Denklemde  $f_t$  ve  $l_{ch}$  deney verilerinin,  $Y = \sigma_N^2$  ve  $X = 1/d$  olmak üzere lineer regresyon sonucu elde edilen  $Y = AX + C$  doğrusunun sabitlerinden  $f_t = \sqrt{A}$  ve  $l_{ch} = C/A$  şeklinde elde edilir.

Bu model için en az üç farklı boyutta geometrik olarak benzer ve orantılı çentik boyutlarına sahip kırışlerde üç noktalı eğilme deneyi uygulanır. Bu deneylerden tepe yükü elde edilerek iki adet kırılma parametresi bulunur. Bunlardan biri kritik enerji salıverme hızı  $G_f$ , diğeri de kırılma süreci bölgesi uzunluğu  $c_f$ 'dir. Bu parametreler, boyut etkisi tepe yükü ilişkisini ifade eden denklemlerin deney sonuçları ile regresyonu yapılarak bulunan ampirik katsayılar yardımıyla hesaplanır. Sadece tepe yükü bulunarak iki parametre hesaplanabildiği için avantajlı bir yöntemdir. Fakat üç farklı boyutta numune üzerinde deney gerektirmektedir [77].

### 2.8.2.3. İki Parametrelili Model (İPM)

Jeng ve Shah tarafından geliştirilen betonun iki parametrelili modeli, çentik uzunluğu  $a_0$  olan gerçek bir yapının pik yük öncesi nonlinear davranışı çatlakın efektif uzunluğu  $a_e$  olan eşdeğer elastik bir yapı vasıtası ile kurulur. İki parametrelili modelde çözüme iki yoldan ulaşılmaktadır. Bunlar komplians metot ve pik yük metodudur.

Komplians metotta kırış çatlak uzunluğu Şekil den görüldüğü gibi pik yük  $P_u$  komşuluğunda ölçülen  $C_u$  kompliansı ile hesaplanmaktadır. Bu değer pik yükten

sonra yaklaşık olarak  $0.95 \cdot P_{max}$  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 mümkündür.

$$K_I = K_{Ic}^S \quad CTOD = CTOD_c \quad (2.14)$$

Şekildeki diyagramda başlangıç elastisite modülü;

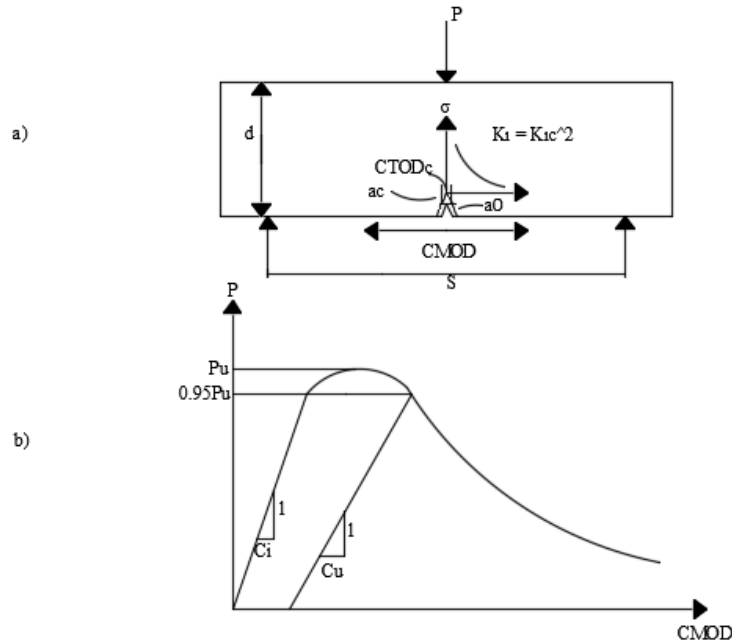
$$E = 6S a_0 V_1(\alpha) / (C_i b d^2) \quad (2.15a)$$

$$V_1 = 0.76 - 2.28 \alpha + 3.87 \alpha^2 - 2.04 \alpha^3 + 0.66 / (1 - \alpha)^2 \quad (2.15b)$$

ile hesaplanabilir. Burada  $a_0$  başlangıçtaki çentik uzunluğu,  $C_i$  başlangıç kompliansı ve  $\alpha = a_0 / d$  dir. Kritik çatlak ucu açılımı deplasmanı ise;

$$CTOD_c = \frac{6P_u S a_e}{E b d^2} V_1(\alpha) \{(1 - \beta^2) + (-1.149 \alpha + 1.081)(\beta - \beta^2)\}^{1/2} \quad (2.16)$$

Şeklinde ifade edilmektedir. Burada  $\alpha = a_e / d$  ve  $\beta = a_0 / a_e$  dir.



**Şekil 2.23.** İki Parametrelili Modelde Kırılma Parametrelerinin Tayini

- Çentikli Üç Noktalı Eğilme Numunesi
- Tipik Bir P-CMOD Diyagramı [76]

Pik yük metodunda ise, diğer metoda göre daha az deney ekipmanına gerek duyulmasına rağmen ya aynı boyutta farklı çentik boyu ya da farklı boyutta aynı relatif çentik boyuna sahip en az iki numunenin pik yük değerinin belirlenmesi gereklidir [76].

Bu yöntemde, betonda çentikli kirişte üç noktalı eğilme deneyi uygulanarak yük-çatlak genişliği eğrisinin tepe yükü noktasında yükleme boşaltma yapılır. Başlangıçtaki yük-çatlak genişliği ilişkisini ifade eden eğiliminin yükleme boşaltma ile nasıl azaldığı hesaplanır. Buradan etkin çatlak uzunluğu yardımıyla iki adet kırılma parametresi hesaplanır. Bu parametreler gerilme şiddet çarpanının kritik değeri,  $K_{Ic}$  ve çatlak ucu açılma deplasmanının kritik değeri  $CTOD_c$ 'dir. Sadece bir tip deney numunesi gerektirmesi ve kırılmayı ifade eden iki parametre hesaplanabilmesi, bu yöntemin avantajları arasındadır. Fakat model, yükleme - boşaltma sırasında yük - çatlak genişliği ilişkisinin hassas bir şekilde ölçüm yapılması gerektirmektedir [77].

### 2.8.3. Kırılma Enerjisinin Belirlenmesi

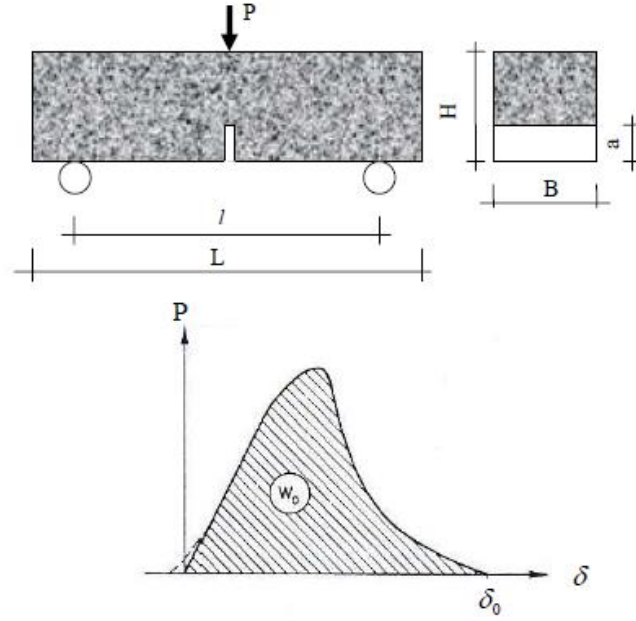
Kırılma enerjisi ( $G_f$ ), çatlak doğrultusuna paralel düzlemdeki birim yüzey alanında bir çatlak oluşturmak için gereken enerji miktarı olarak tanımlanabilir [80]. Beton gibi yarı-gevrek malzemelerin kırılma enerjisi, çentikli kiriş örnekler üzerinde 3 noktalı eğilme deneyi ile belirlenebilir [80, 81]. Kırılma enerjisi, çentikli beton kiriş üzerinde 3 noktalı eğilme deneyi yapıldığında, örnek iki parçaya ayrılana kadar (eğilme yükü sıfıra inene kadar) yük – sehim altında kalan alan hesaplanarak belirlenir (Şekil 2.24).

Kırılma enerjisinin hesabında aşağıdaki denklem (2.17) kullanılır.

$$G_f = \frac{W_0 + m(1 - k^2)g\delta}{B(D - a)} \quad (2.17)$$

Bu ifadede,  $W_0$ , yük – sehim eğrisi altında kalan alan,  $m$ , kirişin mesnetleri arasında kalan kısmının ağırlığı,  $g$ , yerçekimi ivmesi ve  $A_{lig}$  ise çentik açıldıktan sonraki etkin alan ( $A_{lig} = B(H - a)$ )'dir. Kırılma enerjisinin birimi N/m veya Joule/m<sup>2</sup>'dir.





**Şekil 2.24.** Çentikli Örnek Üzerinde Üç Noktalı Eğilme Deneyi ve Yük – Sehim Eğrisinin Şematik Gösterimi [80]

Kırılma enerjisi malzemelerin kırılma süreci ile ilgili bir kırılma parametresidir. Fakat, RILEM 50-FMC'ye göre belirlenen kırılma enerjisi kiriş yüksekliğinin artmasıyla artış, çentik derinliğinin artmasıyla da azalma gösterir. Bu nedenle kırılma enerjisi örnek geometrisine bağlıdır ve bir malzeme sabiti olarak kabul edilmez [70].

Michels ve ark. [82] tarafından yapılan çalışmada, değişik teller içeren betonların tel hacminin arttığında kırılma enerjisine etkisini araştırmışlardır. Deneylerde iki farklı dayanıma sahip çelik tel kullanılmıştır. Bu tellerin hacim oranları %0,2, %0,52, %0.65 ve %0.92 olarak alınmıştır. Kırılma enerjisini belirlemek için 4 noktalı kiriş eğilme dayanımı deneylerini kullanmışlardır. Deney sonuçlarında hacim oranının artışında belirgin olarak kırılma enerjisinin arttığını belirtmişlerdir. Fakat tel içeriği arttıkça işlenebilirliğin azaldığını belirtmişlerdir [82].

Zhang ve ark. [83] tarafından yapılan çalışmada, çelik tel donatılı betonlarda dinamik yükleme koşulları araştırılmıştır. Deneyde kirişlere  $10^{-3}$  ile  $10^3$  mm/sn aralığındaki hızlarla 3 noktalı eğilme deneyi uygulanmıştır. Deney sonucunda hız düştükçe eğilme pik yükü ve kırılma enerjisinin arttığı belirtilmiştir. Bu deneyler RILEM TC 162-TDF'nin belirttiği kurallara göre yapılmıştır [83].

Mahmud ve ark. [84] tarafından yapılan çalışmada kiriş büyüklüğünün kırılma enerjisine etkisi araştırılmıştır. Deneylerde değişik yüksekliklerde ultra yüksek performanslı çelik telli betonlar kullanılmıştır. Yükseklikleri 180 mm, 210 mm, 240 mm ve 300 mm olarak alınan kirişlerin eğilme dayanımında belirgin bir etkisinin olmadığı belirtilmiştir. Dolayısıyla kırılma enerjilerinde gözle görülür bir fark olmadığı söylenebilir [84].

Guneyisi ve ark. [85] tarafından yapılan çalışmada uçucu kül takviyeli hafif agregalı betonların kırılma enerjileri araştırılmıştır. Çalışmalarda 3 farklı çelik tel dayanımı, 2 farklı hafif agrega hacmi ve 4 farklı çelik tel içeriği kullanılmıştır. 3 noktalı eğilme deneyi uygulanan kirişlerde kırılma enerjisi tel içeriği arttığında belirgin bir artış olduğu söylenmektedir. Fakat hafif agrega hacmi artarken kırılma enerjisinde düşüş olduğu belirtilmektedir [85].

Yoo ve ark. [86] tarafından yapılan çalışmada, yüksek dayanımlı betonların tel içeriğinin etkisini araştırmışlardır. Bu çalışmada tel içeriği %1, %2, %3 ve %4 olarak alınmıştır. Yapılan deneyler sonucunda betondaki en iyi performansı %3 tel içerikli betonlar sağlamıştır. Betonun genel olarak mekanik özelliklerinde iyileşme görülmüştür. Aynı zamanda tel içeriği arttığında kırılma enerjisinin belirgin bir şekilde arttığı söylenmiştir [86].

Bencardino ve ark. [87] tarafından yapılan çalışmada, kirişlerin 2 farklı yükleme altında değişimleri araştırılmıştır. Deneylerde %1 ve %2 çelik tel içerikli betonlar kullanılmıştır. Deneyler sonucunda 4 noktalı kiriş eğilme deneyinde pik yüklerin daha yüksek çıktığı görülmüştür. Bundan dolayı kırılma enerjileri de artış göstermektedir. Aynı zamanda tel içeriği arttıkça pik yükü ve kırılma enerjilerin de arttığı belirtilmektedir [87].

Zhang ve ark. [88] tarafından yapılan çalışmada, uçucu kül ve silis dumanı kullanılmış yüksek performanslı betonların tel içeriğinin etkisi araştırılmıştır. Deneylerde %0,5, %1, %1,5, %2 ve %2,5 hacimli çelik tel katılan betonlar üretilmiştir. Deney sonuçlarına göre en iyi performansı hacimce %2 tel içeriğine sahip beton sergilemiştir. Aynı zamanda pik yükü ve kırılma enerjisi de tel hacmine

oranla artış olduğu belirtilmiştir. Fakat %2.5 tel içeren betonda bunu söylemek pek mümkün olmadığı söylenmiştir [88].

Bülent Bahadır [89] tarafından yapılan yüksek lisans tezinde, 3 farklı çeşitte lif kullanarak eğilme tokluklarını incelemiştir. Lif çeşitleri cam, çelik ve polipropilen liflerdir. Bu liflerden %0,5, %1 ve %1,5 hacimli betonlar üretilmiştir. Yapılan eğilme deneyleri sonucunda, en iyi etkiyi sağlayan çelik tel olduğu belirtilmiştir. Aynı zamanda çelik tel içeriği arttıkça da eğilme tokluğunun arttığı görülmüştür [89].

Uğur Alparslan [90] tarafından yapılan yüksek lisans tezinde, 2 farklı uç geometrisine sahip çelik tel kullanmıştır. Deneylerde beton özelliklerine etkisi araştırılmıştır. Deneylerde farklı tel içeriği ve 2 farklı beton basınç dayanımı olan numuneler üretilmiştir. Deneyler sonucunda tel içeriği arttıkça kırılma enerjisinin arttığı belirgin bir şekilde görülmüştür. Aynı zaman da çelik tel uç geometrisinin değişmesi kırılma enerjisine etkisi de olduğu belirtilmiştir. Dolayısıyla çelik telin uç geometrisi değişince kırılma enerjisinin artacağı belirtilmiştir [90].

#### **2.8.4. Betonun Kırılma Parametreleri**

Betonun kırılma parametreleri  $F_{cm}$ 'ye göre kırılma enerjisi ve karakteristik boy'dur. BEM'e göre kritik enerji salıverme hızı ( $G_r$ ) ve kırılma süreci bölgesi uzunluğu ( $c_r$ )'dur. İPM'e göre ise gerilme şiddet çarpanının kritik değeri ( $K_{Ic}$ ) ve çatlak ucu açılma deplasmanının kritik değeri  $CTOD_c$  'dir [77].

#### **2.8.5. Betonun Kırılma Parametrelerini Etkileyen Faktörler**

Fiktif Çatlak Modeli'nin 1976 senesinde Hillerborg, Modeer ve Petersson tarafından tanıtılmasından sonra betonun kırılma sürecini ve kırılma parametrelerini etkileyen faktörler üzerine birçok çalışma yapılmıştır. Modeli ortaya atanlardan birisi olan Petersson, betonun kırılma enerjisinin kullanılan agreganın kalitesine büyük oranda bağlı olduğunu, normal betonlar için kırılma enerjisinin 60–100 N/m arasında, karakteristik boyun ise 200–300 mm arasında görüldüğünü ve betonun yaşı ilerledikçe ve su/çimento oranı azaldıkça azaldığını belirtmiştir.

Petersson'un bulgularına göre, çakıl ve kırılmış kuvarz gibi kuvvetli agregalar kullanıldığında kırma kireç taşına göre daha yüksek kırılma enerjisi elde

edilmektedir. Petersson bunun sebebini kırılma yolunun farklı olmasına bağlamış ve kuvvetli agregaya kullanıldığında çatlakların agregaya etrafından dolaştığını, böylece daha geniş çatlak yüzeyi elde edildiğini ve daha yüksek kırılma enerjisi elde edildiğini belirtmiştir. Zayıf agregaya kullanılması durumunda ise çatlak agregaya içerisinden geçmekte ve çatlak yüzeyi ve kırılma enerjisi daha düşük olmaktadır. Diğer taraftan, Petersson'un ilk bulgularına göre maksimum agregaya çapı arttıkça kırılma enerjisi fazla değişmemekte, fakat karakteristik boy belirgin bir şekilde artmaktadır. Betonun diğer mekanik parametreleri gibi kırılma parametreleri de birçok faktörden etkilenir. Fakat, bazı tasarım kodlarında (CEB-FIP Model Kod) kırılma enerjisinin belirlenmesinde betonun basınç dayanımının bir değişken olarak kullanıldığı belirtilmektedir [91]. Araştırmacılar özellikle aktivitesi yüksek mineral katkıları kullanıldığında basınç dayanımındaki artışla kırılma enerjisinin artmayabileceğini belirtmişlerdir. Betonun kırılma parametrelerini etkileyen ana faktörler, su/çimento oranı, dayanım sınıfı, toplam agregaya miktarı, maksimum agregaya çapı, agregaya tipi ve kökeni olarak sayılmaktadır.

#### **2.8.5.1. Su / Çimento Oranı ve Betonun Dayanım Seviyesinin Kırılma Parametreleri Üzerindeki Etkisi**

Zhou ve ark. [92] su / bağlayıcı oranı 0,23 - 0,32 aralığına değişen yüksek dayanımlı betonların (basınç dayanımı 80–115 MPa arasında) kırılma özelliklerini araştırdıkları deneysel bir çalışmada, % 10 silika dumanı katkılı, 10 mm maksimum agregaya çapına sahip kireçtaşı agregaları ile üretilen betonlarda su / bağlayıcı oranının 0,23'den 0,32'ye artışı ile 91 günlük örneklerde kırılma enerjisinin 61 N/m'den 82 N/m'ye, karakteristik boyun ise 120 mm'den 210 mm'ye arttığı gösterilmiştir. Aynı oranda su/bağlayıcı oranı artışı yine % 10 silika dumanı katkılı fakat 20 mm maksimum agregaya çapına sahip karışımlarda yapıldığında ise kırılma enerjisi 75 N/m'den 73 N/m'ye düşmekte, fakat karakteristik boy su/bağlayıcı oranının artışı ile 170 mm'den 290 mm'ye artmaktadır. Benzer deneysel programda, % 15 silika dumanı katkılı, 10 mm maksimum agregaya çapına sahip kireçtaşı agregaları ile üretilen betonlarda su / bağlayıcı oranının 0,23'den 0,32'ye arttırılması ile kırılma enerjisi 60 N/m'den 71 N/m'ye hafifçe artarken karakteristik boyun ise 80 mm'den 210 mm'ye belirgin bir şekilde arttığı görülmüştür. Araştırmacıların çalışmasına göre su/bağlayıcı oranının 0,23'den 0,32'ye arttırılması ile kırılma enerjisi karışımdaki

silika dumanı miktarı ve maksimum agrega boyutuna göre artma veya azalma göstermekte, fakat karakteristik boy daima artmaktadır [92].

Darwin ve ark. [18] bazalt ve kırma kireç taşı agregaları ile üretilmiş, basınç dayanımı 20 MPa'dan 99 MPa kadar değişen betonlarda su/çimentolu oranı, betonun yaşı ve agrega tipinin, basınç dayanımı, kırılma enerjisi ve eğilme dayanımı üzerine etkilerini araştırmak üzere geniş kapsamlı bir çalışma yapmışlardır. Çalışmada, betonun kırılma enerjisinin en az 5 günlük külden sonra yaş parametresinden fazla etkilenmediği, kırılma enerjisi seviyesinin kullanılan agrega tipine göre değiştiği ve su/çimento oranı arttıkça betonun kırılma enerjisinin azalma eğiliminde olduğunu göstermişlerdir. Betonun kırılma enerjisinin, betonun su/çimento oranının bir fonksiyonu olarak göz önüne alındığında hemen hemen sabit kaldığını belirtmişlerdir. Bu araştırmacıların yaptıkları geniş kapsamlı çalışmada, su/çimentolu oranının artışı ile kullanılan iki tip agregalı (bazalt ve kireç taşı) karışımlarda beklendiği gibi basınç dayanımının net bir şekilde azaldığı belirtilmiş, buna göre basınç dayanımı ile kırılma enerjisi ilişkisini göstermişlerdir. Deneysel bulgular, bazalt ve kireçtaşı agregaları ile üretilen betonlarda basınç dayanımı artışı ile kırılma enerjisinin azalma eğiliminde olduğunu göstermektedir [18].

Bayramov doktora tez çalışmasında su/çimento oranının betonun kırılma parametreleri ile ilgili literatürden 65 adet karışımı incelemiş ve bunları agrega tipi, maksimum agrega boyutu ve karışım oranları sabit olup sadece su/çimento oranı değişken olacak şekilde 21 seride gruplandırmıştır. Böylece, su/çimento oranındaki değişimin betonun kırılma enerjisi ve karakteristik boy etkisi mevcut literatür geniş bir şekilde değerlendirilerek net bir şekilde ortaya konulmuştur. Bayramov'un literatürden veri derleyerek yaptığı araştırmadan çıkarılan sonuç, su/çimento oranı arttıkça betonun basınç dayanımı, elastisite modülü ve çekme dayanımının belirgin bir şekilde azaldığı, kırılma enerjisinin azalma gösterdiği, karakteristik boyun ise arttığı yönündedir. Karakteristik boy parametresi yüksek dayanımlı betonlarda gevrekliğin artışı iyi bir şekilde gösterdiği [92] ve bu parametrenin malzemelerin gevrekliğinin bir ölçüsü olarak kullanılabileceği [93] belirtilmiştir. Buna göre, s/ç oranı arttıkça beton daha az gevrek davranmaktadır. Bazı araştırmacılarca betonun kırılma enerjisinin basınç dayanımı arttıkça arttığı belirtilmiştir [91, 94, 95].

Jensen ve Hansen [96] tarafından yapılan çalışmada betonun kırılma enerjisi düzeyinin kullanılan agrega tipine bağlı olduğu ve 50 MPa basınç dayanımı seviyesine kadar, kırılma enerjisinin basınç dayanımından bağımsız olduğu belirtilmiştir [96].

Zhong ve Wu [97] tarafından yapılan çalışmada ise, 114 MPa küp basınç dayanımına sahip betonlar için basınç dayanımı ile kırılma enerjisinin birbirinden bağımsız olduğunu öne sürmüşlerdir. Normal dayanımlı betonun tersine yüksek dayanımlı betonda matrisin dayanımı agregaların dayanımına oldukça yakın hatta daha fazla olabilir. Bu durumda betonda ilerleyen çatlak agregaları etrafını dolaşmaz ve doğrudan agrega parçacıklarının içerisinden geçer. Böylelikle agregalar ile çimentolu matris arasındaki mekanik etkileşim aktif değildir. Bu durum, yüksek dayanımlı betonların normal betona göre daha gevrek davranışına sebep olur. Yüksek dayanımlı betonlarda, çimento hamuru veya çok ince harçlarda olduğu gibi çatlak yüzeyi düzleme daha yakındır, daha düzdür [97].

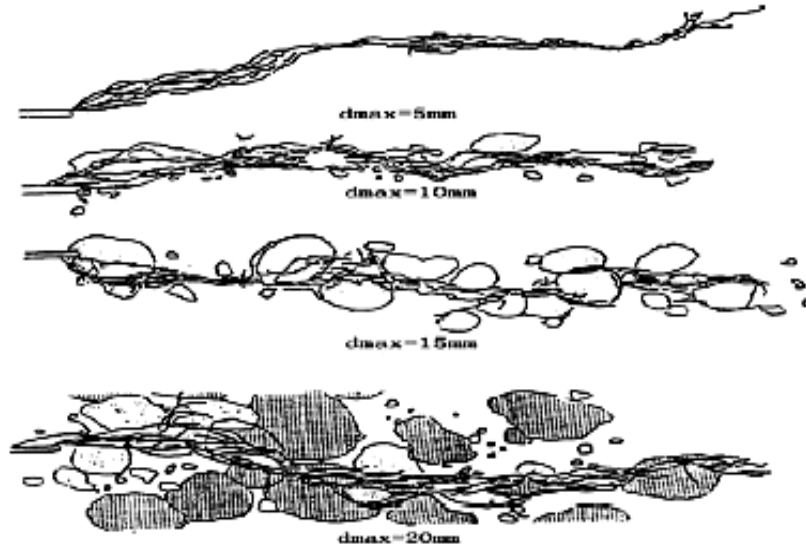
#### **2.8.5.2. Agregaların Betonun Kırılma Parametreleri Üzerine Etkisi**

Betonun kırılma parametrelerini etkileyen faktörler üzerine bugüne kadar yapılan araştırmalar, betonun agrega fazı ile ilgili özelliklerinin kırılma enerjisi ve karakteristik boyu önemli derecede etkilediğini göstermektedir. Beton hacminin yaklaşık % 60 - % 70'ini agrega fazı oluşturduğundan, agregalar ile ilgili değişkenlerin betonun kırılma parametreleri üzerine kuvvetli bir etkisi vardır.

Zhou ve ark. [92] su/bağlayıcı oranı 0,23 ve 0,32 olan yüksek dayanımlı betonlarda kırılma enerjisi ve karakteristik boyun maksimum agrega çapı ve agrega rijitliği arttıkça arttığını göstermişlerdir. Araştırmacılar, su / bağlayıcı oranı 0,32 olan ve %15 silika dumanı içeren, kırma kireçtaşı agregası ile üretilmiş yüksek dayanımlı betonlarda maksimum agrega çapının 10 mm'den 20 mm'ye çıkarılmasıyla kırılma enerjisinde yaklaşık %31 ve karakteristik boyda ise %33 artış olduğunu göstermiştir. Yine aynı şekilde su/bağlayıcı oranı 0,23 olan ve %10 silika dumanı içeren karışımlarda da maksimum agrega çapının 10 mm'den 20 mm'ye çıkarılması ile kırılma enerjisi ve karakteristik boyda sırasıyla, %23 ve %42 artış elde etmişlerdir. Zhou ve ark. bu araştırmalarında agrega tipinin etkisini de incelemişlerdir.

Araştırmanın sonuçlarına göre, su/bağlayıcı oranı 0,32 ve 0,23 olan ve %10 ile %15 silika dumanı içeren karışımlarda, 10 mm maksimum agrega çapında kırma kireçtaşı yerine aynı çapta çakıl kullanıldığında, kırılma enerjisinde %39-%120 ve karakteristik boyda ise %5-%125 arasında değişen oranlarda artış elde edilmiştir [92].

Chen ve Liu [98] agrega boyut dağılımı ve toplam agrega hacminin, basınç dayanımı 50–80 MPa arasında değişen yüksek performanslı betonların kırılma parametreleri üzerine yaptıkları araştırmada, toplam agrega hacmi sabit tutularak maksimum agrega çapının artırılması ile kırılma enerjisi ( $G_f$ ) ve kırılma tokluğunun ( $K_{IC}$ ) arttığını belirtmişler ve yüksek dayanımlı betonların maksimum agrega çapının artırılması ile gevrekliğinin azaltılabileceğini vurgulamışlardır. Şekil 2.25’de [98] beton içerisinde ilerleyen çatlakların X-ray incelemeleri ile elde edilen haritası görülmektedir. Şekilden görüldüğü gibi ilerleyen çatlak zonunun genişliği, toplam agrega hacmi sabit tutulup, maksimum agrega çapı arttıkça artmıştır.

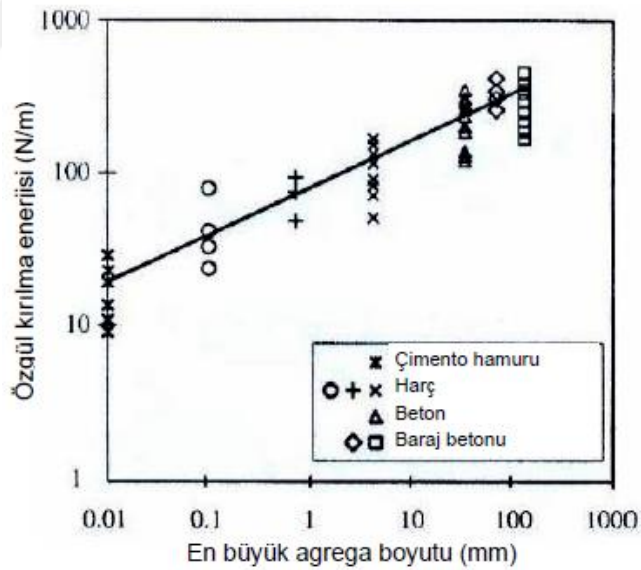


**Şekil 2.25.** X-Ray İncelemeleri İle Elde Edilen Çatlak Haritası [98]

Ayrıca bu araştırmacılar, deneylerinde kullandıkları kırılmış örneklerin kırılma yüzeylerinde yaptıkları incelemede özellikle harçlarda kırılma yüzeylerinin düz olduğunu, karışımın maksimum agrega çapı arttıkça kırılma yüzeylerinin girintili çıkıntılı bir hal aldığını belirtmişlerdir. Maksimum agrega çapı arttıkça daha pürüzlü

kırılma yüzeyi elde edilmekte, agrega–matris ara yüzey aderansını yenmek için daha fazla enerji gerekmekte, böylece kırılma enerjisi ve kırılma tokluğu artmıştır [98].

Wittmann 'ın elde ettiği sonuçlara göre, en büyük agrega boyutunun özgül kırılma enerjisi üzerindeki etkisi görülmektedir (Şekil 2.26) [93]. Normal dayanımlı betonda, maksimum agrega boyutu arttıkça kırılma enerjisi artar [93]. Şekilde görüldüğü gibi en düşük kırılma enerjisi sertleşmiş çimento hamurunda, en yüksek kırılma enerjisi ise baraj betonunda elde edilmiştir. Çimento hamuru ve çok ince harçlarda çatlak ideale yakın oldukça düz ve tek bir düzlemde gelişir. Betonda kullanılan birçok agrega genellikle çimentolu matrisin dayanımından daha yüksek dayanıma sahiptir. Bu nedenle, normal dayanımlı bir betonda, çimentolu matriste başlayan çatlaklar, matristen daha güçlü olan bu agregaların etrafından dolaşmaya zorlanır. Böylece çatlak yolu uzar ve beton kompozitin kırılma enerjisi artar, çatlak yüzeyi çok daha fazla pürüzlü olur [93]. Böylece en büyük agrega çapı arttıkça çatlak yolu uzamakta ve kırılma enerjisi artmıştır.



