

T.C.
FIRAT ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

114387

BETONUN MEZO-DÜZEY MEKANİK DAVRANIŞININ
DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Paki TURĞUT

114381

TC. YÜKSEKÖĞRETİM KURULU
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

DOKTORA TEZİ
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

ELAZIĞ

2001

T.C.
FIRAT ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

BETONUN MEZO-DÜZEY MEKANİK DAVRANIŞININ
DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Paki TURĞUT

DOKTORA TEZİ
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

Bu Tez, ...Tarihinde, Aşağıda Belirtilen Jüri Tarafından
Oybirliği/Oyçokluğu İle Başarılı / Başarısız Olarak Değerlendirilmiştir.

Danışman

Prof. Dr. Abdussamet ARSLAN



Üye

Prof. Dr. Ergin ATIMTAY



Üye

Doç. Dr. Zülfü Çınar ULUCAN



Bu tezin kabulü, Fen Bilimleri Enstitüsü Yönetim Kurulu'nun
...../...../.....tarih ve sayılı kararıyla onaylanmıştır.

ÖZET

DOKTORA TEZİ

BETONUN MEZO-DÜZEY MEKANİK DAVRANIŞININ DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Paki TURĞUT

Fırat Üniversitesi
Fen Bilimleri Enstitüsü
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

2001, Sayfa:174

Betonun kırılma mekaniğindeki en önemli konularından birisi, yapıyı oluşturan malzeme ve yapı davranışının birbirinden bağımsız olarak düşünülemeyeceğidir. Fakat, yapı ile malzeme davranışı arasındaki bu kuvvetli bağımlılığın yıllarca ihmal edildiği gözlenmiştir. Bilimin farklı disiplinleri arasındaki etkileşimin, yapı mühendisliği ve malzeme bilimi alanındaki ilerlemeler için oldukça önemli olduğu bilinmektedir. Yeni ve daha hızlı hesaplama tekniklerinin geliştirilmesiyle birlikte, bazı mühendislik problemlerinin çözümünde geleneksel metotların yetersiz kaldığı gözlenmiştir. Beton malzeme biliminde, malzemelerin yapısıyla ilgili incelemeler mikro, mezo ve makro olmak üzere üç aşamada yapılmaktadır. Bu yaklaşımda, betonun herhangi bir düzeydeki davranışı genellikle malzemenin bir alt aşamadaki yapısıyla açıklanmaktadır.

Bu çalışmada, silis dumanlı harç numunelerin, basınç ve eğilme dayanımlarında artışlar olduğu gözlemlendi. Donma-çözülme tekrarlarına maruz bırakılmış silis dumanlı harç numunelerin basınç ve eğilme dayanımlarındaki azalma, silis dumansız harç numunelere kıyasla daha az olmuştur. Bu çalışmada, deplasman kontrollü olarak çalışan düşük maliyetli bir kompakt numune çekme deney düzeneği geliştirildi. Geliştirilen deney düzeneğinin, kompakt çekme numunesi üzerinde mükemmel tarzda bir çekme gerilmesi oluşturmuştur. Kompakt çekme numuneleri üzerinde yapılan deneylerde, silis dumanı içeren numunelerin çekme dayanımları, kırılma enerjileri ile kırılma tokluklarında artışlar olmuştur. Silis dumansız numunelerin kırılma enerjileri ve kırılma tokluklarında, donma-çözülme tekrarları sonucunda hızlı bir azalma meydana gelirken, silis dumanlı numunelerde kırılma enerjisi çok yavaş bir şekilde azalmıştır. Lattis Modelleme kullanılarak, betonun mezo düzey davranışı simüle edilmiştir.

Yapılan bu çalışmada, harç ile agrega arasındaki ara yüzey dayanımının, betonun global dayanımı üzerine çok büyük bir etki yaptığı gözlenmiştir.

Anahtar Kelimeler : Beton, agrega, mezo düzey, ara yüzey, kırılma mekaniği

SUMMARY

PhD Thesis

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF MESO LEVEL MECHANICAL BEHAVIOUR OF CONCRETE

Paki TURĞUT

Firat University
Graduate School of Natural and Applied Sciences
Department of Civil Engineering

2001, Page: 174

One of the most important subjects of fracture mechanics of concrete is that the construction material and the behavior of the structure cannot be considered independently from each other. On the contrary, this strong interdependency between the structure and the material behavior has been neglected for many years. It is known that the interaction between various disciplines of science has been very important in the progress in the fields of construction engineering and material science. With the development of new and effective computational techniques, traditional methods have been observed to be insufficient in the solution of some engineering problems. In concrete material science studies related with the structures of materials are carried out in three phases: Micro, meso and macro. In this approach the behavior of concrete in any level can be explained by the structure of the material in a lower phase.

In this study, increase in the compressive and flexural strengths of silica fume mortar specimens have been observed. The decrease in the compressive and flexural strengths of silica fume mortar specimens subjected to freezing and thawing cycles was observed to be less than those mortar specimens without any silica fume. In this study a cheap, compact specimen tension experiment setup with displacement controlled has been developed. The developed experiment setup produced a perfect tensile stress over the compact tension specimen. In the experiments done on compact tension specimen, increase have been observed in the tensile strength, fracture energy and fracture toughness of the specimens containing silica fume. There has been a rapid decrease in the fracture energy and fracture toughness of the specimens containing no silica fume as a result of freezing and thawing cycles, whereas in the fracture energy of specimens containing silica fume a very slow decrease has been seen. The meso-level behavior of concrete has been simulated by using Lattice Modeling.

In this study, it has been observed that the interface strength between mortar and aggregate has a very great effect on the total (global) strength of concrete.

Keywords: Concrete, aggregate, meso level, interface, fracture mechanics

TEŞEKKÜR

Bu tezin önerilmesi, yönlendirilmesi ve yapımı esnasında yoğun çalışmalarına rağmen bana vakit ayırıp gerekli yardım ve ilgisini esirgemeyen, danışman hocam Sayın Prof. Dr. Abdussamet ARSLAN' a teşekkürlerimi sunmayı bir borç bilirim.

Bu doktora çalışmasında geliştirilen deney düzeneğinin tasarımı ve yapımı aşamasında mevcut imkanları sunan, Gaziantep Üniversitesi Rektörü Sayın Prof. Dr. Hüseyin FİLİZ' e teşekkürlerimi sunarım. Bu çalışmanın yapılmasında, çok değerli katkılarından dolayı, Gaziantep Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü Öğretim Üyeleri, Sayın Doç.Dr.Cengiz DOĞAN' a, Öğretim Görevlisi Dr. Necdet DEMİRHAN' a ve Öğretim Görevlisi A.Kadir ÇEVİK' e de teşekkürlerimi sunmayı bir borç bilirim.



İÇİNDEKİLER

ÖZET.....	II
SUMMARY.....	III
TEŞEKKÜR.....	IV
İÇİNDEKİLER.....	V
ŞEKİLLERİN LİSTESİ.....	VII
TABLoların LİSTESİ.....	XI
SİMGELER LİSTESİ.....	XII
KISALTMALAR LİSTESİ.....	XV
1. GİRİŞ.....	1
2. KIRILMA MEKANİĞİ.....	5
2.1 Limit Teoriler.....	5
2.2 Araştırma Seviyeleri.....	6
2.3 Deney ve Simülasyon.....	8
2.4 Lineer Elastik Kırılma Mekanîği.....	13
2.4.1 Griffith Teorisi.....	14
2.4.2 Irwin Teorisi.....	17
2.4.3 Barenblatt Kohesif Çatlak Modeli.....	22
2.4.4 Dugdale ve Bilby, Cotrell ve Swinden Kırılma Modeli.....	24
2.5 Betonda Lineer Olmayan Kırılma Teorileri.....	26
2.5.1 Fiktif Çatlak Modeli.....	31
2.5.2 Çatlak Bant Modeli.....	33
2.6 Yaklaşık Lineer Olmayan Kırılma Modelleri.....	35
2.6.1 İki Parametrelî Model.....	36
2.6.2 Etkili Çatlak Modeli.....	37
2.6.3 Boyut Etkisi Modeli.....	39
2.6.4 R Eğrisi Modeli.....	42
2.7 Betonda Çatlak İlerlemesinin Nümerik Olarak Tanımlanması.....	44
2.7.1 Sürekli Modeller.....	45
2.7.2 Lattis Modeller.....	48
2.7.2.1 Lattis Modelin Temelleri.....	50

2.7.2.2 Heterojenliğin Tanımlanması.....	53
2.7.2.3 Kırılma Kanunu ve Model Parametreleri.....	54
2.7.2.4 Lattis Modelin Uygulamaları.....	56
3. BETONDA ARA YÜZEY KIRILMASI.....	62
3.1 Ara Yüzey Kırılmasının Önemi.....	62
3.2 Ara Yüzey Kırılması İçin Numune Geometrilere.....	67
4. BETONDA ARAYÜZEY KIRILMASININ DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ.....	74
4.1 Betonda Yarılmada Çekme Deney Numunesinin Geometrisi.....	76
4.2 Geliştirilen Deney Düzeneklerinin Tanıtılması.....	83
4.3 Deney Numunesinin Hazırlanması.....	94
4.4 Donma-Çözülme İşlemleri.....	101
4.5 Harçların Basınç ve Eğilme Dayanımları.....	105
4.6 Çekme Deney Sonuçlarının Değerlendirilmesi.....	108
4.7 Çekme Deney Numunelerinin Sonuçlarının Karşılaştırılması.....	131
5. BETONUN MESO DÜZEY KIRILMA DAVRANIŞININ MODELLENMESİ.....	139
6. SONUÇ.....	153
KAYNAKLAR.....	157
EKLER.....	170
EK-1. ANSYS GERİLME ANALİZİ KOMUT SATIRLARI.....	170
EK-2. ÇEKME DENEYİ SONUÇLARININ GRAFİK OLARAK GÖSTERİMİ.....	171
EK-3. ÇATLAK KÖPRÜLEŞMESİ.....	172
EK-4. CSF20 NUMUNESİ.....	173
EK-5. ÇEKME NUMUNESİ SONLU ELEMAN-KIRILMA PROGRAMI.....	174

ŞEKİLLERİN LİSTESİ

Şekil 2.1 Malzemelerin Temel Davranışları.

- a) Elastik-Gevrek. b) Elasto-Plastik. c) Yumuşama.

Şekil 2.2 Betonda İnceleme Seviyeleri.

Şekil 2.3 Çimento ve Betonun Farklı Seviyelerde Tanımı.

- a) Mikro. b) Meso. c) Makro.

Şekil 2.4 İnceleme Seviyelerine Ait Akış Şeması.

Şekil 2.5 Yapının Mekanik Davranışının Deneysel ve Nümerik İncelenmesi.

Şekil 2.6 Malzemenin Deneysel ve Nümerik İncelenmesi.

Şekil 2.7 Yapıdaki Malzemenin Optimizasyonu.

Şekil 2.8 Sınır Deplasmanı ve Gerilme.

Şekil 2.9 Üniform Çekme Gerilmesi Etkisi Altında Bir Plaktaki Gerilme Akış Çizgileri.

- a) Çentiksiz Plak. b) Çentikli Plak. c) Elipsel Çentikli Plak.

Şekil 2.10 Kırılma Modları.

- a) Açılma Modu. b) Kayma Modu. c) Yırtılma Modu.

Şekil 2.11 Çentik İçeren Elastik Bir Cisimde Kırılma Modu Durumları.

- a) Mod I. b) Mod II. c) Mod III. d) Çatlak Ucunda Genel Gerilme Durumu.

Şekil 2.12 Barenblatt Kohezif Çatlak Modeli.

Şekil 2.13 Dugdale- BCS Modeli.

Şekil 2.14 Çekme-Yükü Deformasyon İlişkisi ve Kırılma İşlem Bölgesi.

- a) Yük-Deformasyon İlişkisi. b) Kırılma İşlem Bölgesi.

Şekil 2.15 Malzemelerde Kırılma Özellikleri.

- a) Lineer Elastik. b) Lineer Olmayan Plastik. c) Lineer Olmayan Yarı Gevrek.

Şekil 2.16 Kırılma İşlem Bölgesindeki Gelişmelerin Şematik Olarak Gösterilmesi.

- a) Mikro Çatlama. b)Bağ Kopması ve Mikro Çatlama. c)Bağ Çatlaklarının Birleşmesi. d) Çatlak Dallanması ve Köprüleşmesi.

Şekil 2.17 a) Matris İçerisinde Rijit Bir Tane Etrafında Hipoteze Edilmiş Çatlak Yüzü Köprüleşmesi.

- b) Çatlak Yüzü Köprüleşmesine Deneysel Kanıt.

Şekil 2.18 Çatlak Açılması Ölçme Uzunluğunun Gerilme-Deformasyon Eğrisine Etkisi.

Şekil 2.19 Fiktif Çatlak Modeli.

- a) Serbest ve Fiktif Çatlak. b) Fiktif Çatlak Önündeki Malzeme Özellikleri. c) Yumuşama Bölgesindeki Malzeme Özellikleri.

Şekil 2.20 Çatlak Bant Modeli.

- a) Yayılı Mikro Çatlak. b) CBM' de σ - ϵ bağıntısı.

Şekil 2.21 İki Parametrelili Model.

- a) Yük-Çatlak Ağız Açılma Diyagramı. b) Çatlak Ucu Özellikleri.

Şekil 2.23 Boyut Etkisi Modeli.

- a) Sonsuz Küçük Yapıda Kırılma İşlem Bölgesi. b) Boyut Etkisi Aralıkları.

Şekil 2.24 R Eğrisi Modeli.

- a) Yük-Çatlak Ağız Açılma Diyagramı. b) $R(\Delta a)$ Eğrisi.

Şekil 2.25 Sürekli Modeller.

- a) Yayılı Çatlak Yaklaşımı. b)Ayrık Çatlak Yaklaşımı.

Şekil 2.26 Heterojenlik İçeren Sürekli Nümerik Modeller.

- a) Rossi'in Stokastik Modeli. b)Vonk Modeli. c)Roelfstra, Sadouki ve Wittmann Modeli.

Şekil 2.27 Kafes Modeller.

- a) Rocha ve Riera Modeli. b) Bazant Modeli. c) Burt ve Dougill Modeli.

Şekil 2.28 Lattis Çeşitleri.

- a) Düzenli Kare Lattis. b) Rastgele Lattis c) Düzenli Üçgen Lattis.

Şekil 2.29 Lattis Kirişi.

- a) Serbestlik Derecesi. b) Kirişe Etkiyen Kuvvetler. c) Kırılma Kriteri.

Şekil 2.30 Lattis Modelde Heterojenliğin Tanımlanması.

- a) Lattis Üzerine Agregat Tanesi Kaplaması. b) Kirişlerin Tanımlanması.

Şekil 2.31 Sabit ve Hareketli Plaklara Göre Deney Numunelerinin Lattis Modelle Simülasyonu.

- a) Sabit Plak, 350. b) Sabit Plak, 550. c) Hareketli Plak, 350. d) Hareketli Plak, 550.

Şekil 2.32 Agregat Tane Çapı Değişiminin Lattis Modelde Etkisi.

- a) Agregat Çapı 2 ile 8 mm Arasında. b) Agregat Çapı 3 ile 8 mm Arasında.

Şekil 2.33 Carpinteri Çekme numunesi.

Şekil 2.34 Ankraj Numunesinin Lattis Modelle Simülasyonu.

Şekil 2.35 Kesme Numunesinin Lattis Modelle Simülasyonu.

- a) Hareketli Mesnetli. b) Sabit Mesnetli.

Şekil 2.36 Yerel Bağ Numunelerinin Simülasyonu.

- a) Sonlu Eleman Meshi. b) Numune Kesiti. c) Tane Yapılı Lattis.

Şekil 2.37 Yarma Deneyinin Lattis Modelle Simülasyonu.

Şekil 3.1 Ara Yüzeyde Çatlak Tanımlanması.

- a) Çatlak Eğilmesi. b) Çatlak Penetrasyonu. c) Çatlak Kaçması.

Şekil 3.2 Ara Yüzey Geçiş bölgesinin Mikro Yapısı.

Şekil 3.3 Ara Yüzey Dayanımını Etkileyen Mekanizmalar.

- a) Fiziksel Etkileşim. b) Fiziko-Kimyasal Etkileşim. c) Mekanik Kilitlenme.

Şekil 3.4 Betonun Gerilme-Deformasyon Eğrisinin Mikro Çatlama İle İlişkisi.

Şekil 3.5 Hipoteze Edilmiş Kırılma Modu.

Şekil 3.6 Ara Yüzey Kırılma Deney Düzenekleri.

Şekil 3.7 Hsu ve Slate Eksenel Çekme Numunesi.

Şekil 3.8 Wang ve Maji Çekme Numuneleri.

- a) Eksenel Çekme Deneyi. b) Kompakt Çekme Numunesi.

Şekil 3.9 Hasanzadeh Tarafından Kullanılan Deney Numuneleri.

- a) Brezilya Yarma Numunesi. b) Üç Noktalı Eğilme Numuneleri.

Şekil 3.10 Ara Yüzey Çekme Numuneleri.

Şekil 3.11 Ara Yüzey Kesme Numuneleri.

Şekil 4.1 Kompakt Çekme Numuneleri

- a) Hillemeier Numunesi b) Vervuurt Numunesi c) Geliştirilen Numune

Şekil 4.2 Numunenin Sonlu Eleman Meshi ve Sınır Şartları

Şekil 4.3 Numunede Oluşan Gerilme ve Deformasyonlar

Şekil 4.4 Geliştirilen Çekme Deney Düzenekleri

Şekil 4.5 Deney Düzeneklerinin Çalışma Şeması

Şekil 4.6 Çekme Deney Düzenekleri Planı

- a) Ön Görünüş b) Üst Görünüş

Şekil 4.7 Sağ Çekme Numunesi

Şekil 4.8 Sol Çekme Numunesi

Şekil 4.9 Mafsal Sistemi

Şekil 4.10 Yükleme Mesneti

- a) Ön Görünüş b) Yan Görünüş

Şekil 4.11 Ölçme Aletlerinin Numuneye Yerleştirilmesi

- a) LVDT ve Yük Transduserinin Numuneye Yerleştirilmesi
- b) LVDT Aletinin Detaylı Yerleştirme Şekli

Şekil 4.12 Karot Alma Düzeneği

- a) Detay Resmi b) Karot Aleti Gövdesi ve Kesici Uçlar
- c) Agregalar c) Komple Karot Alma Düzeneği

Şekil 4.13 Numune Boyutları ve Silindirik Agregalı Numuneler

- a) Numune Boyutları b) 20mm Çaplı Tek Agregalı Numune
- c) 20mm Çaplı Çift Agregalı Numune d) 10mm Çaplı Tek Agregalı Numune
- e) 20mm Çaplı Çift Agregalı Numune

Şekil 4.14 Kare Agregalı Numuneler

- a) 20mm Kare Tek Agregalı Numune b) 20mm Kare Çift Agregalı Numune

Şekil 4.15 Model Çekme Numuneleri İçin Çelik Kalıp**Şekil 4.16 Model Agregaların Kalıba Yerleştirilmesi****Şekil 4.17 Donma-Çözülme İşlemi****Şekil 4.18 Kesme Kalıbı ve Kesilmiş Numune****Şekil 4.19 Basınç Dayanımı Donma-Çözülme Tekrar Sayısı Değişimi****Şekil 4.20 N Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.21 TF10 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.22 CF10 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.23 TF20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.24 CF20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.25 TK20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.26 CK20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.27 NS Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.28 TSF10 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.29 CSF10 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.30 TSF20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.31 CSF20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi****Şekil 4.32 N ile TF10 Numunesinin Yük-Çatlak Ucu Açılma Eğrisi Davranışı****Şekil 4.33 N ve NS Tipi Numunelerin Kırılma Enerjisi-Donma-Çözülme Tekrar Sayısı İlişkisi****Şekil 4.34 TK20 ve TF20 Tipi Numunelerin Kırılma Enerjisi-Donma-Çözülme Tekrar Sayısı İlişkisi****Şekil 4.35 N Tipi Numunelerin Kırılma Enerjisi-CMOD İlişkisi****Şekil 4.36 NS Tipi Numunelerin Kırılma Enerjisi-CMOD İlişkisi****Şekil 4.37 Kompakt Çekme Numunesi****Şekil 4.38 N ve NS Numunelerin Kırılma Tokluğu-Donma-Çözülme Tekrar Sayısı İlişkisi****Şekil 4.39 Agregalı Numunelerin Kırılma Tokluğu-Donma-Çözülme Tekrar Sayısı İlişkisi****Şekil 5.1 Lattis Modele Ait Bilgisayar Programı Akış Diyagramı****Şekil 5.2 Kompakt Çekme Numunesi Lattis Yapısı ve Sınır Şartları****Şekil 5.3 Lattis Kirişlerin Çekme Dayanımı-Deformasyon İlişkisi****Şekil 5.4 Kompakt Çekme Harç Numunesinin Çatlak Yörüngesi****Şekil 5.5 Kompakt Çekme Harç Numunesinin Yük-CMOD Eğrisi****Şekil 5.6 TF10 Tipi Kompakt Çekme Numunesi Lattis Ağı****Şekil 5.7 CF10 Tipi Kompakt Çekme Numunesi Lattis Ağı**

- Şekil 5.8** TF20 Tipi Kompakt Çekme Numunesi Lattis Ağı
Şekil 5.9 CF20 Tipi Kompakt Çekme Numunesi Lattis Ağı
Şekil 5.10 Değişik Ara Yüzey Elastisite Modülü Değerlerine Ait Yük-CMOD Eğrileri
Şekil 5.11 TF10 Tipi Numuneye Ait Çatlak Yörüngesi
Şekil 5.12 CF10 Numunesine Ait Yük-CMOD Eğrisi
Şekil 5.13 CF10 Tipi Numuneye Ait Çatlak Yörüngesi

- Şekil Ek-2.1** N Numunesi
Şekil Ek-2.2 N35 Numunesi
Şekil Ek-2.3 N70 Numunesi
Şekil Ek-2.4 TF10 Numunesi
Şekil Ek-2.5 T35F10 Numunesi
Şekil Ek-2.6 T70F10 Numunesi
Şekil Ek-2.7 CF10 Numunesi
Şekil Ek-2.8 C35F10 Numunesi
Şekil Ek-2.9 C70F10 Numunesi
Şekil Ek-2.10 TF20 Numunesi
Şekil Ek-2.11 T35F20 Numunesi
Şekil Ek-2.12 70F20 Numunesi
Şekil Ek-2.13 CF20 Numunesi
Şekil Ek-2.14 C35F20 Numunesi
Şekil Ek-2.15 C70F20 Numunesi
Şekil Ek-2.16 TK20 Numunesi
Şekil Ek-2.17 T35K20 Numunesi
Şekil Ek-2.18 T70K20 Numunesi
Şekil Ek-2.19 CK20 Numunesi
Şekil Ek-2.20 C35K20 Numunesi
Şekil Ek-2.21 C70K20 Numunesi
Şekil Ek-2.22 NS Numunesi
Şekil Ek-2.23 NS35 Numunesi
Şekil Ek-2.24 NS70 Numunesi
Şekil Ek-2.25 TSF10 Numunesi
Şekil Ek-2.26 TS35F10 Numunesi
Şekil Ek-2.27 TS70F10 Numunesi
Şekil Ek-2.28 CSF10 Numunesi
Şekil Ek-2.29 CS35F10 Numunesi
Şekil Ek-2.30 CS70F10 Numunesi
Şekil Ek-2.31 TSF10 Numunesi
Şekil Ek-2.32 TS35F20 Numunesi
Şekil Ek-2.33 TS70F20 Numunesi
Şekil Ek-2.34 CSF20 Numunesi
Şekil Ek-2.35 CS35F20 Numunesi
Şekil Ek-2.36 CS70F20 Numunesi
Şekil Ek-3.1 Çatlak Köprüleşmesi
Şekil Ek-4.1 CSF20 Numunesi

TABLoların LİSTESİ**Tablo 4.1** Çimentoya ait bazı özellikler**Tablo 4.2** Silis dumanının özellikleri**Tablo 4.3** Harç numunelerin basınç ve eğilme mukavemetleri sonuçları**Tablo 4.4** Harç numunelerin basınç dayanımı ve elastisite modülleri sonuçları**Tablo 4.5** N tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.6** TF10 tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.7** CF10 tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.8** TF20 tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.9** CF20 tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.10** TK20 tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.11** CK20 tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.12** NS tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.13** TSF10 tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.14** CSF10 tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.15** TSF20 tipi numunelere ait deney sonuçları**Tablo 4.16** CSF20 tipi numunelere ait deney sonuçları

SİMGELER LİSTESİ

c_f	: Boyut etkisi modelinde kırılma işlem bölgesi [mm]
ν'	: Düzlem deformasyon durumunda Poisson oranı
$\sigma(\zeta)$	: Eksenel çekme gerilmesi [MPa]
$K_{I_c}^s$	: Gerçek betondaki kritik gerilme yoğunluk faktörü [KN/m ^{3/2}]
δ_p	: Kirişin açıklık deplasmanı (mm)
P_u	: Maksimum yük [N]
$\tau(\zeta)$	: Üniform kesme gerilmesi [MPa]
σ_y	: Y eksenindeki çekme gerilmesi [MPa]
f_{ta}, f_{tm}, f_{tb}	: Agregâ, matris ve bağ çekme dayanımı [MPa]
$(\sigma_N)_u$	: Nominal gerilme [MPa]
θ	: Çatlak ucu açısı
Γ	: Çatlak yüzey enerjisi [N/mm]
σ	: Gerilme [MPa]
ν	: Poisson oranı
Π	: Sistemin potansiyel enerjisi [N/mm]
γ	: Yüzey enerji yoğunluğu
$\sigma(\epsilon)$	: Gerilme–deplasman ilişkisi [MPa]
ϵ_c	: Kritik deplasman
ϵ_e	: Elastik deformasyon
ϵ_t	: Toplam deformasyon
ϵ_{xx}	: X eksenindeki deformasyon
σ_{xx}	: X eksenindeki gerilme [MPa]
σ_{xy}	: Çentik ucu yakınındaki gerilme [MPa]
ϵ_{xy}	: X-Y yönündeki deformasyon
σ_{yy}	: Y eksenindeki gerilme [MPa]
ϵ_{yy}	: Y yönündeki deformasyon
σ_{zz}	: Z eksenindeki gerilme [MPa]

a	: Çentik uzunluğu[mm]
a_e	: Etkili çatlak uzunluğu[mm]
a_o	: Başlangıç çatlak uzunluğu[mm]
b	: Elipsin küçük eksen uzunluğu [mm]
C_u	: Yük kompliyansı [N/mm]
E	: Elastisite modülü[MPa]
E_1, E_2	: Elastisite modülleri [MPa]
E_a	: Agregata elastisite modülü[MPa]
E_b	: Bağ elastisite modülü[MPa]
E_m	: Matris elastisite modülü[MPa]
F_{ij}	: Kiriş uç kuvvetleri [N]
g	: Agregata çapı[mm]
G_c	: Kırılma enerjisi[N/m]
G_f	: Boyut etkisi modelinde kırılma enerjisi [N/m]
G_F	: Kırılma enerjisi [N/m]
K_I	: Gerilme yoğunluk faktörü[KN/m ^{3/2}]
K_{Ic}	: Kritik gerilme yoğunluk faktörü [KN/m ^{3/2}]
K_{II}	: Kesme gerilmesi yoğunluk faktörü[KN/m ^{3/2}]
K_{III}	: Yırtılma gerilmesi yoğunluk faktörü[KN/m ^{3/2}]
L	: Lineer elastik bölge
L_k	: Çatlak uzunluğu [mm]
l_p	: Kırılma işlem bölgesinin uzunluğu[mm]
M_{ij}	: Eleman ucundaki momentler
Mod I	: Çekme modu
Mod II	: Kesme modu
Mod III	: Yırtılma modu
N	: Lineer olmayan bölge
P	: Plastik bölge
P_{mak}	: Maksimum yük[N]
Q	: Kohesyon modülü
$q(x)$	: Kohesif kuvvet [N/m]
R	: R direnç eğrisi

r_p	: Kırılma işlem bölgesi boyutu[mm]
t	: Eleman kalınlığı[mm]
U	: Elastik deformasyon enerjisi [N/mm]
$V(x)$	: Çentik üst yüzeyi deplasman miktarı[mm]
w_c	: Kritik çatlak ağzı açılımı deplasmanı[mm]
W_F	: Kırılma işi [N.μm/mm]



KISALTMALAR LİSTESİ

ACI	: Amerikan Beton Enstitüsü
AE	: Akustik Emülsiyon
ASTM	: Amerikan Standartları Enstitüsü
CBM	: Çatlak Bant Modeli
CTOD	: Çatlak Ucu Açılması Deplasmanı
CTOD _c	: Kritik Çatlak Ucu Açılması Deplasmanı
CM	: Fiktif Çatlak Modeli
LEFM	: Lineer Elastik Kırılma Mekaniği
LVDT	: Lineer Düşey Deplasman Transduseri
RILEM	: Uluslar arası Yapı ve Malzeme Araştırmaları Laboratuvarı



1.GİRİŞ

Gevrek bir malzeme ömrünün belirli bir aşamasında bünyesinde çatlaklar içerir. İnsanoğlu geçmiş çağlardan günümüze kadar, çatlakların oluşumu ve ilerlemesinin arkasında varolan mekanizmayı anlamaya çalışmaktadır. Griffith'in (1921) çatlakların gevrek ilerlemesiyle ilgili öncü çalışmasından sonra, araştırmacıların çoğu incelenmiş konuyu daha iyi ve derinden anlamaya doğru yönelmiştir. Yapılan çalışmaların çoğunluğu geleneksel olarak dökme demir ve cam gibi gevrek malzemeler üzerinde yoğunlaşmıştır. Dugdale (1960) ve Barenblatt'ın (1962) plastik çatlak uç modeli geliştirmesinden sonra, sünek malzemelerin kırılmasına olan ilgi artmıştır. Malzemelerde gevrek kırılmayı tanımlamak için yapılan en son modelleme çalışmaları çoğunlukla deneysel gözlemlere dayanmaktadır. Nümerik simülasyonun birçok araştırma çalışmalarında anahtar kelime olduğu zamanlarda deneyin önemi büyük ölçüde ihmal edilmiştir. Bir bilgisayar ekranı karşısında oturup ta elleri temiz tutarak çalışma yapmak günümüzde mümkündür. Fakat malzemeler gerçekte bilgisayar ekranında görüldüğü gibi davranırlar mı? sorusu zihinleri sürekli meşgul etmektedir. Geleneksel olarak, yapı ve malzeme mühendisliğinde deneyin rolü çok daha fazla önemli olmaktadır. Mühendislikte mevcut olan analitik araçlar yapıların davranışının tam olarak hesaplanmasına olanak sağlayamamıştır. Geçmişte bir zamanlar yeni yapı şekilleri denenmeden yada daha büyük açıklıklı yapılar yapılmadan önce, eskiden kazanılmış tecrübelerle ihtiyaç duyulmuştur. 1970 erde birçok kişi mühendislikte nümerik metotların gelişmesiyle birlikte yapılarda hasar tahmini ve malzeme davranışı araştırmalarının, zamanın en önemli konusu olacağına inanmıştır. Yine bu tarihlerde dikkate alınan en önemli husus yeni ve hızlı hesaplama tekniklerini geliştirilmesi olmuştur. Sonuç olarak, bilimin diğer alanlarında problemlerin bazen geleneksel metotlarla çözülemeyeceği tartışmaları ortaya çıkmıştır(Dennett, 1991). Daha önceden bahsedildiği gibi, mevcut olan mühendislik yapılarında çatlak problemleri sürekli mevcuttur. Genel olarak, betonarme yapılarda çatlama olayı, çekme gerilmelerinin betondan çeliğe aktarılması sırasında veya agrega ile harç arasında oluşmaktadır. İleriye dönük olarak, bu tip çatlaklar malzeme ve yapının dayanma süresi ve dayanıklılığını etkilemektedir. Dayanıklılık kavramının en etkili ve önemli olduğu yapılar genellikle kıyı yapılarıdır. Petrol depolama yapıları da, bu örnekler arasında sayılabilir. İnşaat

mühendisliği yapılarında kimyasal etkilerin yanında fiziksel ve mekanik yükler de çatlakların oluşmasına sebep olmaktadır.

Kırılma mekaniğinde en önemli konulardan birisi, yapıyı oluşturan malzeme ve yapı davranışının birbirinden bağımsız olarak düşünülemeyeceğidir. Ne yazık ki, yapı ile malzeme davranışı arasındaki bu kuvvetli bağımlılığın yıllarca ihmal edildiği gözlenmiştir. Bunun yanında, yapı üzerinde yapılan incelemenin, yapıldığı seviye de oldukça önemli olmaktadır. Herhangi bir araştırmacı mekanik yükleme etkisinde betonun temel kırılma mekanizmasını çekme, kesme ve basınç veya çok eksenli gerilme durumu içerisinde, yükleme hızının etkisi ve sünmeyi de göz önüne alarak açıklamak isteyebilir. Bir başka araştırmacı da, kimyasal-mekanik veya fiziko-mekanik etkileşimleri dikkate alarak konuyu açıklamak isteyebilir. Bununla beraber, sadece bir tek araştırmacının yapının davranışı yanında yük durumlarının tamamını incelemesi oldukça zor olmaktadır. Bu nedenle, araştırmacılar çalışmalarını genellikle sınırlı olan belirli bir konu üzerinde yoğunlaştırırlar. Farklı disiplinler arasındaki ortak çalışmaları oluşturmak için, ileri seviyeli araştırmaları yapmak oldukça önemlidir. Malzeme biliminde kırılma deneyi ve bilgisayar modellemeleri arasında bir etkileşimin gerekli olduğunu gösteren bir çok örnek bulunmaktadır.

Betonun mezo düzeyde kırılma davranışını deneysel olarak incelemek oldukça zordur. Deneysel olarak incelenecek, beton numunelerin boyutları normal yapı boyutlarına göre oldukça küçüktür. Deney numunelerinin hazırlanması, çok titiz bir çalışma gerektirmektedir. Betonun kür şartları, özellikle mezo düzeyde incelenen numunenin kırılması davranışını ve kırılma enerjisini önemli derecede etkilemektedir. Özellikle silis dumanı içeren kompakt çekme harç numunelerinin yapımı sırasında, harcın kalıba tam olarak yerleşmeme veya silis dumanının numune içerisinde üniform olarak dağılamama problemi ortaya çıkmaktadır. Bu durumda, deneysel olarak elde edilen aynı seriye ait sonuçlar arasında çok büyük farklar ortaya çıkmakta ve silis dumanının beton üzerinde ne gibi bir etki yapacağı çok sayıda numune kullanımıyla ancak bulunabilmektedir. Donma-çözülme tekrarları sonucunda, betonun kırılma davranışında meydana gelen değişimlerin incelenmesi oldukça önemlidir. Donma olayı, bir kap içerisindeki sıvının katı hale geçmesi durumudur. Donarak katı hal alan sıvıların hacimlerinde artış olmaktadır. Bu artış miktarı, su sıvı halden katı hale geçtiğinde %10 kadar olmaktadır. Beton gibi, taş yapılı malzemelerin büyük çoğunluğu bünyelerinde

belirli bir miktarda boşluk suyu bulunmaktadır. Donma-çözülme tekrarları sonunda, beton içerisinde iç gerilmeler oluşmaktadır. Ayrıca, ısı değişimi sonucunda beton içerisinde bulunan agregalar arasındaki çimento hamurunda çatlaklar meydana gelmektedir. Belirli bir sıcaklıkta çatlakların artmasıyla birlikte, agrega ile çimento hamuru arasındaki bağ dayanımında azalmalar meydana gelmektedir. Beton içerisinde oluşan hidrolik basıncın şiddeti, çimento hamurunun permeabilitesine, doyma derecesine, doldurulmamış haldeki en yakın gözenekler arasındaki mesafeye ve donma süresine bağlı olmaktadır(Newille, 1972). Beton içerisinde meydana gelen hidrolik basınç miktarı, harcın çekme dayanımını aştığında yerel çatlaklar oluşmaktadır. Herhangi bir noktadaki hidrolik basınç miktarı harcın çekme dayanımından fazla olduğunda yerel çatlaklar oluşmaktadır. Beton üzerinde donma-çözülme tekrarlarının yapılması, oldukça uzun zaman alan pahalı ve zahmetli bir işlemdir. Ayrıca, donma-çözülme işlemi sırasında, numune dış çevre şartlarından oldukça fazla etkilenmektedir. Bu nedenle, betonun mezo düzey kırılmasının simüle edilmesi zorunludur.

Bu tez çalışmasında, agregalı-agregasız ve silis dumanlı-silis dumansız kompakt çekme harç numuneleri kullanılarak, betonun mezo düzeydeki yapısı deneysel olarak detaylı bir şekilde incelenmiştir. Bu çalışmada, deformasyon kontrollü olarak çalışan kompakt numune çekme düzeneği tasarlanıp imal edilmiştir. İmal edilen numune çekme düzeneğin maliyeti, mevcut düzeneklere kıyasla oldukça düşüktür. Geliştirilen bu düzenek, kompakt numune çekme deneylerini çok hassas bir şekilde yapabilmektedir. Betonun mezo düzey davranışı model agregalar kullanılarak incelenmiştir. Donma-çözülme tekrarları, agrega çapı, agreganın geometrik yapısı, harç içerisine silis dumanının katılması sonucunda meydana gelen mekanik değişimler detaylı bir şekilde incelenmiştir. Model betonların nümerik olarak simülasyonunu yapabilmek için gerekli bütün deneysel data lar elde edilmiştir. Daha sonra, sonlu elemanlar metoduna dayanan bir lattis model programı yazılarak, kompakt çekme numunelerin kırılma davranışı simüle edilmiştir.