**Şekil 2.26.** Çimentolu Malzemelerde En Büyük Agrega Boyutunun Bir Fonksiyonu Olarak Özgül Kırılma Enerjisi [93]

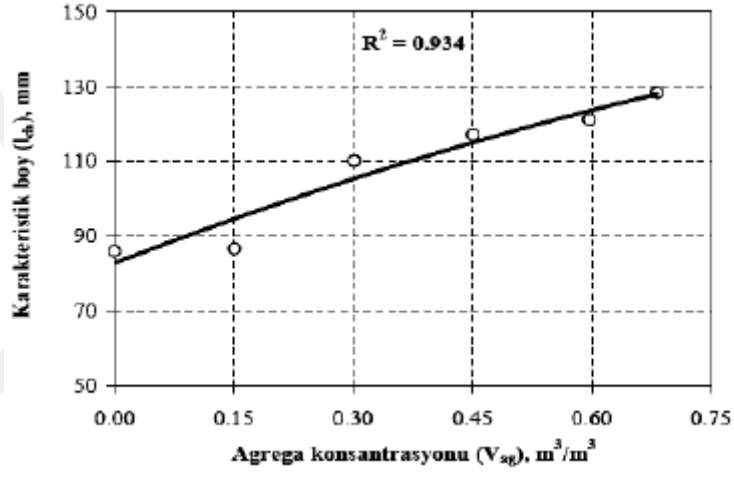
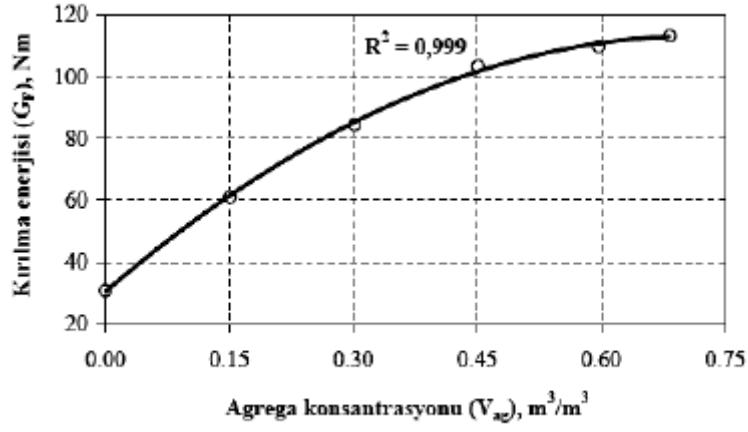
Darwin ve ark. tarafından yapılan çalışmalarda betonun kırılma enerjisinin asıl olarak kaba agregaların özelliğine bağlı olduğunu, yüksek dayanımlı agregalarla üretilen betonlarda yüksek kırılma enerjisinin elde edildiğini göstermişlerdir. Darwin ve



ark.'nın yaptıkları çalışmalardan ulaştıkları önemli bir sonuç, en az beş günlük betonlar için kırılma enerjisinin, betonun basınç dayanımı, su/bağlayıcı oranı ve yaşından bağımsız olduğudur [18].

Betonun kırılma enerjisi ve sünekliğin bir ölçüsü olan karakteristik boy üzerine karışımın toplam agregası hacminin de önemli bir etkisi vardır [99]. Bayramov doktora çalışmasında toplam agregası hacminin betonun kırılma parametrelerine etkisini kapsamlı bir çalışma ile araştırmıştır. Çalışmada belirli bir su / çimento oranına sahip çimento hamuruna belirli bir granülometride agregası katarak betonlar oluşturulmuş ve çimento hamuru ve betonların mekanik özellikleri ve kırılma parametreleri incelenmiştir. Çalışmada maksimum tane boyutu (16 mm), agregası granülometrisi ve betonların su/çimento oranı (s/ç=0,316) sabit tutularak agregası hacmi %0, %15, %30, %45, %60 ve %68 olarak işlenebilir bir betona kadar değiştirilmiştir. Çalışmada karışımların kırılma enerjileri kapalı devre eğilme cihazı kullanılmış, 100x100x500 mm'lik kırıy örnekler üzerinde 40 mm derinliğinde çentik açılarak üç-noktalı eğilme deneyi ile belirlenmiştir. Çalışmadan elde edilen bulgulara göre toplam agregası hacminin %0'dan %68'e arması ile kırılma enerjisinin 3,6 kata kadar arttığı belirlenmiş ve toplam agregası hacmi arttıkça betonun kırılma enerjisindeki belirgin artışın sebebi olarak kırılma süreci bölgesindeki mikro çatlakların gerilme konsantrasyonunu azaltması, çatlakların agreganın içinden veya kenarından geçmeye zorlanarak agregası engelini aşması için daha fazla enerji sarf etmesi ve agregası konsantrasyonu arttıkça kırılma yüzeyinde daha çok agreganın bulunması gösterilmiştir. Şekil 2.27'de [53] Bayramov 'un çalışmasından elde edilen agregası konsantrasyonu –kırılma enerjisi ve karakteristik boy ilişkileri görülmektedir.

Betonda toplam agregası miktarı arttıkça kırılma enerjisi ve karakteristik boyun arttığı hem deneysel [53] hem de mezo-mekanik bağıntılarla [53, 99] gösterilmiştir.



Şekil 2.27. Agreg Konsantrasyonunun Betonun Kırılma Enerjisi ve Karakteristik Boy Üzerine Etkileri [53]

### **3. DENEYSEL ÇALIŞMA**

Çelik tel kanca boyunun beton özelliklerine ve kırılma parametreleri üzerine etkileri deneysel çalışma ile araştırılmıştır. Deneysel çalışma kapsamında 3 farklı kanca boyuna sahip çelik teller, 3 farklı basınç dayanımına sahip beton karışımlarına 4 farklı miktarda katılmıştır. Üretilen betonların taze halde beton kıvamı üzerine etkileri çökme ve Vebe deneyleri ile incelenmiştir. Ayrıca taze beton karışımları üzerinde birim ağırlık ölçümleri de yapılarak tel miktarının beton birim hacim ağırlığı üzerine etkisi ve beton karışımlarının hava miktarları belirlenmiştir. Sertleşmiş beton numuneleri üzerinde ise basınç dayanımı, elastisite modülü ölçümü, yarmada çekme dayanımı ve eğilmede çekme dayanımı deneyleri yapılmıştır.

Çalışma kapsamında, kullanılan malzemeler, üretilen beton karışımları, uygulanan deney yöntemleri ve elde edilen sonuçlar bu bölüm içinde sunulmuştur.

#### **3.1.Kullanılan Malzemeler**

Bu çalışmada çimento, agrega ve sudan oluşan beton karışımlarına silis dumanı, kimyasal katkı ve çelik teller belirli oranlarda eklenerek farklı beton tasarımları oluşturulmuştur.

##### **3.1.1. Çimento**

Çalışma kapsamında CEM I 42,5 R Tipi Çimento kullanılmıştır. Çimentoya ait fiziksel, kimyasal ve mekanik özellikler Tablo 3.1’de verilmektedir.

##### **3.1.2. Agrega**

Çalışma kapsamında kalker esaslı kırma kum, kırmataş I ve kırmataş II agregaları kullanılmıştır. Agregalara ait tane boyut dağılımları ve fiziksel özellikler Tablo 3.2’de verilmektedir.

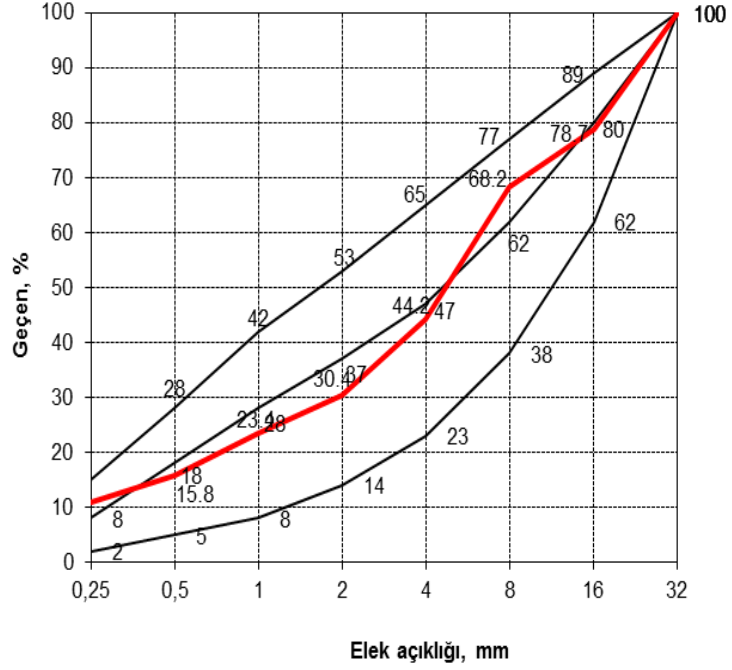
**Tablo 3.1. Çimento Özellikleri**

Kimyasal Bileşim	%	Fiziksel Özellikler		Mekanik Özellikler	MPa
CaO	62,30	32 $\mu$ altı (%)	17,39	1 Günlük	21,5
S. CaO	0,69	45 $\mu$ altı (%)	6,88	2 Günlük	33,3
SiO <sub>2</sub>	18,70	Özgül ağırlık (g/cm <sup>3</sup> )	3,11	7 Günlük	46,0
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	5,48	Özgül yüzey Blaine (cm <sup>2</sup> /g)	3319	28 Günlük	55,6
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	3,01	Priz başı, dakika	166		
SO <sub>3</sub>	3,25	Priz sonu, dakika	216		
MgO	2,60				
Cl	0,0099				
K <sub>2</sub> O	1,11				
Na <sub>2</sub> O	0,23				
Çözünmeyen kalıntı	0,84				
Kızdırma kaybı	2,57				
C3S	58,17				
C2S	9,81				
C3A	9,44				
C4AF	9,16				

**Tablo 3.2. Agrega Özellikleri**

Agrega	Özgül ağırlık (g/cm <sup>3</sup> )	Su emme (%)	Elek boyutu, mm % Geçen							
			0,25	0,5	1	2	4	8	16	32
Kırma kum	2,63	1,2	22,5	32,6	48,5	63,0	90,1	100	100	100
Kırma taş I	2,70	0,5	0,3	0,3	0,3	0,3	3,3	74,5	100	100
Kırma taş II	2,71	0,4	0,2	0,2	0,2	0,2	0,4	0,8	14,8	100

% 48 kırma kum, %27 kırma taş I ve % 25 kırma taş II kullanılmasıyla elde edilen karışıma ait granülometri eğrisi Şekil 3.1’de verilmektedir.



Şekil 3.1. Agregaya Karışımına Ait Granülometri Eğrisi

### 3.1.3. Mineral Katkı

Çalışmada, Ukrayna menşeli Silis dumanı (SD) kullanılmıştır. Silis dumanının kimyasal ve fiziksel özellikleri Tablo 3.3’te verilmektedir.

### 3.1.4. Kimyasal Katkı

Çalışmada, polikarboksilik eter esaslı yüksek oranda su azaltıcı/yeni ikinci nesil süperakışkanlaştırıcı beton katkıları (BASF Glenium Sky™ 650 M) kullanılmıştır.

### 3.1.5. Çelik Tel

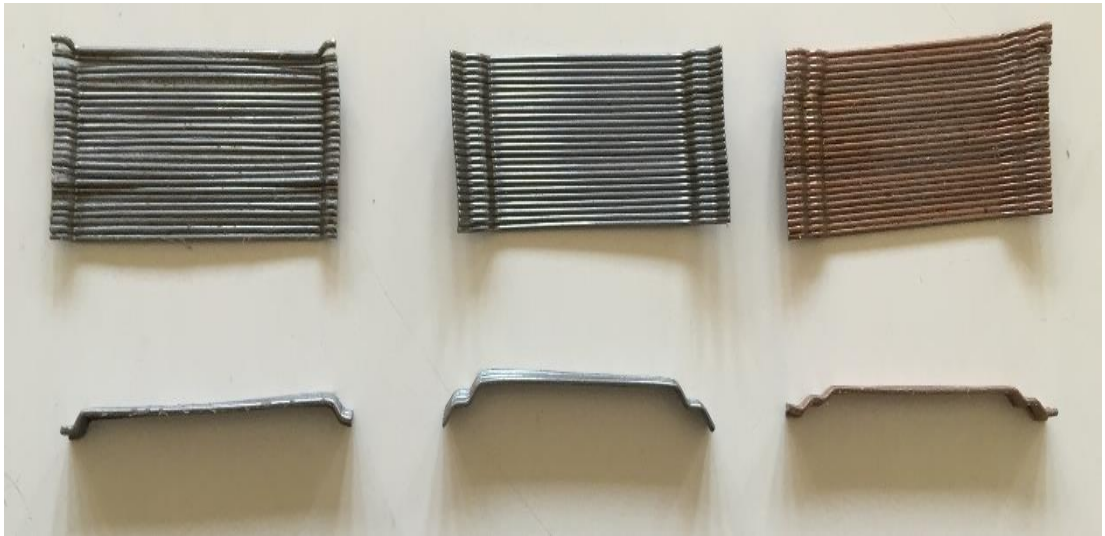
Çalışmada, aynı narinliğe sahip fakat kanca boyları farklı olan 3 farklı çelik tel kullanılmıştır. Çelik tellerin özellikleri Tablo 3.4’te verilmektedir. Tellere ait görüntüler ise Şekil 3.2’de verilmektedir.

**Tablo 3.3.** Silis Dumanının Kimyasal ve Fiziksel Özellikleri

Kimyasal Bileşim	
Bileşen (%)	Silis Dumanı
SiO <sub>2</sub>	85,35
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1,42
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2,39
CaO	0,80
MgO	1,47
SO <sub>3</sub>	1,34
Kızdırma Kaybı	3,4
Fiziksel Özellikler	
Özgül Ağırlık (gr/cm <sup>3</sup> )	2,23
Özgül Yüzey (cm <sup>2</sup> /gr) +45 mikron üzeri	2336
Hacim yoğunluğu (kg/dm <sup>3</sup> )	%58

**Tablo 3.4.** Çelik Tellerin Özellikleri

Çelik Tel Tipi	Boy, l (mm)	Çap, d (mm)	Narinlik (l/d) (uzunluk/çap)	Yoğunluk (g/ cm <sup>3</sup> )	Çekme Dayanım, f <sub>su</sub> ( N/mm <sup>2</sup> )
Dramix3D65/60 BN	60	0,90	65	7,85	1160
Dramix4D65/60 BG	60	0,90	65	7,85	1500
Dramix5D65/60 BG	60	0,90	65	7,85	2300

**Şekil 3.2.** Çelik Teller

### 3.2.Beton Karışımları

Çalışma kapsamında çelik tel içeriğinin, kanca ucunun farklı dayanımlara sahip betonlar üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Beton karışımları ve bileşen miktarları Tablo 3.5’te verilmektedir. Karışımların kodlanmasında kanca tipleri 3D, 4D ve 5D ile tel miktarları kullanım yüzdelere göre belirtilmiştir. L, N ve H sırasıyla 0,60, 0,45 ve 0,30 s/ç oranına sahip karışımları göstermektedir. Örneğin, 3DV45L kodlu karışım kanca tipi 3D olan 45 kg/m<sup>3</sup> tel içeriğine sahip 0,60 s/ç oranındaki karışımı göstermektedir.

**Tablo 3.5. Beton Karışımları ve Bileşen Miktarları (kg/m<sup>3</sup>)**

Su/Ç	Tel Miktarı	Çimento	Su	K.Kum	K.Taş I	K.Taş II	Süperakış.	Silis Dumanı	Birim ağırlık
0,60	0	300	180	892	515	479	2,0	0	2368
	15	300	180	890	514	478	2,0	0	2378
	30	300	180	887	512	476	2,0	0	2388
	45	300	180	885	511	475	2,0	0	2398
	60	300	180	883	510	474	2,0	0	2408
0,45	0	400	180	856	494	459	1,6	0	2391
	15	400	180	853	493	458	1,6	0	2401
	30	400	180	851	491	457	1,6	0	2411
	45	400	180	849	490	455	1,6	0	2421
	60	400	180	846	489	454	1,6	0	2430
0,30	0	450	149	847	489	455	5,4	45	2441
	15	450	149	845	488	454	5,4	45	2450
	30	450	149	843	487	452	5,4	45	2460
	45	450	149	840	485	451	5,4	45	2470
	60	450	149	838	484	450	5,4	45	2480

### 3.3.Deneysel Yöntemler

#### 3.3.1. Geleneksel Beton Deneyleri ve Standartları

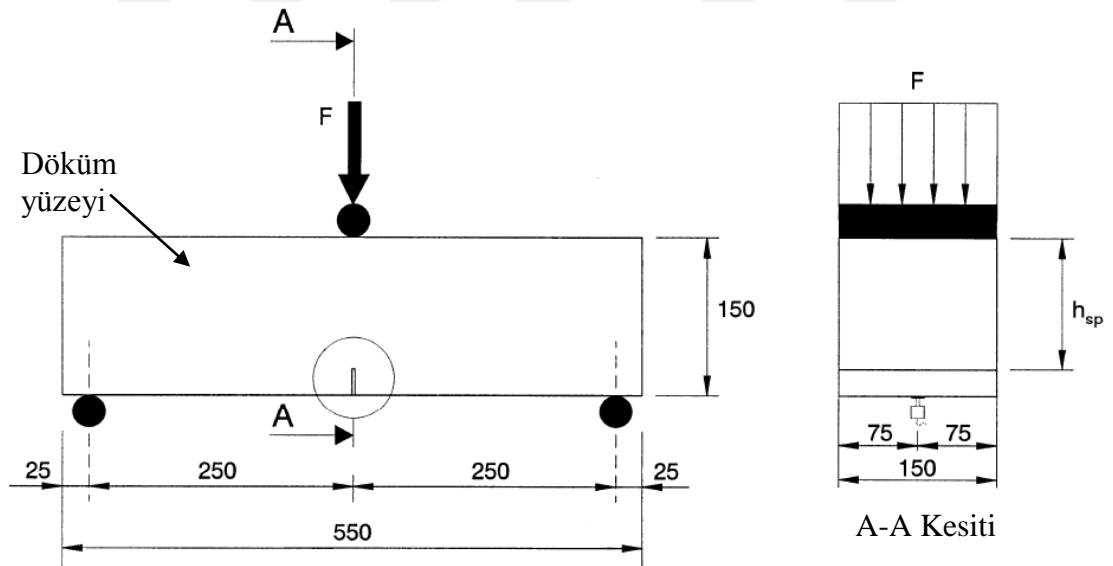
Çalışma kapsamında uygulanan deneyler ve ilgili standartlar Tablo 3.6’da verilmektedir.

**Tablo 3.6.** Uygulanan Deneyle ve İlgili Standartlar

Deney Adı	Standart
Çökme	TS EN 12350-2
Vebe	TS EN 12350-3
Birim Ağırlık (Taze beton)	TS EN 12350-6
Birim Ağırlık (Sertleşmiş beton)	TS EN 12390-7
Basınç Dayanımı	TS EN 12390-3
Yarmada Çekme Dayanımı	TS EN 12390-6
Eğilmede Çekme Dayanımı	TS EN 14651

### 3.3.2. Eğilmede Çekme Dayanımının Tayini (Kalıcı Orantısal Sınır (LOP))

Bu deney TS EN 14651 standardında yer alan bir yöntemdir. Deney boyu en fazla 60 mm olan çelik tellerin ve maksimum 32 mm tane çapına sahip agregaların kullanıldığı betonlarda uygulanmaktadır. Numune genişlik ve yüksekliği 150'şer mm olup uzunluğu 550 ile 700 mm arasında seçilebilmektedir. Numunelerin orta noktasından 125±1 mm derinliğinde çentik açılmaktadır. Yükleme Şekil 3.3'te gösterilmektedir.



**Şekil 3.3.** Yükleme Düzenegi

Yükleme deneyi Çatlak Ağız Açılma Deplasmanı (ÇAAD) kontrollü veya sehims kontrollü bir cihazla yapılabilmektedir. Yükleme hızı ÇAAD kontrollü yapıldığı durumda; 0,05 mm/dakika ve ÇAAD değeri 0,1 mm'e ulaştıktan sonra 0,2 mm/dakika olarak yapılmaktadır. Yükleme hızı sehims kontrollü durumda ise;



0,05 mm/dakika ve sehim 0,13 mm'e ulaştıktan sonra 0,2 mm/dakika olarak yapılmaktadır. ÇAAD ve sehim değerleri arasında Denklem 3.1'de ki bağıntı vardır. Yükleme hızı sehim kontrollü yapıldığı durumda bu bağıntı kullanılarak sehim değerleri ÇAAD değerlerine dönüştürülebilmektedir.

$$\delta=0,85\text{ÇAAD}+0,04 \quad (3.1)$$

Hesaplamalar:

Orantılılık sınırı:

$$f_{ct,L}^f = \frac{3F_L l}{2bh_{sp}^2} \quad (3.2)$$

Burada;

$f_{ct,L}^f$  : Orantılılık sınırı, N/mm<sup>2</sup>

$F_L$  : Orantılılık sınırındaki yük değeri, N

$l$  : Mesnet açıklığı, mm

$b$  : Numune genişliği, mm

$h_{sp}$  : Numune yüksekliği (çentik bölgesi), mm

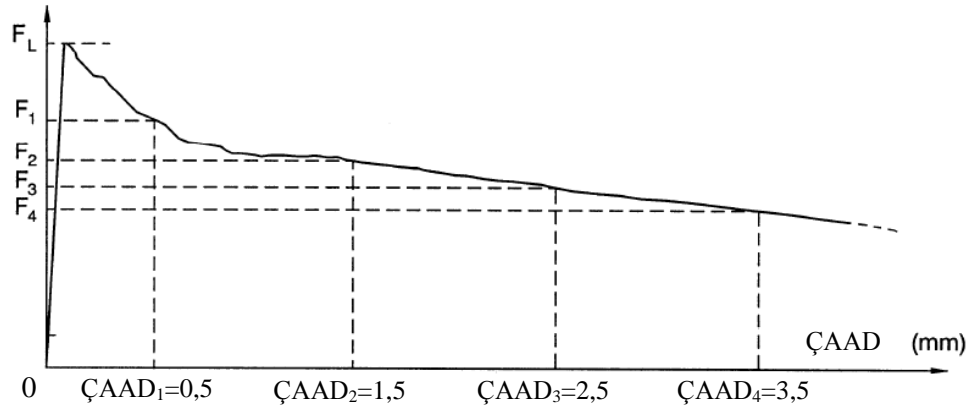
Artık gerilmeler:

$$f_{R,j} = \frac{3F_j l}{2bh_{sp}^2} \quad (3.3)$$

Burada;

$f_{R,j}$  ve  $F_j$  sırasıyla, j. noktadaki artık gerilme (N/mm<sup>2</sup>) ve yük (N) değerleridir.

Tipik yük-ÇAAD grafiği ve artık gerilme noktaları Şekil 3.4'te gösterilmektedir.



**Şekil 3.4.** Tipik Yük-ÇAAD Grafiği ve Artık Gerilme Noktaları

### 3.4. Deney Sonuçları

#### 3.4.1. Taze Beton Deney Sonuçları

Çalışmada üretilen betonlara ait taze beton sonuçları Tablo 3.7’de verilmektedir.

**Tablo 3.7.** Taze Beton Deney Sonuçları

Karışım Kodu	Çökme cm	Vebe sn	Birim ağırlık kg/m <sup>3</sup>	Beton sıcaklığı °C	Ortam sıcaklığı °C
L	16	3	2368	23,0	23,5
3DV15L	16,5	3,5	2378	23,8	24,2
3DV30L	14,5	4,2	2376	23,6	24,2
3DV45L	13,5	5	2388	22,6	24,2
3DV60L	12	6,5	2414	22,8	23,3
4DV15L	16	3	2374	22,2	23,4
4DV30L	14	3,5	2386	22,1	23,9
4DV45L	13,5	4	2390	22,3	23,7
4DV60L	10	6	2414	22,3	23,2
5DV15L	15,5	4	2380	21,1	23,3
5DV30L	15	4,2	2406	21,4	23,2
5DV45L	12,5	4,8	2422	21,1	22,7
5DV60L	11	10,5	2422	20,8	22,5
N	16	3	2370	22,5	22,6
3DV15N	14	3,8	2394	21,2	23,8
3DV30N	13,5	4,5	2406	20,3	22,3
3DV45N	12,5	5	2428	20,3	21,9
3DV60N	8	7,5	2440	20,3	22,6
4DV15N	15	4,3	2404	20,1	21,8
4DV30N	11	5,2	2420	19,9	22,2
4DV45N	10	5,5	2418	22,1	23,1
4DV60N	8	8,4	2424	22,6	23,2
5DV15N	15	3	2390	22,1	23,4
5DV30N	14	3,8	2406	22,2	23,1
5DV45N	12	4,4	2416	22,6	23,2
5DV60N	7	9,7	2428	22,3	23,5
H	18	3	2408	22,2	23,7
3DV15H	18	2,7	2434	23,2	24,8
3DV30H	16	3,8	2434	22,4	24,8
3DV45H	14	5	2438	22,9	24,8
3DV60H	12	7,5	2446	22,3	23,8
4DV15H	18	3	2434	23,0	24,8
4DV30H	16	4	2440	23,0	25,0
4DV45H	13	6,5	2448	21,8	24,6
4DV60H	12	9,5	2448	22,6	24,0
5DV15H	17	3	2424	22,7	23,9
5DV30H	16	4,5	2440	22,2	23,3
5DV45H	11,5	7,5	2448	22,0	23,9
5DV60H	11	9	2452	22,3	23,8

### 3.4.2. Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları

Basınç dayanımı, elastisite modülü ve yarmada çekme dayanım sonuçları Tablo 3.8'de verilmektedir.

**Tablo 3.8.** Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları

Karışım Kodu	Basınç Dayanımı MPa	Elastisite Modülü GPa	Yarmada Çekme Dayanımı MPa
L	40,4	30,7	3,02
3DV15L	40,1	30,6	3,45
3DV30L	40,4	29,5	3,59
3DV45L	40,0	29,1	3,75
3DV60L	39,6	31,3	3,63
4DV15L	39,8	31,1	3,40
4DV30L	41,5	31,6	3,58
4DV45L	42,4	31,9	3,75
4DV60L	42,5	31,7	3,91
5DV15L	43,7	30,5	3,52
5DV30L	43,2	31,5	3,65
5DV45L	42,1	33,6	3,80
5DV60L	42,3	34,3	3,94
N	49,5	34,7	3,38
3DV15N	52,0	34,6	3,47
3DV30N	52,1	35,1	3,55
3DV45N	48,5	34,5	3,76
3DV60N	49,4	35,8	3,72
4DV15N	51,0	35,3	3,40
4DV30N	50,4	35,1	3,56
4DV45N	48,3	34,0	3,65
4DV60N	48,2	34,0	3,72
5DV15N	52,5	33,2	3,41
5DV30N	53,4	34,0	4,01
5DV45N	48,1	34,6	4,10
5DV60N	52,1	34,9	4,05
H	83,0	41,5	4,11
3DV15H	80,4	40,8	4,88
3DV30H	83,0	39,6	5,29
3DV45H	80,7	40,9	5,49
3DV60H	84,0	40,7	5,54
4DV15H	83,0	41,1	4,90
4DV30H	85,5	40,5	5,28
4DV45H	82,5	41,5	5,43
4DV60H	81,8	39,3	5,26
5DV15H	84,3	41,3	4,92
5DV30H	82,5	39,3	5,32
5DV45H	83,3	40,6	5,45
5DV60H	79,9	40,3	5,69

Basınç dayanımı deneyleri TS EN 12390-3 standardına uygun olarak 15 cm çapında 30 cm yüksekliğinde standart silindir numuneler üzerinde, 300 ton kapasiteli preste 13,5 kN/s yükleme hızı uygulanarak yapılmıştır. Basınç dayanımı sonuçları 3 adet numunenin ortalamasıdır. Elastisite modülü ölçümleri ise silindir numuneler 2 kN/s yükleme hızında, numunelerin basınç dayanımlarının %35'ine kadar yüklenmesiyle yapılmıştır ve gerilme-şekil değiştirme eğrisinin (%5-%35 aralığındaki) eğimi olarak hesaplanmıştır. Elastisite modülü değerleri 2 adet numunenin ortalamasıdır.

Yarmada çekme dayanımı deneyleri TS EN 12390-6 standardına uygun olarak 15 cm çapında 30 cm yüksekliğinde standart silindir numunelerin 6 cm yüksekliğinde dilimlere kesilmesiyle elde edilen numuneler üzerinde, 300 ton kapasiteli preste 0,05 MPa/s yükleme hızı uygulanarak yapılmıştır. Yarmada çekme dayanımı sonuçları 4 adet numunenin ortalamasıdır.

Eğilmede çekme dayanımının deneyleri Madde 3.3.2'de açıklanan yöntemine uygun olarak, 20 ton kapasiteli kapalı çevrimli geri beslemeli sehim kontrollü bir yükleme cihazında, 15 cm yüksekliğinde ve genişliğinde ve 55 cm uzunluğunda prizma numuneler üzerinde yapılmıştır. Deney sonuçları 3 adet numune ortalamasıdır ve 5 mm sehime kadar ve bu değerlerden Denklem 3.1 kullanılarak elde edilen 4 mm ÇAAD'a kadar yük-sehim ve yük-ÇAAD eğrilerinden elde edilen sonuçlar Tablo 3.9'da sunulmaktadır. Deney sonucu elde edilen yük-sehim eğrileri altında kalan alanlar hesaplanarak karışımlara ait kırılma enerjisi ve karakteristik boy değerleri elde edilmiştir. Bu değerler ve elde edilişleri aşağıda açıklanmaktadır.

**Tablo 3.1.** Eğilmede Çekme Dayanımı Deney Sonuçları

Karışım kodu	Sehim-5mm						ÇAAD-4mm								
	$F_L$ kN	$f_{cil}^{5mm}$ MPa	$F_{max}^{5mm}$ kN	$f_{max}^{5mm}$ MPa	$W_0$ kNmm	$G_r$ N/mm	$L_{ch}$ mm	$F_L$ kN	$f_{cil}^{4mm}$ MPa	$F_{max}^{4mm}$ kN	$f_{max}^{4mm}$ MPa	$f_{R1}$ MPa	$f_{R2}$ MPa	$f_{R3}$ MPa	$f_{R4}$ MPa
L	9,0	2,90	9,0	2,90	-	-	-	9,0	2,90	9,0	2,90	-	-	-	-
3DV15L	8,2	2,63	8,2	2,63	9,20	564	1,42	8,2	2,63	8,2	2,63	0,5	0,6	0,5	0,4
3DV30L	9,6	3,08	9,6	3,08	12,45	736	1,62	9,6	3,08	9,6	3,08	0,9	0,6	0,8	0,9
3DV45L	9,1	2,89	9,1	2,89	21,40	1209	2,58	9,1	2,89	9,1	2,89	1,7	2,0	1,1	0,8
3DV60L	10,0	3,19	18,6	5,94	46,00	2523	5,74	10,0	3,19	18,6	5,94	3,2	4,4	4,1	4,1
4DV15L	9,9	3,15	9,9	3,15	15,00	870	2,26	9,9	3,15	9,9	3,15	1,1	1,5	1,5	0,8
4DV30L	10,3	3,29	10,3	3,29	18,10	1035	2,42	10,3	3,29	10,3	3,29	1,7	1,5	0,9	0,9
4DV45L	10,1	3,23	10,1	3,23	26,78	1499	3,14	10,0	3,20	10,0	3,20	0,4	0,4	0,4	0,7
4DV60L	9,9	3,18	18,1	5,78	42,30	2330	4,57	9,9	3,18	18,1	5,78	2,4	3,5	1,3	2,7
5DV15L	9,8	3,14	10,1	3,21	16,00	926	2,24	9,8	3,14	10,1	3,21	1,5	2,1	2,3	2,0
5DV30L	9,6	3,06	9,6	3,06	20,35	1155	2,60	9,6	3,06	9,6	3,06	1,1	1,8	1,5	1,2
5DV45L	9,7	3,09	9,7	3,09	22,50	1257	2,61	9,7	3,09	9,7	3,09	1,3	1,7	1,5	1,6
5DV60L	10,7	3,41	22,5	7,20	68,75	3724	7,20	10,7	3,41	22,5	7,20	2,8	5,3	6,6	5,0
N	10,5	3,35	10,5	3,35	-	-	-	10,5	3,35	10,5	3,35	-	-	-	-
3DV15N	9,6	3,06	9,6	3,06	13,75	809	2,35	9,6	3,06	9,6	3,06	0,6	0,8	1,0	0,7
3DV30N	11,5	3,66	11,5	3,66	15,50	900	2,50	11,5	3,66	11,5	3,66	0,9	1,2	1,0	1,0
3DV45N	11,8	3,76	11,8	3,76	27,70	1529	3,46	11,8	3,76	11,8	3,76	1,4	2,0	1,5	1,2
3DV60N	11,0	3,51	11,0	3,51	19,30	1094	2,77	11,0	3,51	11,0	3,51	1,3	1,9	1,3	1,4
4DV15N	10,0	3,20	10,0	3,20	17,60	1012	3,06	10,0	3,20	10,0	3,20	1,5	1,2	1,0	1,4
4DV30N	9,6	3,08	9,6	3,08	20,10	1141	3,15	9,6	3,08	9,6	3,08	1,4	0,6	1,2	0,9
4DV45N	11,0	3,52	12,7	4,06	29,10	1615	3,91	11,0	3,52	12,7	4,06	3,3	5,3	4,7	2,6
4DV60N	11,8	3,78	14,6	4,67	37,40	2059	5,21	11,8	3,78	14,6	4,67	2,2	2,4	2,1	1,3
5DV15N	11,8	3,76	13,4	4,27	39,15	2159	5,50	11,8	3,76	13,4	4,27	1,7	2,7	3,0	2,8
5DV30N	11,4	3,65	16,4	5,20	49,50	2702	5,88	11,4	3,65	16,4	5,20	2,7	4,9	4,4	3,5
5DV45N	11,2	3,58	16,6	5,30	49,95	2727	5,68	11,2	3,58	16,6	5,30	2,3	4,3	3,1	4,1
5DV60N	10,7	3,41	17,0	5,43	50,65	2766	5,90	10,7	3,41	17,0	5,43	3,4	3,7	4,8	2,7
H	11,5	3,67	11,5	3,67	-	-	-	11,5	3,67	11,5	3,67	-	-	-	-
3DV15H	10,3	3,31	10,3	3,31	8,7 <sup>1</sup>	496 <sup>1</sup>	0,83 <sup>1</sup>	10,3	3,31	10,3	3,31	-	-	-	-
3DV30H	14,3	4,56	14,3	4,56	23,20	1311	1,87	14,3	4,56	14,3	4,56	2,9	1,8	0,9	1,0
3DV45H	14,4	4,60	14,4	4,60	27,80	1553	1,99	14,4	4,60	14,4	4,60	3,2	2,0	1,4	1,1
3DV60H	13,5	4,31	14,3	4,56	40,20	2215	2,89	13,5	4,31	14,3	4,56	3,7	2,9	1,5	1,0
4DV15H	12,3	3,93	12,3	3,93	9,1 <sup>2</sup>	550 <sup>2</sup>	0,9 <sup>2</sup>	12,3	3,93	12,3	3,93	1,0	1,0	0,7	0,3
4DV30H	13,3	4,24	13,5	4,30	22,65	1283	1,84	13,3	4,24	13,5	4,30	1,7	3,2	1,1	0,6
4DV45H	13,3	4,26	18,5	5,92	28,30	1582	2,15	13,3	4,26	18,5	5,92	3,2	1,7	1,4	0,8
4DV60H	13,9	4,43	21,4	6,85	43,80	2386	3,30	13,9	4,43	21,4	6,85	3,7	4,6	3,0	0,9
5DV15H	12,3	3,95	12,3	3,95	27,10	1521	2,51	12,3	3,95	12,3	3,95	1,6	2,8	2,1	1,3
5DV30H	12,1	3,87	14,6	4,68	38,10	2108	2,98	12,1	3,87	14,6	4,68	2,3	3,0	3,9	1,2
5DV45H	13,1	4,19	20,9	6,69	38,65	2137	2,88	13,1	4,19	20,9	6,69	3,0	3,2	3,1	2,4
5DV60H	14,3	4,56	25,7	8,22	60,30	3292	4,07	14,3	4,56	25,7	8,22	3,7	7,7	5,1	2,3

<sup>1</sup>3DV15H kodlu numueller ortalama 1,7 mm sehim değerinde göçmüştür.