Yapılan tez çalışması, altı bölümden oluşmaktadır. Birinci bölüm, yapılan çalışmanın önemi ile ilgilidir. İkinci bölümde, malzemelerin temel davranışları verilmiştir. Beton malzemelerin, değişik seviyelerde incelenmesi ve nümerik modelleme yapılması zorunluluğundan bahsedilmiştir. Yine bu bölümde, kırılma mekaniğinin temeli özet olarak verilmiştir. Üçüncü bölümde, betonda ara yüzey kırılmasının önemi

üzerinde durulmuş ve geçmişte bu konu ile ilgili yapılmış çalışmalar detaylı bir şekilde verilmiştir. Dördüncü bölümde, bu çalışmada tasarlanıp imal edilen kompakt numune çekme deney düzeneği tanıtılmıştır. Geliştirilen deney düzeneğinin çalışma şekli ve diğer çekme aletlerinden üstün olan tarafları üzerinde durulmuştur. Geliştirilen kompakt çekme numunesinin gerilme ve deformasyon analizleri ANSYS paket programı ile yapılmıştır. Silis dumanlı ve dumansız harç numunelerin basınç ve eğilme dayanımları bulunmuştur. Donma-çözülme tekrarlarının silis dumanlı ve silis dumansız betonların basınç ve eğilme dayanımları üzerine olan etkileri incelenmiştir. Silis dumanlı ve dumansız kompakt çekme harç numunelerinin çekme dayanımları ve kırılma enerjileri bulunmuştur. Bu tip numuneler üzerinde donma-çözülme tekrarları yapılmış ve kırılma enerjisi değişimleri incelenmiştir. İçerisine model agregalar yerleştirilmiş kompakt çekme harç numunelerin kırılma davranışlarıyla ilgili çalışmalar yapılmıştır. Bu tip numunelerin modellenmesinde kullanılmak üzere, kırılma enerjilerinin CMOD değeriyle değişimi detaylı olarak araştırılmıştır. Ayrıca, bu numunelere ait kırılma tokluğu değerleri de hesaplanmıştır. Nümerik simülasyon için gerekli deneysel dataların tamamı oluşturulmuştur. Beşinci bölümde, agregalı ve agregasız kompakt çekme harç numunelerinin kırılma davranışını modellemek için, Fortran derleyicisi yardımıyla bir sonlu elemanlar bilgisayar programı hazırlanmıştır. Altıncı bölümde ise, yapılan çalışmadan elde edilen sonuçlar değerlendirilmiştir. Yapılan bu çalışmada, Gaziantep Üniversitesi'nin imkanları kullanılmıştır.

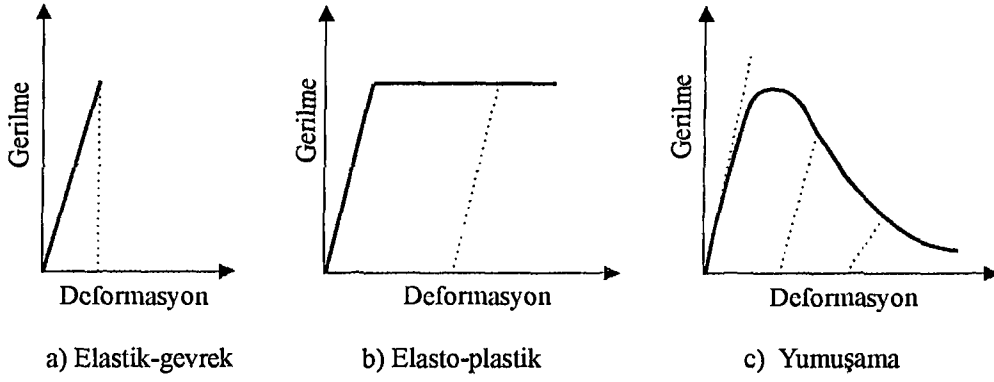
2. KIRILMA MEKANİĞİ

2.1 Limit Teoriler

Yapı mühendisliği genellikle malzemenin dayanımı teorisi üzerine bağlı kalmaktadır. Kırılma işleminin limit dayanım aşılır aşılmaz oluşacağı kabul edilmektedir. Yapıda kullanılan bir malzeme kendisine ait olan bir gerilme-deformasyon eğrisi şekli ile tanımlanmaktadır.

Şekil 2.1 de malzemelerin temel davranış kanunları eğriler vasıtasıyla gösterilmektedir. Bir malzemenin dayanımı belirli bir şekli olan numune üzerindeki ölü yükü tedricen artırarak basit bir şekilde bulunabilir ve karmaşık deney aletlerine ihtiyaç duyulmaz. Genellikle cam gibi malzemelerde Şekil 2.1a da gösterildiği gibi ani kırılma gözlenmektedir. Fakat metal veya metal benzeri malzemelerin kırılmasında sabit gerilme altında daha büyük deformasyonlara ihtiyaç duyulacağı Şekil 2.1b de gösterilmiştir. Yine Şekil 2.1b de gösterildiği gibi yük boşaltıldığı zaman deformasyonların tamamı geri dönmemektedir. Gelişen teknolojik imkanlar çok küçük deformasyonların ölçümünü mümkün kılmaktadır. Şekil 1.2b deki diyagramda gösterildiği gibi deformasyonlar plastik platonun başlangıcına kadar malzeme boyunca üniform olarak dağılmakta, fakat daha sonra numunenin dar bir bölgesinde yerleşmektedir. Şekil 2.1c de betona ait olan gerilme deformasyon eğrisi verilmektedir. Şekilde görüldüğü gibi pik yükten sonra malzemede yumuşama işlemi başlamaktadır.

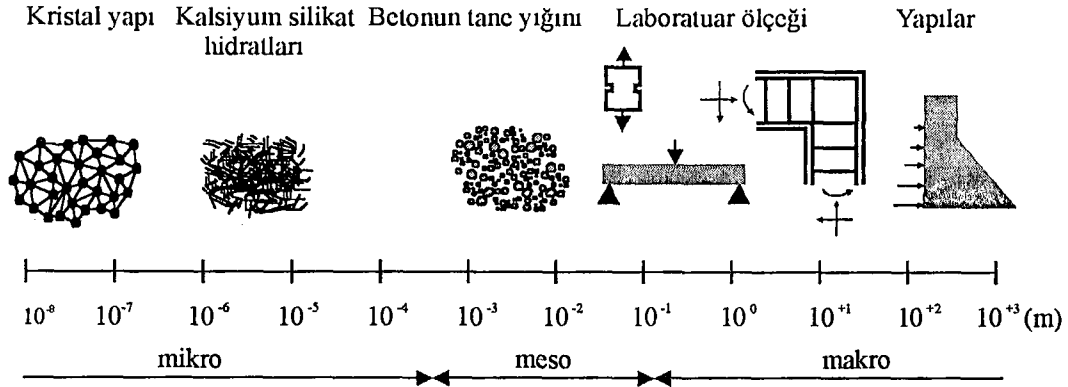
Bir araştırmacı atomlar arası ve hatta atom taneleri arasındaki etkileşimleri dikkate alarak teorik maksimum dayanımı hesaplamaya çalışabilir. Griffith problemleri teorik olarak çözmenin yollarını göstermek için çok büyük çabalar harcamıştır. Fakat malzemenin ideal davranışına ulaşamamıştır. Çünkü malzemede varolan kusurlar nedeniyle oluşan gerilme yığılmaları malzemenin gerçek gerilmesinden daha düşük bir gerilmede kırılmasını sağlamıştır. Daha sonra Hillerborg ve arkadaşları (1976) tarafından betonun kırılması için geliştirilen model oldukça yararlı olmuştur. Mekanik davranış kanunlarını temel alan bütün incelemelerde malzemeye bir kara kutu gözüyle bakılmaktadır.



Şekil 2.1 Malzemelerin Temel Davranışları

2.2 Araştırma Seviyeleri

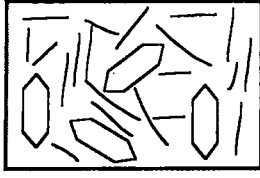
Klasik limit teorilere dayanan modellerinin çoğunda malzemenin sürekli olduğu kabulü yapılmakta ve malzeme davranışı iç yapıdan bağımsız olarak tanımlanmaktadır. Sadece geometrik bileşenler düşünülen yapının şekli ve boyutu ile oluşturulmaktadır. Şekil 2.2 de betonda inceleme seviyeleri diyagramı vasıtasıyla gösterilmektedir. Gösterilen bu diyagramı başka bir malzeme için de yapmak mümkündür. Beton çok bileşenli bir malzemedir. Agregat, çimento, su ve bazen de katkı maddesi karıştırılarak oluşturulur. Şekil 2.2 de gösterildiği gibi çimento ve agreganın atomik yapısı en küçük yapı özelliğidir. Malzeme bu seviyede nanometre (10^{-9} m) ölçeğinde incelenmektedir. Tekil çimento taneleri mikrometre (10^{-6} m) ölçeğinde incelenmektedir. Bu seviyede sertleşmiş durumdaki kalsiyum silikat hidratları, kalsiyum hidroksit ve kompleks boşluk yapısı gözle görülmektedir. Milimetre (10^{-3} m) ölçeğinde tekil kum ve çakıl taneleri ayırt edilmekte ve daha büyük boşluklar gözlenilmektedir. Agregat taneleri ve çimento hamuru arasındaki etkileşim bu ölçekte incelenmektedir. Laboratuarda beton üzerindeki mekanik deneyler 10^{-1} m ölçeğinde yapılmaktadır. Bu inceleme seviyesinde malzemenin iç yapısı dikkate alınmayıp her noktada benzer özelliklere sahip olacağı kabul edilmektedir. 10^{-2} ve 10^{-3} m ölçeğinde inşaat mühendisliği yapıları temsil edilmektedir. Betonarme yapılar sürekli bir malzemedan olduğu kabul edilerek makro ölçekte incelenmektedir.



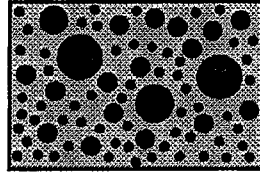
Şekil 2.2 Betonda İnceleme Seviyeleri

Mühendislikte beton malzeme bilimi ve yapı incelemeleri başlıca mikro, meso ve makro olmak üzere üç farklı seviyeden oluşmaktadır. Wittman (1983) malzeme bilimindeki benzer fikirleri kabul ederek üç seviyeli yaklaşımın beton ve yapı için faydalı olacağını ileri sürmüştür.

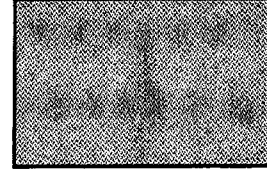
Bu üç seviye Şekil 2.3 de gösterilmektedir. Çimentonun iç yapısı ve sertleşmiş çimento hamuru mikro seviyede en önemli yapı özelliğidir. Meso seviyede tane yapısı oldukça önemli olmaktadır. Malzemenin heterojen yapısı yerel gerilme yığılmalarını oluşturmaktadır. Makro seviye yapı mühendisinin çalıştığı seviyedir ve donatı hariç malzemenin iç yapısı dikkate alınmaz. Bu seviyede donatı normal olarak hesaba katılmaktadır. Üç seviyeli yaklaşımda genellikle bir seviyedeki davranışın bir alt seviyede gözlenen malzeme yapısı vasıtasıyla açıklanabildiği kabul edilir. Örneğin mikro seviyede kalsiyum silikat hidratları hakkındaki bilgi sertleşmiş çimentonun boşluk yapısı ve su ile çimento arasındaki etkileşim betondaki sünme ve rötreyi açıklamaya yardım etmektedir. Bundan başka, malzeme meso düzeyde incelendiği zaman önemli bir rol oynayan agrega ile matris arasındaki ara yüzeyin mekanik davranışı ile ilgili bilgi sertleşmiş çimento hamurunun yapısı detaylı bir şekilde düşünülerek elde edilebilir. Meso seviyede agregalar arasındaki etkileşimin yanında matris ve agrega arasındaki etkileşim de incelenerek beton ve çimentonun davranışı hakkında daha detaylı bir bilgi elde edilebilir. Bu seviyede malzeme içerisindeki büyük boşluklar da analiz edilmelidir.



a) Mikro



b) Meso



c) Makro

Şekil 2.3 Çimento ve Betonun Farklı Seviyelerde Tanımı

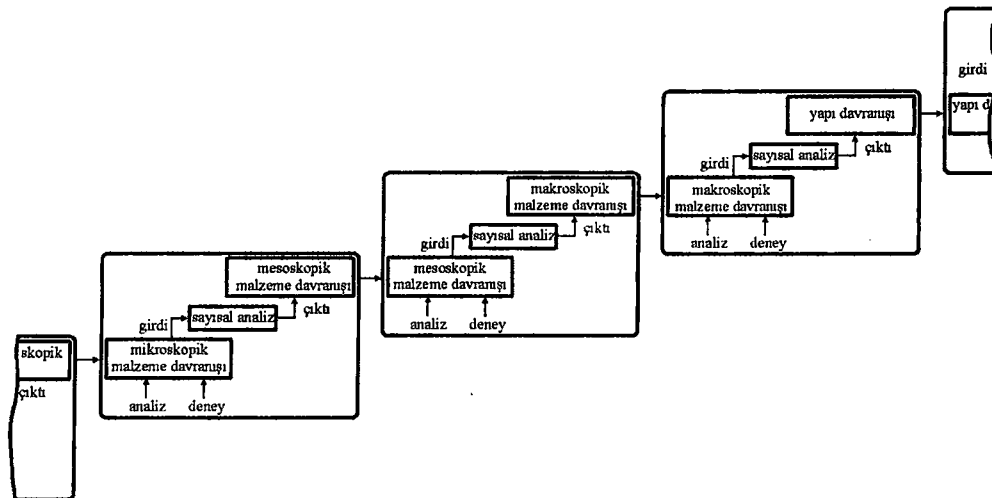
2.3 Deney ve Simülasyon

Daha önceden de bahsedildiği gibi farklı disiplinler arasındaki etkileşim yapı mühendisliği ve malzeme bilimi alanındaki ilerlemeler için oldukça önemlidir. Bir malzeme üzerinde araştırma yapıldığı zaman üç çeşit araç kullanılmaktadır. Günümüzde ilk planda elde edilen mevcut bilgilerin çoğu deneysel gözlemlere dayanmaktadır. Yükleme teknikleri, deney kontrol sistemleri, deformasyon ölçüm teknikleri ve çatlak tespit etme yöntemleri deneysel alandaki ilerlemeler için oldukça önemlidir. Malzemenin deneysel olarak kırılması deneyin yapıldığı çevreden oldukça fazla etkilenmektedir. Yine malzemenin deneysel olarak kırılması gerçekte yapı üzerindeki kırılmasından oldukça farklı olmaktadır. Örneğin betonun çekme dayanımı böylece direkt çekme deneyiyle bulunmamalıdır. Fakat bunu terk etmek malzeme özelliklerinin basit deneylerden direkt olarak ölçülebildiğinin öğretildiği bir sistemde eğitilenler için pek de kolay olamamaktadır.

Kullanılan ikinci ve üçüncü araçlar analitik ve nümerik modellerdir. Deneysel araştırmalar esas alınarak malzeme davranışı ve yapı mühendisliği modelleri kurulabilir. Kullanılan model genellikle analitik yada nümeriktir. Analitik modeller genelde matematiğin temelini oluşturan kabul edilmiş gerçeklere dayanmaktadır. Bunun yanında nümerik araçlar yaklaşık bir davranış sergilemektedir. Bununla birlikte nümerik analiz araçlarının en büyük avantajı sınır ve boyut etkilerini oldukça gerçekçi bir şekilde hesaba katabilmesidir. Kırılma deneylerinde nümerik bir yaklaşım çatlak ilerlemesi ve yapı çevresi arasındaki önemli etkileşimler nedeniyle zorunlu olmaktadır. Kırılma durumlarının çoğunluğu için analitik çözümler elde edilmesine rağmen nümerik bir

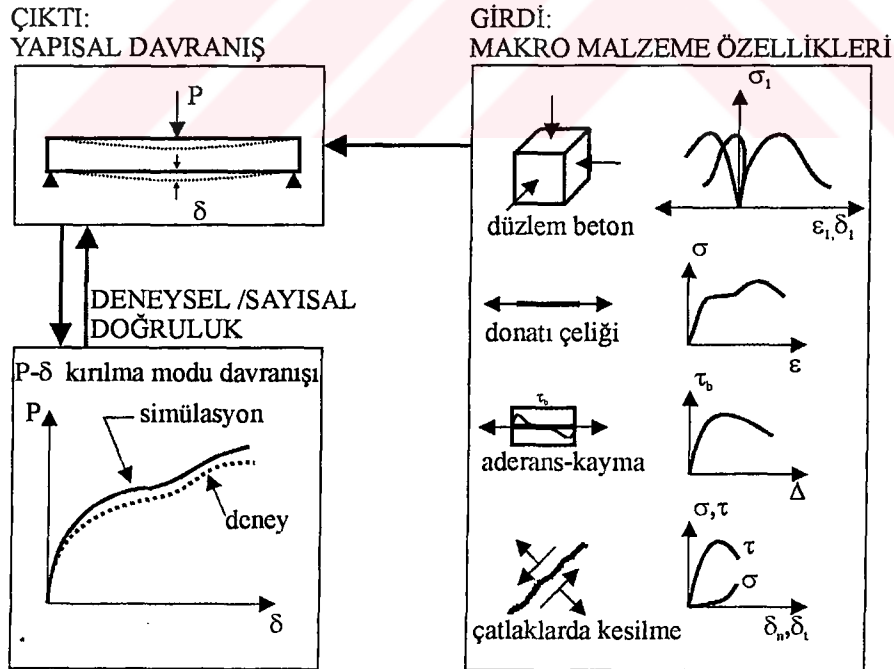
yaklaşımın çok daha uygun olduğu daha önce yapılan çalışmalarla ispatlanmıştır. Böylece modellemenin gerçek rolü geleneksel olarak yapılanlardan farklı tarzda düşünülmelidir. Bu arada deneyin rolü tamamen farklı olmaktadır. Temelde çok derin bir etkileşimle çimento bileşenlerindeki kırılma işlemlerinin gerçekçi bir tarifine de ihtiyaç duyulmaktadır. Modelleme sadece bir tek inceleme seviyesi ile sınırlandırılmamalıdır. Bunun yerine Şekil 2.4 de gösterildiği gibi deneysel araştırma seviyelerinin hepsi incelenmelidir. Belirli bir seviyede incelenen özellik diğer seviyelerde incelenen özelliklerden farklı olmaktadır.

Deneysel ve nümerik analizlerdeki derin etkileşimi gösteren iki örnek aşağıdaki gibi verilebilir. İlk önce yapı analizini düşünülmektedir. Şekil 2.5 deki temel şema inceleme seviyesine bağlı kalarak yapının mekanik davranışının deneysel ve nümerik incelemelerini göstermektedir. Betonarme yapıların davranışı tam ölçekli deneyler yardımıyla laboratuarda incelenebilmektedir. Davranışı incelenecek olan yapının boyutu 10 m geçtiği zaman tam ölçekli deneyleri yapmak oldukça zordur ve bazen bu imkansız da olabilmektedir. Laboratuarda basit bir krenin kapasitesi dahi incelen yapının boyutu üzerinde büyük etki oluşturmaktadır. Bunun yanında çok büyük ölçekli yapılar için bazı kabuller de yapılabilir. 1960 ve 1970 yılları arasında çok büyük ölçekli deneyler yaygınlaştırıldı. Rotterdam köprüsü inşaatlarında kullanılmak üzere 33 m açıklıklı öngerilmeli betonarme kirişlerin tam ölçekli bir numunesi yapılmıştır.



Şekil 2.4 İnceleme Seviyelerine Ait Akış Şeması

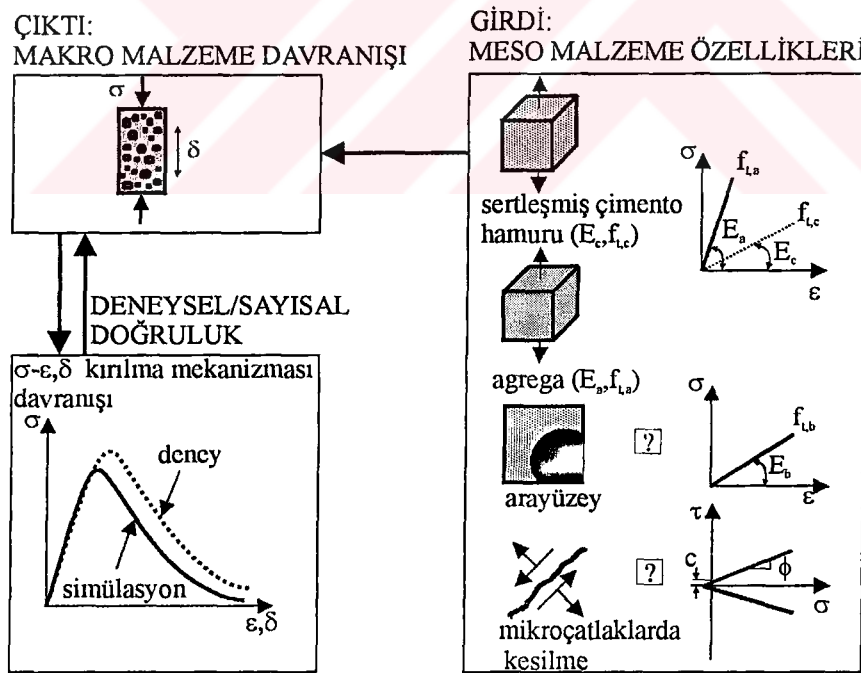
Günümüzde artık böyle yapıların davranışı nümerik modeller vasıtasıyla bulunabilmektedir. Donatısız betonun temel özellikleri, farklı yük rejimleri altında betondaki çatlak ilerlemesi, çelik ve beton arasındaki etkileşim için bağ kayması ilişkisi ve donatı çeliğinin özellikleri deneylerle belirlenir. Temel malzeme özelliklerinin tamamı bir sonlu eleman modeline verildiğinde gerçeğe yakın yapı davranışı hesaplanabilir ve deneysel bulgular ile karşılaştırılabilir. Sonuçta deneyin rolü Şekil 2.5 deki yaklaşımda gösterilmektedir. İlk olarak, malzeme özelliklerini belirlemek için deneylere ihtiyaç duyulmaktadır. İkincisi, sonlu eleman hesaplamasının doğruluğunu kontrol etmek için yine deneylere ihtiyaç duyulmaktadır. Donatısız betonun davranışı ve çatlak ilerleme mekanizmaları Şekil 2.5 deki yaklaşımda gerekli olmaktadır. Donatısız betonun deneysel özellikleri numunenin sınır şartları ve boyut etkilerini hesaba katarak bulunabilmektedir. Diğer bir deyişle bir numunenin kırılması onun yapısal çevresinden bağımsız olarak düşünülemez. Bu nedenle malzeme özelliklerini şartnamelere yerleştirilmektedir. Deneylerden direkt olarak alınan veriler numunenin tamamına ait olmaktadır.



Şekil 2.5 Yapının Mekanik Davranışının Deneyel ve Nümerik İncelenmesi

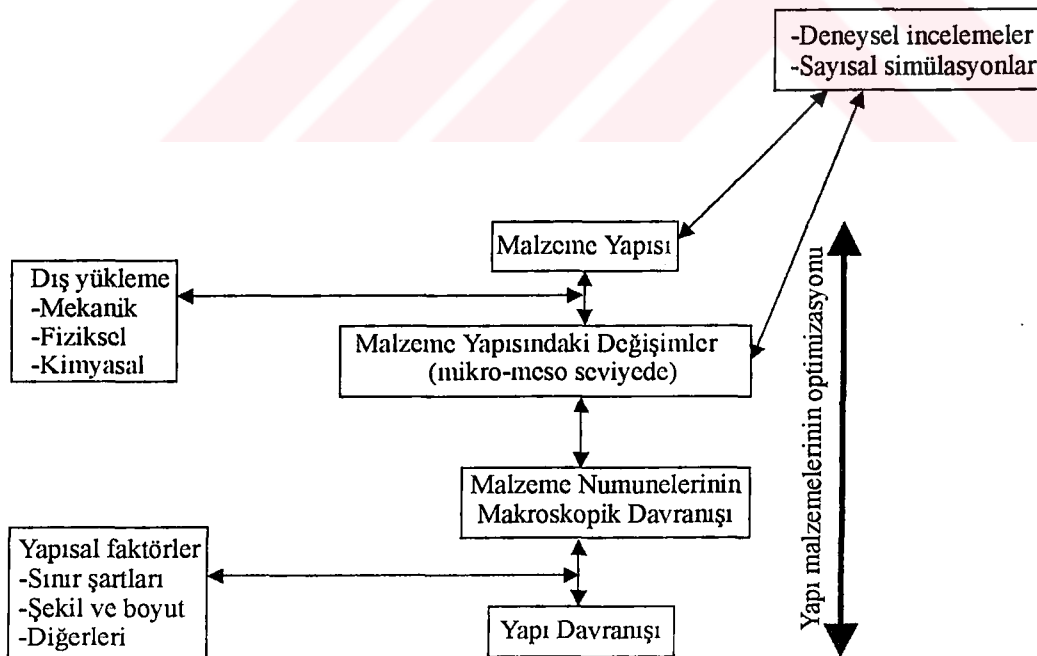
Dolayısıyla Şekil 2.5 gösterildiği gibi malzeme deneylerinde elde edilen kırılma özellikleri nümerik araçlar yardımıyla da bulunabilir. Fakat sınır şartları ve boyut etkisi durumunun da dikkate alınması zorunludur. Üstelik böyle bir yaklaşımda farklı malzeme karakteristiklerinin bulunması gerekli olmaktadır.

Şekil 2.6 da malzeme bilimindeki deneysel ve nümerik araştırmanın aşamaları gösterilmektedir. Makro seviyedeki malzeme deneyi meso seviyedeki nümerik araçlar yardımıyla analiz edilmektedir. Deneydeki sınır şartları detaylı bir şekilde taklit edilmektedir. Bunun yanında malzemenin meso yapısından gelen bilgiler modele verilmektedir. Analiz için gerekli olan girdi verileri çimento ve agrega arasındaki arayüzeyin dayanım özellikleri yanında malzeme bileşenlerinin rijitliği ve dayanımını da kapsamalıdır. Bu girdiler daha düşük seviyedeki malzeme özellikleriyle ilgili deneylerden elde edilmektedir. Bu nedenle deneyin rolü oldukça önemli olmaktadır. Deneylere genellikle yeni malzeme özelliklerini belirlemek için ihtiyaç duyulmaktadır. Bunun yanında simülasyonlardan elde edilen çıktıların doğruluğunu kontrol etmek için



Şekil 2.6 Malzemenin Deneysel ve Nümerik İncelenmesi

makro seviyede yapılan deneylere ihtiyaç duyulmaktadır. Tane fiziğinde en küçük seviyeye ulaşıncaya kadar daha küçük yapı seviyelerini araştırmak gerekli olmaktadır. Nümerik aracın rolünün Şekil 2.5 ve Şekil 2.6 birleştirildiği zaman değişeceği gözlenmektedir. Nümerik simülasyonlar deneylerde gözlenilen davranışı daha da ileri seviyede anlamak için yapılmaktadır. Nümerik simülasyonlar deneylerden ayıramayacağı gibi terside düşünülemez. Son çıktı malzeme mühendisinin yanında yapı mühendisi için de gerekli olmaktadır. Şekil 2.6 da gösterilen ilişki malzeme kırılması açısından oldukça önemli olmaktadır. Yine Şekil 2.6 da malzeme ve yapının davranışı kapalı bir şekilde ilişkilendirilmiştir. Şekil 2.6 ki yaklaşımı takip eden analiz için ihtiyaç duyulan meso seviyedeki nümerik araçlar deneyle kombinezon içerisinde kullanılabilir. Malzeme mühendisliğinde, geliştirilen yapıda malzemenin optimum olması istenmektedir. Yeni malzemelerin yapıda mümkün olan en iyi davranışını elde etmek için yapının mikro-meso değişimlerinin yanında malzeme yapısının da mikro-meso özelliklerinin bulunması gerekmektedir. Böyle bir işlem Şekil 2.7 deki diyagramda gösterilmektedir.

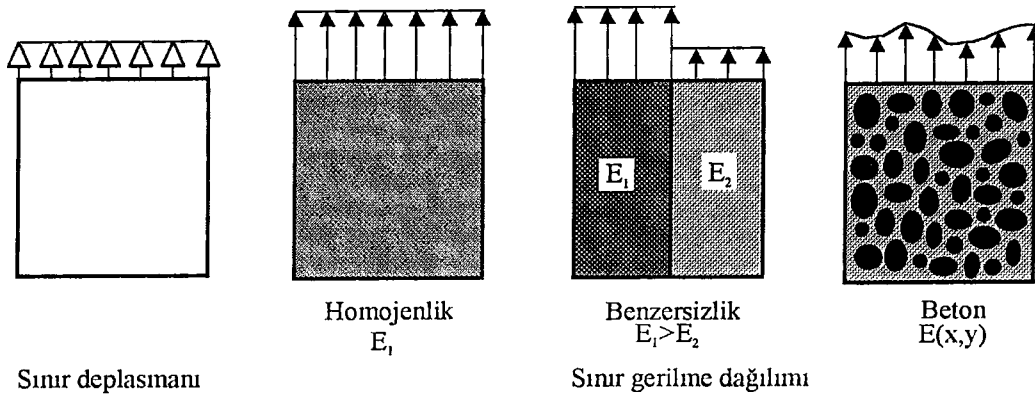


Şekil 2.7 Yapıdaki Malzemenin Optimizasyonu

2.4 Lineer Elastik Kırılma Mekaniği

Lineer Elastik Kırılma Mekaniği (LEFM) ideal homojen ve gevrek malzemelerde çatlak ilerlemesini hesaplamak için kullanılabilir. Çatlağın yakın bölgelerdeki gerilmeler gerilme yoğunluk faktörü, çatlak uzunluğu ve çatlağa mesafenin bir fonksiyonu olarak hesaplanabilir. Kritik enerji salım miktarı esas alınarak enerji yaklaşımıyla da çatlağın ilerlemesi hesaplanabilir. Kaplan (1961), lineer elastik kırılma mekaniğini betondaki çatlak ilerlemesini hesap etmek için kullanan ilk araştırmacıdır. Bununla birlikte LEFM ile ilgili değişik malzeme özelliklerinin belirlenmesinde bazı problem ortaya çıkmıştır. Bu durum malzeme özelliklerinin belirlendiği meso seviyedeki betonun malzeme yapısının LEFM kurallarına uyan malzemeden tamamen farklı olmasından kaynaklanmaktadır.

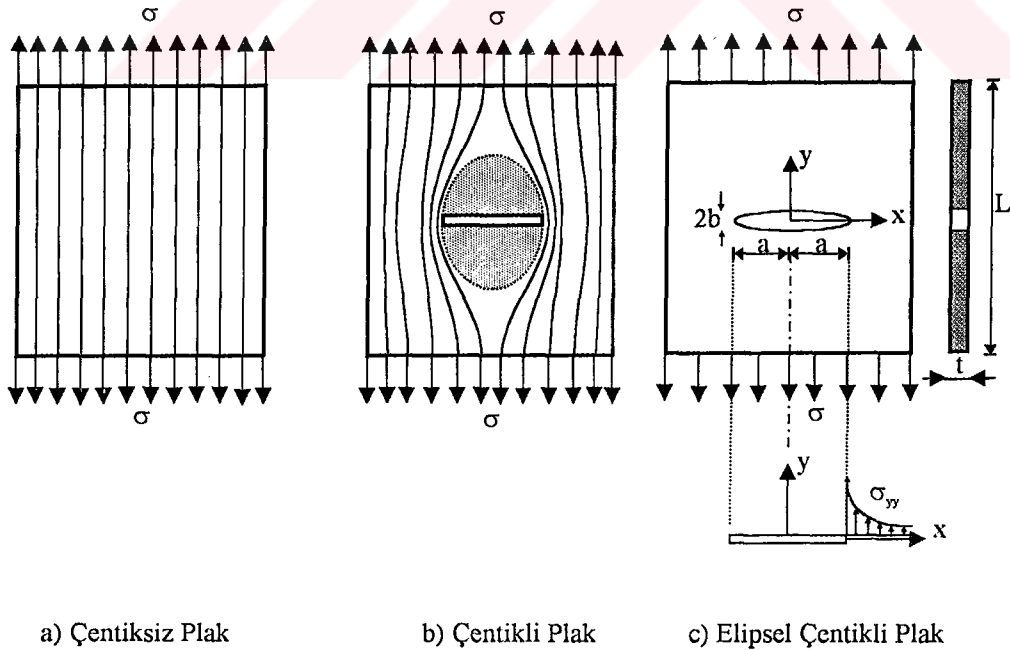
Beton büyük agrega tanelerini kaplayan bir matristen oluşan oldukça heterojen bir malzemedir. Bu heterojenlikten dolayı Şekil 2.8 gösterildiği gibi sonlu bir malzeme parçasında üniform sınır deplasmanı homojen bir malzemede olduğu gibi üniform bir gerilme dağılımı oluşturmamaktadır. Şekil 2.8 de gösterildiği gibi malzeme homojen olmadığı zaman gerilmeler daha rijit kısımlara çekilmektedir. Betonda rijit agregaların bulunmasından dolayı üniform olmayan gerilme dağılımları Şekil 2.8 de gösterildiği gibi agrega taneleri etrafında oluşmaktadır. Bu nedenle sınırlara üniform bir gerilme uygulanmasına rağmen üniform olmayan bir sınır deplasmanı da gözlemlenmektedir.



Şekil 2.8 Sınır Deplasmanı ve Gerilmeleri

2.4.1 Griffith Teorisi

LEFM' in temelleri Griffith (1920) tarafından yayınlanmış bir makaleye dayanmaktadır. Bu makalenin yayınlanmasından önce gevrek malzemelerin teorik ve gerçek çekme dayanımı arasındaki büyük farklılık için bir açıklama yapılamamıştır. Gevrek malzemelerin gerçek çekme dayanımı bünyesindeki çatlaklardan dolayı teorik dayanımından oldukça düşüktür. Elastik gevrek bir malzemede çatlak ucuna yakın kısımlarda büyük gerilme yoğunlaşması meydana gelmektedir. Bu durum elastik-gevrek bir malzeme olan camı plak şeklinde düşünerek Şekil 2.9a da gösterilmektedir. Elastik plak üniform olarak çekildiğinde gerilme akış çizgileri yüklemenin yönüne paralel ve düz olmaktadır. Şekil 2.9b de gösterildiği gibi plak içerisine keskin bir çentik verildiğinde gerilme akış çizgileri çentiğin alt ve üst kısımlarında belirli bir gerilme röleksasyonuna uğramakta olup uç kısımlarda gerilme konsantrasyonu nedeniyle çentik etrafında eğilmeye zorlanmaktadır. Gerilme yoğunlaşması genişliği çentiğin keskinliğine de üzerine bağlı olmaktadır. Bu durumda gerilme çizgileri yüklemenin yönüne bağlı olmamaktadır.



Şekil 2.9 Üniform Çekme Gerilmesi Etkisi Altında Bir Plaktaki Gerilme Akış Çizgileri

Bir çentikteki gerilme alanı uygulanan gerilme kuvveti ne kadar küçük olursa olsun çatlak uçlarında tekil olmaktadır. Griffith, lineer boyutları kalınlığından çok büyük $L \gg t$ olan ve üniform bir σ çekme gerilmesi uygulanan elipsel çentikli büyük bir elastik plak üzerinde mantıksal olarak bunu ispat etmiştir. $\sigma_{zz} = 0$ olduğundan böyle bir cismin düzlem gerilme durumunda olacağı söylenilebilir. Elipsin küçük eksen $b \rightarrow 0$ sıfıra götürerek $2a$ uzunluğundaki çentiğin uçları yakınındaki gerilme aşağıdaki gibi ifade edilebilir.

$$\sigma_{yy} = \sigma_{xx} + \sigma = \frac{\sigma}{\sqrt{\frac{x^2}{a^2} - 1}} \left\{ 2 \frac{x}{a} + \sqrt{\frac{x^2}{a^2} - 1} \right\}^{-1} + \sigma \quad (2.1)$$

$$\sigma_{xy} = 0$$

Çentik uçlarına yakın yerde iki eksenli bir gerilme durumu oluşmaktadır. $|x| \rightarrow a$ ya giderken hem σ_{xx} hem de σ_{yy} sonsuza gitmektedir. Diğer taraftan $|x| \gg a$ durumu için $\sigma_{xx} \rightarrow 0$ ve $\sigma_{yy} \rightarrow \sigma$ gider ve gerilme konumu çentikle bozulmaz.