<sup>2</sup>4DV15H kodlu numueller ortalama 3,5 mm sehim değerinde göçmüştür.

Kırılma enerjileri RILEM TC 50-FMC [80] tarafından önerilen yöntemle belirlenmiştir. Bu yöntemde kırılma enerjisi;

$$G_F = \frac{W_0 + m(1 - k^2)g\delta}{B(D - a)} \quad (3.4)$$

formülüyle verilmektedir. Burada  $W_0$  yük-sehim veya yük-ÇAAD eğrisi altında kalan alan (bu çalışmada  $W_0$  5 mm sehime kadar yük-sehim eğrisi altında kalan alan veya 4 mm çatlak ağzı açılma deplasmanına kadar yük-ÇAAD eğrisi altında kalan alan olarak alınmıştır.),  $m$  mesnetler arasında kalan numune ağırlığı,  $g$  yerçekimi ivmesi ( $9.81 \text{ m/s}^2$ ),  $\delta$  açıklık ortasındaki sehime (bu çalışmada  $\delta$  yük-sehim eğrisi için 5 mm, yük-ÇAAD eğrisi için ise 4 mm olarak alınmıştır.),  $B$  numune genişliği,  $D$  numune derinliği,  $a$  çentik derinliği,  $k$  ise numune boyutlarına bağlı bir katsayıdır ( $k=(U/S)-1$  ve  $U$  numunenin boyu,  $S$  ise mesnetler arası uzunluktur).

Madde 2.8.3 başlığı altında da betonların kırılma enerjilerinin belirlenmesi anlatılmış ve Denklem 3.4'ün farklı bir ifadesi Denklem 2.17'de verilmiştir.

Betonun için önerilen kırılma mekaniği modellerinden Hillerborg vd. (1976)'nin önerdiği modelde betonun sünekliğinin bir ölçüsü olarak karakteristik boy ( $l_{ch}$ ) tanımlanmaktadır. Eğilme deneyi ile elde edilen yük-sehim ve yük-ÇAAD eğrileri kullanılarak hesaplanan kırılma enerjilerine bağlı olarak  $l_{ch}$  aşağıdaki formülle hesaplanmaktadır.

$$l_{ch} = \frac{G_F \cdot E}{f_t'^2} \quad (3.5)$$

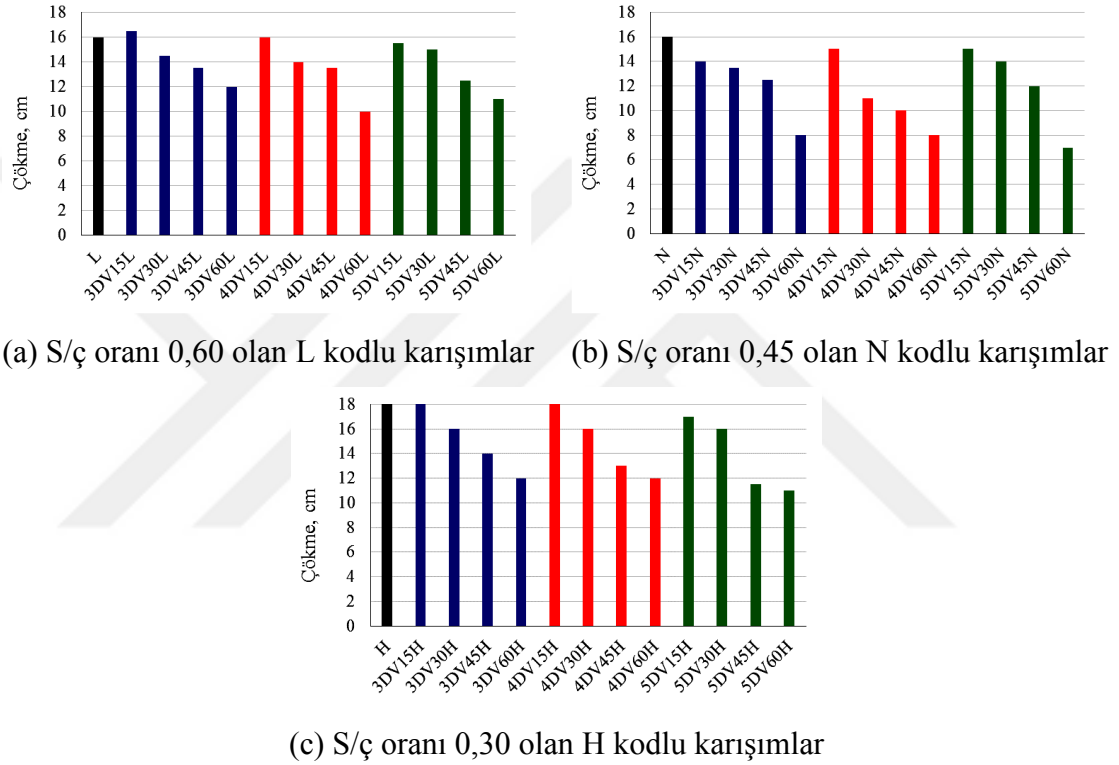
Burada  $G_F$  kırılma enerjisi,  $E$  elastik modülü ve  $f_t'^2$  ise tek eksenli çekme dayanımıdır. Bu çalışmada  $f_t'$  yerine yarmada çekme dayanımı kullanılmıştır.

## 4. SONUÇLARIN DEĞERLENDİRİLMESİ

### 4.1.Taze Beton Deney Sonuçları

#### 4.1.1. Çökme Deney Sonuçlarının Değerlendirilmesi

Çökme deney sonuçlarına ait çubuk grafikler Şekil 4.1’de verilmektedir.



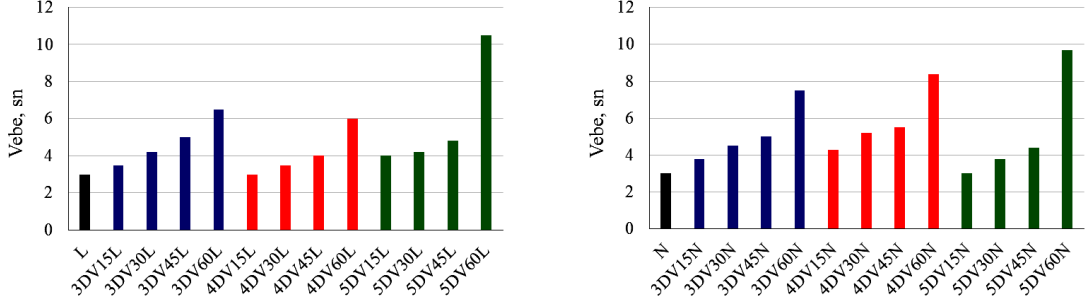
Şekil 4.1. Çökme Deneyi Sonuçları

Çelik tel kullanılmayan karışımların çökme değerleri S4 (16-21 cm) kıvam sınıfında belirlenmiştir. Çelik tel eklenmesiyle karışımların çökme değerlerinde düşmeler görülmüştür. Çökme değerlerindeki bu değişimlerde çelik tel kanca tipinin belirgin bir etkisi görülmemiştir. Bununla birlikte 60 kg/m<sup>3</sup> tel içeriğine sahip karışımlarda çelik tel kullanılmayan karışımlara kıyasla çökme değerlerinin çok düştüğü ve kıvamın iki sınıf birden azalarak S2 (5-9 cm) sınıfına gerilediği görülmüştür. Diğer tel içeriklerinde kıvam en fazla bir sınıf azalmıştır.

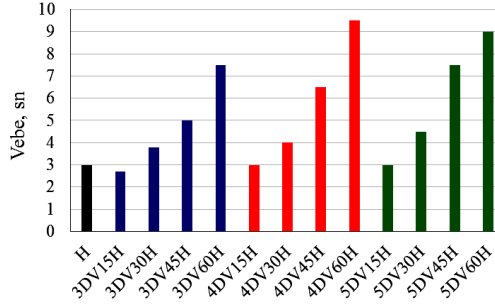


#### 4.1.2. Vebe Denei Sonuçlarının Değerlendirilmesi

Vebe denei sonuçlarına ait çubuk grafikler Şekil 4.2’de verilmektedir.



(a) S/ oranı 0,60 olan L kodlu karışımlar (b) S/ oranı 0,45 olan N kodlu karışımlar



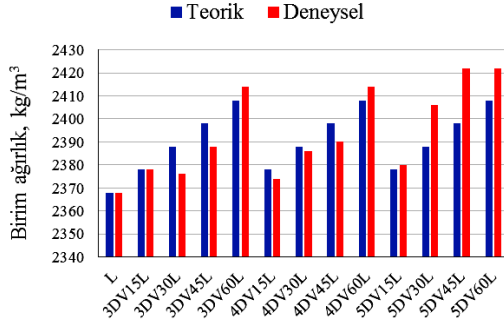
(c) S/ oranı 0,30 olan H kodlu karışımlar

Şekil 4.2. Vebe Denei Sonuçları

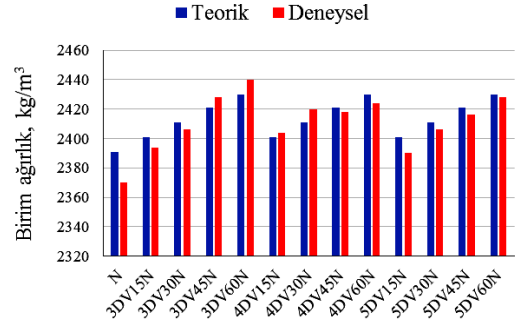
elik tel kullanılmayan karışımların Vebe değerleri V4 (5-3 sn) olarak belirlenmiştir. elik tel eklenmesiyle karışımların Vebe değerlerinde artışlar görülmüştür. Vebe değerlerindeki bu değişimlerde tel kanca tipinin belirgin bir etkisi görülmemiştir. Bununla birlikte 60 kg/m<sup>3</sup> tel içeriğine sahip karışımlarda Vebe değerlerinin daha fazla artış yaparak V3 (6-10 sn) sınıfına gerilediği görülmüştür. Diğer tel içeriklerinin (4DV45H ve 5DV45H karışımları hariç) Vebe sınıfı tel içermeyen karışımlarla aynı sınıfta elde edilmiştir.

#### 4.1.3. Birim Ağırlık Sonuçlarının Değerlendirilmesi

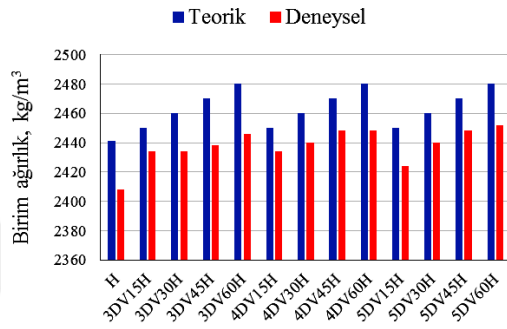
Teorik ve deneysel birim ağırlık denei sonuçlarına ait çubuk grafikler Şekil 4.3’te verilmektedir.



(a) S/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımlar



(b) S/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımlar



(c) S/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımlar

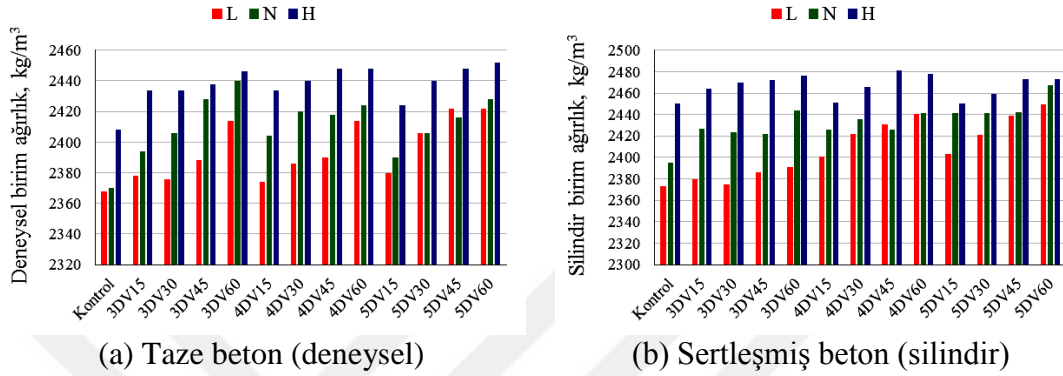
**Şekil 4.3.** Teorik ve Deneysel Birim Ağırlık Değerleri

L kodlu karışımlar incelendiğinde tel içeriğinin artmasıyla birim ağırlık değerlerinin arttığı belirlenmiştir. Kanca tipi 5D olan karışımlarda yüksek tel içeriklerinde deneysel birim ağırlıklar teorik birim ağırlıkların çok üzerinde elde edilmiştir.

N kodlu karışımlarda tel içermeyen karışım olan N kodlu karışım hariç diğer karışımlarda teorik ve deneysel birim ağırlıklar birbirine çok yakın elde edilmiştir. Ayrıca, tel içeriğinin artmasıyla birim ağırlık değerlerinin arttığı belirlenmiştir.

H kodlu karışımlarda teorik birim ağırlıklar deneysel birim ağırlıklardan belirgin olarak daha yüksek elde edilmiştir. Bu farklılığın, bu betonların tasarım aşamasında kabul edilen hava miktarının gerçekteki değerden daha düşük olmasından kaynaklandığı düşünülmektedir. Bu karışımlarda da tel içeriğinin artmasıyla birim ağırlık değerlerinin arttığı belirlenmiştir. Taze beton birim ağırlık değerleri üzerinde tel kanca tipinin belirgin bir etkisi olmadığı görülmüştür.

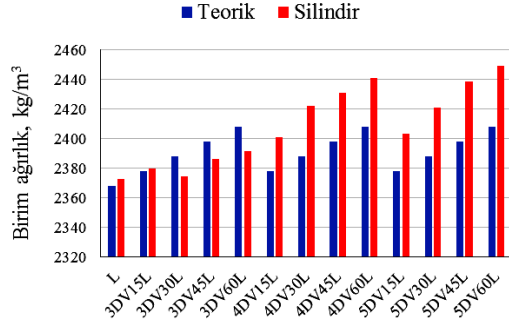
Birim ağırlık değerleri taze betonların yanı sıra sertleşmiş haldeki silindirlerden 28 gün kür sonunda havada (yüzey kuru suya doymun durumda) ve suda tartımlar yapılarak ta belirlenmiştir. Karışımların taze (deneysel) ve sertleşmiş (silindir) birim ağırlık sonuçları Şekil 4.4'te verilmektedir.



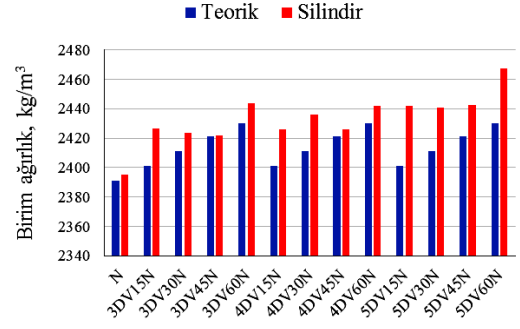
**Şekil 4.4.** Taze ve Sertleşmiş Birim Ağırlık Değerleri

Karışımların taze ve sertleşmiş birim ağırlık değerleri incelendiğinde s/ç oranının azalmasıyla ( $S/\text{Ç}_L : 0,60$ ,  $S/\text{Ç}_N : 0,45$ ,  $S/\text{Ç}_H : 0,30$ ) birim ağırlık değerlerinin arttığı belirlenmiştir. Ayrıca tüm karışımlarda tel içeriğinin artmasıyla birim ağırlık değerlerinin arttığı da belirlenmiştir.

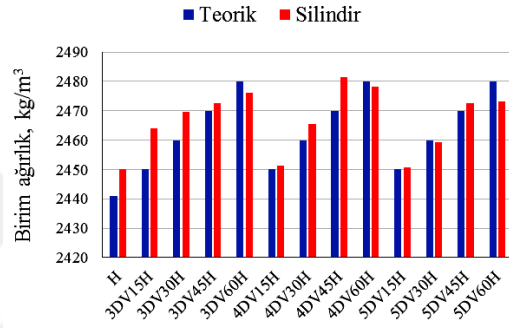
Teorik ve sertleşmiş birim ağırlık deney sonuçlarına ait grafikler ise Şekil 4.5'Te verilmektedir. L ve N kodlu 4D ve 5D kanca tipli çelik tel içeren karışımlarda sertleşmiş beton birim ağırlık değerleri teorik birim ağırlık değerlerine kıyasla daha yüksek elde edilmiştir. H kodlu düşük s/ç oranına sahip karışımlarda ise teorik ve sertleşmiş birim ağırlık değerleri birbirine yakın elde edilmiştir. H kodlu karışımlarda taze beton birim ağırlık değerleri ise teorik değerinin altında elde edilmiş ve bu durumun hatalı hava miktarı tahmininden kaynaklandığı düşünülmüştür.



(a) S/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımlar



(b) S/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımlar



(c) S/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımlar

Şekil 4.5. Teorik ve Sertleşmiş (Silindir) Birim Ağırlık Değerleri

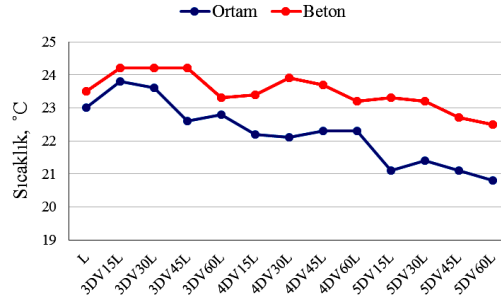
L kodlu beton sınıfında aynı içeriklere sahip sertleşmiş betonlarda tel kanca tipi 3D'den 4D'ye geçince birim ağırlık değerinde artış görülmüştür. Ayrıca 4D'den 5D'ye geçince de birim ağırlık değerinde artış olduğu görülmüştür.

N kodlu beton sınıfında aynı içeriklere sahip sertleşmiş betonlarda tel kanca tipi 3D ve 4D' de birim ağırlık değerinde belirgin bir değişme olmadığı görülmüştür. Ayrıca 5D'de diğer tel kanca tiplerinden yüksek birim ağırlık değerleri görülmüştür.

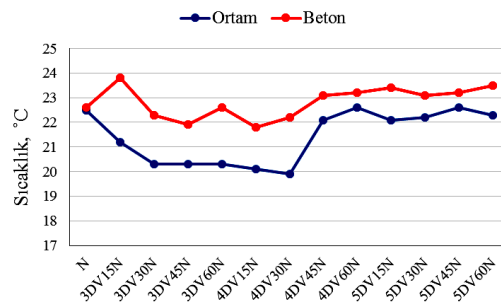
H kodlu beton sınıfında sertleşmiş betonlarda 15 kg/m<sup>3</sup> ve 30 kg/m<sup>3</sup> çelik tel içeren betonlarda tel kanca tipi 3D'den 4D'ye ve 4D'den 5D'ye geçince birim ağırlık değerlerinde artış görülmüştür. Ayrıca 45 kg/m<sup>3</sup> ve 60 kg/m<sup>3</sup> çelik tel içeren betonlarda tel kanca tipinin belirgin bir etkisi görülmemiştir.

#### 4.1.4. Sıcaklık Değerlerinin Kontrol Edilmesi

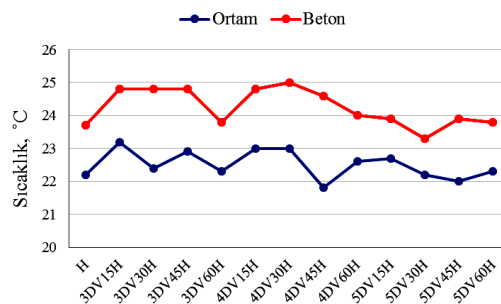
Üretimlerde laboratuvar ortam sıcaklığı  $22\pm 2$  °C ve beton karışımlarına ait sıcaklıklar ise  $23\pm 2$  °C'dir. Üretimlerde laboratuvar ve beton sıcaklıkları aşağıdaki Şekil 4.6'da verilmektedir. Sıcaklık değişiminin beton taze deney sonuçlarına belirgin etkisi olmadığı görülmüştür.



(a) S/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımlar



(b) S/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımlar



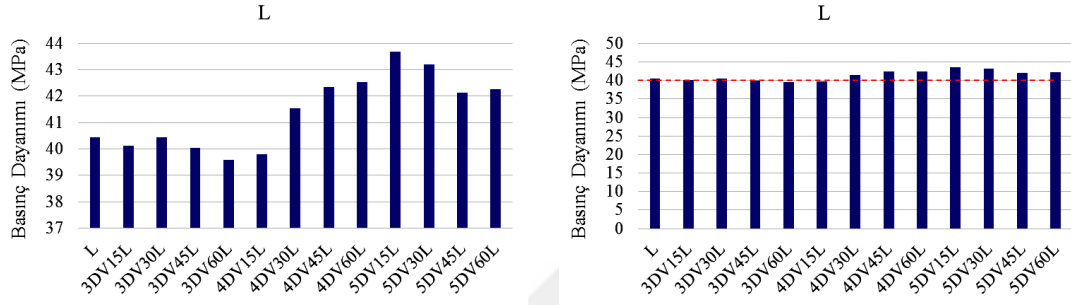
(c) S/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımlar

Şekil 4.6. Sıcaklık Değerleri

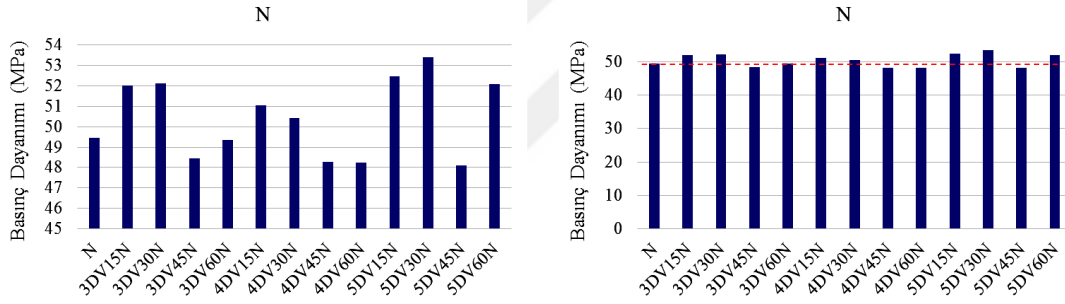
## 4.2. Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları

### 4.2.1. Basınç Dayanımı ve Elastisite Modülü

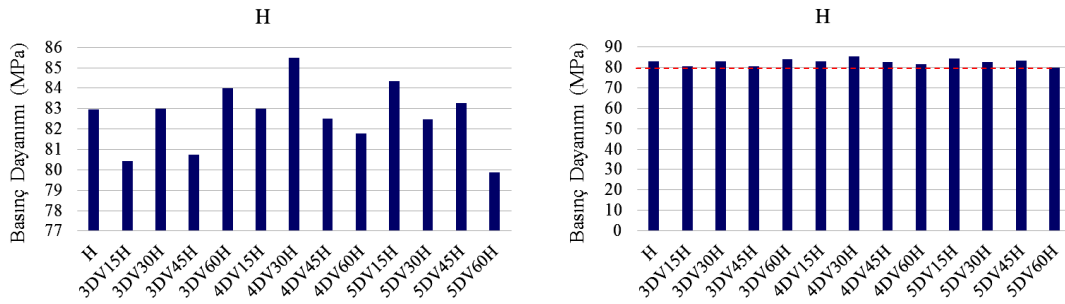
Basınç dayanımı deney sonuçlarına ait çubuk grafikler Şekil 4.7’de verilmektedir.



(a) S/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımlar



(b) S/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımlar



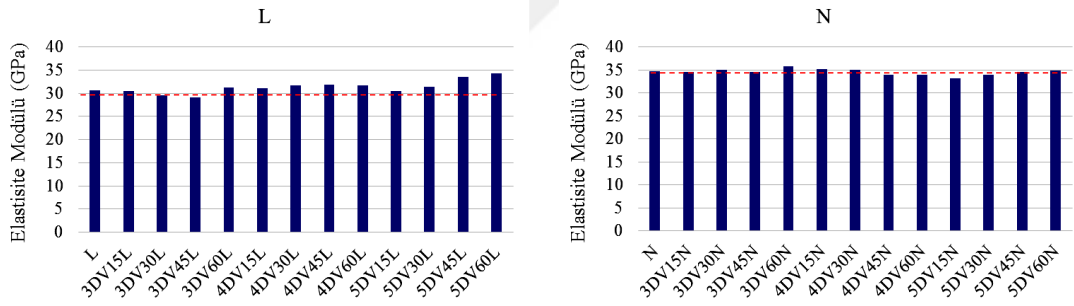
(c) S/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımlar

Şekil 4.7. Basınç Dayanımı Değerleri

Basınç dayanımı grafikleri basınç dayanımı eksenini değerlerin olduğu dar bir aralıkta (soldaki şekiller) ve değerlerin sıfırdan itibaren değerlendirildiği aralıkta (sağdaki şekiller) olmak üzere iki şekilde gösterilmiştir. Bunun nedeni değerler dar bir aralıkta sunulduğunda karışımlar arasında büyük farklılıklar olduğu yanılgısıdır oysaki değerlerin sıfırdan itibaren değerlendirildiği grafiklerde, basınç dayanımları arasında belirgin farklılıkların olmadığı görülmektedir.

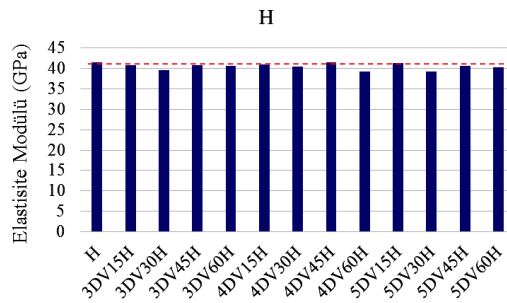
TS EN 206 standardına göre; su/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımların C40/50, su/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımların C50/60 ve su/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımların C80/95 olduğu belirlenmiştir.

Karışımlar kendi dayanım sınıfları içerisinde değerlendirildiğinde, tel kanca tipinin ve içeriğinin betonların basınç dayanımları üzerinde belirgin etkisinin olmadığı belirlenmiştir. Elastisite modülü deney sonuçlarına ait çubuk grafikler Şekil 4.8’de verilmektedir.



(a) S/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımlar

(b) S/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımlar



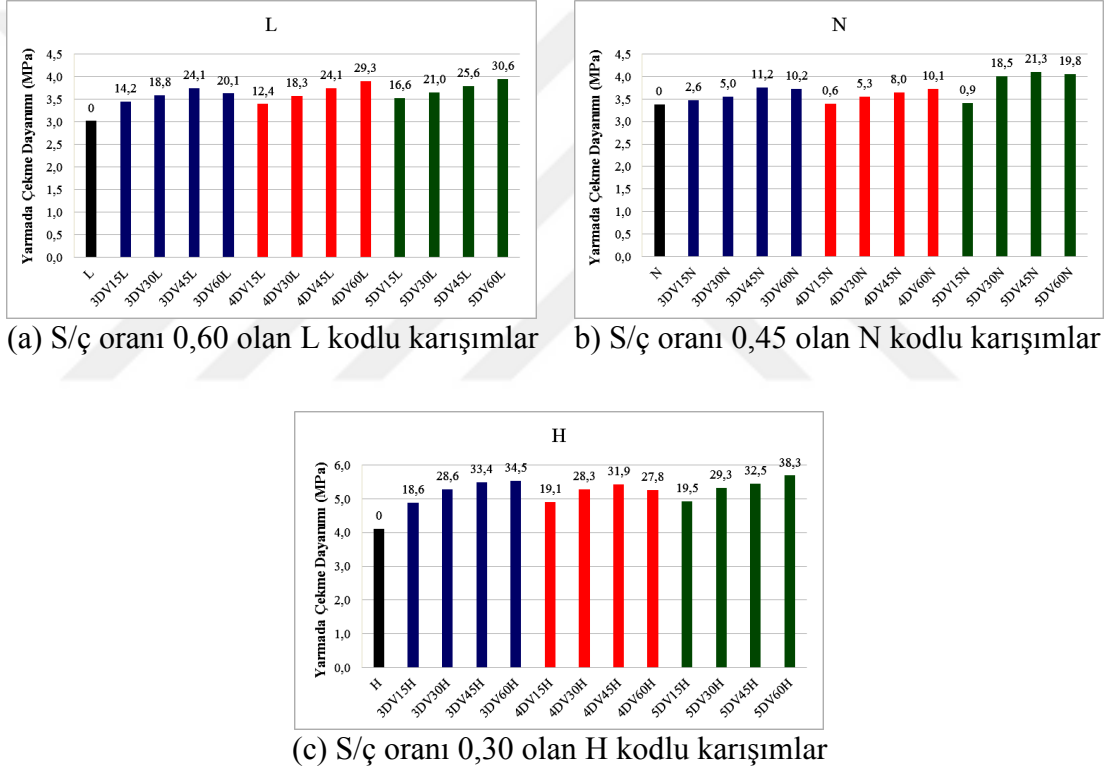
(c) S/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımlar

Şekil 4.8. Elastisite Modülü Değerleri

Beton karışımlarının elastisite modülü değerleri değerlendirildiğinde; su/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımların ortalama 30 GPa, su/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımların ortalama 35 GPa ve su/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımların ise ortalama 40 GPa elastisite modülü değerlerine sahip olduğu belirlenmiştir. Bununla birlikte betonların elastisite modülü değerleri üzerinde tel kanca tipinin ve içeriğinin belirgin bir etkisinin olmadığı görülmüştür.