Çentiğin üst yüzeyinin düşey deplasmanı aşağıdaki formülle verilmektedir.

$$v(x) = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2}, 0 \leq |x| \leq a \quad (2.2)$$

Burada E elastisite modülüdür. Çentik çekme yüklemesi altında uzamış bir elips şeklini almaktadır. Bir boyutu diğer boyutlarından oldukça büyük olan silindir gibi çentikli bir cisim düşünüldüğü zaman düzlem deformasyon durumu oluşacaktır. Yani $\epsilon_{xx} = 0, \sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$ durumu oluşacaktır. Bu durumda (2.2) denkleminin sağ tarafında payda $(1 - \nu^2)$ çarpanı yer alacaktır. Burada ν malzemenin Poisson oranıdır. Dolayısıyla deformasyonun her iki ifadesi (2.2) de E yerine E' yerleştirerek bulunabilir. Düzlem gerilme durumunda $E' = E$ ve düzlem deformasyon durumunda $E' = E/(1 - \nu^2)$ olmaktadır. (2.1) denkleminin çözümü elastik davranış için geçerli olan süperpozisyon prensibiyle elde edilmiştir. $2a$ uzunluğunda bir çentiğe dıştan σ gerilmesinin etkidiği

çentiksiz elastik plak ile çentiğin yüzlerine tedricen uygulanan zıt ve eşit σ gerilmeli bir plağın süperpozisyonu düşünülebilir. İki yüzeyin her biri üzerindeki σ gerilmesi (2.2) denkleminde $v(x)$ miktarı kadar deplasman yapmaktadır. Böylece yapılan iş aşağıda verilmektedir.

$$W = 2 \left(-\frac{\sigma}{2} \int_{-a}^a v(x) dx \right) = -\frac{\pi a^2 \sigma^2}{E'} \quad (2.3)$$

(2.3) denklemindeki negatif işareti gerilme ile deplasmanın zıt işaretli olduğunu göstermektedir. $1/2$ çarpanı gerilme σ dan 0 'a tedricen düştüğü için verilmektedir. Dolayısıyla W değeri çatlak oluşumu esnasında sistemden dışarı çıkan enerjiyi vermektedir. Bununla birlikte panelin yüklenmiş sınırları sabit ve deplasman yapmıyorsa W değeri çatlak oluşumu esnasında salıverilen elastik enerjiye eşit olmaktadır. Griffith tarafından incelenilen problemde olduğu gibi sınırlar serbest olarak hareket ediyorsa cismin elastik deformasyon enerjisi U artmakta ve W değeri diğer enerji kayıpları göz önüne alınmazsa sistemin potansiyel enerjisi Π ki değişime eşit olmaktadır.

Her bir uçta çatlak küçük bir da miktarı kadar arttığı zaman enerji tüketildiği çatlak uçlarına doğru akmaktadır. Bu enerji akışı malzemedeki bağ kuvvetlerini yenmeye çalışmaktadır. Çatlağın stabil bir şekilde büyümesi için aşağıdaki şartın sağlanması gerekmektedir.

$$dW = -d\Gamma \quad (2.4)$$

Burada Γ çatlak yüzey enerjisi olup aşağıdaki gibi ifade edilmektedir

$$\Gamma = 4\gamma \quad (2.5)$$

γ yüzey enerji yoğunluğu olup bir birim serbest çatlak yüzeyi oluşturmak için gerekli enerjidir. Simetriden dolayı çatlak her bir uçta da kadar ilerlediği zaman oluşan

toplam çatlak yüzey alanı 4da t olmaktadır. Basitleştirme için $t = 1$ alınabilir. Stabil çatlak ilerlemesinde enerji dengesi şartından (2.4) denklemi aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$\frac{\partial}{\partial a}(W + \Gamma) = 0 \quad (2.6)$$

(2.6) içerisine (2.3) ve (2.5) yerleştirip gerekli işlemler yapılırsa aşağıdaki denklem elde edilebilir.

$$\sigma^2 = \frac{2E'\gamma}{\pi a} \quad (2.7)$$

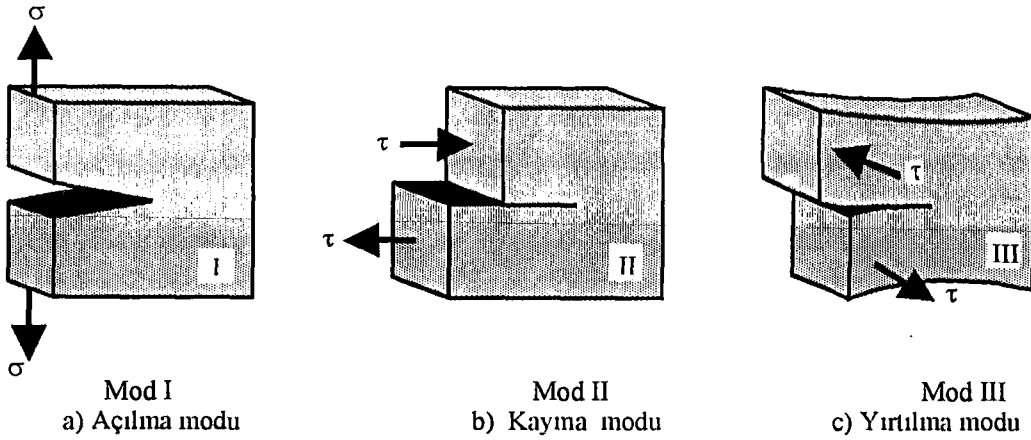
Verilen bir malzeme için (yani E, ν ve γ için) (2.7) ifadesinden aşağıdaki formül elde edilebilir.

$$\sigma = \sqrt{\pi a} = \sqrt{2E'\gamma} = \text{sabit} \quad (2.8)$$

Griffith teorisi cismin aniden gevrek kırılması esasına dayanmaktadır. Malzeme teknolojisinde özellikle seramik konusunda son gelişmeler gevrek malzemelerde teorik ve gerçek çekme dayanımları arasındaki büyük farkı için Griffith'in yapmış olduğu açıklamayı tamamıyla doğrulamaktadır.

2.4.2 Irwin Teorisi

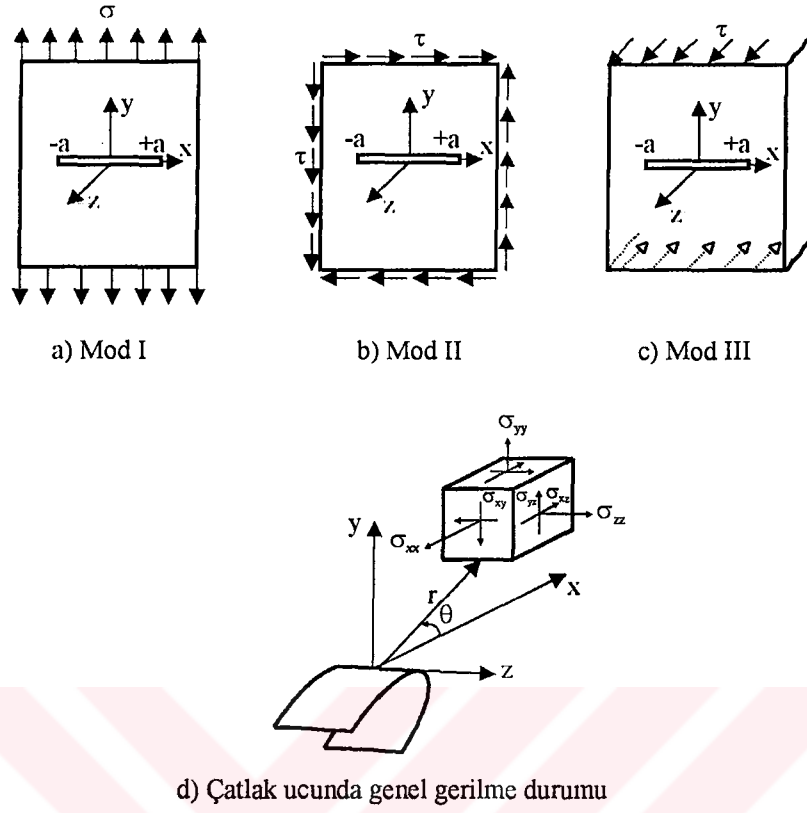
Gevrek bir cisimde kırılma olayının gerilme alanının tekil olduğu çatlak ucunda meydana geldiğinden yukarıda bahsedilmişti. Cismin geriye kalan kısmının elastik olduğu kabul edilmişti. Bu gerçeğin yanında, Irwin keskin çatlak uçlarının komşuluklarındaki gerilme bileşeninin σ_{ij} ($i, j = x, y, z$) yükleme tarzı ve elastik cismin şekline bağlı olduğunu ileri sürmüştür. Mod I, II ve III olarak isimlendirilen kırılma durumlarına göre genel gerilme durumunu çözmek gerekmektedir. Şekil 2.10 da kırılma modları gösterilmektedir. Mod I durumu çatlak açılmasına sebep olan gerilmenin



Şekil 2.10 Kırılma Modları

düzlemsel simetrik bir ifadesini vermektedir. Şekil 2.10a da gösterildiği gibi çatlak yüzleri kendi düzlemlerine dik deplasman yapmaktadır. Dolayısıyla açılma modu ismi de verilmektedir. Griffith problemi mod I durumuna bir örnek olarak verilebilir. Şekil 2.10b de gösterildiği gibi mod II durumunda çatlak yüzlerinin kendi düzleminde relatif deplasman yaptığı antisimetrik bir düzlem gerilme durumu oluşmaktadır. Dolayısıyla düzlemde kesme yada kayma modu ismi de verilmektedir. Son olarak Şekil 2.10c de gösterildiği gibi mod III durumunda çatlak yüzlerinin düzlem dışında relatif deplasmanına sebep olan gerilme durumu verilmektedir. Bu duruma düzlem dışında kesme yada yırtılma modu ismi de verilmektedir.

Yukarıda bahsedildiği gibi elastik bir cisimde çatlakın var olması çatlak uçları yakınında gerilme durumunda önemli bir değişikliğe yol açmaktadır. Değişim miktarını bulmak için keskin çatlak içeren elastik cisimlerin denge problemini matematiksel olarak çözmek gerekmektedir. Matematiksel zorluklar nedeniyle sadece basit problemler kapalı formda çözülebilmektedir. Bu durumda çatlak uçlarındaki gerilmeleri bulmak için yukarıdaki modlar ayrı ayrı ele alınıp sonlu genişlikteki iki boyutlu cisim üniform bir gerilmeye maruz bırakılmaktadır. Şekil 2.11 de tanımlanan çatlak problemlerini çözmenin bir çok yolu bulunmaktadır. Burada ispatsız olarak Şekil 2.11 de verilen üç problem için keskin çatlak uçları yakınındaki gerilme ve deplasman bileşenleri verilecektir. Şekil 2.11a da gösterilen mod I çatlak açılması durumu için aşağıdaki ifadeler elde edilmektedir.



Şekil 2.11 Çentik İçeren Elastik Bir Cisme Kırılma Modu Durumları

$$\begin{aligned}
 \sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \sigma_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}
 \end{aligned} \tag{2.9}$$

$$\begin{aligned}
 u &= \frac{K_I(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(\frac{\kappa-1}{2} + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \\
 v &= \frac{K_I(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left(\frac{\kappa-1}{2} + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right)
 \end{aligned} \tag{2.10}$$

Burada u ve v deplasmanın yatay ve düşey bileşenleridir ve κ parametresi düzlem deformasyon durumunda $(3-4\nu)$, düzlem gerilme durumunda $(3-\nu)/(1+\nu)$ değerini almaktadır. Çatlak ucunun önünde $\theta = 0$ durumunda $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = K_I / \sqrt{2\pi r}$, $\sigma_{xy} = \tau = 0$ olmaktadır. K_I parametresi gerilme yoğunluk faktörü olarak isimlendirilir ve yükün uygulama tarzı ile cismin geometrisine bağlı olmaktadır. Şekil 2.11a da gösterilen geometri için aşağıdaki denkleme eşit olmaktadır.

$$K_I = \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \int_{-a}^a \sigma(\zeta) \sqrt{\frac{a+\zeta}{a-\zeta}} d\zeta \quad \text{olur.} \quad (2.11)$$

Burada $\sigma(\zeta)$ uygulanan eksenel çekme gerilmesidir. Şekil 2.11a ki gibi üniform olursa (2.11) denklemi aşağıdaki duruma dönüşmektedir.

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.12)$$

Şekil 2.11b de gösterilen mod II durumunda çatlak ucu yakınındaki gerilme ve deplasman bileşenleri aşağıda verilmektedir.

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= -\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_{yy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left(\sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \end{aligned} \quad (2.13)$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right)$$

$$u = \frac{K_{II}(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left(\frac{\kappa+1}{2} + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \quad (2.14)$$

$$v = \frac{K_{II}(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(\frac{\kappa-1}{2} + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right)$$

Şekil 2.11b de gösterilen mod II durumu için genel gerilme yoğunluk faktörü K_{II} ifadesi.

aşağıdaki denklemle verilmektedir

$$K_{II} = \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \int_a^b \tau(\zeta) \sqrt{\frac{a+\zeta}{a-\zeta}} d\zeta \quad (2.15)$$

Düzlemde uygulanan kesme üniform $\tau(\zeta) = \tau$ olduğu zaman aşağıdaki ifade elde edilmektedir.

$$K_{II} = \tau \sqrt{\pi a} \quad (2.16)$$

Çatlağın önünde $\theta = 0$ konumunda $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = u = 0$ ve $\sigma_{xy} = K_{II} / \sqrt{2\pi r}$ olmaktadır.

Son olarak, Şekil 2.11c de mod III durumu için çatlak ucu yakınındaki gerilme ve deplasman bileşenleri aşağıda verilmektedir.

$$\sigma_{xz} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \quad (2.17)$$

$$\sigma_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2}$$

$$w = \frac{K_{III}(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \quad (2.18)$$

Burada w değeri z yönündeki deplasmandır. Şekil 2.11c ki geometri ve kesme yükü $\tau(\zeta)$ için mod III durumundaki gerilme yoğunluk faktörü K_{III} aşağıdaki bağıntı yardımı ile hesaplanmaktadır.

$$K_{III} = \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \int_{-a}^a \tau(\zeta) \sqrt{\frac{a+\zeta}{a-\zeta}} d\zeta \quad (2.19)$$

Düzlem dışı kesme yükü üniform $\tau(\zeta) = \tau$ olduğu zaman (2.19) denklemi aşağıdaki gibi olmaktadır.

$$K_{III} = \tau\sqrt{\pi a} \quad (2.20)$$

2.4.3 Barenblatt Kohezif Çatlak Modeli

Yukarıda bahsedilen LEFM 'nin temel özellikleri aşağıda verilmektedir.

Gevrek kırılma tarifi E ve ν gibi iki elastik sabit yanında bir tane de ilave malzeme parametresi içermektedir. Bu parametre cismin kırılma enerjisi G_c veya cisimde çentik ucuna yakın kısımdaki kritik gerilme yoğunluk faktörü K_{Ic} dir.

Çentik ucuna yakın kısımlarda gerilme ve deformasyonlar çok büyüktür. Tam uç kısımda sonsuza gitmektedir.

Kırılma işlemi esnasında cismin tamamı elastik kalır ve enerji sadece bir noktada yani çatlak ucunda tüketilir.

LEFM' in son iki özelliği küçük deformasyonlar ve Hooke kanunuyla ilişkili olan elastisitede lineer teori temellerine uymamaktadır. Çatlak ucundaki lineer elastik kırılma modelinin ve gerçek fiziksel durumdan farklı olduğu Griffith (1920) tarafından ileri sürülmüştür. Dolayısıyla çatlak yüzeyleri gevrek malzemenin çekme dayanımına eşit olan kohezif kuvvetlerin etkisiyle teğet oluşturacak tarzda düzgün bir şekilde kapanmalıdır.

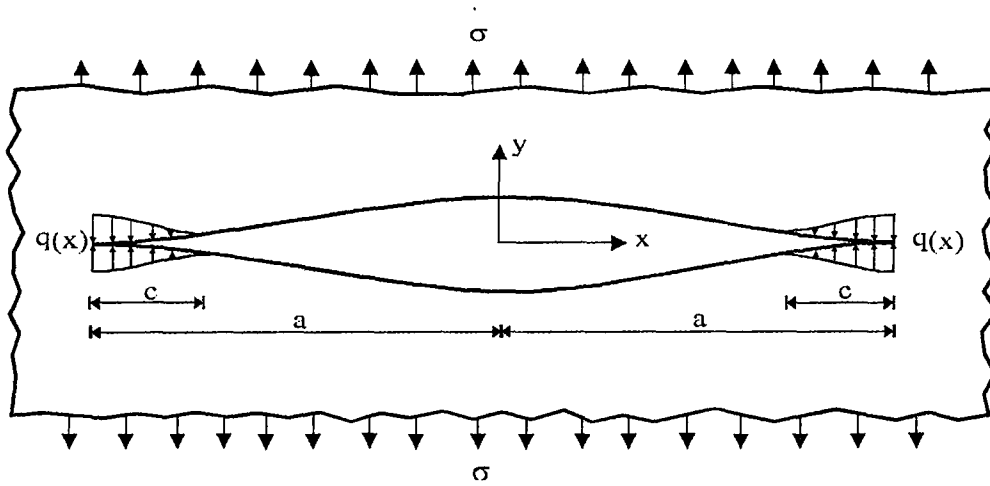
Elastisite teorisinin sınırları dahilinde çatlak ucu bölgesindeki kohezif kuvvetleri hesaba katma işlemi Barenblatt (1959) tarafından yapılmıştır. Büyük kohezif kuvvetlerin $q(x)$ çatlak ucuna yakın kısımda c uzunluğunda küçük bir bölgeye etki ettiği kabul edilmiştir. Şekil 2.12 de görüldüğü gibi $c \ll a$ dır. Ayrıca çatlak yüzleri düzgün bir şekilde kapanmıştır. Buradaki kohezif kuvvetlerin dağılımı genellikle tam olarak bilinmemektedir. Daha da ötesi özellikle boşluk gibi değişik kusurların varlığı nedeniyle kuvvetlerin dağılımını belirlemek oldukça zordur. Barenblatt kritik durumda yani kırılma oluşumunda kohezif bölgenin şeklinin uygulanan yüklerden bağımsız olduğunu ileri sürmüştür. Şekil 2.12 de gösterilen durum mod I problemine uymaktadır. Küçük kohezif bölge üzerindeki çatlak yüzlerinin düzgün kapanması durumu çatlak ucuna uygulanan çekme gerilmesi σ ve kohezif kuvvetler etkisi altında gerilme yoğunluk faktörünün kaybolmasını gerektirmektedir. Buradaki gerilme yoğunluk faktörünü çekme gerilmesinden dolayı oluşan K_I dan ayırmak için K_I' ile gösterilecektir. Barenblatt

modelinde kohezyon modülü Q olarak isimlendirilen bir terim bulunmakta olup aşağıdaki formülle verilmektedir.