#### 4.2.2. Yarmada Çekme Dayanımı

Yarmada çekme dayanımı sonuçlarına ait çubuk grafikler Şekil 4.9’da verilmektedir.



Şekil 4.9. Yarmada Çekme Dayanımı Değerleri

Çelik tel kullanılmayan betonlarda yarmada çekme dayanımı değerleri, L, N, ve H serileri için yaklaşık olarak sırasıyla 3,0 MPa, 3,5 MPa ve 4,0 MPa olarak elde edilmiştir. Çelik tel kullanılmasıyla yarmada çekme dayanımlarında artışlar elde edilmiştir. Her bir serinin tel kullanılmayan kontrol karışımına kıyasla yarmada çekme dayanımını artırdığı miktar yüzde (%) olarak çubukların üzerinde belirtilmiştir.



Bu değerler dikkate alındığında tel miktarının artırılmasıyla tüm tel kanca tipleri için tüm beton dayanımlarında yarmada çekme dayanımlarında artışlar olduğu görölmüştür. Bununla birlikte bazı karışımlarda 45 kg/m<sup>3</sup> tel miktarı 60 kg/m<sup>3</sup>'e kıyasla daha yüksek yarmada çekme dayanımı sağlamıştır. Bu duruma yüksek tel içeriğinden dolayı betonlarda daha yüksek hava miktarı oluşabilmesiyle beton dayanımının düşmesinin neden olabileceği düşünülmektedir.

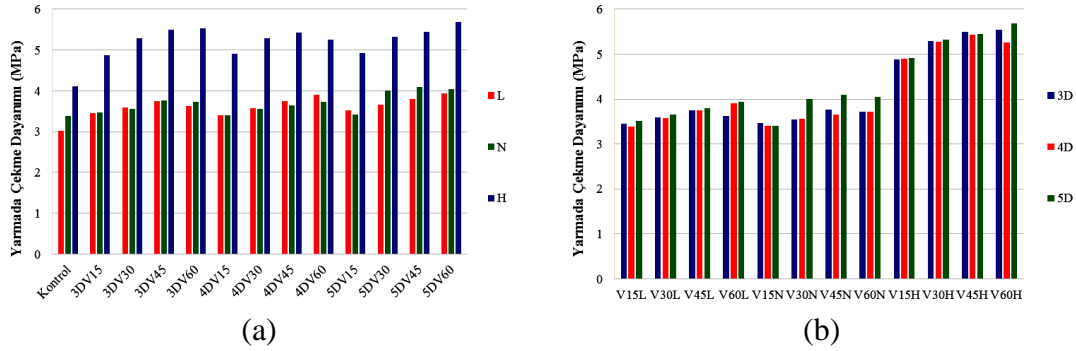
Beton serilerindeki tel içeriklerinin yarmada çekme dayanımı üzerindeki ortalama artış miktarları Tablo 4.1'de verilmektedir.

**Tablo 4.1.** Yarmada Çekme Dayanımlarının Ortalama Artış Miktarları

Seri adı	Ortalama artış (%)
3DL	19,3
4DL	21,0
5DL	23,4
3DN	7,3
4DN	6,0
5DN	15,1
3DH	28,8
4DH	26,8
5DH	29,9

Sonuçlar (Tablo 4.1) değerlendirildiğinde tel kullanımının yarmada çekme dayanımı üzerinde en çok, yüksek dayanıma sahip (C80/95) H kodlu seride, en az ise N kodlu (C50/60) seride etkili olduğu görölmüştür. N kodlu seride ortalama artış miktarının düşük elde edilmesinin nedeni, daha yüksek yarmada çekme dayanımına sahip çelik tel içermeyen N kodlu karışımdır.

5D kanca tipine sahip tellerin kullanıldığı betonların yarmada çekme dayanımları diğer kanca tiplerinin kullanıldığı betonlara kıyasla tüm beton dayanımlarında daha yüksek olarak elde edilmiştir. Bu durum Şekil 4.10b'de ortaya konmuştur.



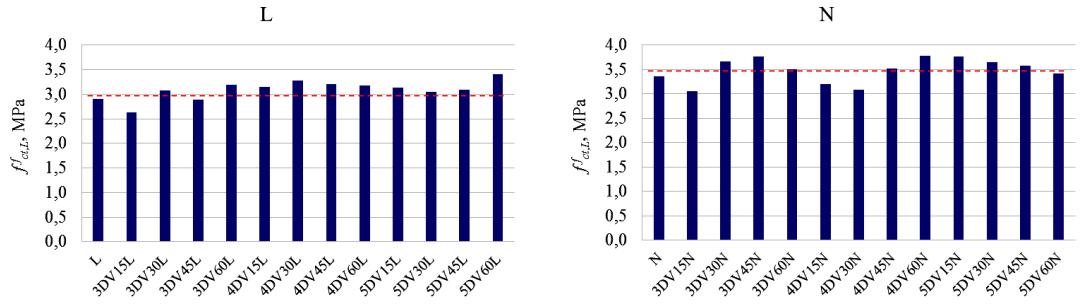
**Şekil 4.10.** Yarmada Çekme Dayanımı Değerleri (Beton Dayanımı ve Tel Kanca Tipi Değerlendirmeleri)

#### 4.2.3. Eğilmede Çekme Dayanımı

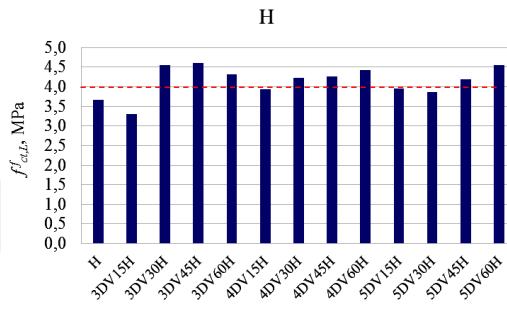
Eğilmede çekme dayanımı deneyleri 5 mm sehime ulaşılıncaya kadar yapılmıştır. Bu ölçümler sonucunda elde edilen sehime değerleri Denklem 3.1 kullanılarak ÇAAD değerlerine çevrilmiş ve 4 mm'e kadar ÇAAD değerleri kullanılarak hesaplanan değerler Tablo 3.9'da sunulmuştur. Bu bölümde yapılacak olan eğilmede çekme dayanımı değerlendirmeleri ÇAAD değerleri üzerinden yapılacaktır.

Orantılılık sınırı değerleri Şekil 4.11'de verilmektedir. Çelik tel içeriği ve kanca tipinin orantılılık sınırı değerleri üzerinde belirgin bir etkisi görülmemiştir. Orantılılık sınırı üzerinde beton basınç dayanımının etkili olduğu görülmektedir. L, N ve H serisi betonların ortalama orantılılık sınırı değerlerinin sırasıyla 3, 3,5 ve 4 MPa olduğu söylenebilir.

Madde 3.3.2' de açıklanan TS EN 14651 standardına göre orantılık sınırı, 0,05 mm ÇAAD değerine kadarki elde edilen maksimum yük kullanılarak hesaplanmaktadır. Çelik tel donatılı betonlarda, tel içeriğine ve özelliğine bağlı olarak 0,05 mm ÇAAD değerinden sonra bu sınıra kadarkinden daha yüksek yük değerleri elde edilebilir. Betonların orantılık sınırları ile taşıdıkları maksimum yük kullanılarak hesaplanan  $f_{maks}$  değerleri Şekil 4.13'te karşılaştırılmıştır.

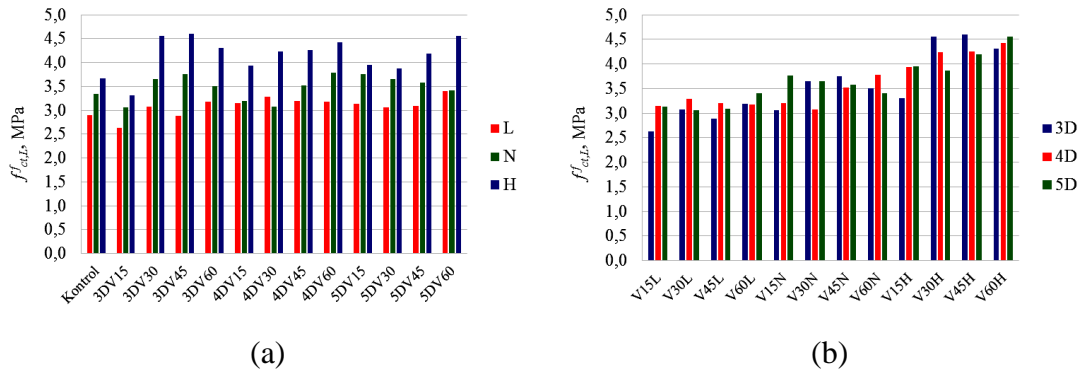


(a) S/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımlar (b) S/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımlar

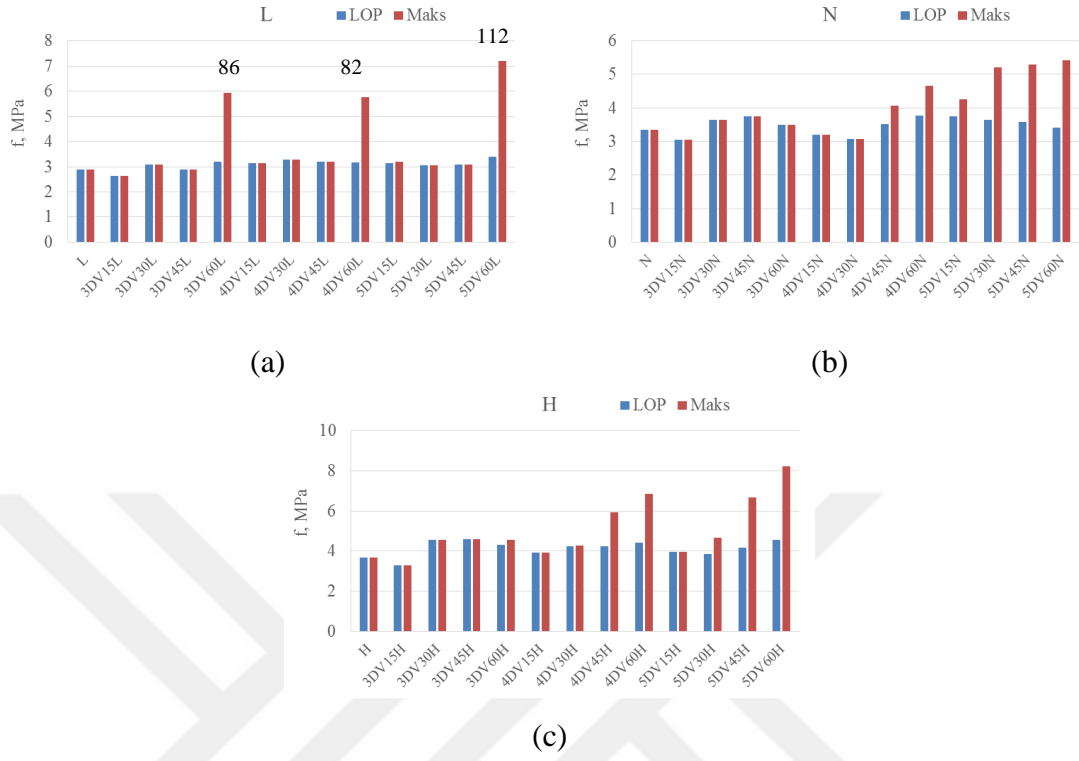


(c) S/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımlar

Şekil 4.11. Orantılılık Sınırı Değerleri



Şekil 4.12. Orantılılık Sınırı Değerleri (Beton Dayanımı ve Tel Kanca Tipi Değerlendirmeleri)

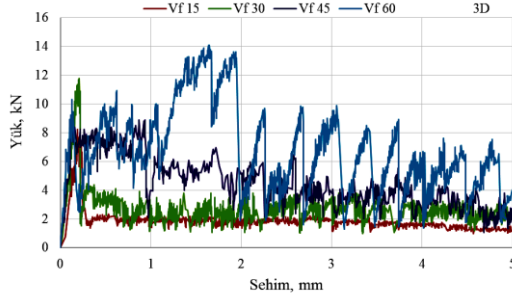


Şekil 4.13. Orantılılık Sınırı ve  $f_{maks}$  Değerleri

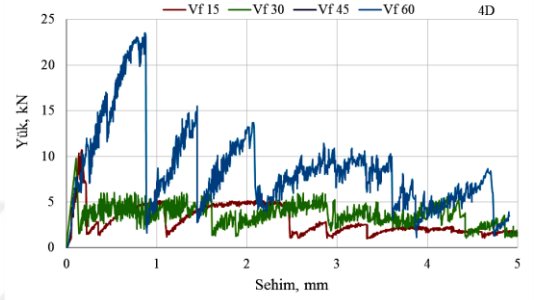
L serisi betonlarda (Şekil 4.12 (a)) sadece  $60 \text{ kg/m}^3$  tel kullanılan karışımlarda orantılılık sınırından sonra daha yüksek değerler elde edilmiştir. N serisi betonlarda, 3D tipi kancanın kullanıldığı karışımlarda farklılık bulunmazken, 4D tipi kanca kullanıldığında  $45$  ve  $60 \text{ kg/m}^3$  tel içeriklerinde ve 5D kanca tipinde tüm tel içeriklerinde orantılılık sınırından sonra daha yüksek değerler elde edilmiştir. H serisi betonlarda ise, 3D kanca tipi için  $60 \text{ kg/m}^3$  tel içeriğinde (çok az bir fark), 4D tipi kanca kullanıldığında  $45$  ve  $60 \text{ kg/m}^3$  tel içeriklerinde ve 5D kanca tipinde  $15 \text{ kg/m}^3$  tel içeriği hariç diğer tel içeriklerinde orantılılık sınırından sonra daha yüksek değerler elde edilmiştir. Bu sonuçlara dayanarak, kanca tipinin yük-sehim eğrisinin düşme kolu üzerinde etkili olduğu söylenebilir. Bu etkileri özellikle,  $30 \text{ kg/m}^3$  ve daha fazla tel içeriklerinde görülmektedir. Beton basınç dayanımının artması da bu etki üzerindeki bir diğer etkidir. 4D kanca tipinin 3D den daha etkili olduğu bununla birlikte en etkili kanca tipinin 5D olduğu söylenebilir.

#### 4.2.4. Kırılma Parametreleri

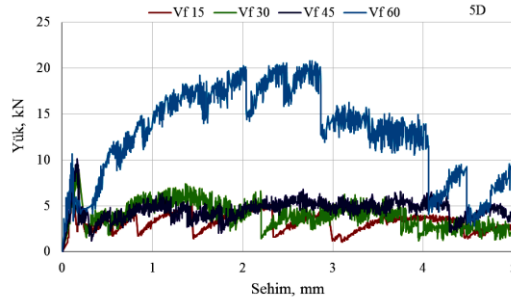
Kırılma parametrelerinin hesaplanmasında kullanılan yük-sehim eğrilerinden bazı seçilmiş olanları tel içeriği etkisi karşılaştırılarak, L, N ve H serileri için sırasıyla Şekil 4.14, 4.15 ve 4.16'da verilmektedir. Tüm numunelere ait yük-sehim eğrileri Ek-A'da verilmektedir.



(a) 3D kanca tipli L kodlu karışımlar

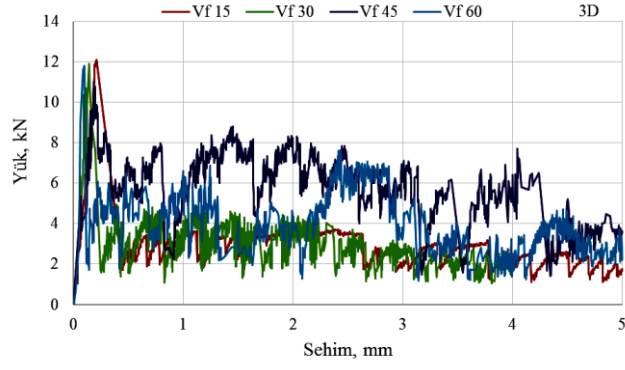


b) 4D kanca tipli L kodlu karışımlar

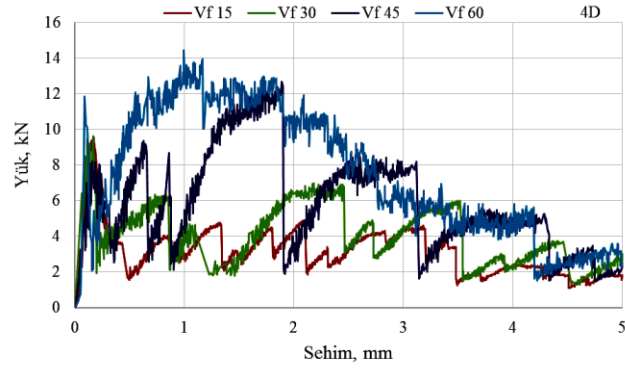


(c) 5D kanca tipli L kodlu karışımlar

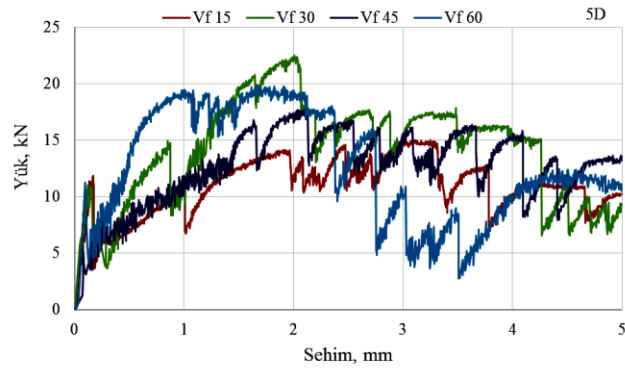
Şekil 4.14. L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim Eğrileri



(a) 3D kanca tipli N kodlu karışımlar

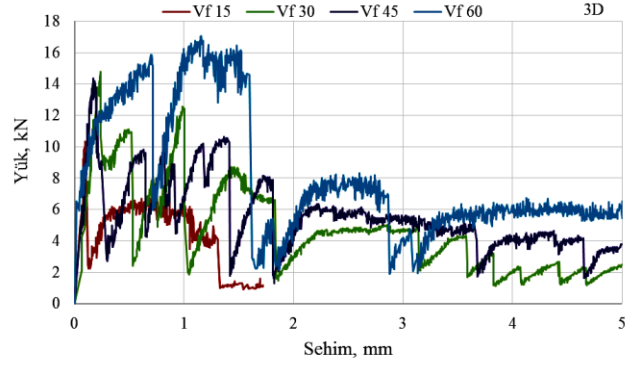


(b) 4D kanca tipli N kodlu karışımlar

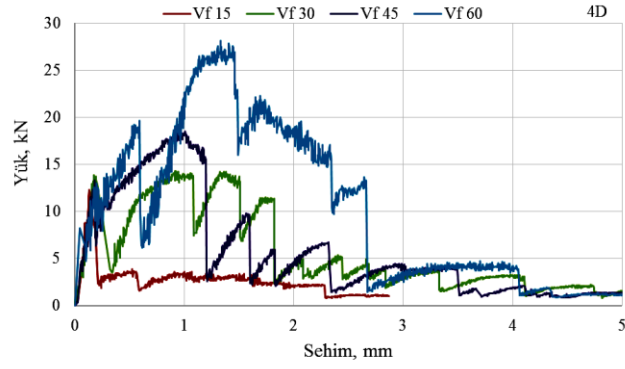


(c) 5D kanca tipli N kodlu karışımlar

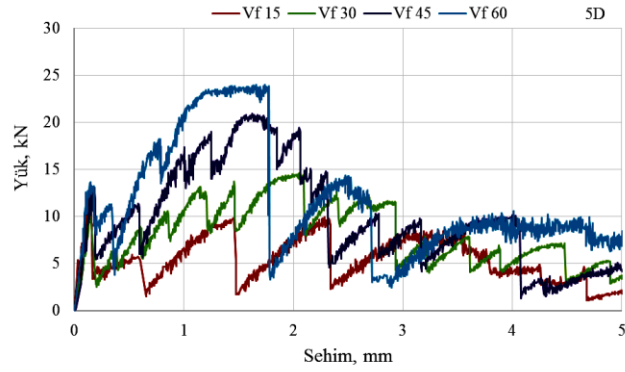
**Şekil 4.15.** N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim Eğrileri



(a) 3D kanca tipli H kodlu karışımlar



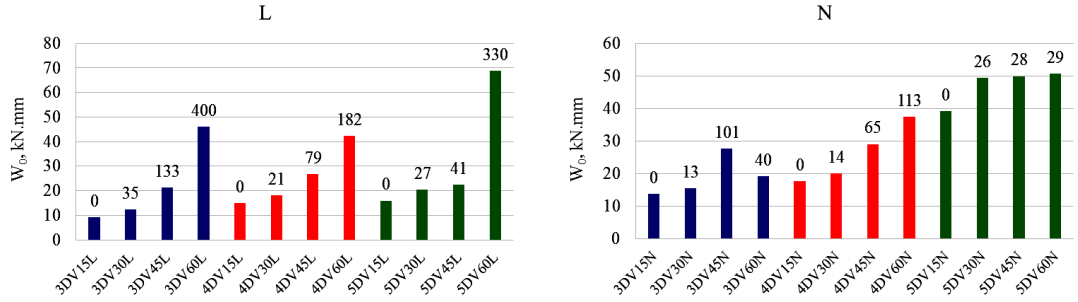
(b) 4D kanca tipli H kodlu karışımlar



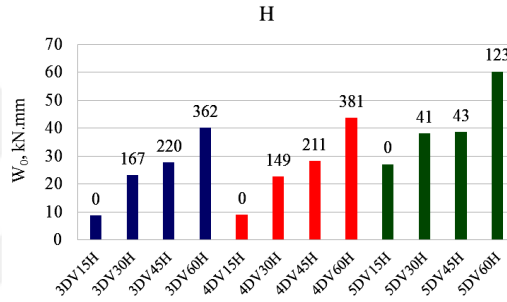
(c) 5D kanca tipli H kodlu karışımlar

**Şekil 4.16.** H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim Eğrileri

Yük-sehim eğrisi (bu çalışmada 5 mm sehim'e kadar) altında kalan alan yani yapılan şekil değiştirme işi değerlerine ait çubuk grafikler Şekil 4.17'de verilmektedir.



(a) S/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımlar (b) S/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımlar



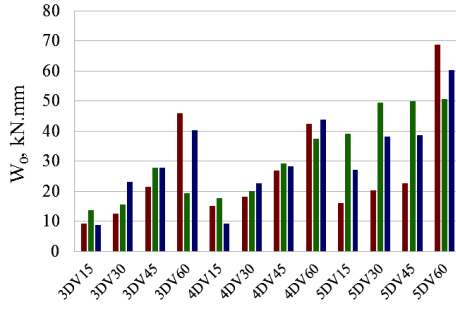
(c) S/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımlar

**Şekil 4.17.** Yük-Sehim Eğrisi Altında Kalan Alan Değerleri

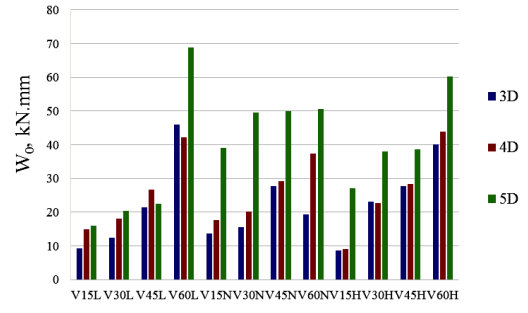
Tüm beton sınıflarında yük-sehim eğrisi altında kalan alan değerlerinin tel miktarının artmasıyla arttığı görülmektedir. Sütunların üzerindeki sayılar kendi serilerindeki 15 kg/m<sup>3</sup> tel miktarına sahip karışıma kıyasla eğri altında kalan alan değerlerini yüzde olarak ne kadar arttırdıklarını göstermektedir.

Yük-sehim eğrisi altında kalan alan değerlerinin beton dayanımı ve tel kanca tipi değerlendirmeleri Şekil 4.18'de verilmektedir. Beton dayanımının artmasıyla eğri altında kalan değerleri genel olarak artmıştır. Bununla birlikte düşük dayanıma sahip L kodlu karışımlarda 60 kg/m<sup>3</sup> tel içeriklerinde kanca tipinden bağımsız olarak daha yüksek alan değerleri elde edilmiştir. 5D kanca tipi diğer kanca tiplerine kıyasla daha yüksek eğri altında kalan değerleri sağlamış olup N kodlu karışımlarda daha iyi performans sergilemiştir.





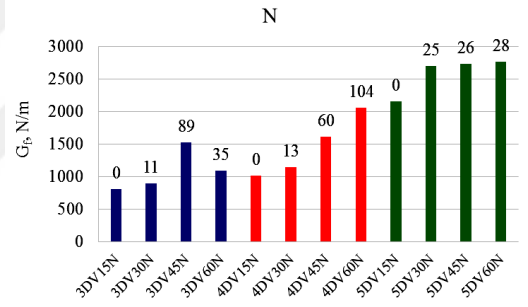
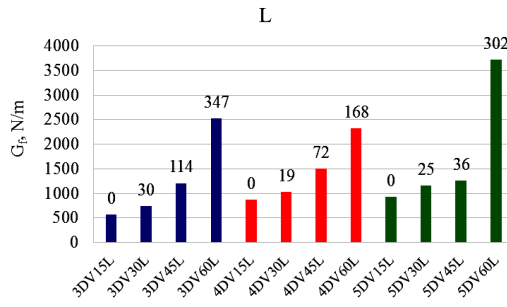
(a)



(b)

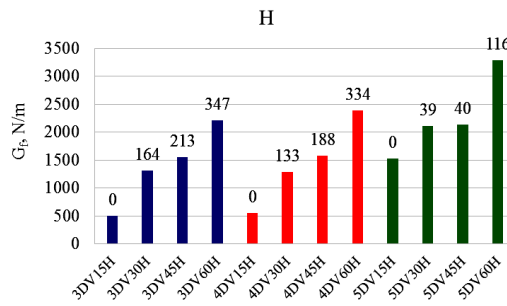
**Şekil 4.18.** Yük-Sehim Eğrisi Altında Kalan Alan Değerleri (Beton Dayanımı ve Tel Kanca Tipi Değerlendirmeleri)

Kırılma enerjisi değerlerine ait çubuk grafikler Şekil 4.19'da verilmektedir.



(a) S/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımlar

(b) S/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımlar

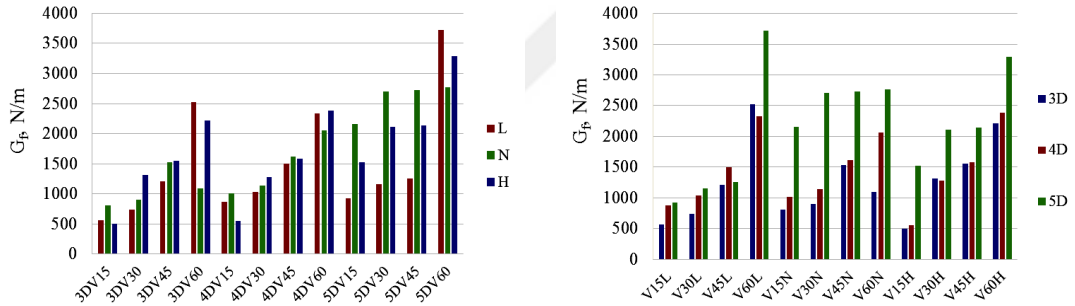


(c) S/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımlar

**Şekil 4.19.** Kırılma Enerjisi Değerleri

Tüm beton sınıflarında kırılma enerjisi değerlerinin tel miktarının artmasıyla arttığı görülmektedir. Sütunların üzerindeki sayılar kendi serilerindeki 15 kg/m<sup>3</sup> tel miktarına sahip karışıma kıyasla kırılma enerjisi değerini yüzde olarak ne kadar arttırdıklarını göstermektedir.

Kırılma enerjisi değerlerinin beton dayanımı ve tel kanca tipi değerlendirmeleri Şekil 4.20'de verilmektedir. Kırılma enerjisi değerleri yük-sehim eğrileri altında kalan alan kullanılarak hesaplandığı için eğri altında kalan alanların etkilerine genellikle paralel etki yapmıştır. Beton dayanımının artmasıyla kırılma enerjisi değerleri genel olarak artmıştır. Bununla birlikte düşük dayanıma sahip L kodlu karışımlarda 60 kg/m<sup>3</sup> tel içeriklerinde kanca tipinden bağımsız olarak daha yüksek kırılma enerjisi değerleri elde edilmiştir. 5D kanca tipi diğer kanca tiplerine kıyasla daha yüksek kırılma enerjisi değerleri sağlamış olup N kodlu karışımlarda daha iyi performans sergilemiştir.

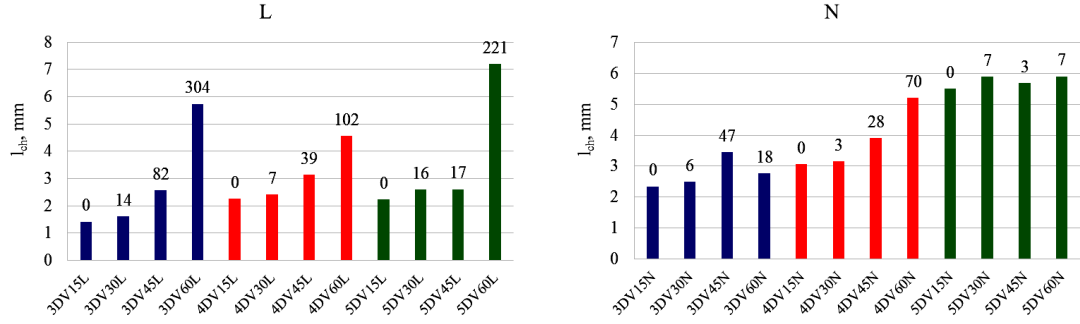


(a)

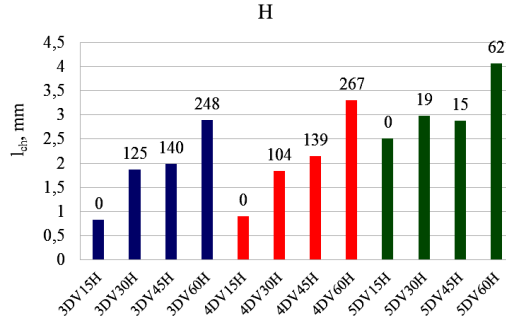
(b)

**Şekil 4.20.** Kırılma Enerjisi Değerleri (Beton Dayanımı ve Tel Kanca Tipi Değerlendirmeleri)

Karakteristik boy değerlerine ait çubuk grafikler Şekil 4.21’de verilmektedir.