$$Q = \sqrt{\frac{\pi}{2}} K_I \quad (2.21)$$

Kohezif bölgesiz bir çatlakta gerilme yoğunluk faktörü kohezyon modülü ile doğru orantılı olmaktadır. Dikkat edilirse c uzunluğu formülde görülmemektedir. Dolayısıyla elastisite teorisi sınırları içerisinde kohezif bölgedeki değişim ve küçük değerlerin ihmal edilmesi Barenblatt'ın kohezif çatlak modelini Griffith ve Irwin' in kohezif olmayan çatlak modeline benzetmektedir. Irwin' in lineer elastik kırılma modelinde kohezif kuvvetler dikkate alınmadığı için gevrek malzemelerde tercih edilmektedir. Daha önceden de belirtildiği gibi kohezif kuvvetler dikkate alındığında yapılacak işlemler zorlaşmaktadır. Irwin (1958) kırılma işleminin sadece bir noktada yoğunlaşmayacağını ileri sürmüştür. Bu işlemin sonlu bir bölgede meydana geleceğini belirtmiştir. Ayrıca bu bölgenin kaba bir hesabını da yapmıştır. Bu formül aşağıda verilmektedir.

$$r_p = \frac{1}{\pi} \frac{K_{Ic}^2}{f_t'^2} = \frac{1}{\pi} \frac{E' G_c}{f_t'^2} \quad (2.22)$$



Şekil 2.12 Barenblatt Kohezif Çatlak Modeli

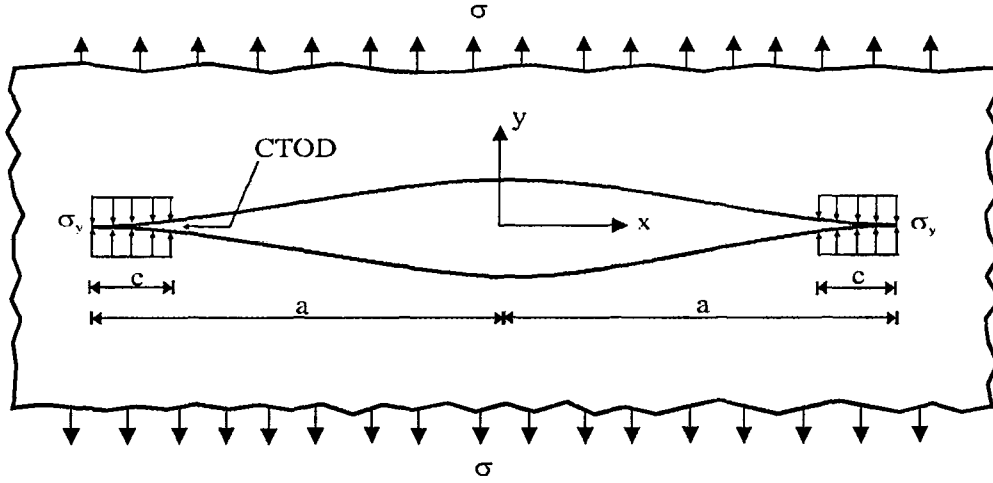
LEFM işlem bölgesinin boyutu r_p çatlak içeren elastik cismin karakteristik boyutlarının herhangi birisinden çok küçük olduğu zaman uygulanabilir. Bu durum lineer elastik malzemelerin tamamı için geçerlidir. Bunun yanında sadece sınırlı miktarda plastik deformasyon sergileyen yüksek dayanımlı metaller gibi elasto-plastik malzemeleri de kapsamaktadır.

2.4.4 Dugdale ve Bilby, Cottrell ve Swinden Kırılma Modeli.

Çatlak içeren elasto-plastik bir cismin genel problemini matematiksel olarak çözmek oldukça zordur. Bununla birlikte, plastik deformasyonun çatlak düzleminde dar bölgede yerleştiği elasto-plastik malzemeler bulunmaktadır. Yapılan deneyler akma noktası farklı metallerde paralel yüzlü plastik bölgenin oluşumunu doğrulamıştır.

Çatlak içeren elasto-plastik ince plak problemi mod I yüklemesi altında farklı teknikler kullanılarak biri diğerinden bağımsız bir şekilde farklı araştırmacılar tarafından çözülmüştür (Dugdale 1960, Bilby, Cottrell ve Swinden 1963). Daha sonra aynı problem yüklemenin üç modu dikkate alınarak araştırmacılar tarafından çözülmüştür. Elasto-plastik ince bir plak içindeki çatlak modeli, kohezif gerilme dağılımı hariç yukarıda tartışılan Barenblatt kohezif çatlak modeline benzer olmaktadır. Çatlak ucu yakınındaki büyük gerilmeler nedeniyle plastik bir bölge akma şartını ($\sigma_{yy} \leq \sigma_y$) sağlayıp uç kısımlarda oluşacaktır. Dolayısıyla, plastik bölge üzerindeki kapama gerilmesi sabit olup σ_{yy} ye eşit olacaktır. Bu durum Şekil 2.13 de gösterilmektedir. Çatlak içeren plastik bölgenin ucunda gerilme sonlu olacağından düzgün bir kapanma meydana gelecektir. Diğer bir deyişle plastik bölgenin uç kısmında gerilme yoğunluk faktörü K_I kaybolacaktır. Bu durum için aşağıdaki formül elde edilecektir:

$$\frac{c}{a} = 1 - \cos\left(\frac{\pi a}{2\sigma_y}\right) \quad (2.23)$$



Şekil 2.13 Dugdale - BCS Modeli

Etkili akma cisme dışarıdan uygulanmış σ gerilmesinin, akma gerilmesi değeri σ_y 'e yaklaşmasıyla oluşacaktır. Her bir çatlak ucundaki toplam açılma miktarı aşağıdaki denkleme eşit olmaktadır.

$$CTOD = \frac{8}{\pi E'} a \sigma_y \left(1 - \frac{c}{a}\right) \ln \left(1 - \frac{c}{a}\right)^{-1} \quad (2.24)$$

CTOD' un w_c ile gösterilen kritik değeri bazen bir kırılma kriteri olarak kullanılmaktadır. Bu kriter gere göre kırılma olayı CTOD değeri kritik bir değer olan w_c eşit olduğunda oluşmaktadır. Bununla beraber, w_c değerini doğru bir şekilde ölçmek oldukça güçtür. Çatlak büyük ve dışarıdan uygulanan çekme gerilmesi çok küçük olursa ($\sigma/\sigma_y \ll 1$), plastik bölge uzunluğu c çok küçük olmaktadır ($c/a \ll 1$). Bu durumda aşağıdaki bağıntı elde edilmektedir.

$$\sigma \sqrt{\pi a} = \sqrt{E' \sigma_y w_c} \quad (2.25)$$

(2.25) bağıntısı Irwin ve Griffith kriterlerinin analojisini oluşturmaktadır. Dolayısıyla plastisitesi sınırlı elasto-plastik bir malzeme için malzeme parametresi w_c direkt olarak K_{Ic} ve G_c ile ilişkili olmaktadır.

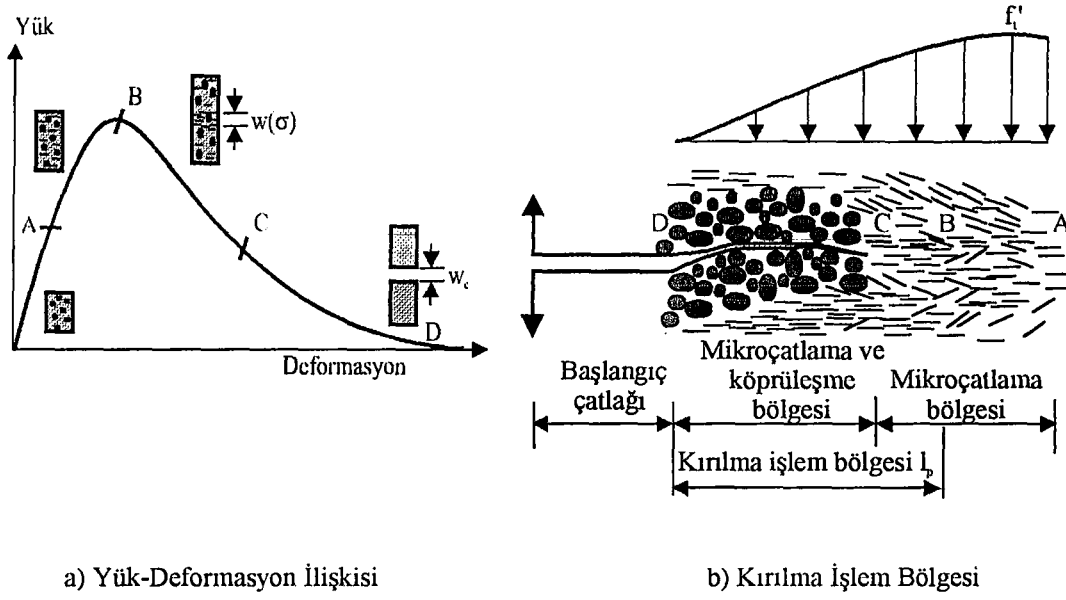
$$K_{Ic} = E' \sigma_y w_c \quad (2.26)$$

$$G_c = \sigma_y w_c \quad (2.27)$$

Küçük ölçekli akma kabulü yapılırsa Dugdale-Bilby-Cottrell-Swinden modeli Barenblatt kohezif bölge modeline benzemektedir. Dolayısıyla bu modellere literatürde kohezif çatlak modelleri ismi verilmektedir.

2.5 Betonda Lineer Olmayan Kırılma Teorileri

Daha önceki bölümde betonun kırılma davranışının lineer elastik kırılma mekaniği hesaplamalarından önemli derecede saptığı gözlenmişti. Fakat çok büyük beton yapıların kırılma davranışı LEFM 'ne uymaktadır. Bu bölümde bunun sebebi açıklanacaktır. Bu açıklamayla betona uygulanan lineer olmayan kırılma teorilerinin anlaşılmasını sağlayacaktır. LEFM hesaplamasının betonun gözlenen davranışından sapmasının birinci sebebi çentiğin yada çatlağın önünde geniş bir kırılma işlem bölgesinin oluşmasıdır. Bu bölgedeki malzeme mikro çatlamadan dolayı aşama aşama yumuşamaktadır. Şekil 2.14 de çekme yüküne maruz bırakılan çentikli bir numunede bu durum gösterilmektedir. Şekil 2.14a da betonun yük-deformasyon eğrisi üzerindeki değişik noktalara karşılık gelen kırılma işlem bölgeleri Şekil 2.14b de gösterilmektedir. Yine de belirli can alıcı noktaları aydınlatmak için yaklaşımdır. Şekil 2.14a da pik yükten önceki lineer olmayan AB kısmı ve pik yükten sonraki BC kısmı mikro kırılmadan dolayı oluşmaktadır. Diğer taraftan, yumuşama eğrisinin CD kuyruk kısmı agrega kilitlenmesi ve sürtünmeden dolayı oluşmaktadır. Pik yükten önce lineer olmayan kısım betonun LEFM davranışı üzerinde az bir etkiye sahip olmaktadır. Yüksek dayanımlı betonda bu durum tamamen ortadan kalkmaktadır.

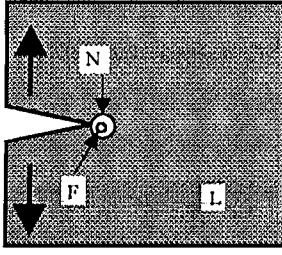


Şekil 2.14 Çekme Yükü-Deformasyon İlişkisi ve Kırılma İşlem Bölgesi

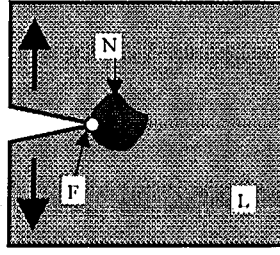
Temel etki çekme yumuşaması durumunda oluşmaktadır. Çünkü kırılma yüzey alanı artarken çatlak ucuna salıverilen enerji akışı azalmaktadır. Irwin prosedürü takip edilerek bağlayıcı malzemelerde kırılma işlem bölgesinin uzunluğunun kabaca bir hesabı yapılmıştır. Bu prosedürde kırılma işlem bölgesinin uzunluğu boyunca malzemenin betonun çekme dayanımı f_t ne ulaştığı ve tokluk değerinin kırılma enerjisi G_f e eşit olduğu kabul edilmiştir. Fakat bu kabullerin doğru olup olmadığı tartışılmaktadır. Kırılma işlem bölgesinin kabaca uzunluğu l_p aşağıdaki ifade ile verilmektedir.

$$l_p = \frac{E' G_F}{f_t^2} \quad (2.28)$$

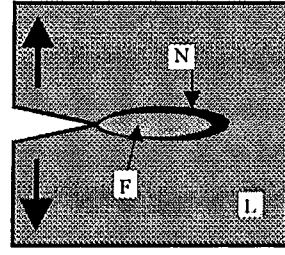
Kırılma işlem bölgesinin uzunluğunun kabaca hesabı sadece bir bilgidir. Bu durum LEFM' in cam gibi bir malzemeye uygulanabileceğini ve herhangi bir bağlayıcı malzemeye uygulanamayacağını göstermektedir. Bununla birlikte LEFM' in büyük kütleli beton yapılara uygulanabilirliği sadece kırılma işlem bölgesinin uzunluğu ile açıklanamaz. Betonun kırılma davranışını açıklayabilecek olan bir kırılma teorisinin kırılma işlem bölgesinde meydana gelen malzeme yumuşaması tarifini mutlaka içine



a) Lineer Elastik



b) Lineer Olmayan Plastik



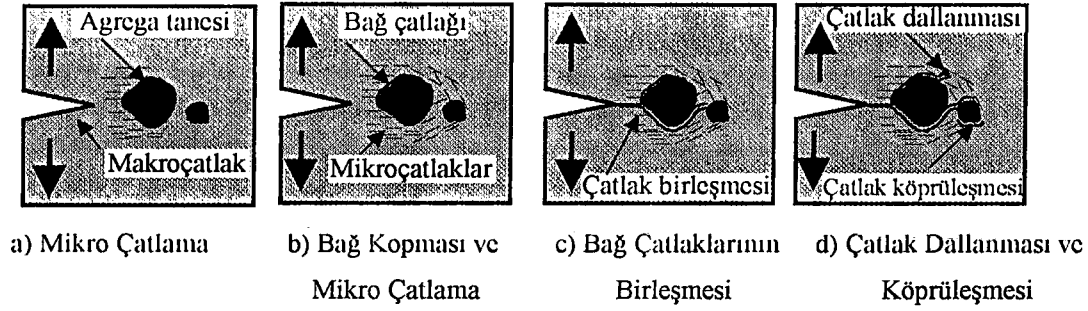
c) Lineer Olmayan Yarı Gevrek

Şekil 2.15 Malzemelerde Kırılma Özellikleri

alması gerekmektedir. Böyle bir teori lineer olmayan malzeme davranışı için gerekli olmaktadır. Fakat metal gibi sünek malzemelere uygulanabilen lineer olmayan kırılma teorisini beton, kaya ve seramik gibi yarı gevrek malzemelere uygulanabilenlerden ayırmak gerekmektedir. Bu nedenle sünek malzemelerde küçük olduğu düşünülen kırılma işlem bölgesi lineer olmayan büyük bir plastik bölge ile çevrilmiştir. Buna karşın yarı gevrek malzemelerde kırılma işlem bölgesi lineer olmayan deformasyon bölgesinin tamamını kapsamaktadır. Bu durum Şekil 2.15 de gösterilmekte olup ACI Report 446.1R.91. tarafından da kabul edilmiştir. Şekil 2.15 de lineer elastik bölge L, lineer olmayan bölge N ve kırılma işlem bölgesi F sembolü ile gösterilmektedir.

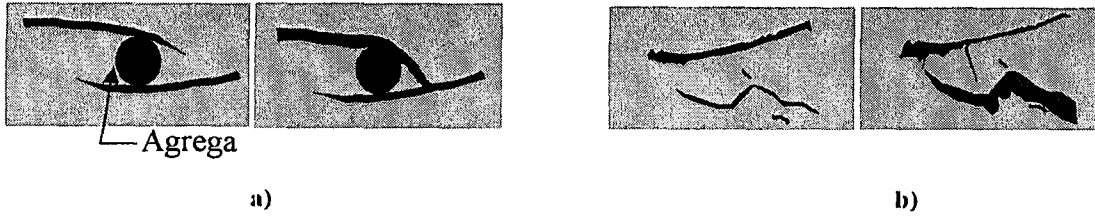
Beton için lineer olmayan kırılma teorilerini vermeden önce beton içerisinde büyük kırılma işlem bölgesinin gerçekte oluşup oluşmadığı yada bunun sadece analitik bir oyun olup olmadığı sorusunu yanıtlamak gerekmektedir.

Bu soruların cevabı ancak betonun mikro heterojen yapısına iyimser bir yaklaşımla bulunabilir. Fakat literatürde bu konuyla ilgili bazı tartışmalar olduğundan mikro yapının yanında birde direkt deneysel gözlemler dikkate alınarak bu sorular cevaplandırılmalıdır. Genellikle tartışmalar kırılma işlem bölgesinin farklı tariflerinden kaynaklanmaktadır (Mindess, 1991). Yukarıda sorulan sorulara mantıklı cevaplar deneysel kanıtlar ve mikro yapısal tartışmalarla verilecektir. Betonun bir eleman içerisine makro çatlak verilmesi kılcal çatlaklar ve agrega yakınında mikro çatlakları başlatabilir. Daha sonra agrega ile çimento hamuru arasında bağ kopmasını oluşturabilir. Dış yükleme etkisinde mikro çatlaklardan biri diğeriyle yada dış makro çatlakla birleşerek daha büyük boyutlu çatlaklar oluşturmaktadır. Bu durum Şekil 2.16

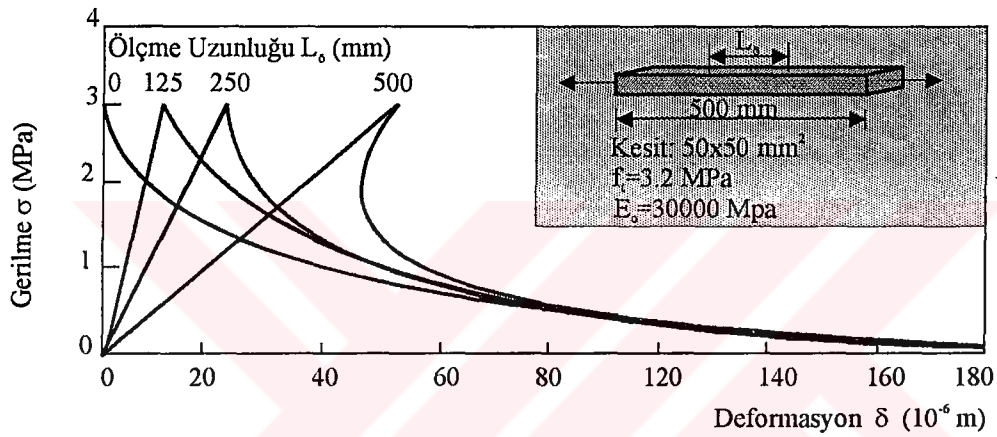


Şekil 2.16 Kırılma İşlem Bölgesindeki Gelişmelerin Şematik Olarak Gösterilmesi

da gösterilmektedir. Özellikle boşluklar kuvvetli çatlak engelleyicilerdir. Bu nedenle pik yükten sonra hafif betonunda çekme taşıma kapasitesindeki tedrici düşüş yüksek dayanımlı betondakinden daha fazla olmaktadır. Struble ve arkadaşları(1989) elektron mikroskop kullanarak sertleşmiş çimento hamuru içerisinde stabil büyüyen bir çatlakın ucundaki mikro çatlamaı incelemiştir. Mikro çatlama durumu akustik emisyon (AE) tekniği kullanılarak Maji ve arkadaşları (1990), Maji ve Shah(1991), Ouyang ve arkadaşları(1991) ve Mihashi ve arkadaşları (1991) tarafından da doğrulanmıştır. Evanstondan iki araştırma grubu ilk defa çok karmaşık AE aleti kullanarak mikro çatlakların yerleşmesini, boyutunu ve dönmesini tanımlamıştır. Çimento hamuru içerisindeki sert bir kısım taneler çatlak ilerlemesini durdurabilmektedir. Dolayısıyla bu durumda tutulmuş çatlakın ilerletmesi için ilave dış enerji gerekmektedir. Çatlak yüzeyde köprüleşme yapmak için Şekil 2.16d de gösterildiği gibi tane etrafında ilerlemeye zorlanmaktadır. Struble ve arkadaşları (1989) sert taneler etrafındaki çatlak köprüleşmesini elektron mikroskopla incelemişlerdir. Van Mier (1991) optik mikroskop kullanarak Şekil 2.17a da hipoteze edilmiş durumu ve Şekil 2.17b de deneysel kanıtları göstermiştir. Köprüleşmiş çatlak yüzleri birçok çatlak dallanması ortaya çıkarabilmektedir. Mindess ve Diamond (1982) ve Diamond ve Bentur (1985) elektron mikroskop kullanarak bu durumu gözlemlemiştir. Çatlak köprüleşmesi ve sürtünme direnci etkisiyle çekme yumuşaması diyagramında Şekil 2.14a da gösterildiği gibi genişlemiş kuyruk kısmı oluşmaktadır. Daerga (1992) ve Van Mier ve Ark(1996) çekme etkisindeki bir numunede sınır koşullarının yumuşama eğrisini etkilediğini göstermişlerdir. Sınır etkilerinin yanında çatlak açılması ölçüm noktaları arasındaki



Şekil 2.17 a) Matris İçerisinde Rijit Bir Tane Etrafında Hipoteze Edilmiş Çatlak Yüzü Köprüleşmesi
b) Çatlak Yüzü Köprüleşmesine Deneysel Kanıt



Şekil 2.18 Çatlak Açılması Ölçme Uzunluğunun Gerilme-Deformasyon Eğrisine Etkisi

mesafe yumuşama eğrisinin şeklini, Şekil 2.18 de gösterildiği gibi etkilemektedir (Hordijk, 1992). Ölçme uzunluğu artırıldığı zaman pikten önceki eğrinin eğimi ile ifade edilen elastik enerji miktarı artmaktadır.

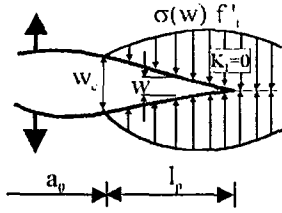
Hordijk (1992) ölçme uzunluğu çok aşırı derecede fazla olduğu zaman Şekil 2.18 de gösterildiği gibi pik yükten sonraki eğrinin aşırı derecede içeri kıvrıldığını bulmuştur. Diğer taraftan ölçme uzunluğu çok küçük seçildiği zaman makro çatlakın ölçme alanı dışına ilerlemesi ihtimali bulunmaktadır. Her iki durumda da numunede ani kırılma meydana gelmektedir. Bu tip güçlükleri yenmek için farklı kontrol sistemleri seçilmelidir. Ölçüm uzunluğunun kısa seçilmesinin bir avantajı hata miktarını azaltmasıdır. Daha ileri deformasyon kontrollü sistemler Schorn ve Berger-Böcker (1989), Ferro (1994), Van Vliet ve Van Mier (1996) tarafından uygulanmıştır.

2.5.1 Fiktif Çatlak Modeli

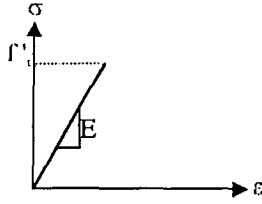
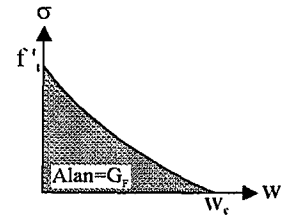
Betonda lineer olmayan kırılma mekaniği teorisi ilk defa Hillerborg ve arkadaşları (1976) tarafından ileri sürülmüştür. Bu teori Şekil 2.19a da gösterildiği gibi mevcut bir çatlağın ön kısmında hayali bir çatlak ve çekme yumuşaması kırılma işlem bölgesinden oluşmaktadır. Bu hayali çatlak üzerine belirli miktarda kapama gerilmesi etki etmektedir. Hayali çatlağın uç kısmında gerilme yoğunlaşması olmamaktadır. Bu durum çatlak yüzlerinin düzgün bir şekilde kapanmasını gerektirmektedir. Fiktif çatlak modeli (FCM) Barenblatt ve Dugdale-BSC'nin kohesif çatlak modelleri ile benzerlik göstermektedir. Fiktif çatlak modelinde, Barenblatt ve Dugdale-BCS modellerinde olduğu gibi kırılma işlem bölgesinin ihmal edilebilir kalınlıkta olduğu ve çatlak ucu yüzeylerinin düzgün bir şekilde kapandığı kabul edilmektedir. Daha önce Dugdale-BSC modelinde çatlak yüzlerinin düzgün kapanması şartı K_I 'ın çatlak ucunda kaybolmasını ve böylece işlem bölgesinin boyutunun belirlenmesini gerektirmektedir. Bununla beraber fiktif çatlak modeli hem Baranblatt hem de Dugdale-BCS modellerinden biraz daha farklıdır.

Bu farklılıklardan birisi Dugdale-BSC modelinin aksine FCM de kırılma işlem bölgesindeki kapama gerilmesi sabit değildir. Şekil 2.19a da gösterildiği gibi gerilme önceden mevcut serbest makro çatlağın ucundaki sıfır değerinden itibaren artmaktadır. Fiktif çatlağın ucundaki çekme dayanımı malzemenin aksenal çekme dayanımı f_t ye eşit olmaktadır. Kırılma işlem bölgesi boyunca kapama gerilmesi $\sigma(w)$ 'in dağılımı fiktif çatlak yüzlerinin açılma değeri w 'ye bağlı olmaktadır.

İkincisi, Barenblatt modelinin aksine kırılma işlem bölgesinin boyutu önceden var olan makro çatlağın boyutuna kıyasla küçük olmayabilir. Sonuç olarak düzgün çatlak kapanma şartı esnasında yapılan kabuller geçerli olmamaktadır. Dolayısıyla beton için bir kırılma teorisi oluşturulması ve düzgün çatlak kapanma şartının kullanılması isteniyorsa kırılma işlem bölgesi boyunca kapama gerilmesi $\sigma(w)$ 'in dağılımının bilinmesi gerekmektedir. Bu durumda betonun kırılması gevrek malzeme durumunda olduğu gibi K_{Ic} , G_c yada Q gibi bir tek malzeme parametreleri ile tanımlanamaz. Tanımlama için az iki malzeme parametresine sahip olmak gerekmektedir.



a) Serbest ve Fiktif Çatlak

b) Fiktif Çatlak Önündeki
Malzeme Özellikleric) Yumuşama Bölgesindeki
Malzeme Özellikleri

Şekil 2.19 Fiktif Çatlak Modeli

Fiktif çatlak modelinde malzeme parametreleri Şekil 2.19a da gösterildiği gibi yumuşama bölgesindeki $\sigma(w)$ gerilme-deplasman ilişkisi ve Şekil 2.19c deki çekme yumuşama eğrisi altında kalan alan olan gerçek kırılma enerjisi G_F dir. Çekme yumuşama eğrisi altında kalan alan aşağıdaki ifade ile verilmektedir.

$$G_F = \int_{f_t}^0 w(\sigma) d\sigma \equiv \int_0^{w_c} \sigma(w) dw \quad (2.29)$$

Burada, f_t malzemenin aksenal çekme dayanımı ve w_c ön makro çatlakın kritik uç açılma deplasmanıdır. Çatlak ($a_0 + l_p$) den sonra büyümeye başlamaktadır.

$\sigma(w)$ ve G_F yerine bu iki bağımsız parametrenin her hangi bir kombinezonu seçilebilir. Örneğin, f_t ve G_F veya w_c ve G_F ve hatta malzemenin karakteristik uzunluğu olarak isimlendirilen $l_{ch} = E'G_F/f_t^2$ seçilebilir. Malzeme özelliklerinin iki parametrelili kombinezonlarının tümünün belirlenmesi oldukça zordur. Günümüze kadar en doğru sonuçlar karmaşık bir deplasman kontrollü alet kullanarak kenarları simetrik çentikli panelleri çekme etkisinde test eden Delft grubu tarafından bulunmuştur (Cornelissen ve arkadaşları 1986, Hordijk 1991)

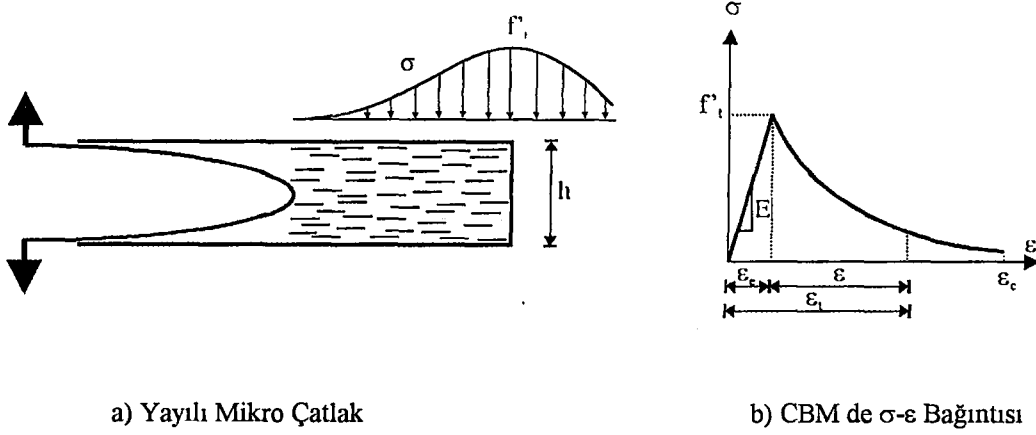
Beton bir yapının komple kırılma işlemi teorik olarak iki bağımsız malzeme parametresi örneğin f_t ve G_F bilindiği zaman açıklanabilir. Çekme yumuşama eğrisinin şekli G_F hesaplanmasında oldukça etkili olacaktır. Fiktif çatlak modeli beton yapıların sonlu eleman analizinde geniş bir şekilde kullanılmadan önce Petersson (1980) ve Hillerborg (1983) RILEM (1985) tarafından standart bir deney prosedürü olarak kabul

edilen üç noktalı eğilme kirişleri üzerindeki deneylerle G_F değerinin belirlenmesi için pratik olan yaklaşık bir metot ileri sürmüşlerdir. f_t (yada w_c) ve G_F belirlenir belirlenmez (2.29) bağıntısından yumuşama eğrisinin şekli çıkarılabilmektedir. Bununla birlikte ortaya sadece bir tane şekil çıkmaz. Farklı şekiller aynı G_F değerini verebilmektedir. Pratikte $\sigma(w)$ değerini lineer, polinom veya üstel olarak ifade etmek yaygın değildir. Bazı uygulamalarda $\sigma(w)$ eğrisinin kesin şeklinin önemli olmayacağı da bulunmuştur (Karihaloo 1994).

2.5.2 Çatlak Bant Modeli

Kırılma işlem bölgesindeki mikro çatlama ve köprüleşme sürekli olmadığından ve sürekli makro çatlak şeklinde bir çizgi boyunca sınırlı bir dar bölge içerisinde gelişmeyeceğinden çekme yumuşama bağıntısı $\sigma(w)$ elastik olmayan deformasyonun artmasıyla azalan bir gerilme deformasyon yumuşama ilişkisi $\sigma(\epsilon)$ ' ye yaklaştırılabilir. Bununla beraber, elastik olmayan deformasyon değeri w ile kırılma enerjisi G_F bir diğeriyle ilişkilendirilir. Bu nedenle komple kırılma işleminde en büyük deformasyon ϵ_c değeri w_c ile ilişkilendirilmektedir. Diğer bir deyişle ϵ_c bir kırılma kriteri olarak tanımlanmaktadır. Bu durum sonlu eleman hesaplarında aşırı meshe bağımlılığı ortadan kaldırmaktadır. Gerilme yumuşaması bağıntısıyla yayılı bir tarzda betonun çekme yumuşama davranışını karakterize etme fikri ilk defa Bažant (1976) tarafından ileri sürülmüştür ve daha sonra Bažant ve Cedolin (1979) ve Bažant ve Oh (1983) tarafından bu konu daha da geliştirilmiştir. Elastik olmayan ϵ deformasyonunu w ve G_F ile ilişkilendirmek için yayılı bölgenin genişliğini vermek gerekmektedir. Burada yayılı bölgenin genişliği h ile gösterilecektir. Kırılma işlem bölgesindeki mikro çatlakların Şekil 2.20a da gösterildiği gibi h genişliğinde bir bant üzerinde yayılmakta olduğu kabul edilmektedir. Bundan dolayı bu metoda Çatlak Bant Modeli ismi verilmiştir. Bant üzerinde deformasyonların yayılması nedeniyle FCM de tanımlanan farklı çatlak yaklaşımının tersine bu tekniğe yayılı çatlak yaklaşımı ismi de verilmektedir.

Beton kırılmasının sonlu eleman analizinde CBM' ye dayanan lineer olmayan kırılma teorisi elastik olmayan analizlerin herhangi birinden farklı değildir. Mikro çatlakların bir eleman üzerinde yayıldığı kabul edilip eksenel çekme dayanımı limiti



Şekil 2.20 Çatlak Bant Modeli

f_t 'ye ulaşıldığında elemanın tamamının kırıldığı kabul edilmektedir. Böylece elemanlar arasındaki nodları salıverme zorunluluğu ortadan kalkmaktadır. Böylece FCM de olduğu gibi tekrar meshlemeye ihtiyaç duyulmamasına karşın, paralel yüzeyli olmayan kırılma ilerlemesini elde etmek daha kolay olmaktadır. Şekil 2.20b de ϵ , w ve G_F arasındaki ilişki verilmektedir. Toplam deformasyon $\epsilon_t = \epsilon_e + \epsilon$ ile gösterilecektir. Burada ϵ_e elastik deformasyonu göstermektedir. Çatlakların tamamının h genişliğince yayıldığı ve biri birine paralel olduğu kabul edilirse düzlem deformasyon durumunda izotrop bir malzeme için aşağıdaki ilişkileri yazabilir.

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{xx} \\ \epsilon_{yy} \\ \epsilon_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1}{E'} \begin{bmatrix} 1 & \nu' & 0 \\ \nu' & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(1+\nu)E'}{E\beta} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2.30)$$

Düzlem deformasyon durumunda $E' = E/(1-\nu^2)$ ve $\nu' = \nu/(1-\nu)$, düzlem gerilme durumunda $E' = E$, $\nu' = \nu$ olmaktadır. Burada β ($0 < \beta \leq 1$) değeri Phillips ve Zienkiewicz (1976) tarafından verilen bir kesme tutulması katsayısıdır. Betonda kesme tutulması katsayısı agrega kilitlenmesinden dolayı çatlak yüzlerinin pürüzlülüğünü temsil etmektedir. Deformasyon yumuşama eğrisi lineer ve üstel gibi birkaç basit fonksiyon ile ifade edilebilmektedir. Kırılma enerjisi aşağıdaki bağıntı ile verilmektedir.

$$G_F = h \int_0^{\varepsilon_c} \sigma_{yy}(\varepsilon) d\varepsilon \quad (2.31)$$

FCM de $\varepsilon_c = w_c/h$ değeri kritik çatlak uç açılma deplasmanı w_c ' ye karşı gelmektedir. Bažant ve Oh(1983) geniş deney verilerine dayanarak $h \approx 3g$ değerini teklif etmişlerdir. g değeri maksimum agrega boyutudur.

2.6 Yaklaşık Lineer Olmayan Kırılma Modelleri

Daha önce tanımlanan fiktif ve yayılı çatlak kavramları esasına dayanan betonun lineer olmayan kırılma teorileri kohesif çatlak modelleri olarak isimlendirilebilir. Bu modellerde kırılma işlem bölgesinde çatlak yüzlerini kapatan kohesif gerilmeler gerilme-deplasman yada gerilme-deformasyon yumuşama eğrileriyle tanımlanmaktadır. Her iki kohesif çatlak modelinde de kırılma işlem bölgesinin tamamının lineer olmayan bir bölge olacağı kabul edilmiştir. Diğer bir deyişle kırılma işlem bölgesinin dışında betonun çatlamadığı ve elastik olarak davranacağı kabul edilmiştir. Yapılan bu kabulden dolayı eğilme elamanlarının yük taşıma kapasitesi fazla çıkmaktadır. Bu durumda hesaplamalar yanlış olmaktadır. Bunun yanında kohesif çatlak modellerinin tanımlanması için karmaşık olan sonlu eleman hesaplamalarına ihtiyaç duyulmaktadır.