(a) S/ç oranı 0,60 olan L kodlu karışımlar (b) S/ç oranı 0,45 olan N kodlu karışımlar

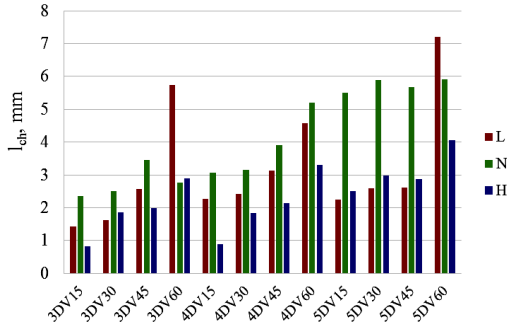


(c) S/ç oranı 0,30 olan H kodlu karışımlar

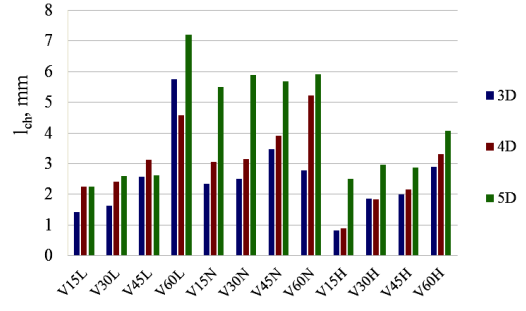
**Şekil 4.21.** Karakteristik Boy Değerleri

Tüm beton sınıflarında karakteristik boy değerlerinin tel miktarının artmasıyla arttığı görülmektedir. Sütunların üzerindeki sayılar kendi serilerindeki 15 kg/m<sup>3</sup> tel miktarına sahip karışıma kıyasla karakteristik boy değerini yüzde olarak ne kadar arttırdıklarını göstermektedir.

Karakteristik boy değerlerinin beton dayanımı ve tel kanca tipi değerlendirmeleri Şekil 4.22’de verilmektedir. Karakteristik boy değerleri yüksek dayanıma sahip H kodlu karışımlarda daha düşük olarak elde edilmiştir. Bununla birlikte N kodlu karışımlarda L kodlu karışımlara kıyasla daha yüksek elde edilmiştir. Karakteristik boy üzerinde N ve H kodlu karışımlarda sırasıyla 3D, 4D ve 5D kanca tipleri daha etkili olmuştur.



(a)



(b)

**Şekil 4.22.** Karakteristik Boy Değerleri (Beton Dayanımı ve Tel Kanca Tipi Değerlendirmeleri)

## 5. MODELLEME ÇALIŞMALARI

### 5.1. Önerilen Yöntemin Amacı ve Kapsamı

Bu çalışma, deneysel olarak elde edilen ÇTDB'lerin kırılma parametrelerinin Yapay Sinir Ağları (YSA) yöntemiyle modellenmesini içermektedir. ÇTDB'ler normal betonlara kıyasla daha sünek bir davranış gösterdiklerinden dolayı karışım tasarımı yapılırken kırılma parametreleri de bir kriter olarak dikkate alınmaktadır. Modelin oluşturulmasında girdi verileri olarak çelik tel içeriği, çelik kanca tipi (tel dayanımı), çimento miktarı, su miktarı, silis, kum ve kırma taş, çıktı verisi olarak da kırılma enerjisi ve karakteristik boy alınmıştır. Modellemenin amacı, bu bağımsız değişkenlere bağlı olarak ÇTDB'lerin kırılma enerjileri ve karakteristik boyunu tahmin ederek zaman ve iş tasarrufu sağlamaktır. Yapay Sinir Ağları ile ilgili genel bilgiler aşağıda verilmektedir.

### 5.2. Yapay Sinir Ağları (YSA)

YSA ile ilgili çalışmalar XX. yüzyılın ilk yarısında başlamış olup günümüzde de farklı alanlarda çalışmalara devam edilmektedir. YSA ile alakalı ilk çalışmalar McCulloch ve Pitts (1943) tarafından geliştirilen yapay sinir hücresi ile başlamıştır. İlerleyen zamanlarda ise nörolog olan Donald Hebb (1949) tarafından yapılan çalışmalarda, beynin nasıl öğrendiği ile ilgili araştırmalar yapılmıştır. Çalışmalarında beynin sinir hücresini konu alarak başlamıştır. İki farklı sinir hücresinin birbirleriyle yaptıkları korelasyonları incelemiş ve sinir ağı teorisini bu çalışma üzerine oturtmuştur. Bu çalışma şüphesiz tek gerçek değildir. Çünkü beynin nasıl çalıştığı şu an dahi teoriler yardımıyla açıklanamamaktadır. Ancak Hebb'in sayesinde bu fikir ile yola çıkılmış ve günümüzdeki yüzlerce farklı teoriyle geniş bir alana hitap eder hale gelmiştir. Şu an gerçek hayatta kullanılan ve başarı oranı %99'lar ile ifade edilen bolca YSA modeli mevcuttur [101].

Biyolojik sinir sistemi, merkezinde sürekli olarak bilgiyi aldığı, yorumladığı ve uygun bir karar ürettiği beynin (merkezi sinir ağı) bulunduğu 3 katmanlı bir sistem olarak açıklanmıştır. Alıcı sinirler algıladıkları uyarıları, beyne bilgileri ileten elektriksel sinyallere dönüştürür. Tepki sinirleri ise, beynin ürettiği elektriksel

darbeleri organizma çıktısı olarak uygun tepkilere dönüştürür. Şekil 5.1’ de bir sinir sisteminin blok gösterimi verilmiştir.

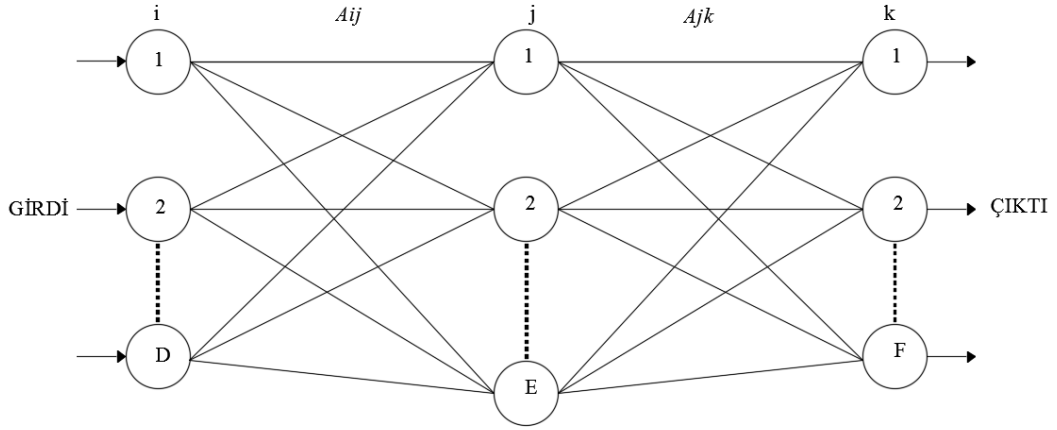


**Şekil 5.1.** Sinir Sisteminin Blok Gösterimi

Beynin üstün özellikleri, bilim adamlarını tarafından çalışılıp ve beyin nörofiziksel yapısından ilham alarak matematiksel modeli oluşturulmaya çalışılmıştır. Beynin bütün davranışlarını tam anlamıyla modelleyebilmek için fiziksel bileşenlerinin doğru olarak modellenmesi gerektiği düşüncesi ile birkaç çeşit yapay hücre ve ağ modelleri geliştirilmiştir. Böylelikle Yapay Sinir Ağları denen günümüz bilgisayarlarının algoritmik hesaplama yöntemlerinden ayrı bir bilim alanı ortaya çıkmıştır. Yapay sinir ağları; yapısı, bilgi işleme yöntemindeki farklılık ve uygulama alanları sebebiyle çeşitli bilim dallarının da sınırları içerisine girmektedir.[100]

### 5.2.1. Çok Katmanlı Yapay Sinir Ağları (ÇKYSA)

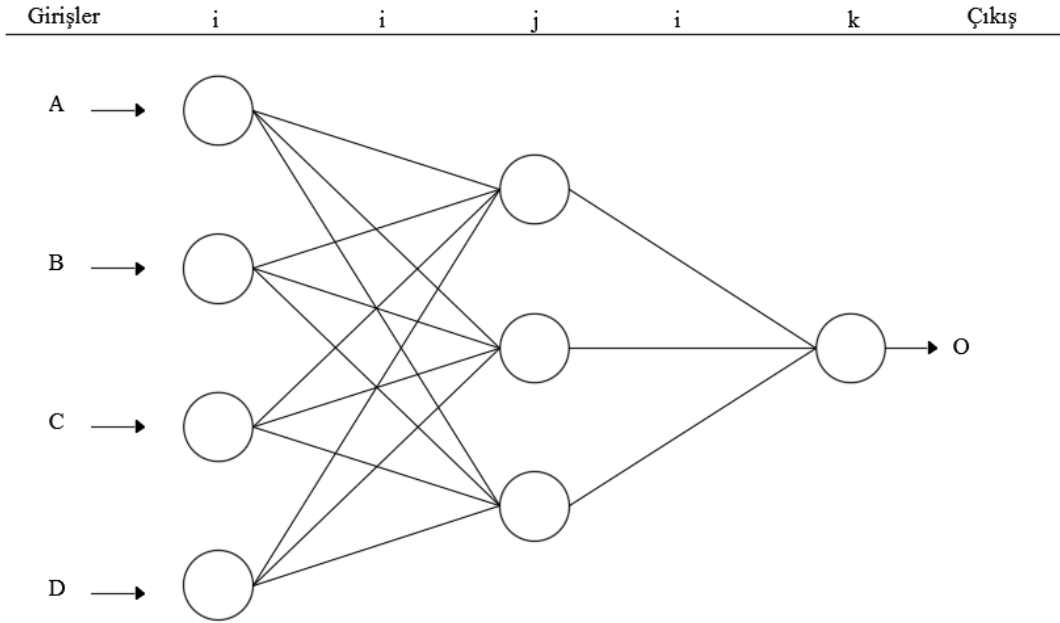
ÇKYSA, değişik ağırlıklarla birbirine bağlı birçok işlem elemanlarından oluşan paralel ve yoğun sistemlerdir. YSA metotları içerisinde en çok kullanılanlardan biri hataların geriye yayılma ilkesine göre çalışandır. Şekil 5.2, üç tabakalı bir ÇKYSA' nı göstermektedir. Burada  $i$  girdi tabakası,  $j$  gizli tabaka ve  $k$  çıktı tabakası,  $A_{ij}$  ve  $A_{jk}$  ise hücre tabakaları arasındaki bağlantı ağırlıklarıdır. Başlangıç esnasında rastgele atanan ağırlık değerleri, eğitime esnasında tahmin edilen çıktılarla beraber gerçek çıktı değerleri karşılaştırılarak devamlı olarak değiştirilir ve hataları minimum yapan bağlantı ağırlık değerleri ayarlanıncaya kadar hatalar geriye doğru (Şekil 5.2'de sağdan sola) yayılır. Burada ağırlıkları ayarlamak için kullanılan metot, genelleştirilmiş delta kuralına dayalı olarak geriye yayılma algoritmasıdır [101].



**Şekil 5.2.** Üç Tabakalı Bir Yapay Sinir Ağı Yapısı [101]

### 5.2.2. Radyal Tabanlı Yapay Sinir Ağları (RTYSA)

RTYSA metodu, sinir hücrelerinde görülen etki-tepki davranışlarından ilham alınarak 1988 senesinde geliştirilmiş olup filtreleme sorununa başarıyla uygulanmıştır [40]. RTYSA metodunun tasarımını için çok boyutlu uzayda eğri uydurma yaklaşımı söylenmektedir [57]. RTYSA modelleri genel YSA mimarisine benzer bir şekilde giriş katmanı, ara (gizli) katman ve çıktı katmanı olmak üzere üç katman halinde ifade edilmektedir (Şekil 5.3). Ancak girdi katmanından ara katmana geçiş sırasında radyal tabanlı aktivasyon fonksiyonları ile birlikte doğrusal olmayan sabit bir dönüşüm, ara katmandan çıkış katmanına ise doğrusal bir dönüşüm olmaktadır [101].



Şekil 5.3. RTYSA Metodunun Şematik Gösterimi [101]

### 5.3. Yapay Sinir Ağları (YSA)'nın Uygulama Alanları

Son senelerde YSA'ları, çözümü zor ve karmaşık olan ya da ekonomik olmayan çok farklı disiplinlerdeki problemlerin çözümünde kullanılmış ve sıklıkla başarılı sonuçlar alınmıştır. YSA'ları birçok farklı alana başarılı bir şekilde uygulanmaktadır. Son senelerde inşaat mühendisliğine bağlı birçok alanda da, özellikle hidroloji, geoteknik, malzeme ve karışım tasarımı uygulamalarında yaygın olarak kullanılmaya başlanmıştır [102–103]. Ayrıca YSA'nın betonların özelliklerinin tahmini ve modellenmesi ile ilgili çalışmalara da rastlanmaktadır [102-103]. YSA'nın bazı uygulama alanları aşağıda verilmektedir [104].

- Arıza Analizi ve Tespiti
- Tıp Alanında
- Savunma Sanayi
- Haberleşme
- Üretim
- Otomasyon ve Kontrol



YSA, betonun kırılma parametrelerinin tahmini [102], çelik tel donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımlarının tahmini [105], yüksek dayanımlı betonların basınç dayanımının ve slump değerinin tahmini [106], betonun basınç dayanımına uçucu kül ve silis dumanının uzun süreli etkisinin araştırılması [107], hazır beton taşıma sistemlerinin modellenmesi [108], beton karışım dizaynının modellenmesi [103] vb. konulara uygulanmıştır.

Merve ve ark. tarafından yapılan çalışmada, bazı araştırmacılar tarafından üretilen çelik telli betonları yapay sinir ağları kullanarak optimum karışım modelleme yapılmıştır. Bu çalışmada giriş verileri olarak beton ve çelik telin özellikleri kullanılmıştır. Çıkış verileri olarak karışımda kullanılacak malzemelerin değerleri tahmin edilmiştir. Yapılan çalışma sonucunda beton karışımını etkileyen en etkili malzemenin su olduğu belirtilmiştir. Aynı zamanda gerçeğe çok yakın bir sonuç bulduklarını belirtmişlerdir. Dolayısıyla yapay sinir ağlarını kullanarak bir beton karışım modeli bulunabilir [109].

#### **5.4. Yapay Sinir Ağı (YSA) Hücresi**

Bir yapay sinir ağı hücresinde temel olarak girişler, ağırlıklar, toplama fonksiyonu, aktivasyon fonksiyonu ve çıkışlar bulunur. Dış ortamdan alınan veriler ağırlıklar aracılığıyla nöronlara bağlanır ve bu ağırlıklar ile girişin etkinliği belirlenir. Net giriş ise toplam fonksiyonu ile hesaplanır. Net giriş işe ağırlıkların ilgili girişlerle çarpımının bir sonucudur. Net çıkışlar ise aktivasyon fonksiyonu kullanılarak hesaplanır. Aktivasyon fonksiyonu genel olarak doğrusal olmayan (nonlineer) bir fonksiyondur. Bu çalışmada yapılan modellemede Logaritma Sigmoid aktivasyon fonksiyonu kullanılmıştır. Logaritma Sigmoid aktivasyon fonksiyonu, türevi alınabilir, sürekli ve doğrusal olmayan bir fonksiyon olmasından dolayı çok kullanılır. Bu fonksiyon, girdinin her değeri için sıfır ile bir arasında bir değer üretir. Logaritma Sigmoid fonksiyonunun denklemi (5.1)' de verilmiştir.[100]

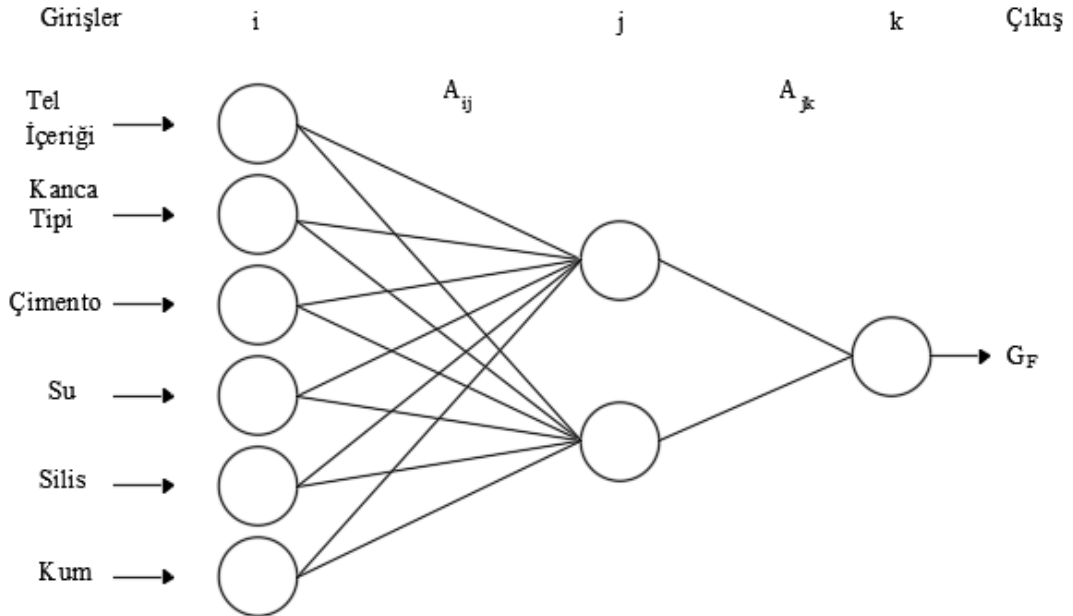
$$y = \frac{1}{1+e^{-x}} \quad (5.1)$$

## 5.5. Uygulama

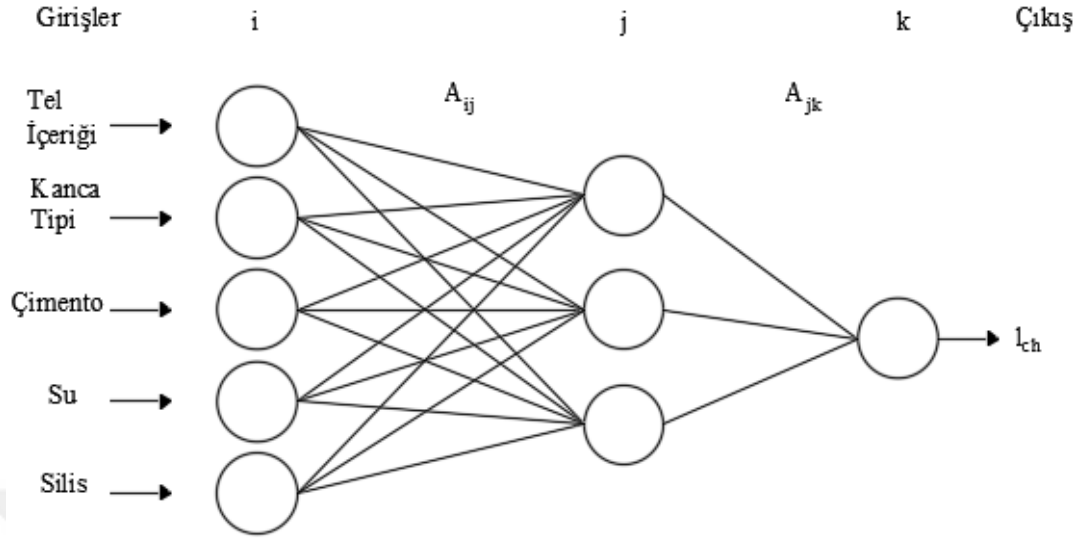
Uygulama için 36 adet veri kullanılmıştır. Bu verilerin 27 tanesi modeli oluşturma (eğitme) aşamasında, 9 tanesi de modelin test aşamasında kullanılmıştır. Test aşamasında kullanılan veriler, deney veri sayısının %25'i kadar ve rasgele seçilmiştir.

### 5.5.1. YSA Modellerinin Yapısı

Bu çalışmada giriş tabakası, ara tabaka ve çıkış tabakasından oluşan 3 katmanlı YSA modeli oluşturulmuştur. Kırılma enerjisi ve karakteristik boy için oluşturulan YSA modellerine ait yapılar sırasıyla Şekil 5.4 ve Şekil 5.5'te verilmiştir. Kırılma enerjisi ( $G_F$ )'nin tahmin edildiği modelde, girdi olarak tel içeriği, tel kanca tipi (tel dayanımı), çimento, su, silis ve kum miktarları kullanılmıştır. Yapılan denemelerde ara tabaka hücre sayısı 2 olarak belirlenmiştir. Karakteristik boy ( $l_{ch}$ )'un tahmin edildiği modelde, girdi olarak tel içeriği, tel kanca tipi (tel dayanımı), çimento, su ve silis miktarları kullanılmıştır. Yapılan denemelerde ara tabaka hücre sayısı 3 olarak belirlenmiştir.



Şekil 5.4. Kırılma Enerjisi YSA Modeli Yapısı



Şekil 5.5. Karakteristik Boy YSA Modeli Yapısı

Eğitime aşamasında,  $p$  örneği için toplam hata  $H_p$ , tahmin edilen ve gerçek çıktılar arasında kareler farkına bağlı olarak aşağıdaki eşitlikle (5.2) hesaplanmıştır.

$$H_p = \sum_{k=1}^N (G_{pk} - \zeta_{pk})^2 \quad (5.2)$$

Burada  $N$  iterasyon sayısı olmak üzere  $G_{pk}$  ve  $\zeta_{pk}$  sırası ile  $p$  örneği için gerçek ve tahmin edilen çıktı değerleridir. Her bir bağlantı ağırlığı,  $A_{ij}$ , aşağıdaki eşitlik (5.3) ile yenilenir.

$$A_{ij}^{yeni} = A_{ij}^{eski} - [J^T J + \mu I]^{-1} J^T H_p \quad (5.3)$$

Burada  $J$ , hataların ağırlıklara göre türevlerini içeren Jacobian matrisin;  $J^T$ , Jacobian matrisinin transpozisini;  $I$ , birim matrisi ve  $\mu$  ise yakınsama hızını etkileyen bir parametreyi ifade eder.  $\mu$  değeri büyüdükçe eşitlik eğim azalma algoritmasına, küçüldükçe ise eşitlik Gauss-Newton algoritmasına dönüşür [110].

### 5.5.2. Sonuçlar

Yapılan modellerde girdi verileri olarak tel içeriği (Tİ), kanca tipi (tel dayanımı) (TD), çimento (Çİ), su, silis (Si), kum ve kırma taş (KTAş) miktarları kullanılmıştır. Bu veriler kullanılarak girdi kombinasyonları oluşturulmuştur.

Kombinasyonlar oluşturulurken her bir girdinin kırılma enerjisi ve karakteristik boy ile yaptıkları korelasyon değerleri göz önüne alınarak yapılmıştır. Girdilerin kırılma enerjisi ve karakteristik boy ile korelasyonları Tablo 5.1’ de verilmektedir.

**Tablo 5.1.** Girdilerin Kırılma Enerjisi ve Karakteristik Boy ile Korelasyonları

Girdi	Kırılma Enerjisi Korelasyonu	Karakteristik Boy Korelasyonu
Tel içeriği (Tİ)	0,663	0,531
Tel Dayanımı (TD)	0,543	0,458
Çimento (Çİ)	0,153	-0,145
Su	-0,109	0,400
Silis (Sİ)	0,107	-0,403
Kum	-0,245	-0,002
Kırma Taş (KTaş)	-0,244	-0,003

Ağırlıkları ayarlamak için başka tekniklerden daha başarılı ve hızlı olan Levenberg-Marquardt yöntemi kullanılmıştır. Gizli katmandaki birimlere ait aktivasyon fonksiyonu logaritma sigmoid (logsig) olarak seçilmiş ve performansının diğer fonksiyonlara göre daha iyi olduğu görülmüştür. Çıkış fonksiyonu olarak doğrusal fonksiyon (purelin) kullanılmıştır.

Karşılaştırma kriteri olarak, ortalama karesel hata (OKH), ortalama mutlak hata (OMH) ve belirginlik katsayısı ( $R^2$ ) kullanılmıştır. OKH ve OMH aşağıdaki eşitlikler ile bulunur;

$$OKH = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (Yi_{Deneysel} - Yi_{Model})^2 \quad (5.4)$$

$$OMH = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |Yi_{Deneysel} - Yi_{Model}| \quad (5.5)$$

Burada N, toplam veri sayısını Yi ise kırılma enerjisi ve karakteristik boy değerlerini ifade etmektedir. Bu çalışmada kırılma enerjisi tahmininde en düşük ortalama karesel hata (OKH) ve en düşük ortalama mutlak hata (OMH) değerleri 2 ara tabaka hücre sayısı ve 300 iterasyon kullanılarak oluşturulan model ile elde edildi. Karakteristik boy tahmininde ise en düşük OKH ve en düşük OMH değerleri 3 ara tabaka hücre sayısı ve 250 iterasyon kullanılarak oluşturulan model ile elde edilmiştir. ÇKYSA

modelinin kombinasyonları Tablo 5.2 ve Tablo 5.3'te verilmiştir. Bu kombinasyonların yapılan denemeler sonucunda en düşük hata ve en yüksek belirginlik katsayıları veren ara tabaka hücre sayısı ve değerler tabloda gösterilmiştir.

**Tablo 5.2.** Kırılma Enerjisi Tahmini İçin ÇKYSA Modeli, Kombinasyonlar, Hatalar ve Belirginlik Katsayısı

Girdiler	Ara Tabaka Hücre Sayısı	İterasyon Sayısı	OKH	OMH	R <sup>2</sup>
Tİ ve TD	2	30	62916	216	0,901
Tİ, TD ve Çİ	6	100	44897	173	0,944
Tİ, TD, Çİ ve Su	3	20	26737	136	0,949
Tİ, TD, Çİ, Su ve Si	1	200	31806	149	0,947
<b>Tİ, TD, Çİ, Su, Si ve Kum</b>	<b>2</b>	<b>300</b>	<b>13551</b>	<b>94</b>	<b>0,966</b>
Tİ, TD, Çİ, Su, Si, Kum ve KTaş	3	10	38394	158	0,924

**Tablo 5.3.** Karakteristik Boy Tahmini İçin ÇKYSA Modeli, Kombinasyonlar, Hatalar ve Belirginlik Katsayısı

Girdiler	Ara Tabaka Hücre Sayısı	İterasyon Sayısı	OKH	OMH	R <sup>2</sup>
Tİ ve TD	2	100	0,53	0,68	0,701
Tİ, TD ve Çİ	4	200	0,31	0,46	0,806
Tİ, TD, Çİ ve Su	4	200	0,15	0,31	0,922
<b>Tİ, TD, Çİ, Su ve Si</b>	<b>3</b>	<b>250</b>	<b>0,09</b>	<b>0,25</b>	<b>0,967</b>
Tİ, TD, Çİ, Su, Si ve Kum	4	200	0,28	0,40	0,886
Tİ, TD, Çİ, Su, Si, Kum ve KTaş	4	150	0,27	0,40	0,837

Kırılma enerjisi tahmini için oluşturulan modelde, yapılan kombinasyonlar sonucu girdi verileri Tİ, TD, Çİ, Su, Si ve Kum miktarları olarak belirlenmiştir. Bu kombinasyonda yapılan denemelerde ara tabaka hücre sayısı 2 olarak bulunmuştur. Eğitim aşamasında 300 iterasyon yapılarak en düşük hata ve en yüksek belirginlik katsayısına ulaşılmıştır. Ara tabaka hücre sayısını belirlemek için, 10 taneye kadar hücre sayısı için denemeler yapılmıştır. Tablo 5.4'te yapılan denemelere ait sonuçlar verilmiştir. Karakteristik boy tahmini için oluşturulan modelde, yapılan kombinasyonlar sonucu girdi verileri olarak Tİ, TD, Çİ, Su ve Si miktarları belirlenmiştir. Bu kombinasyonda yapılan denemelerde ara tabaka hücre sayısı 3 olarak bulunmuştur. Eğitim aşamasında 250 iterasyon yapılarak en düşük hata ve en yüksek belirginlik katsayısına ulaşılmıştır. Tablo 5.5'te yapılan denemelere ait sonuçlar verilmiştir. Bu tablolarda her iki tahmin için yapılan denemelerde en iyi sonuçları veren iterasyonlar sunulmuştur.

**Tablo 5.4.** Kırılma Enerjisi Ara Tabaka Hücre Sayısının Belirlenmesi İçin Yapılan Denemelere Ait Hata Değerleri ve Belirginlik Katsayısı

Girdiler	Ara Tabaka Hücre Sayısı	İterasyon Sayısı	OKH	OMH	R <sup>2</sup>
Tİ, TD, Çİ, Su, Si ve Kum	1	250	163390	339	0,771
	<b>2</b>	<b>300</b>	<b>13551</b>	<b>94</b>	<b>0,966</b>
	3	10	108072	266	0,796
	4	50	170178	385	0,946
	5	10	42595	168	0,931
	6	10	42595	168	0,931
	7	10	42595	168	0,931
	8	10	42595	168	0,931
	9	10	42595	168	0,931
	10	10	42595	168	0,931

**Tablo 5.5.** Karakteristik Boy Ara Tabaka Hücre Sayısının Belirlenmesi İçin Yapılan Denemelere Ait Hata Değerleri ve Belirginlik Katsayısı

Girdiler	Ara Tabaka Hücre Sayısı	İterasyon Sayısı	OKH	OMH	R <sup>2</sup>
Tİ, TD, Çİ, Su ve Si	1	200	0,178	0,351	0,874
	2	200	0,126	0,301	0,915
	<b>3</b>	<b>250</b>	<b>0,085</b>	<b>0,248</b>	<b>0,966</b>
	4	150	0,200	0,373	0,863
	5	150	0,152	0,316	0,885
	6	300	0,196	0,375	0,862
	7	250	0,196	0,375	0,862
	8	200	0,196	0,375	0,862
	9	150	0,196	0,375	0,862
	10	100	0,196	0,375	0,862

Yapılan denemeler sonucu kırılma enerjisi tahmini için, 2 ara tabaka hücre sayısı ve bu hücre sayısı için 300 iterasyonun en düşük hataları ve en yüksek belirginlik katsayısını verdiği görülmüştür. Karakteristik boy tahmini için, 3 ara tabaka hücre sayısı ve bu hücre sayısı için 250 iterasyonun en düşük hataları ve en yüksek belirginlik katsayısını verdiği görülmüştür. Denemeler sonucu kırılma enerjisi tahmininde 5, karakteristik boy tahmininde ise 6 ara tabaka hücre sayısından fazla ara tabaka hücre sayısı ve iterasyon sayısının bu modeller için etkili olmadığı belirlenmiştir. Deneysel sonuçlar ve modelde bulunan değerlerin karşılaştırılması Tablo 5.6 ve Tablo 5.7’de verilmiştir.

**Tablo 5.6.** Kırılma Enerjilerinin Deneysel Sonuçları ile Modelde Bulunan Değerlerin Karşılaştırması

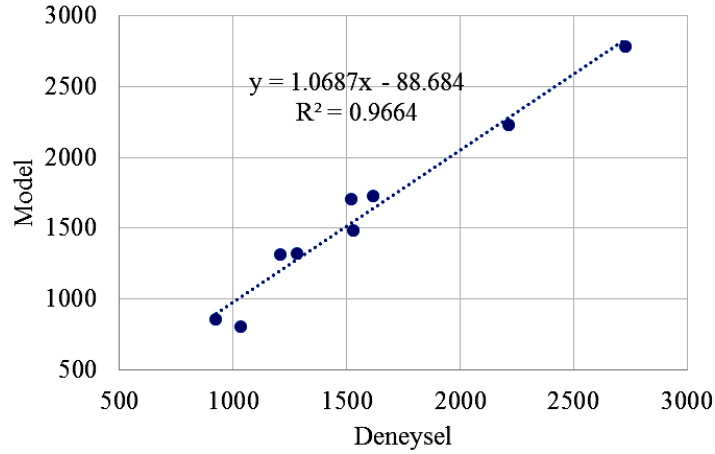
Kırılma Enerjisi, G <sub>F</sub> , N/m		
Deneysel	Model Sonucu	Deneysel/Model
1209	1317	0,91
1615	1727	0,935
1521	1704	0,89
1529	1483	1,03
1035	804	1,29
2215	2225	0,995
926	862	1,07
2727	2781	0,98
1283	1321	0,97

**Tablo 5.7.** Karakteristik Boyun Deneysel Sonuçları ile Modelde Bulunan Değerlerin Karşılaştırılması

Karakteristik Boy, $l_{ch}$ , mm		
Deneysel	Model Sonucu	Deneysel/Model
2,58	2,30	1,11
3,91	3,89	1,00
2,51	2,61	0,96
3,46	2,91	1,18
2,42	2,06	1,17
2,89	2,67	1,07
2,24	2,32	0,96
5,68	6,03	0,94
1,84	1,56	1,17

Kırılma enerjisi değerleri için deneysel ve model sonuçları arasındaki belirginlik katsayısı 0,9664 olarak elde edilmiştir. Modele ait doğru grafiği Şekil 5.6'da verilmiştir. Modelin denklemi aşağıda verilmektedir.

$$y=1.0687x - 88.684 \quad (5.6)$$

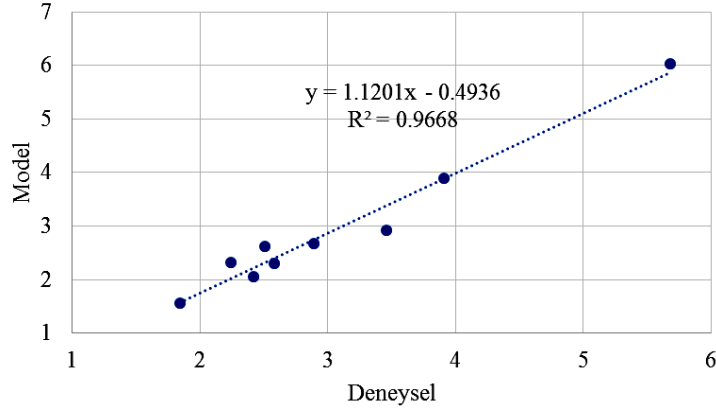


**Şekil 5.6.** Kırılma Enerjisi Modelinin Doğru Grafiği

Karakteristik boy değerleri için deneysel ve model sonuçları arasındaki belirginlik katsayısı 0.9668 olarak elde edilmiştir. Modele ait doğru grafiği Şekil 5.7'de verilmiştir. Modelin doğru denklemi ise aşağıda verilmiştir.

$$y=1.1201x - 0.4936 \quad (5.7)$$





**Şekil 5.7.** Karakteristik Boy Modelinin Doğru Grafiği

Kırılma enerjisi ve karakteristik boy için Radyal Tabanlı Yapay Sinir Ağı kullanılarak oluşturulan modelin kombinasyonları Tablo 5.8 ve Tablo 5.9’da verilmiştir. Bu kombinasyonların yapılan denemeler sonucunda en düşük hata ve en yüksek belirginlik katsayıları veren ara tabaka hücre sayısı ve değerler tabloda gösterilmiştir.

**Tablo 5.8.** Kırılma Enerjisi Tahmini İçin RTYSA Modeli, Kombinasyonlar, Hatalar ve Belirginlik Katsayısı

Girdiler	Ara Tabaka Hücre Sayısı	Spread Katsayısı	OKH	OMH	R <sup>2</sup>
Tİ, TD	2	1	64583	182	0,82
<b>Tİ, TD ve Çİ</b>	<b>8</b>	<b>0.8</b>	<b>61733</b>	<b>200</b>	<b>0,89</b>
Tİ, TD, Çİ, Su	8	0.6	119225	252	0,67
Tİ, TD, Çİ, Su, Si	9	0.4	125061	294	0,78
Tİ, TD, Çİ, Su, Si, Kum	7	0.4	102426	257	0,76
Tİ, TD, Çİ, Su, Si, Kum, Ktaş	9	0.4	125061	294	0,78

**Tablo 5.9.** Karakteristik Boy Tahmini İçin RTYSA Modeli, Kombinasyonlar, Hatalar ve Belirginlik Katsayısı

Girdiler	Ara Tabaka Hücre Sayısı	Spread Katsayısı	OKH	OMH	R <sup>2</sup>
Tİ, TD	2	0,4	0,47	0,59	0,87
Tİ, TD ve Çİ	1	0,2	0,20	0,41	0,85
Tİ, TD, Çİ, Su	3	1,0	0,18	0,37	0,88
<b>Tİ, TD, Çİ, Su, Si</b>	<b>4</b>	<b>0,1</b>	<b>0,22</b>	<b>0,41</b>	<b>0,90</b>
Tİ, TD, Çİ, Su, Si, Kum	5	1,0	0,18	0,31	0,85
Tİ, TD, Çİ, Su, Si, Kum, Ktaş	9	1,0	0,24	0,35	0,82

Yapılan denemeler sonucu kırılma enerjisi tahmini için, giriş verileri Tİ, TD ve Çİ miktarları elde edilmiştir. Bu modelde 8 ara tabaka hücre sayısı ve bu hücre sayısı için 0,8 Spread katsayısının en düşük hataları ve en yüksek belirginlik katsayısını verdiği görülmüştür. Karakteristik boy tahmini için, giriş verileri Tİ, TD, Çİ, Su ve Si miktarları elde edilmiştir. Bu modelde 4 ara tabaka hücre sayısı ve bu hücre sayısı için 0.1 Spread katsayısının en düşük hataları ve en yüksek belirginlik katsayısını verdiği görülmüştür.

ÇKYSA modelinin RTYSA modeline kıyasla kırılma parametrelerinin tahmininde daha başarılı olduğu görülmüştür.

## 6. SONUÇLAR

1. Çelik tel kullanılmasıyla betonların işlenebilirliğinde azalma görülmüştür. Çelik tel içeriğinin artmasıyla çökme değerleri düşmüştür. Ayrıca, Vebe sürelerinde artış görülmüştür.
2. Çelik tel içeriğinin artmasıyla birim ağırlık değerlerinin arttığı görülmüştür. Tüm su/çimento oranlarında taze birim ağırlık değerlerinde çelik tel kanca tipinin belirgin bir etkisi olmadığı görülmüştür. Sertleşmiş birim ağırlık değerlerinde ise 3D'den 4D'ye ve 4D'den 5D'ye geçince (4DV45H ve 5DV60H hariç) artış olduğu görülmüştür.
3. Çelik tel kanca tipinin ve içeriğinin ÇTDB'lerin basınç dayanımına ve elastisite modülüne etkisinin belirgin olmadığı görülmüştür. Betonlarda aynı seriye ait numunelerin basınç dayanımları arasında  $\pm\%2$  değerinde sapma olabileceği bilinmektedir. Buna bağlı olarak bu çalışmada kullanılan çelik tellerin basınç dayanımına belirgin bir etkisinin olmadığı ifade edilebilir.
4. Çelik tel içeriği arttıkça ÇTDB'lerin yarmada çekme dayanımlarında artışlar elde edilmiştir. Aynı zaman çelik tel kanca tipinin etkisi de görülmüştür. 5D kanca tipine sahip tellerin kullanıldığı betonların yarmada çekme dayanımları diğer kanca tiplerine sahip betonlardan daha yüksek elde edilmiştir.
5. Çelik tel içeriği ve kanca tipinin ÇTDB'erin orantılılık sınırı değerleri üzerinde belirgin bir etkisi olmadığı görülmüştür. ÇTDB'lerin orantılılık sınır değerlerini etkileyen en önemli etkenin beton basınç dayanımı olduğu görülmüştür.
6. Tüm beton sınıflarında çelik tel içeriğinin artmasıyla birlikte yük-sehim eğrisi altında kalan alanlar artmıştır. Genel olarak çelik tel kanca tipi eğri altında kalan alanlar üzerinde etkili olmuştur. 5D kanca tipi en iyi performansı sergilemiştir.
7. Tüm bütün beton sınıflarında çelik tel içeriğinin artmasıyla birlikte kırılma enerjisi değerlerinin arttığı görülmüştür. Genel olarak çelik tel kanca tipinin

değişmesi kırılma enerjisi üzerinde etkili olmuştur. 5D kanca tipi diğer kanca tiplerine kıyasla daha etkili olmuştur.

8. Karakteristik boy değerleri yüksek dayanıma sahip H kodlu karışımlarda daha düşük olarak elde edilmiştir. Bununla birlikte N kolu karışımlarda L kodlu karışımlara kıyasla daha yüksek elde edilmiştir.
9. Yapılan eğilme deneyi süresince çatlama bölgesinde çatlak açıldıktan hemen sonra çelik tellerin çatlağın ilerlemesini önlediği görülmüştür. Yüklerin artmasıyla çelik tellerin bazılarının koptuğu, bazılarının ise betondan sıyrıldığı görülmüştür. Aynı zamanda tel miktarı arttıkça ÇTDB'lerde oluşan ilk çatlak açıklığı azalmıştır. Bunun sebebi tel miktarı arttıkça çelik tellerin köprüleme etkilerinin artmasının olduğu düşünülmektedir.
10. ÇTDB'lerde yapılan eğilme deneyleri sonucunda elde edilen yük-sehim eğrilerinde ilk çatlak sonrası numunelerin yük taşımaya devam ettiği görülmüştür. Eğrilerde görülen yükteki ani düşüşler çelik tellerin kopmasıyla açıklanabilir. Ani düşüşlerden sonra birçok numune daha yüksek yük taşımaya devam etmiştir.
11. ÇTDB'lerin kırılma parametreleri YSA kullanılarak modellenmiştir. ÇKYSA ile RTYSA kıyasla daha düşük hata ve daha yüksek belirginlik katsayısına sahip modelleme yapılmıştır. Modelleme sonucunda kırılma parametreleri üzerinde sırasıyla Tİ, TD, Çi ve Su miktarları daha etkili olmuştur.

## KAYNAKLAR

1. Köksal, F., Çelik Tel Donatılı Betonların Mekanik Davranışı ve Optimum Tasarımı, Doktora Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul, 2004.
2. Taşdemir, M.A., Bayramov F., Yüksek Performanslı Çimento Esaslı Kompozitlerin Mekanik Davranışı, İtü dergisi/d Cilt 1, Sayı 2, 125-144, Aralık 2002.
3. Taşdemir, M.A., Çelik Tel Takviyeli Betonların Mekanik Davranışı, Çelik Tel Donatılı Beton Sempozyumu, Sabancı Center, İstanbul, 9-11, 24 Kasım 1999.
4. Balaguru, P.N., Narahari, R., Patel, M., Flexural Toughness of Steel Fiber Reinforced Concrete, ACI Materials Journal, 89 (6), 541-545, 1992.
5. Soroushian, P., Bayasi, Z., Fiber-Type Effects on the Performance of Steel Fiber Reinforced Concrete, ACI Materials Journal, 88 (2), 129-134, 1991.
6. Beddar, M. Fibre-Reinforced Concrete – Past, Present and Future, Concrete, ABI/INFORM Trade & Industry, p. 47-49, April 2004.
7. Knapton, J., Ground Bearing Concrete Slabs, Thomas Telford, London, 2003.
8. Taşdemir, M.A., ve ark., Endüstriyel Zemin Betonları, İnşaat Mühendisleri Odası İstanbul Şubesi, İstanbul, 2006.
9. Taşdemir, M.A., İlki, A., Yerlikaya, M., Mechanical Behaviour of Steel Fibre Reinforced Concrete Used in Hydraulic Structures, Proceedings of HYDRO, International Conference of Hydropower and Dams, Antalya, Turkey, 159-166, November 4-7, 2002.
10. Şimşek, O., Beton ve Beton Teknolojisi, Seçkin Yayıncılık, 2009.
11. Kurt, G., Lif İçeriği ve Su/Çimento Oranının Fibrobetonun Mekanik Davranışına Etkileri, Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul, 2006.
12. ACI Committee 544, Guide For Proportioning Mixing Placing and Finishing Steel Fibre Reinforced Concrete, ACI Materials Journal, 90 (1), 94-101, 1993.
13. Bentur, A., Mindess, S., Fibre Reinforced Cementitious Composites, Elsevier Applied Science, London and Newyork, 1990.
14. Naaman, A.E., Fiber Reinforcement for Concrete, Concrete International, 21-25, March, 1985.

15. Romualdi, J. P., Batson, G. B., Mechanics of Crack Arrest in Concrete. J. Eng. Mech. Div., ASCE, Vol. 89, No. EM3, 147-168, June 1963.
16. Tasdemir, M.A., ve ark., Prefabrik Elemanlar İçin Çelik Tel Donatılı Betonlar, Beton Prefabrikasyon, Sayı 63, 5-12, Temmuz 2002.
17. ACI Committee 544.1R, Fibre Reinforced Concrete, American Concrete Institute, Michigan, USA, 1996.
18. Darwin, D., et al., Fracture Energy of High Strength Concrete, ACI Materials Journal, Vol. 98, No. 5, 1-8, 2001.
19. Mohammadi, Y., Singh, S.P. Kaushik, S.K., Properties of Steel Fibrous Concrete Containing Mixed Fibres in Fresh and Hardened State, Construction and Building Materials, 22 (5), 956-965, 2008.
20. Gopalaratnam, V.S. Shah, S.P., Softening Response of Plain Concrete in Direct Tension, Journal of the American Concrete Institute, 82(3), 310-323, 1985.
21. Fanelle D. Naaman, A.A., Stress-Strain Properties of Fiber Reinforced Mortar in Compression, Journal of the American Concrete Institute, 82 (4), 475-483, 1985.
22. Shah S.P. Naaman A.E., Mechanical Properties of Glass and Steel Fibre Reinforced Mortar, ACI Journal, 73 (1), 50-53, 1976.
23. Nagarkar P.K., Tambe S.K. Pazare D.G., Study of Fibre Reinforced Concrete, Proc of Int Symp of Fiber Reinforced Concrete, 2, 130-138, Madras, India, December 16-19, 1987.
24. ACI Committee 544, Measurement of Properties of Fibre Reinforced Concrete, American Concrete Institute, ACI (544.2R), No.85-M58, Detroit, Michigan, 1988.
25. Berube, F.S., Effect of Concrete Ductility on Flexure of Beams, Senior Report, University of New Brunswick, Fredericton, NB, Canada, 2000.
26. RILEM Technical Committee, 31st Meeting of RILEM Permanent Committee Budapest Report, Materials and Structures (RILEM), 5-9, 65-68, September, 1977.
27. Yin, W.S., Hsu, T.C., Uni-And-Bi Axial Compressive Fatigue of Fibre Concrete, Materials Engineering Congress, ASCE, Denver, 1173-1181, Aug. 13- 15, 1990.
28. Raju, N.K., Basavarajaiah, B.S., Rao, K.J., Compressive Strength and Bearing Strength of Steel Fiber Reinforced Concrete, Indian Concrete Journal, 51 (6), 183-188, 1977.

29. Shah, S.P., Rangan B.V., Fiber Reinforced Concrete Properties, ACI Journal, 68, 126-134, 1971.
30. Traina, L.A., Mansour, S.A., Biaxial Strength and Deformational Behaviour Oof Plain and Steel Fibre Concrete, ACI Materials Journal, 88 (4), 354-362, 1991.
31. Naaman, A.E., Fibre Reinforced Concrete Under Dynamic Loading, ACI Special Publication, , American Concrete Institute, SP-81, 169-189 Detroit, Michigan, 1981.
32. Kayali, O., Haque, M.N., Zhu, B., Drying Shrinkage of Fiber Reinforced Concrete Containing Fly Ash, Cement and Concrete Research, 29, 1835-1840, 1995.
33. Paul, K., Polivka, M., Mehta, M.K., Properties of Fiber Reinforced Shrinkage-Compensating Concrete, ACI Journal, 78 (6), 488-492, 1981.
34. Mangat, P.S., Azari, M.M., Shrinkage of Steel Fibre Reinforced Cement Composites, Materiaux et Construction (RILEM), 21, 63-71, 1998.
35. Bekaert, High Tensile Steel Fibres for High Strength Concrete, Brochure, Zwevegen, Belgium, 1999.
36. Biolzi, L., Meda, A., Rosati, G., Cementitious Materials Under Uniaxial Loads, Fifth RILEM Symposium on Fiber-Reinforced Concretes (FRC), 13-15, 557-566, Lyon, France, September 2000.
37. Abdull-Ahad, R.B., Abbas, J.M., Behaviour of Steel Fibre Reinforced Concrete Under Biaxial Stresses, In: Swamy R.N., Barr, B., editors, Fiber Reinforced Cement and Concretes, Recent Developments, Elsevier Science Publishers Ltd, 126-130, 1989.
38. Toutanji, H., Bayasi, Z., Effect of Manufacturing Techniques on The Flexural Behavior of Steel Fiber-Reinforced Concrete, Cement and Concrete Research, 28 (1), 115-124, 1998.
39. Lim, T.Y., Paramasivam, P., Lee, S.L., Analytical Model for Tensile Behavior of Steel-Fiber Concrete, Journal of American Concrete Institute, 84(4), 286-298, 1987.
40. Craig, R.J., Structural Application of Reinforced Fibrous concrete, Concrete International, December, 1984.
41. Morris, A.D., Garret, G.G., A Comparative Study of the Static and Fatigue Behaviour of Plain and Steel Fibre Reinforced Mortar in Compression and Direct Tension, Int. J. Cement Composites and Lightweight Concrete, 3, 73-91, 1981.

42. Concrete Society,. Concrete Industrial Floors-A Guide to Their Design and Construction, Technical Report, No.34, The Concrete Society, Slough, 1994.
43. Cachim, P.B., Figueiras, J.A., Pereira, P.A.A., Fatigue Behaviour of Fiber-Reinforced Concrete in Compression, Cement and Concrete Composites, 24, 211-217, 2002.
44. Ramakrishnan, V., Oberling, G., Tatnall, P., Flexural Fatigue Strength of Steel Fiber Reinforced Concrete, Fiber Reinforced Concrete-Properties and Applications, ACI Special Publication, American Concrete Institute, SP-105, 225-245, Detroit, Michigan, 1987.
45. Naaman, A.E., Hammoud, H., Fatigue Characteristics of High Performance Fiber Reinforced Concrete, Cement and Concrete Composites, 20, 353-363, 1998.
46. Yazıcı, S., İnan, G., Tabak, V., Effect of Aspect Ratio and Volume Fraction of Steel Fiber on the Mechanical Properties of SFRC, Construction and Building Materials, 21, 1250 – 1253, 2007.
47. Yalçın, M., Çelik Lif Donatılı Betonların Performansa Dayalı Tasarımı ve Optimizasyonu, Doktora Tezi, İTÜ, İstanbul, 2009.
48. Newman, J., Choo, B., Advanced Concrete Technology, Elsevier Ltd., Oxford, 2003.
49. Bekaert, Industrial Floors with Dramix Steel Wire Fibre Reinforced Concrete, N.V., Bekaert S.,A., Zvevegemi, Belgium, 1990.
50. Balendran, R.V., et al., Influence of Steel Fibers on Strength and Ductility of Normal and Lightweight High Strength Concrete, Building and Environment, 37, 1361-1367, 2002.
51. Taylor, M., Lydon, F.D., Barr, B., Toughness Measurement on Steel Fibre-Reinforced High Strength Concrete, 19, 329-340, 1997.
52. Dubey, A., Fiber Reinforced Concrete: Characterization of Flexural Toughness Some Studies on Fiber-Matrix Bond-Slip İnteraction, Ph.D. Thesis, The University of British Columbia, Canada, 1999.
53. Bayramov, F., Çimento Esaslı Kompozit Malzemelerin Optimum Tasarımı, Doktora Tezi, İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul, 2004.
54. Tasdemir, M.A., ve ark., Çelik Tel Donatılı Betonların Performansa Dayalı Tasarımı, 6. Ulusal Beton Kongresi, İstanbul, 33-44, 16-18 Kasım 2005.
55. Sancak, E., Ünal, O., Hafif Betonda Çelik Lif Kullanımının Beton Özelliklerine Etkisi, A.K.Ü. Fen Bilimleri Dergisi, 2(1), 79-88, 2000.



56. Naaman, A.E., Engineered Steel Fibers With Optimal Properties For Reinforcement of Cement Composites, *Journal of Advanced Concrete Technology*, 1 (3), 241-252, 2003.
57. Beksa Firması, Çelik Tel Takviyeli Betonun Özellikleri, Beksa Broşürleri Basımevi, İzmit, 1998.
58. Balaguru, P.N., Shah, S.P., *Fiber-Reinforced Cement Composites*, McGraw-Hill International Editions, New York, 1992.
59. Nataraja, M.C., Dhang, N., Gupta, A.P., Stress-Strain Curves for Steel-Fiber Reinforced Concrete Under Compression, *Cement and Concrete Composites*, 21, 383-390, 1999.
60. Naaman, A.E., Harajli, M.H., *Mechanical Properties of High Performance Concretes*, Strategic Highway Research Program, National Research Council, SHRPC/ WP-90-004, Washington DC, USA, 1990.
61. Shah, S.P., Theoretical Models for Predicting the Performance of Fiber Reinforced Concrete, *Journal of Ferrocement*, 8 (3), 263-284, 1988.
62. Dugat, J., Roux, N., Bernier, G., Mechanical Properties of Reactive Powder Concretes, *Materials and Structures*, 29, 233-240, 1996.
63. Köksal, F., Eyyubov, C., Özcan, D.M., Çelik Tel İçeriğinin Betonun Mekanik Özelliklerine Etkisi, 5. İnşaat Mühendisliğinde Gelişmeler Kongresi, 169-179, İstanbul, Eylül 25-27, 2002.
64. Shah, S.P., Rangan B.V., *Fiber Reinforced Concrete Properties*, ACI Materials Journal, 68 (2), 126-137, 1971.
65. Gao, J., Sun, W., Morino, K., Mechanical Properties of Steel Fiberreinforced, High-Strength, Lightweight Concrete, *Cement and Concrete Composites*, 19, 307-313, 1997.
66. Lawler, J.S., *Hybrid Fiber-Reinforcement in Mortar and Concrete*, Ph.D. Thesis, Northwestern University, Evanston, USA, 2001.
67. Arslan, A., Aydın, A.C., Lifli Betonların Darbe Etkisi Altında Genel Özellikleri, Çelik Tel Donatılı Betonlar Sempozyumu, Sabancı Center, İstanbul, 26 Kasım, 1999,
68. Bayramov, F., ve ark., Sfres for Concrete Roads in Heavily Trafficked Situations, 9th International Symposium on Concrete Roads, 4-7, 73-82, İstanbul, April 2004.
69. Yerlikaya, M., Çelik Tel Donatılı Zemin Betonlar, Tasarım ve Yapım İlkeleri, Teknik Rapor, İzmit, Türkiye, 1999.

70. Portland Cement Association, Fiber Reinforced Concrete, Portland Cement Association, Skokie, Illinois, 1990.
71. Captain, R.G., The Behaviour of Steel Fibre Reinforced Concrete Members Subjected Static and Dynamic Loading, Master of Science Thesis, Kingston Ontario, Canada, 1992.
72. Williamson, G.R., Steel Fibers as Web Reinforcement in Reinforced Concrete, Proceedings, U.S Army Servicee Conference, West Point, 3, 363-377, New York, 1978.
73. Robert, T.M., Ho, N.L., Shear Failure of Deep Fibre Reinforced Concrete Beams, The International Journal of Cement Composities and Lightweight Concrete, 4 (3), 145-152, 1982.
74. Swaddiwudhipong, S., Shanmugam, N.E., Fibre Reinforced Concrete Deep Beams with Openings, ASCE Journal of Structural Engineering, 111 (8), 1679-1690, 1985.
75. Bollana, R.D., Steel Fibres as Shear Reinforcement in Two Spa Continuous Reinforced Concrete Beams, Master of Science Thesis, Clarkson College of Technology, Potsdam, New York, USA, 1980.
76. Alyamaç, K. E., Betonun Kırılma Parametreleri Üzerine Malzeme Parametrelerinin Etkisi, Yüksek Lisans Tezi, Elazığ, 2004
77. Akkaya, Y., Bayramov, F., Taşdemir, M. A., Türkiye Mühendislik Haberleri, Sayı 426 -4, 2003
78. Shah, S.P., Swartz, S.E., Ouyang, C., Fracture Mechanics of Concrete: Applications of Fracture Mechanics to Concrete, Rock and Other Quasi-Brittle Materials, John Wiley Sons, Inc, 552, 1995.
79. Billy, B.A., Cottrel, A.H., Swinden, K.H., The Spread of Plastic Yield From a Notch, Proc. Roy. Soc., London, A272, 304-314, 1963.
80. RILEM Technical Committee 50-FMC Draft Recommendation: Determination of The Fracture Energy of Mortar and Concrete By Means of Three point Bend Test on Notched Beams, Materials and Structures, 18, (106), 287-291, 1985.
81. Hillerborg, A., The Theoretical Basis of A Method to Determine The Fracture Energy  $G_f$  of Concrete. Materials and Structures, V. 18, No.106, 291 – 296, 1985.
82. Michels, J., et al., Experimental and Numerical Investigation on Postcracking Behavior of Steel Fiber Reinforced Concrete, Engineering Fracture Mechanics 98, 326-349, 2013

83. Zhang, X.X., et al., Fracture Behaviour of Steel Fibre-Reinforced Concrete at a Wide Range of Loading Rates, *International Journal of Impact Engineering* 71, 89-96, 2014
84. Mahmud, G.H., et al., Experimental and Numerical Studies of Size Effects of Ultra High Performance Steel Fibre Reinforced Concrete (UHPRFC) Beams, *Construction and Building Materials* 48, 1027-1034, 2013
85. Guneyisi, E., ve ark., Fracture Behavior and Mechanical Properties of Concrete with Artificial Lightweight Aggregate and Steel Fiber, *Construction and Building Materials* 84, 156-168, 2015
86. Yoo, D. Y., et al., Material and Bond Properties of Ultra High Performance Fiber Reinforced Concrete with Micro Steel Fibers, *Composites: Part B* 58, 122-133, 2014
87. Bencardino, F., et al., Implications of Test Methodology on Post-Cracking and Fracture Behaviour of Steel Fibre Reinforced Concrete, *Composites: Part B* 46, 31-38, 2013
88. Zhang, P., et al., Fracture Properties of Steel Fibre Reinforced High-Performance Concrete Containing Nano-Sio<sub>2</sub> and Fly Ash, *Current Science*, Vol. 106, No. 7, 980-987, 2014
89. Bahadır, B., Liflerin Beton Kırılma Tokluğuna Etkileri, Yüksek Lisans Tezi, Sakarya Üniversitesi, Sakarya, 2007.
90. Alparslan, U., Çelik Lif Uç Geometrisinin Beton Özelliklerine Etkisi, Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul, 2015.
91. Hilsdorf, H.K., Brameshuber, W., Code-Type Formulation of Fracture Mechanics Concepts for Concrete, *International Journal of Fracture*, 51 (1), 61 – 72, 1991.
92. Zhou, F.R., Barr, B.I.G., Lydon, F.D., Fracture Properties of High Strength Concrete with Varying Silica Fume Content and Aggregates, *Cement and Concrete Research*, Vol. 25, No. 3, 543 – 552, 1995.
93. Wittmann, F.H., Crack Formation and Fracture Energy of Normal and High Strength Concrete, *Sadhana*, Vol. 27, Part 4, 413- 423, 2002.
94. Rao, G.A., Prasad, B.K.R., Fracture Energy and Softening Behavior of High Strength Concrete, *Cement and Concrete Research*, 32, 247 – 252, 2002.
95. Gettu, R., Saldivar, H., Kazemi, M.T., Implications of The Size Effect Method for Analyzing The Fracture Behavior of Concrete, *Int. J. Solids Structures*, Vol. 35, No. 31, 4121 – 4132, 1998.

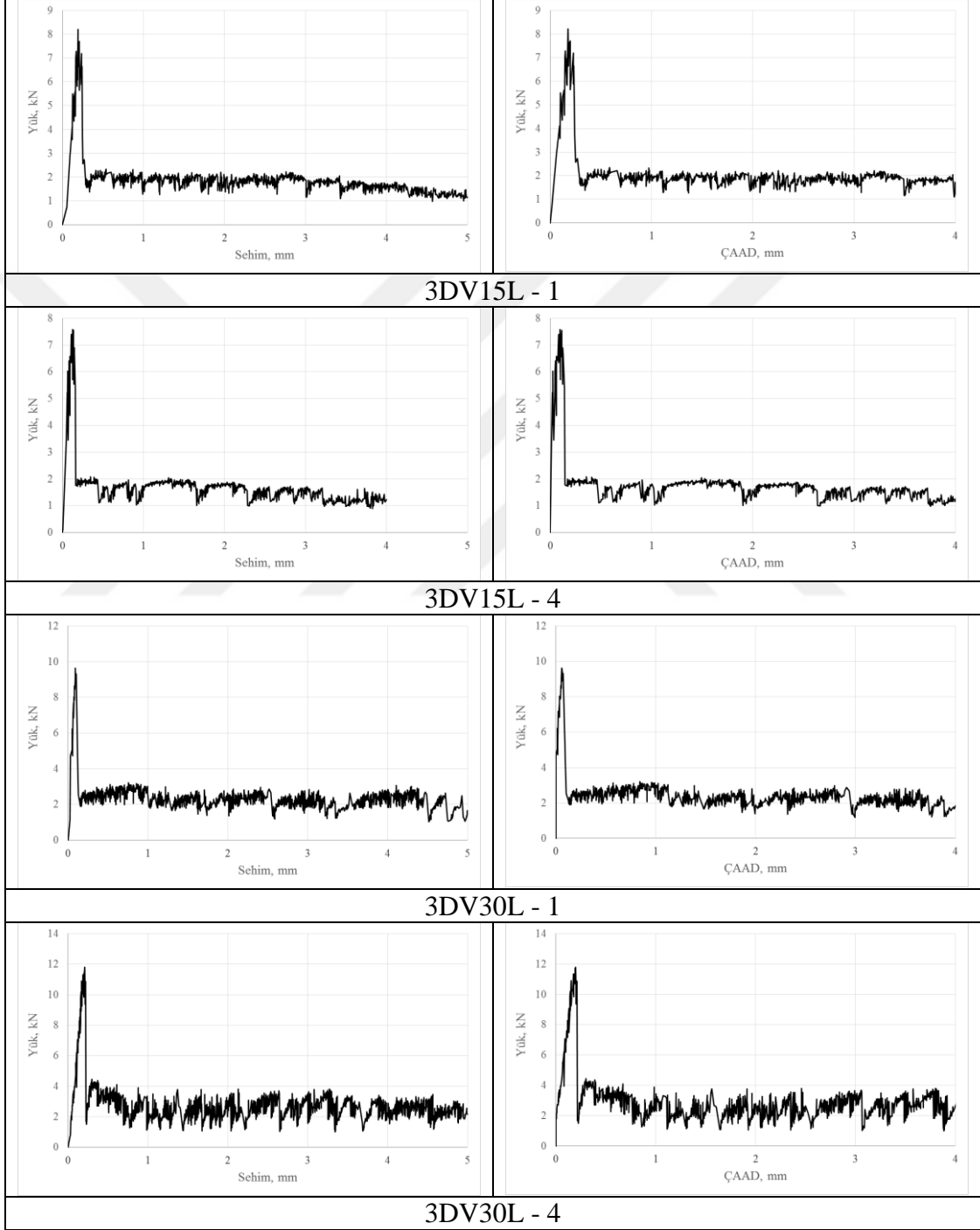
96. Jensen, E.A., Hansen, W., Fracture Energy Test for Highway Concrete – Determining The Effect of Coarse Aggregate on Crack Propagation Resistance, Transportation Research Record, 1730, 10 – 16, 2001.
97. Zhong, D., Wu, K., Fracture Properties of High-Strength Concrete. Journal of Materials in Civil Engineering, ASCE, Vol. 13, No. 1, p.86 – 88, 2001.
98. Chen, B., Liu, J., Effect of Aggregate on The Fracture Behavior of High Strength Concrete, Construction and Building Materials, 18, 585 – 590, 2004.
99. Tasdemir, M.A., Karihaloo, B.L., Effect of Aggregate Volume Fraction on The Fracture Parameters of Concrete: A Meso – Mechanical Approach, Magazine of Concrete Research, 53, No. 6, 405 – 415, December, 2001.
100. Şahin, Y., Çelik Tel Dayanımının Betonların Mekanik Özelliklerine Etkisi, Yüksek Lisans Tezi, Erciyes Üniversitesi, Kayseri, 2007
101. Ay M., Su Kalitesi Parametrelerinin Yapay Zekâ Yöntemleri İle Değerlendirilmesi, Doktora Tezi, Kayseri, Mart 2014.
102. Ince, R., Prediction of Fracture Parameters of Concrete by Artificial Neural Networks, Engineering Fracture Mechanics, 71, 2143-2159, 2004.
103. Tao, J., Tingwei, L., Xujian, L., A Concrete Mix Proportion Desing Algorithm Based on Artifical Neural Networks, 36, 1399-1408, 2006.
104. Saraç, T., Yapay Sinir Ağları, Gazi Üniversitesi Endüstri Mühendisliği Ana Bilim Dalı Seminer Projesi, Haziran, 2004.
105. Bimal, B., A., Hiroshi, M., Prediction of Shear Strength of Steel Fiber RC Beams Using Neural Networks, Construction and Building Materials, 20, 801- 811, 2006.
106. Öztaş, A., ve ark., Predicting the Compressive strength and Slump of High Strength Concrete Using Neural Network, Construction and Building Materials, 20, 769-775, 2006.
107. Pala, M. ve ark., Appraisal of Long-Term Effects of Fly Ash and Silica Fume on Compressive Strength of Concrete by Neural Networks, Construction and Building Materials, 21, 384-394, 2007.
108. Graham, D., L., et al., Modelling the Ready Mixed Concrete Delivery System with Neural Networks, Automation in Construction, 15, 656-663, 2006.
109. Açıkgenç, M., ve ark., Using an Artificial Neural Network to Predict Mix Compositions of Steel Fiber-Reinforced Concrete, Arab J Sci Eng 40, 407 – 419, 2015.

110. Özgür, K., Kızılırmak Nehri Seviye-Akış İlişkilerinin Çok Katmanlı Yapay Sinir Ağları ile Belirlenmesi, II. Ulusal Su Mühendisliği Sempozyumu, İzmir, 21-24 Eylül, 2005.

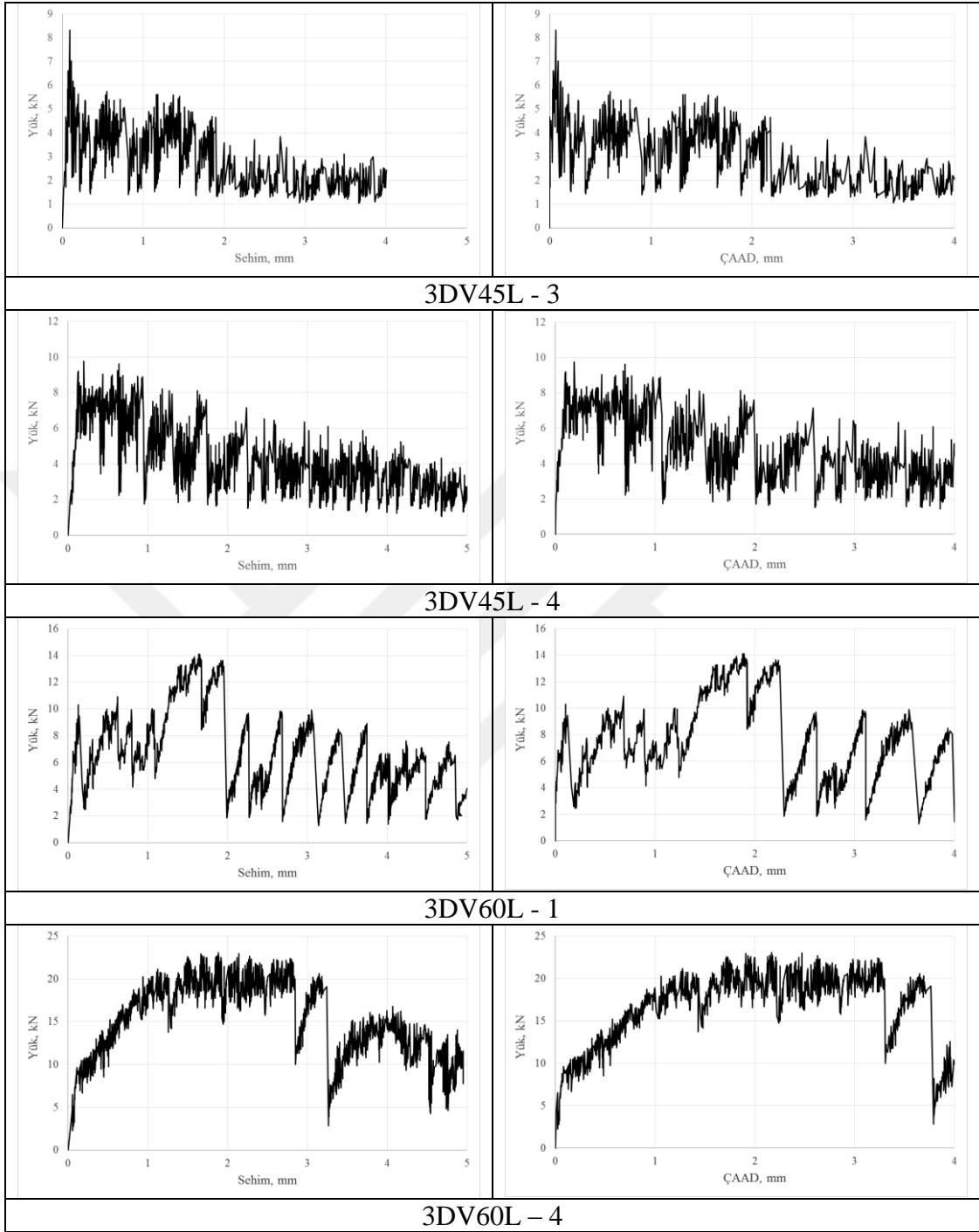


## EKLER

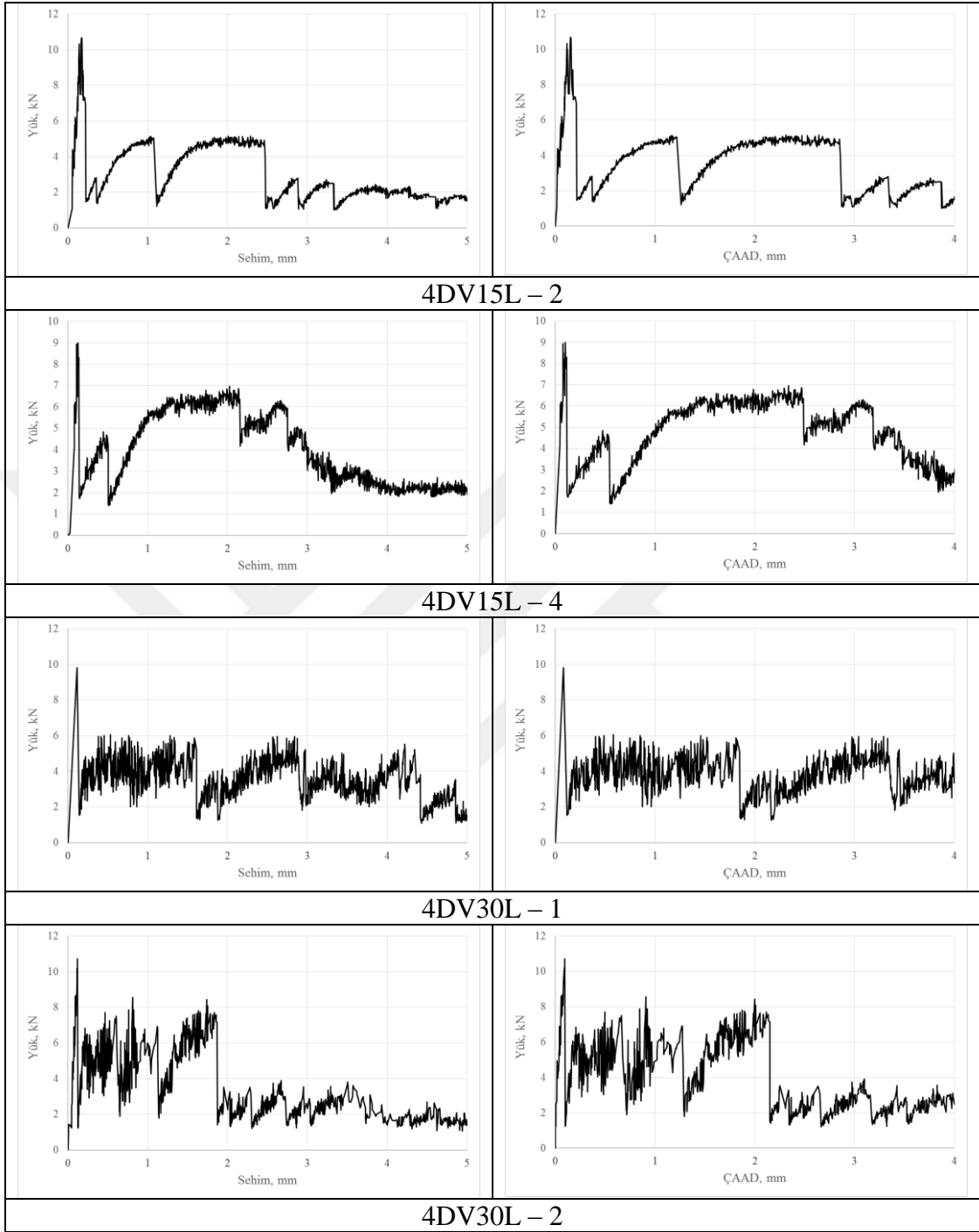
### Ek A. Tüm Numunelere Ait Yük-Sehim ve Yük-ÇAAD Eğrileri



Ek A.1. L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri

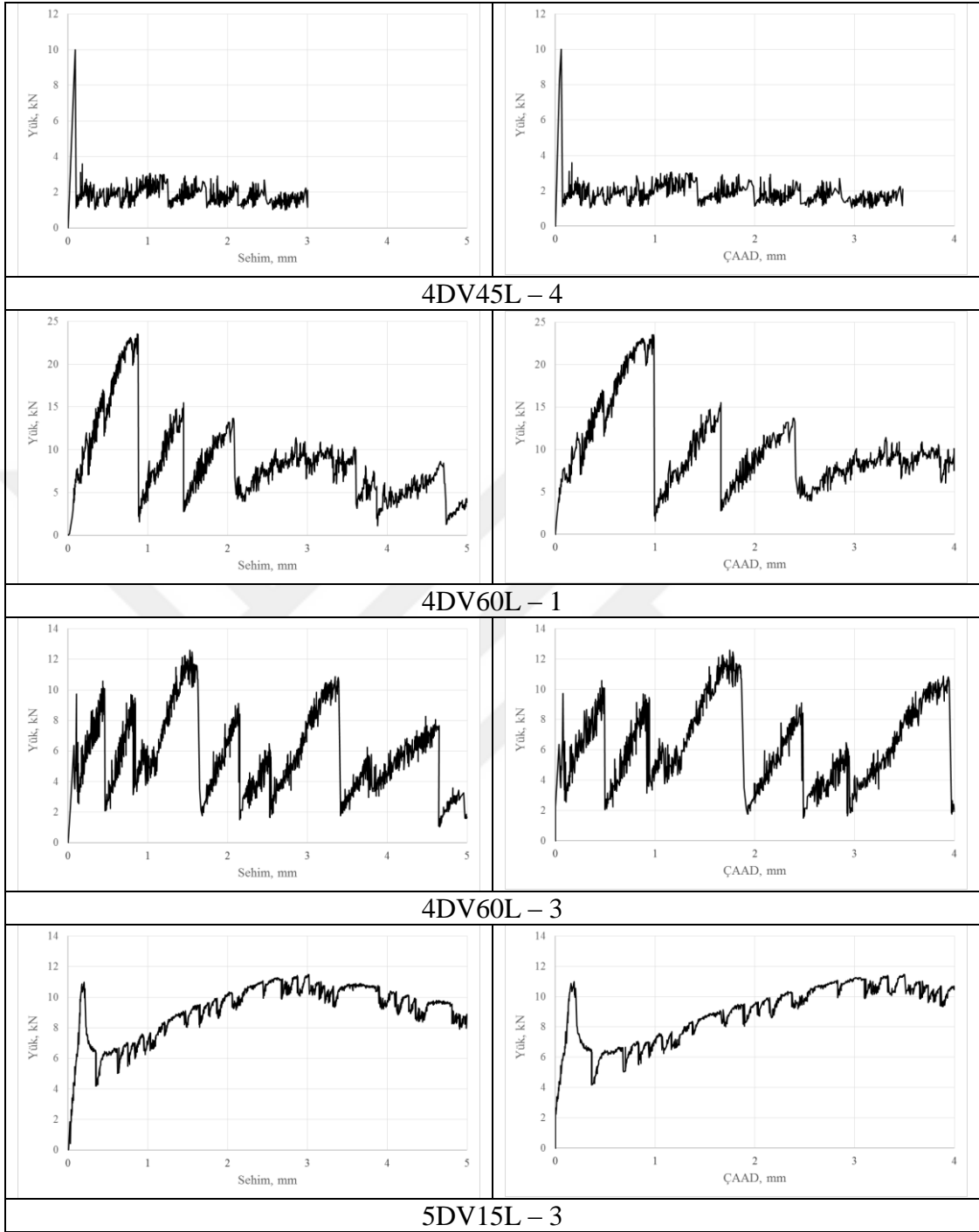


**Ek A.2.** L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri

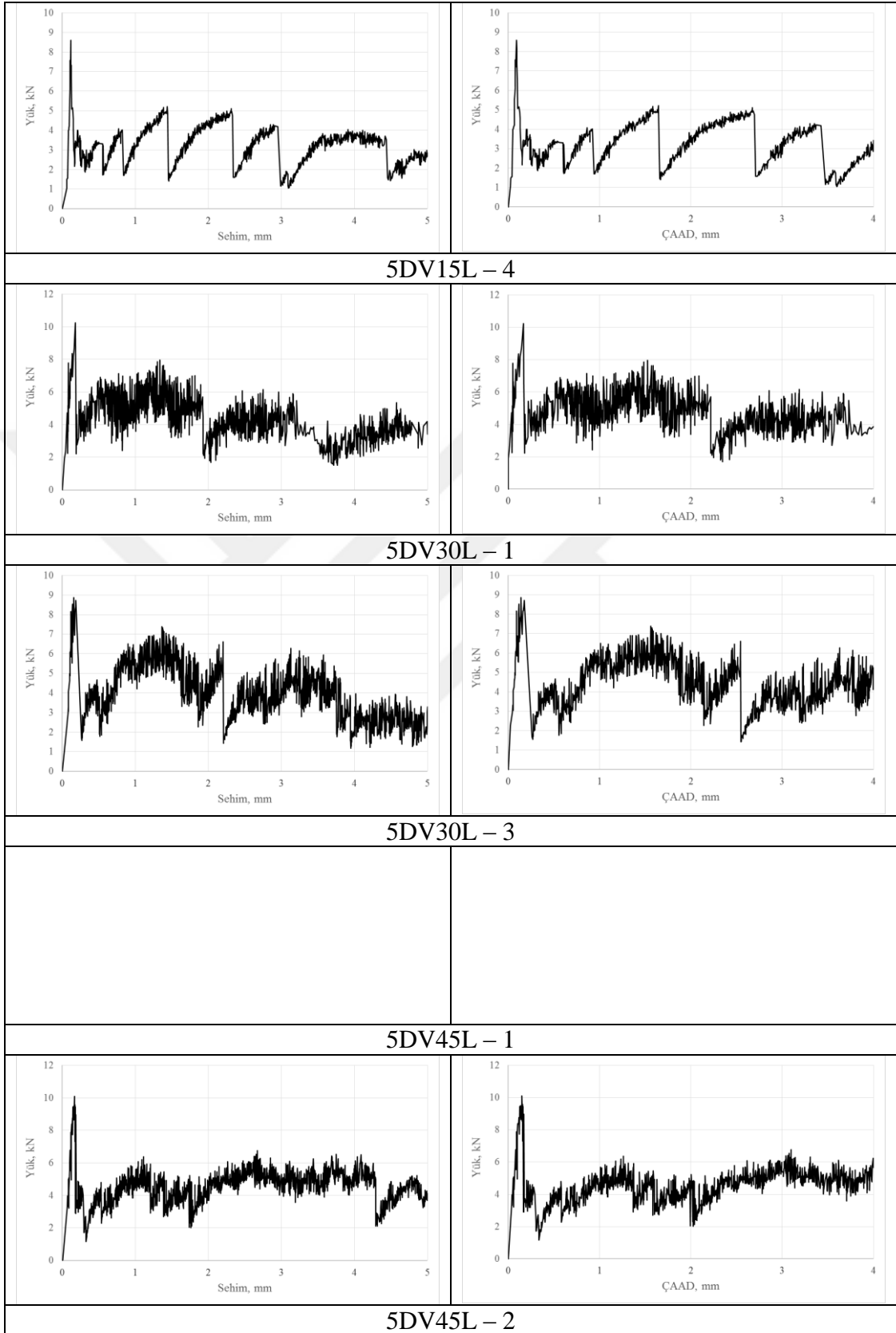


**Ek A.3.** L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri

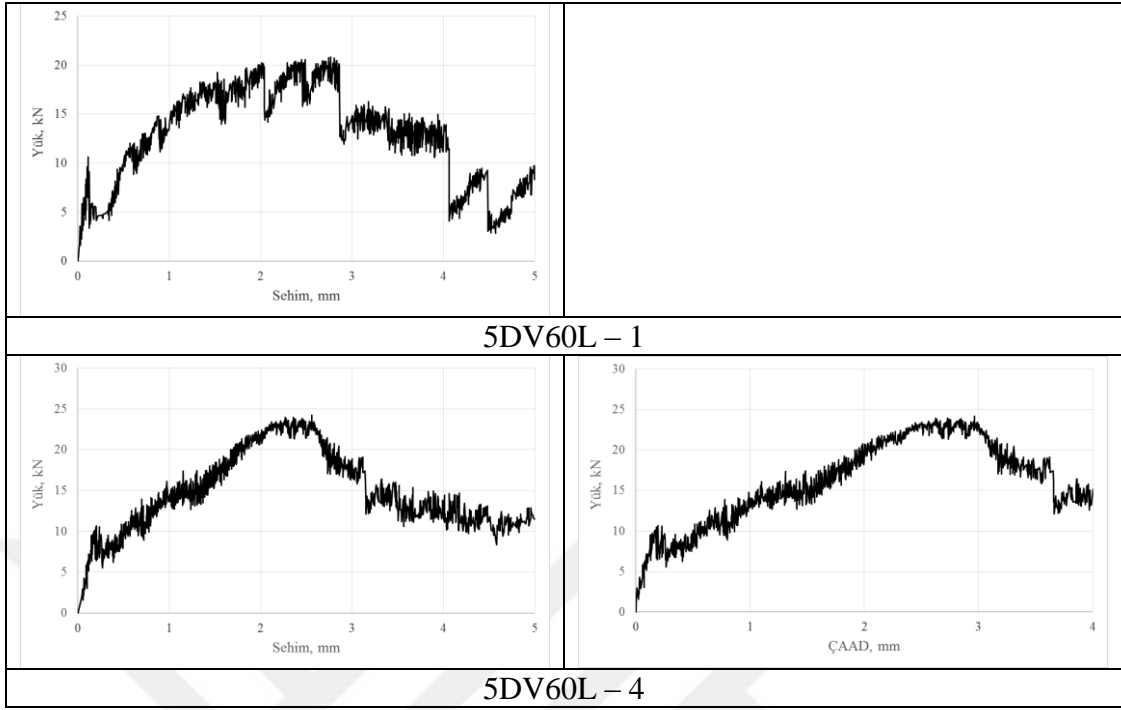




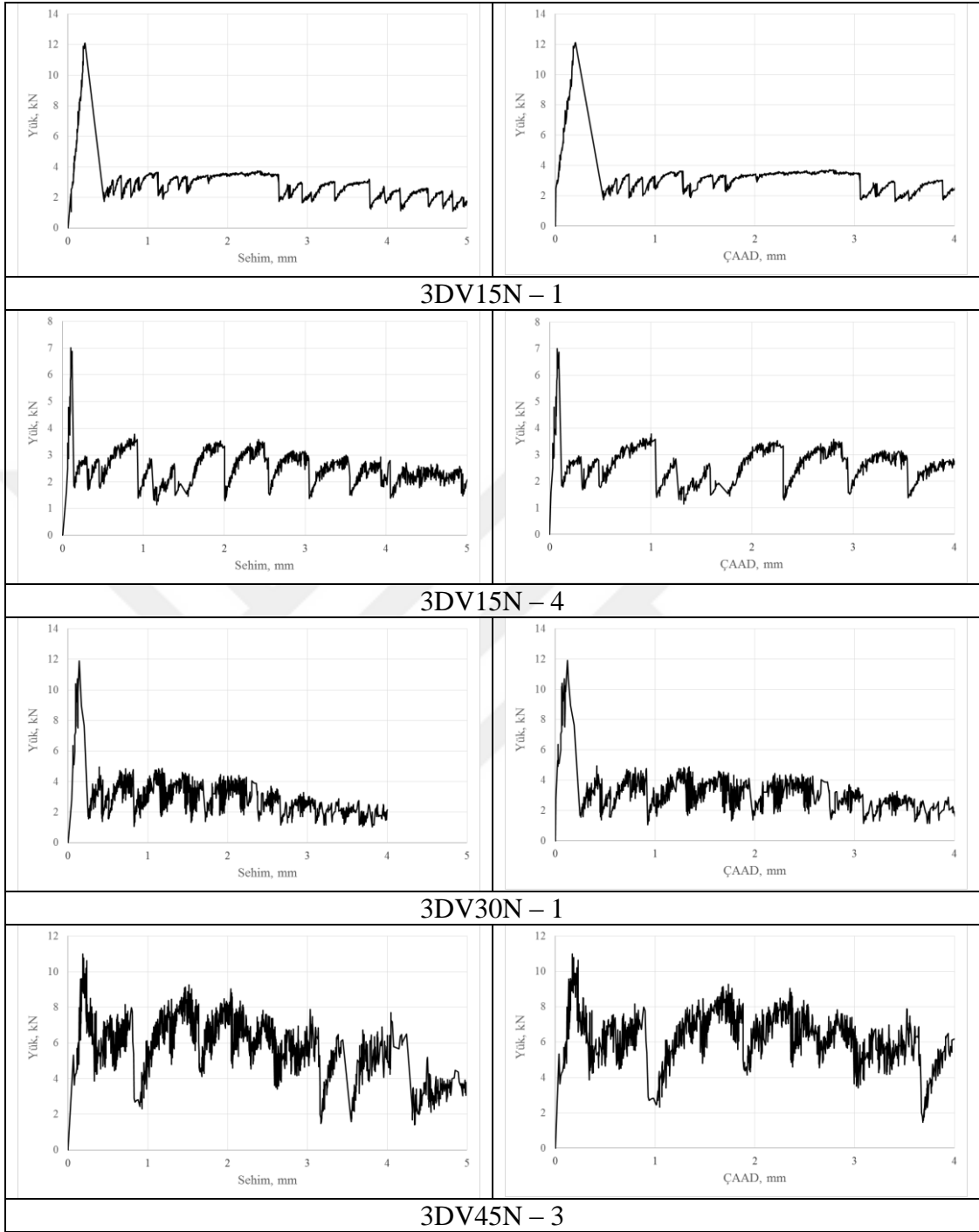
**Ek A.4.** L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri



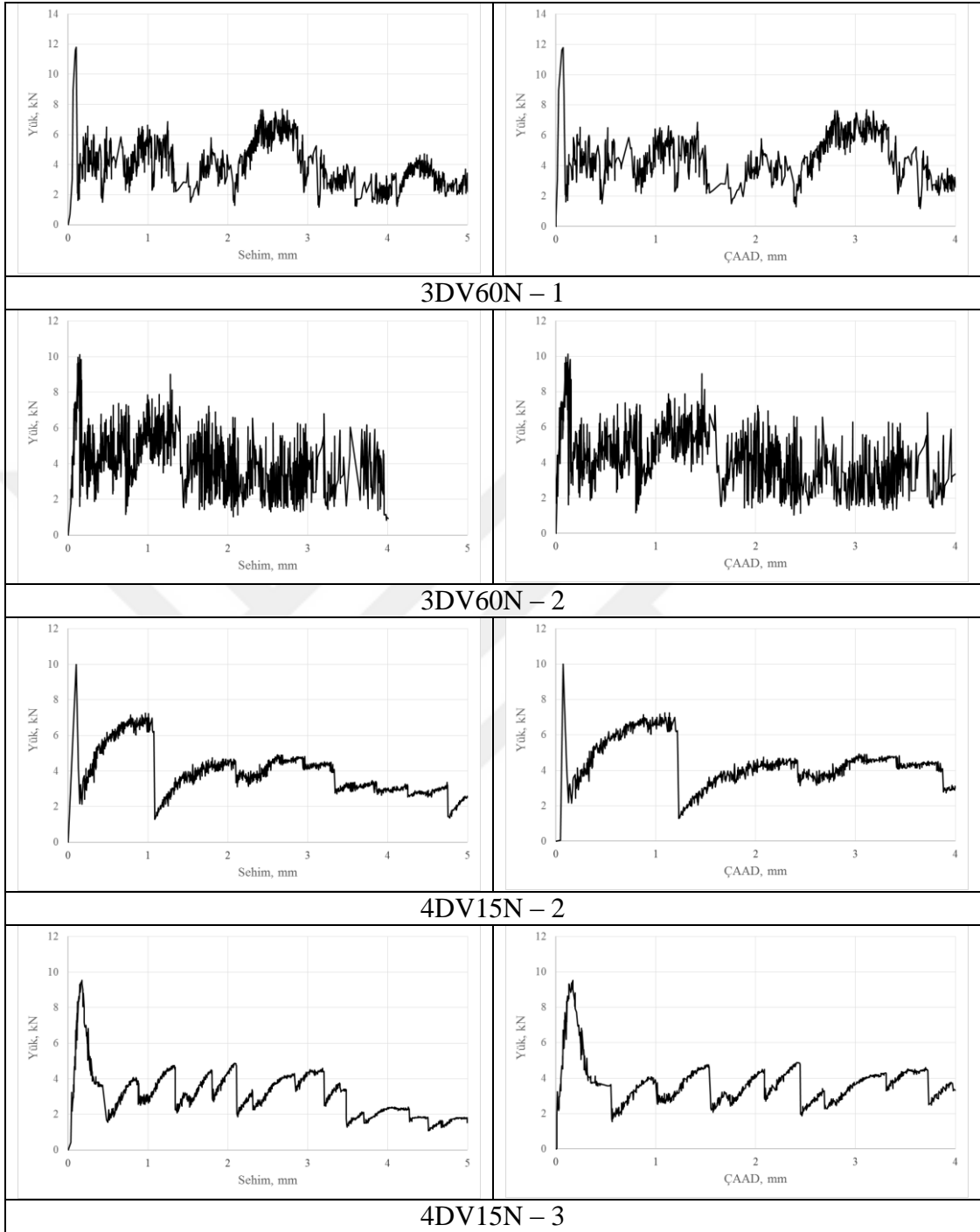
**Ek A.5.** L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri



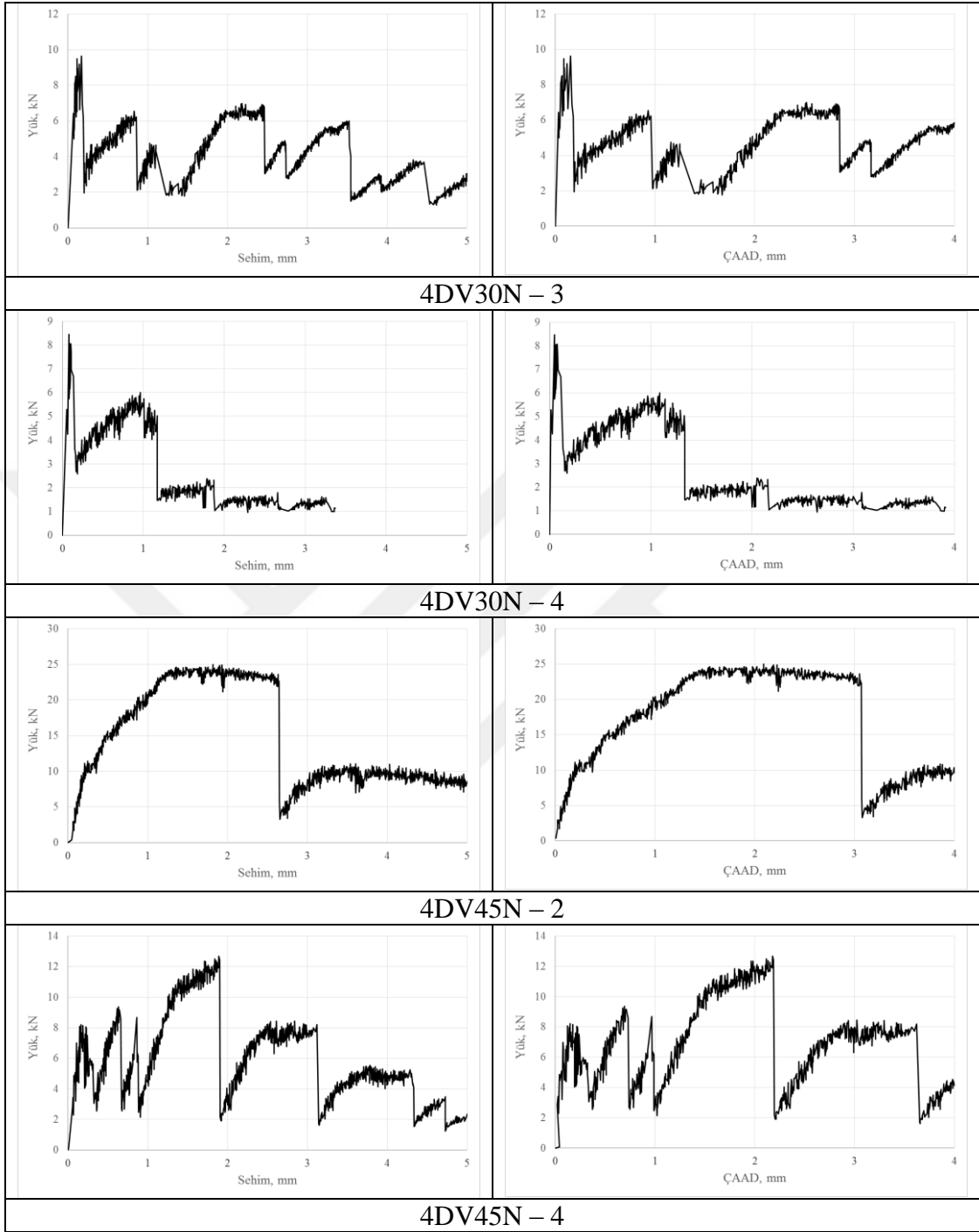
**Ek A.6.** L Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri



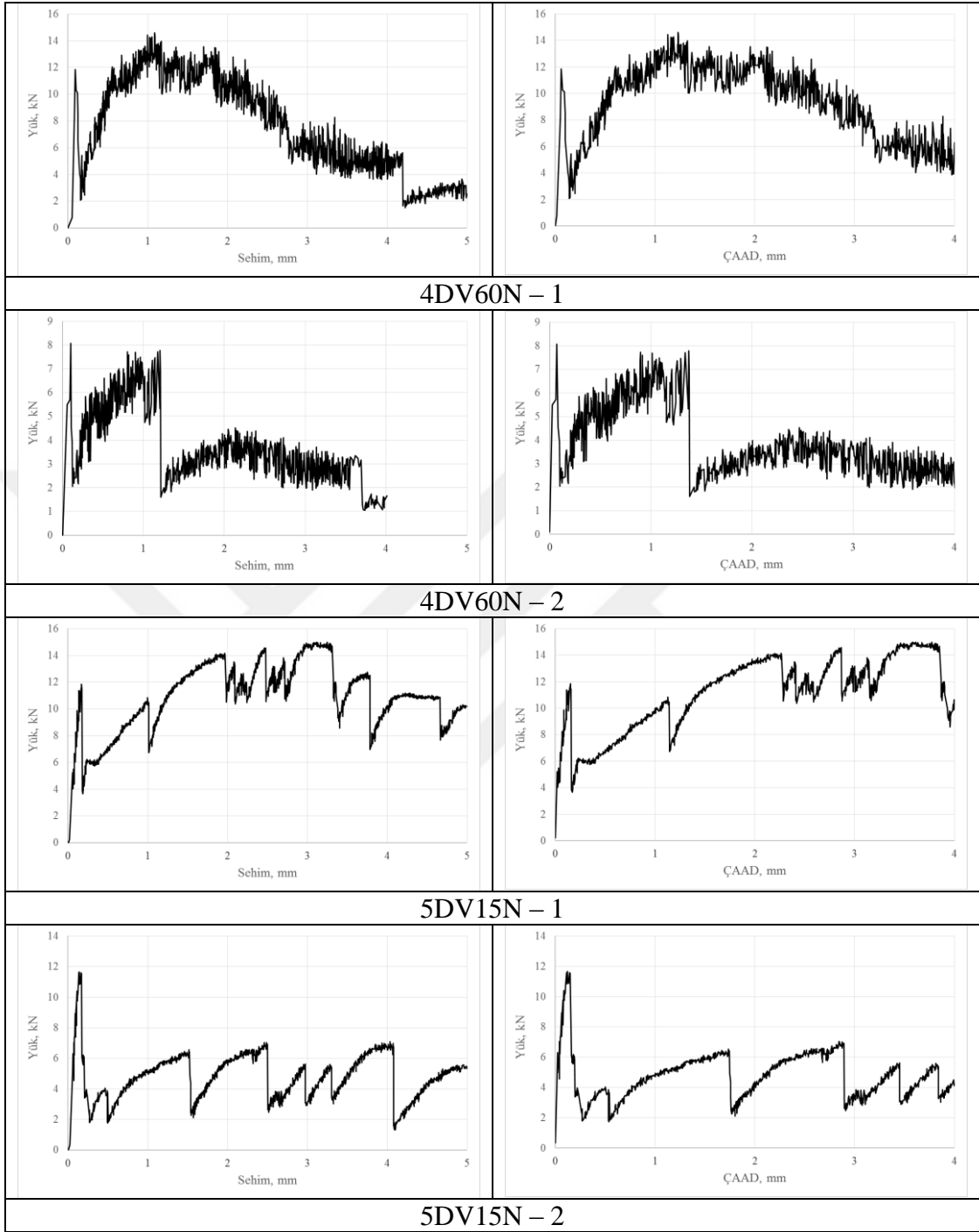
**Ek A.7. N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri**



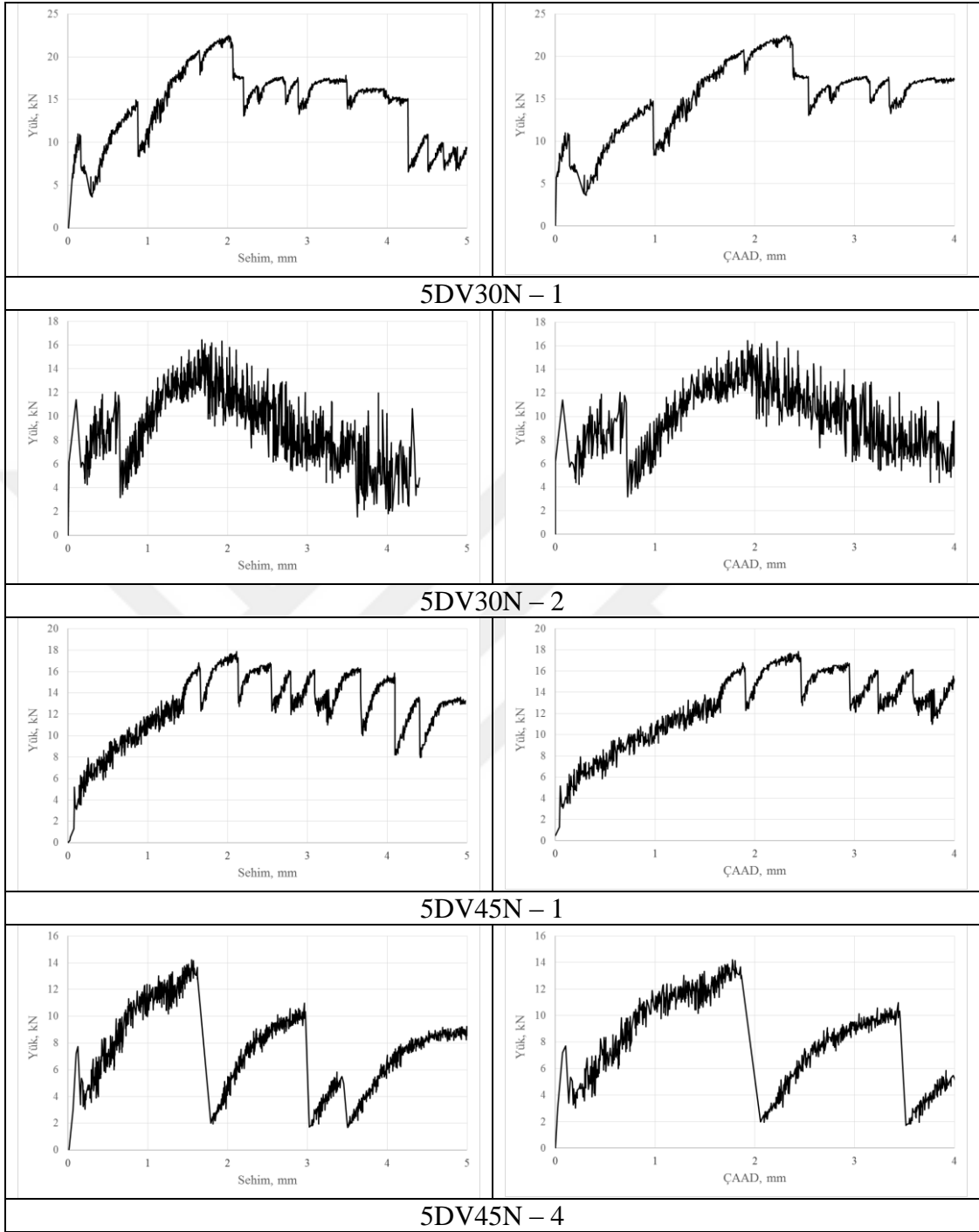
**Ek A.8.** N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri



**Ek A.9.** N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri

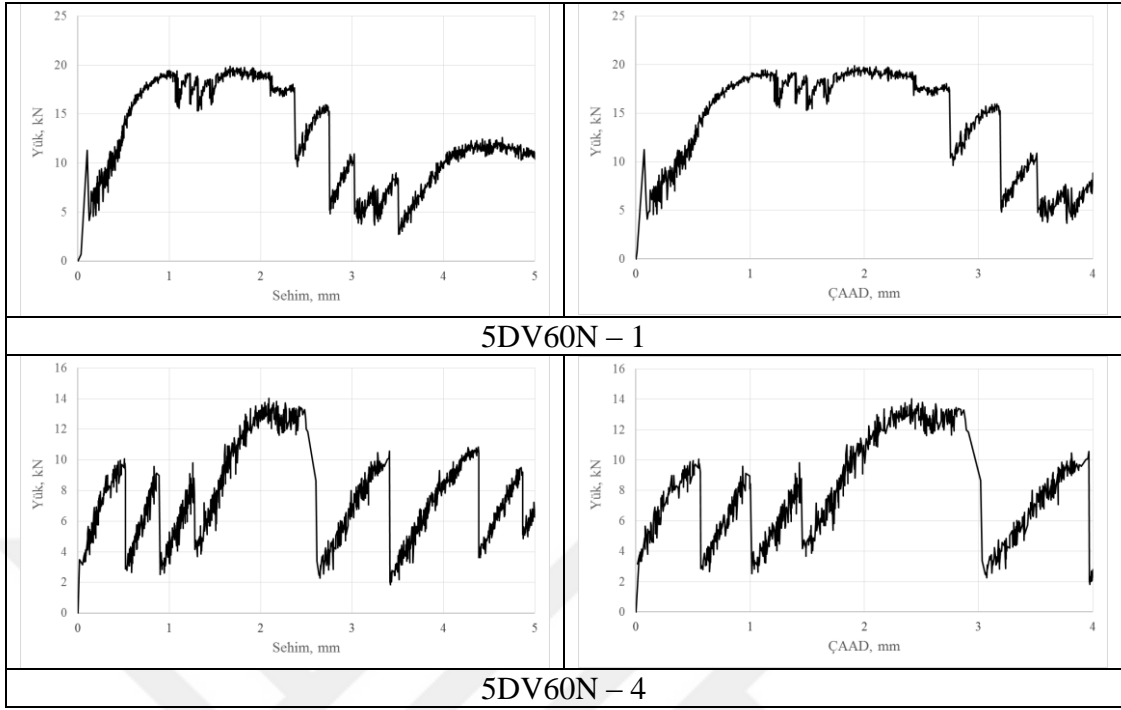


**Ek A.10.** N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri

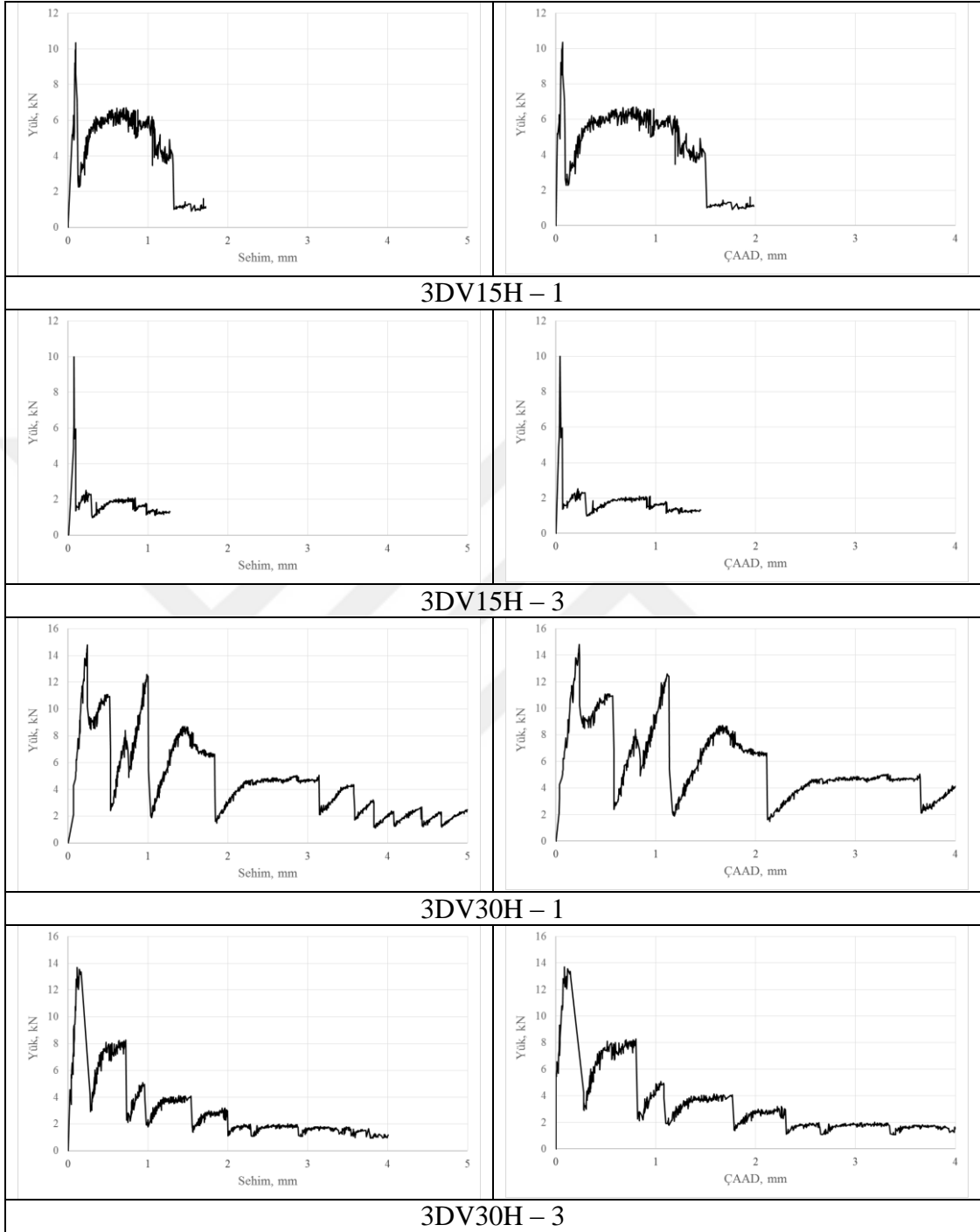


**Ek A.11.** N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri

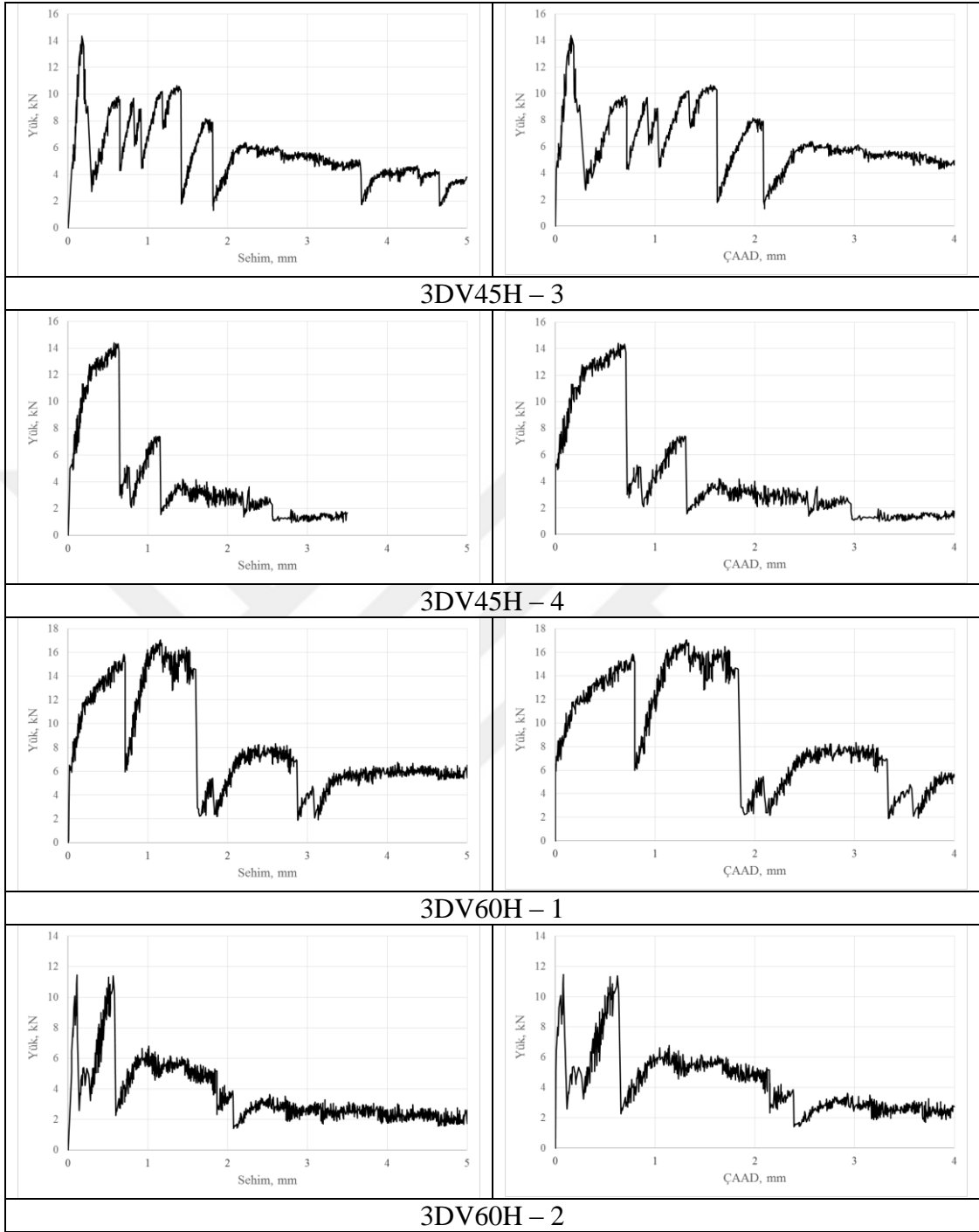




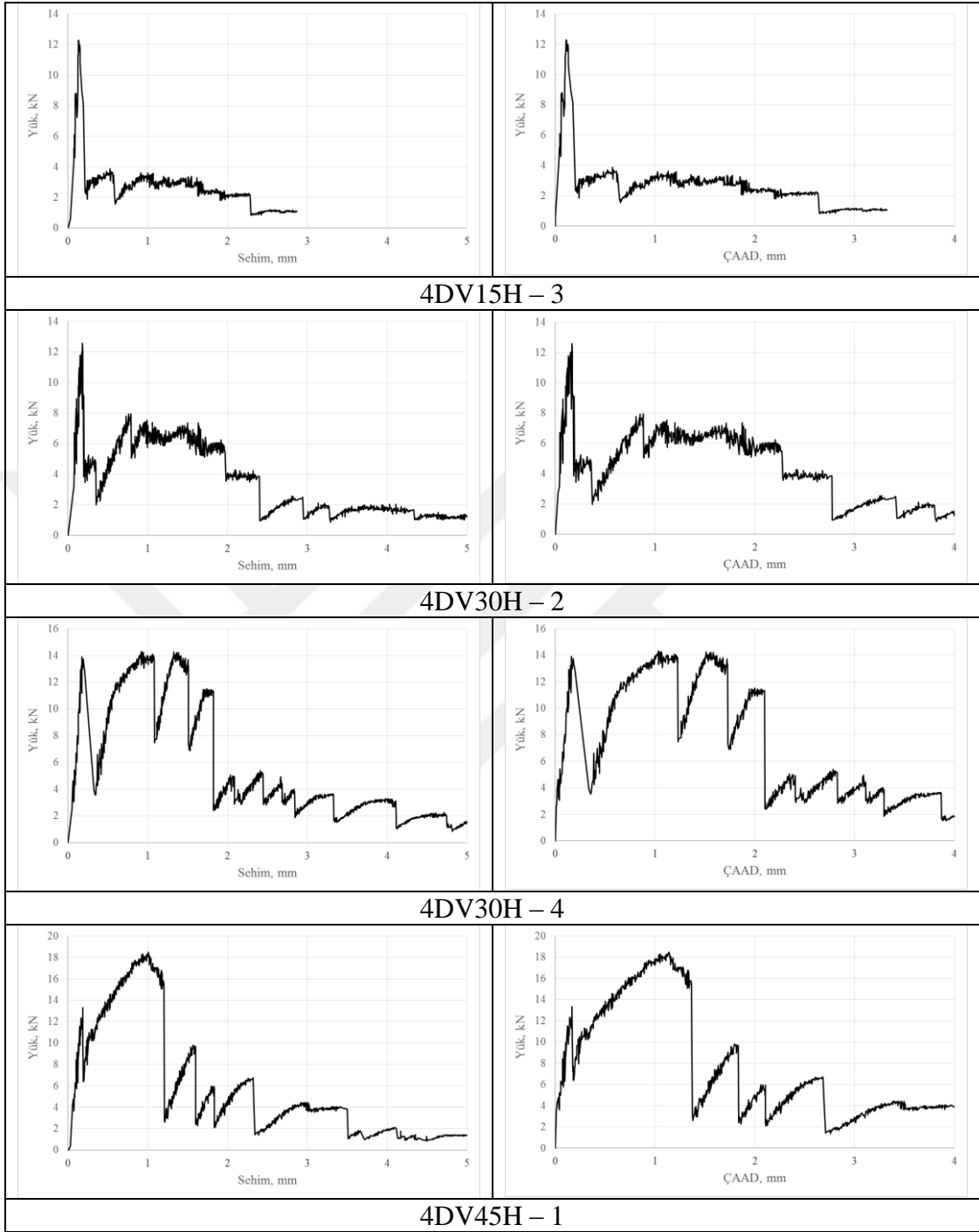
**Ek A.12.** N Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri



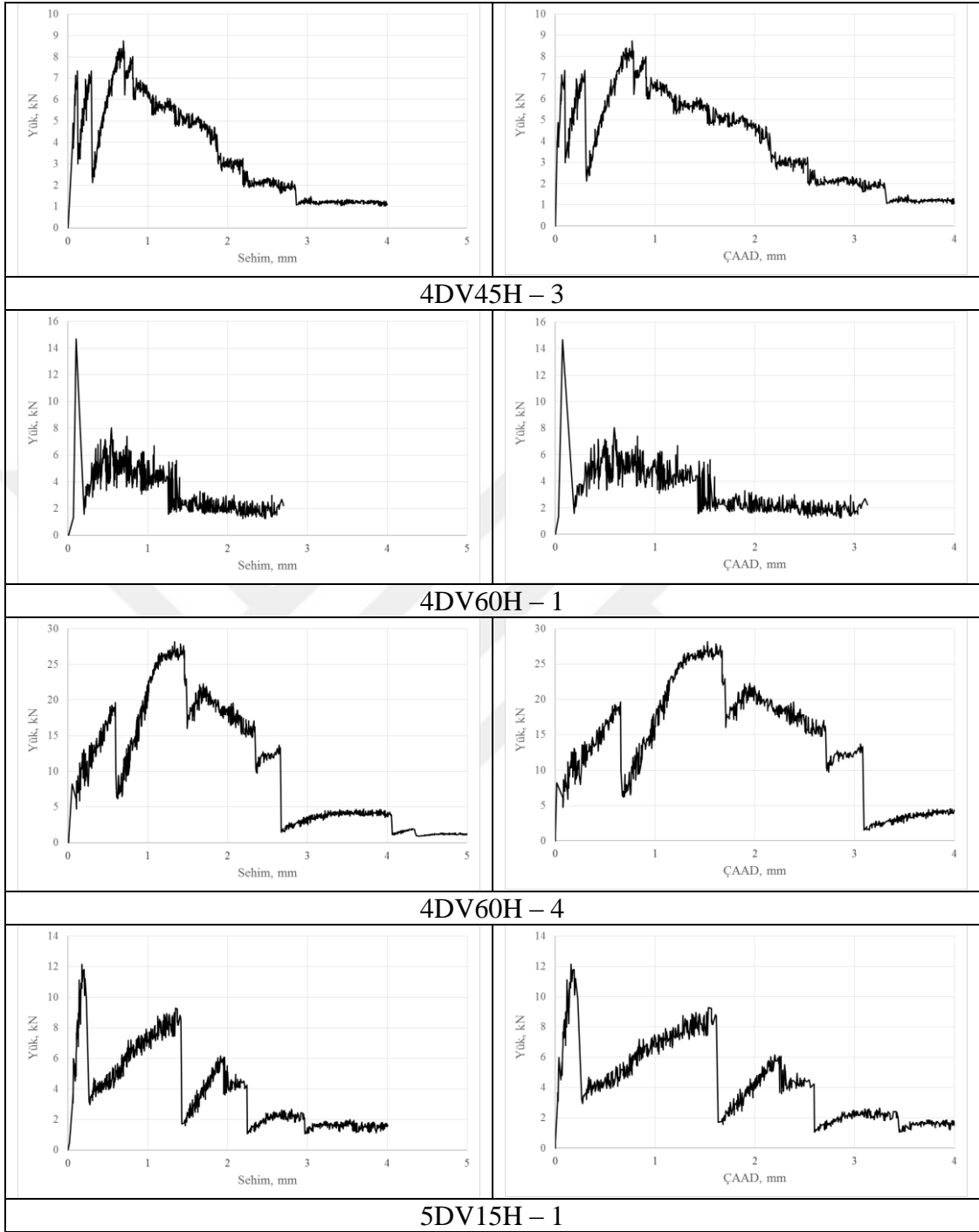
**Ek A.13.** H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri



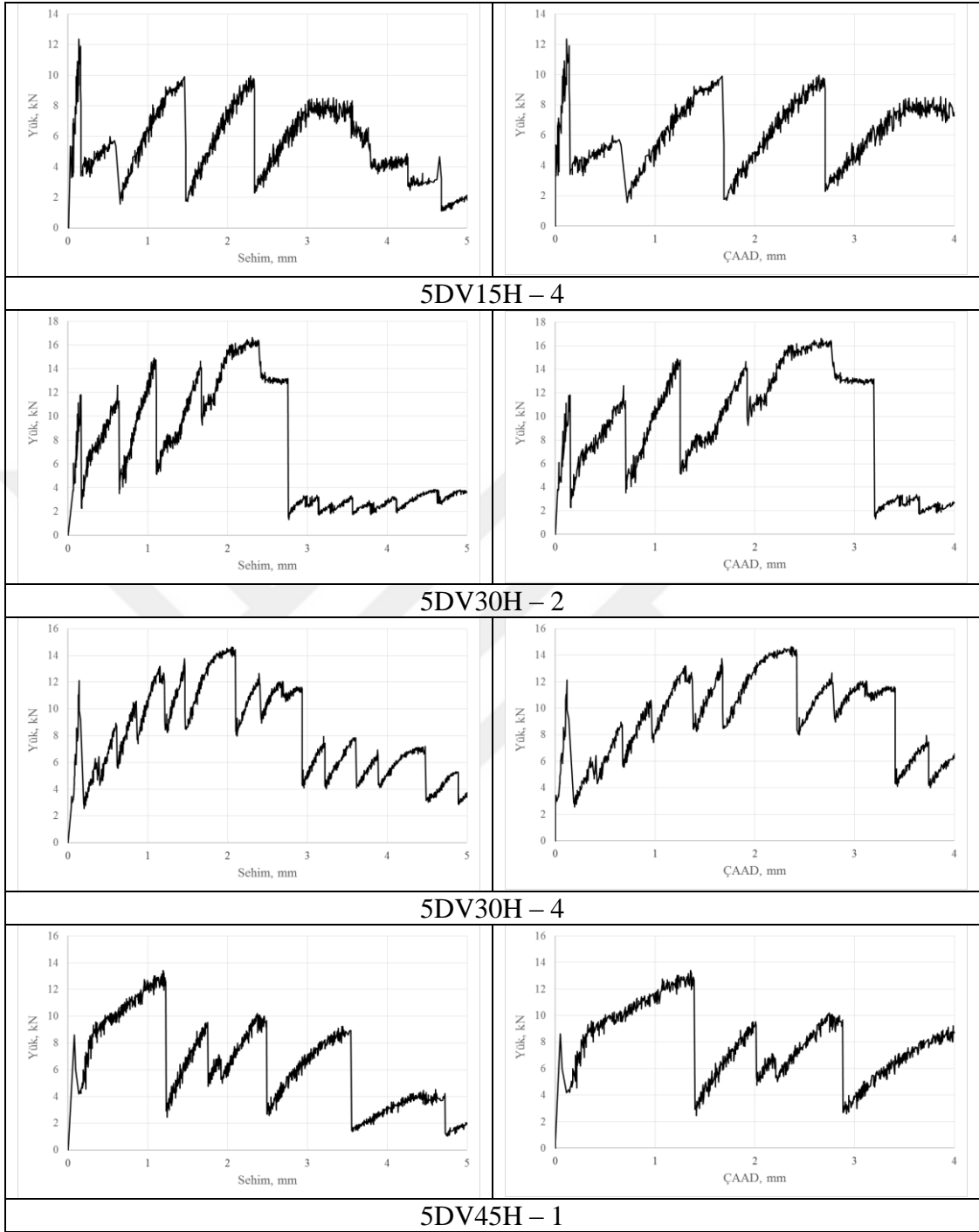
**Ek A.14.** H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri



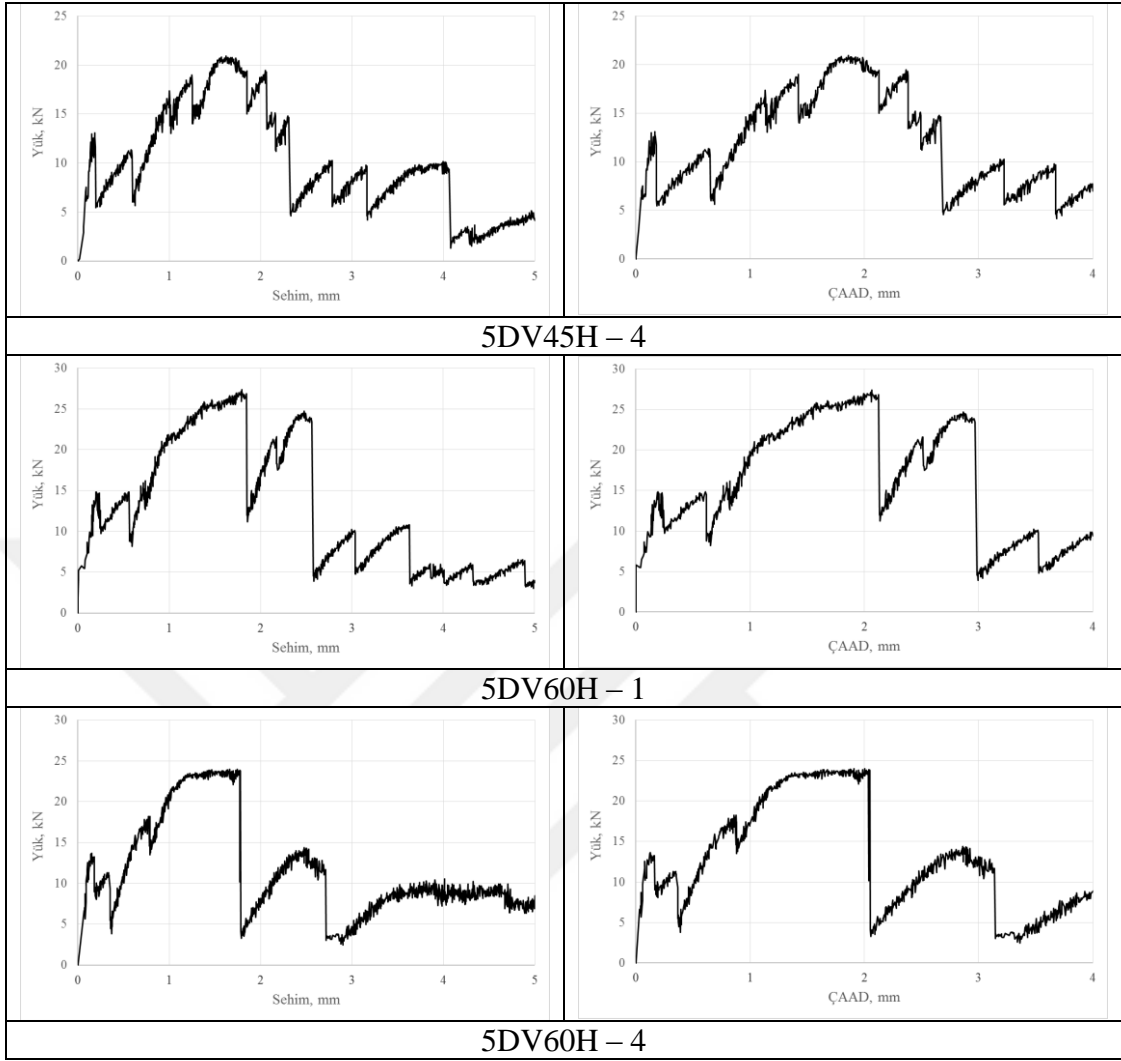
**Ek A.15.** H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri



**Ek A.16.** H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri



**Ek A.17.** H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri



**Ek A.18.** H Kodlu Karışımlara Ait Yük-Sehim ve Yük-Çaad Eğrileri

## ÖZGEÇMİŞ

Yunus GÜNDÜZ, 1992 yılında Yozgat'ta doğdu. Orta ve lise öğrenimini sırasıyla Mehmet Akif Ersoy Ortaokulu ve Yozgat Lisesinde tamamlamıştır. 2010 yılında Karadeniz Teknik Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği bölümünde lisans eğitimini başlamış olup 2014 yılında başarıyla bitirmiştir.

2014 yılında Bozok Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı Yapı Mühendisliği Programında Yüksek Lisans eğitimine başlamıştır.

### **İletişim Bilgileri:**

**Adres** : Köseoğlu Mah. Şehit Sedat Nezih Özok Sk. Demircan Sit. Kat:2 Daire:9  
66100 YOZGAT

**Tel** : 0 354 212 51 27

**E-Posta** : yunusgunduz\_66@hotmail.com