Günümüzde tasarım ofislerinin çoğu sonlu eleman paket programları ile donatılmasına rağmen hesaplamasız analiz tekniği betonda kırılma mekaniği uygulamasını teşvik etmektedir. Bunu yapmak için birkaç LEFM uyarlaması yaklaşık bir tarzda lineer olmayan kırılma davranışını hesaba katacak şekilde teklif edilmiştir. Bu uyarlamalara etkili

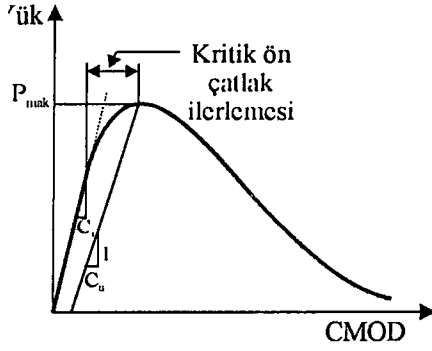
LEFM çatlak modelleri yada basitçe etkili çatlak modelleri ismi verilmektedir. Etkili çatlak modelleri gerçek yapıdaki çatlak uzunluğundan daha büyük olan etkili bir çatlak içeren eşdeğer elastik yapı ile gerçek bir beton yapıyı yer değiştirerek kırılma analizi yapılmasını sağlamaktadır. Bu modeller betonun pik yükten önceki lineer olmayan davranışını hesaba katmaktadır. Böylece pik yükün gerçekçi bir hesabı yapılabilir. Bu modelleri kullanarak pik yükten sonraki durumunun komple tarifini elde etmek için ilave kabuller veya hipotezler yapılmak zorundadır.

2.6.1 İki Parametrelili Model

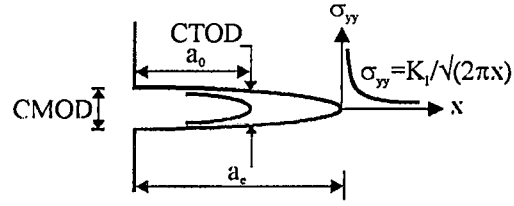
Jeng ve Shah (1985a,b) tarafından teklif edilen iki parametrelili kırılma modeliyle $a_e > a_0$ etkili uzunluğunda çentik içeren eşdeğer bir elastik yapı vasıtasıyla a_0 uzunluğunda çentik içeren gerçek bir beton yapının pik yükten önceki lineer olmayan davranışının etkisi incelenmektedir. Etkili çatlak uzunluğu pik yük P_u da veya pik yükün yakınında ölçülen C_u kompliyansından Şekil 2.21 de gösterildiği gibi hesaplanmaktadır. Gerçek beton yapıdaki kırılmanın kritik gerilme yoğunluk faktörü K_{Ic}^s ve kritik çatlak ucu açılma deplasmanı $CTOD_c$ yardımıyla hesaplanacağı kabul edilmektedir. K_{Ic}^s değeri uygun geometri ve yükleme şekliyle etkili çatlak uzunluğu a_e 'in uç kısmından LEFM formülüyle elde edilebilir. Buna karşın $CTOD_c$ gerçek çatlak uzunluğu a_0 'in ucundan hesaplanmaktadır. Kırılmanın oluşması için aşağıdaki iki kırılma kriteri aynı anda sağlanması gerekmektedir.

$$K_I = K_{Ic}^s \quad CTOD = CTOD_c \quad (2.32)$$

Yukarıda verilen üç parametreden yani K_{Ic}^s ve $CTOD_c$ ve a_e den sadece iki tanesi bağımsızdır. Bu nedenle bu metoda iki parametrelili model ismi verilmiştir. $CTOD_c$ 'in doğru olarak ölçülmesi oldukça zordur. K_{Ic}^s ve $CTOD_c$ 'in yük düzeni ve geometriden bağımsız olan malzeme sabitleri olduğu kabul edilirse, etkili çatlak uzunluğu a_e 'in numune boyutuna bağlı olduğu ortaya çıkmaktadır. Bu değer boyutun artması ile azalmakta olup sonlu büyük bir numunede a_0 yaklaşmaktadır. Böylece iki parametrelili model doğru bir şekilde lineer elastik kırılma davranışını hesaplayabilmektedir. $K_I = K_{Ic}^s$ 'in eşit olduğu durumda çatlak ilerlemesi meydana gelecektir. Bu durumda çatlak ilerlemesi işlemi stabil olacaktır. $\partial K_I / \partial a < 0$ olursa uygulanan P yükü değerinde artma meydana gelecektir. $\partial K_I / \partial a \geq 0$ durumunda stabil bir çatlak ilerlemesi meydana gelmeyecektir. Üç ve dört noktalı eğilme numuneleri ile tek ve çift kenarı çentikli kompakt çekme numunelerinde gerilme yoğunluk faktörü K_I çatlak uzunluğu a_e 'in monoton artan bir fonksiyonudur. Dolayısıyla iki parametrelili kırılma metodu gerçek beton yapıların karakteristiği olan yük taşıma kapasitesindeki



a) Yük - Çatlak Ağız Açılma Diyagramı



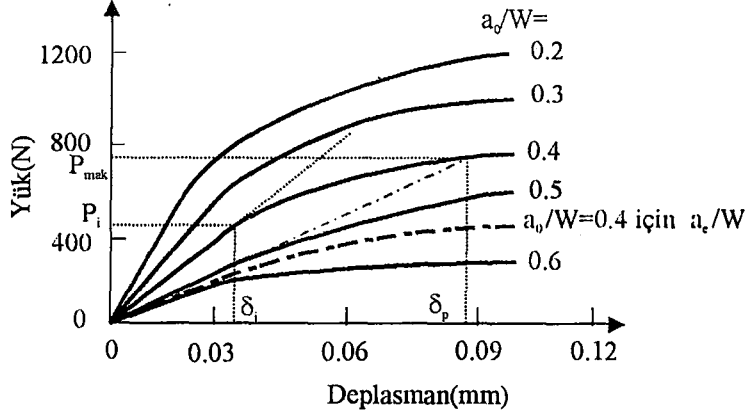
b) Çatlak Ucu Özellikleri

Şekil 2.21 İki Parametrelili Model

tedrici düşüşü yani pik sonrası yumuşama durumunu hesaplayamaz.

2.6.2 Etkili Çatlak Modeli

Nallathambi ve Karihaloo (1986a) tarafından betonun kırılması için verilen etkili çatlak modeli prensip olarak iki parametrelili modele benzemektedir. Bununla birlikte, etkili çatlak uzunluğu a_e yük boşaltma kompliyansından hesaplanamamaktadır. Fakat gerçek beton numunenin pik yükteki sekant rijitliğinden hesaplanmaktadır. Etkili çatlak modelinin ana fikri pik yük üzerinden çentikli bir beton kirişin (76*80*600mm) Şekil 2.22 de gösterilen yük-deplasman eğrileriyle açıklanmaktadır. Eğrilerin şekli numunenin çentik derinliği a_0 'a göre değişmekte olup büyütülmüş bir ölçek üzerinden gösterilmektedir. Burada dikkatler çentik derinliğinin kiriş yüksekliğine oranı olan $a_0/W = 0.4$ değeri üzerinde yoğunlaşacaktır. Bu değerin yük-deplasman davranışı lineer ve pik öncesi lineer olmayan rejimler ile kıyaslanacaktır. Lineer rejimdeki rijitlik E ile doğru orantılıdır ve P_i ve δ_i ki yükün herhangi bir çiftinden veya deplasman ölçümlerinden hesaplanabilmektedir. Lineer rejimin sonundan pik yüke kadar rijitlikteki azalma tedrici olarak E den 0 a doğru olmaktadır. Bununla birlikte, dikkatler pik yük P_{mak} ve buna karşılık gelen açıklık deplasmanı δ_p üzerinde yoğunlaşacaktır. P_{mak} , δ_p koordinatını orijine birleştiren çizginin eğimi, $a_0/W = 0.4$ oranına sahip olan bir kirişin



Şekil 2.22 Etkili Çatlak Modeli

sekant modülü ile orantılı olmaktadır. Bununla birlikte, a_0 'dan daha uzun bir çentik içeren aynı boyutlarda bir kirişin başlangıçtaki lineer rijitliğinin E ile doğru orantılı olacağı söylenilebilir. Gerçek çatlak uzunluğu a_0 'a karşı gelen bu çatlak uzunluğuna etkili çatlak uzunluğu ismi verilmektedir. Şekil 2.22 de gösterilen örnekte a_0/W değerine karşılık gelen a_e/W değeri 0.5 ile 0.6 arasında bir noktaya düşmektedir. Effektif çatlak modelinde gerçek beton yapılarıdaki kırılma, etkili çatlak uzunluğu a_e 'ye karşı gelen gerilme yoğunluk faktörü kritik değer K_{Ic}^e 'ye ulaştığı zaman oluşmaktadır.

$$K_I = K_{Ic}^e, a = a_e \quad (2.33)$$

Böylece, kırılmanın oluşması iki parametrelili modelde olduğu gibi K_{Ic}^e ve a_e gibi iki parametreye bağlı olmaktadır. Hem a_e değeri hem de buna karşılık gelen K_{Ic}^e değişkenlerin yanında geometriye ve yükleme tarzına bağlı olmaktadır. Gerçekte a_e değeri numune boyutunun artmasıyla azalmaktadır. Bu değer sonsuz büyük numunede a_0 'a yaklaşmaktadır. Böylece K_{Ic}^e değeri de LEFM' ki K_{Ic} 'ye yaklaşmaktadır.

Nallathambi ve Karihaloo (1986a) üç noktalı eğilme numuneleriyle yapılan kapsamlı bir deneylerden elde edilen a_e değerini a_0 'ın yanında diğer bileşen ve

geometrik değişkenlerle ilişkilendiren bir regression ifadesi teklif etmişlerdir (Nallathambi, 1986).

$$\frac{a_e}{W} = \gamma_1 \left(\frac{(\sigma_N)_u}{E} \right)^{\gamma_2} \left(\frac{a_0}{W} \right)^{\gamma_3} \left(1 + \frac{g}{W} \right)^{\gamma_4} \quad (2.34)$$

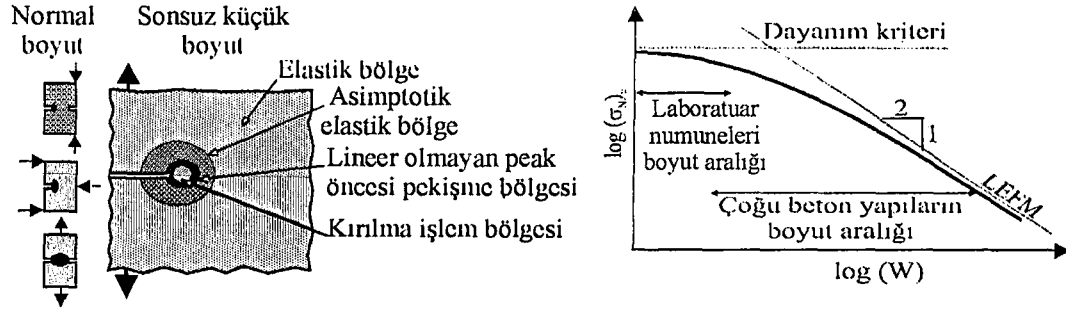
$(\sigma_N)_u = 6M_{\text{mak}}/(BW^2)$, $M_{\text{mak}} = (P_{\text{mak}} + qS/2)S/4$, $\gamma_1 = 0.088 \pm 0.004$, $\gamma_2 = -0.208 \pm 0.010$, $\gamma_3 = 0.451 \pm 0.013$, $\gamma_4 = 1.653 \pm 0.109$ 'a eşit olmaktadır.

(2.34) bağıntısı sadece üç noktalı eğilme geometrisiyle aşağıda verilen karışım oranı ve geometrik değişkenler için geçerli olmaktadır. $g = 2 - 20$ mm agrega çapları arasında olup $a_0/W = 0.1 - 0.6$, $W = 100 - 400$ mm dir. Metodun bu sınırlar dışında uygulanabilirliği şu ana kadar test edilmemiştir. Jenq ve Shah'ın iki parametrelili modelinde olduğu gibi etkili çatlak modelinde de pik yükten sonraki çekme yumuşaması davranışı hesaplanamamaktadır.

2.6.3 Boyut Etkisi Modeli

Numune boyutu çok büyük olduğunda efektif çatlak uzunluğu a_e 'in gerçek çatlak uzunluğu a_0 'a yaklaştığı daha önce belirtilmişti. Bazant (1987) LEFM ile beton yapıların analizini yapmanın en mantıklı yolunun sonlu büyüklükteki bir numuneye göre kırılma enerjisi ve kırılma işlem bölgesini tanımlamak olduğunu ileri sürmüştür. Asimptotik olarak tanımlanmış ($W \rightarrow \infty$) iki kırılma parametresi daha önce kullanılan G_F ve l_p den ayırmak için sırasıyla G_f ve c_f ile gösterilecektir. Bazant (1984) ortama boyuttaki laboratuvar numunelerinden G_f ve c_f 'in belirlenmesi için aşağıdaki bağıntıyı vermiştir.

$$(\sigma_N)_u = \frac{B_0 f'_t}{\sqrt{1 + W/d_0}} \quad (2.35)$$



a) Sonsuz Küçük Yapıda Kırılma İşlem Bölgesi

b) Boyut Etkisi Aralıkları

Şekil 2.23 Boyut Etkisi Modeli

$(\sigma_N)_u$ değeri maksimum yük P_u daki nominal gerilmedir ve B_0 ile d_0 , G_f ve c_f ile ilişkilendirilen malzeme parametreleri olup aşağıdaki bağıntıyla verilmektedir.

$$B_0 = \frac{1}{f'_t} \left(\frac{E' G_f}{g'(\alpha_0) c_f} \right)^{1/2}, d_0 = c_f \frac{g'(\alpha_0)}{g(\alpha_0)} \quad (2.36)$$

(2.36) da $\alpha_0 = a_0/W$ dir. $g'(\alpha_0)$ üzerindeki işaret α_0 'a göre diferansiyeli yani $(g'(\alpha_0) = dg(\alpha_0)/d\alpha_0)$ olduğunu göstermektedir. Burada $g(\alpha_0)$ sadece relatif çentik derinliği olan α_0 'ın bir fonksiyonudur. Gerilme yoğunluk faktörü K_I değeri, geometrik bir fonksiyon olan $Y(\alpha_0)$ ile ilişkilendirilmektedir. Bu ilişki (2.35)'in bir türevi alındığında görülebilir. Bazant ve Pfeiffer (1987) aşağıda daha genel bir boyut etkisi kanunu vermiştir.

$$(\sigma_N)_u = B_0 f'_t \left[1 + \left(\frac{W}{d_0} \right)^r \right]^{-1/2} \quad (2.37)$$

Burada r değerinin geometriye bağlı olacağı kabul edilmiş olup bütün geometriler için r 'in optimum değeri 1 dir. Üç boyutlu analiz kullanan Bazant (1984) tarafından aşağıdaki verilen hipotezler üzerinde aşağıdaki tartışmalar yapılmıştır.

i) Kırılmadan dolayı bir yapıda salıverilen enerji miktarı çatlak uzunluğu $a = a_0 + \Delta a$ ve karakteristik kırılma işlem bölgesi boyutu c_f 'nin bir fonksiyonudur.

ii) Maksimum yükteki çatlak ilerlemesi Δa_e (iki parametrelili ve etkili çatlak modellerinden $\Delta a_e = a_e - a_0$) küçük bir değer olmayıp yapı boyutu W ile orantılıdır.

Buna karşın, asimptotik çatlak ilerlemesi $c_f = \lim_{W \rightarrow \infty} \Delta a$ W den bağımsız bir yapı özelliğidir.

Yukarıdaki hipotezler aşağıdaki gözlemler temel alınarak yapılmıştır. Sonsuz büyük bir yapıda Şekil 2.23a da gösterildiği gibi kırılma işlem bölgesi oluşmaktadır. Fakat bu bölge yapı hacminin küçük bir kısmını kapsamaktadır. Sonuç olarak, yapının tamamı hemen hemen elastik bir konumdadır. Daha önceden gösterildiği gibi mod I,II ve III yüklemelerinin hepsinde çatlak ucu yakınındaki asimptot gerilme ve deplasman alanları cismin geometrisinden bağımsız olmaktadır. Sonsuz büyüklüklü bir yapıda küçük kırılma işlem bölgesindeki gerilme ve deplasman alanlarının asimptotik yaklaşımlarla tanımlanacağı kabul edilirse, kırılma işlem bölgesindeki bu alanların yapı geometrisinden bağımsız olacağı ortaya çıkmaktadır. Özellikle bu bölge sınırındaki gerilmeler yapı geometrisine bağlı olmamakta olup aynı miktarda G_f enerjisi tüketilmekte ve geometriden bağımsız aynı boyutta c_f değerine sahip olmaktadır. G_f 'in asimptotik olarak tarifi Barenblatt kohesif modelindeki kohesyon modülüne benzemektedir. Dolayısıyla c_f değerinden bağımsız olmaktadır. $W \rightarrow \infty$ 'un asimptotik sınırında G_f hesaplandığında LEFM den (2.38) ve (2.39) bağıntısı kullanılarak (2.40) bağıntısı elde edilebilir.

$$K_{Ic}^2 = EG_c \quad (2.38)$$

$$K_{Ic} = \frac{P_u}{BW} \sqrt{af} \left(\frac{a}{W} \right) = (\sigma_N)_u \sqrt{Wf} \left(\frac{a}{W} \right) \quad (2.39)$$

$$(\sigma_N)_u^2 = \frac{E' G_f}{W} \left[\frac{\partial F(\alpha, \beta)}{\partial \alpha} \right]^{-1} \quad (2.40)$$

Burada $\alpha = a/W$ ve $\beta = c_f/W$ dir.

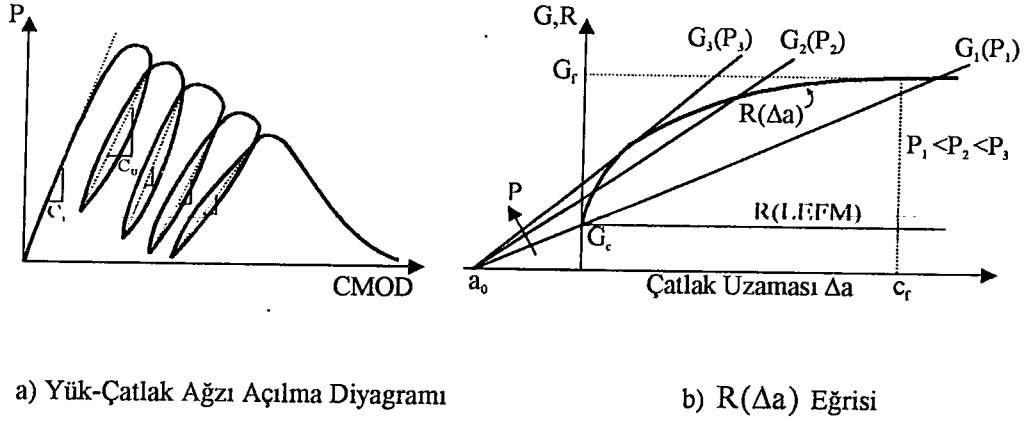
Bu formül daha da ileri götürülürse aşağıdaki bağıntı elde edilmektedir.

$$(\sigma_N)_u = \left(\frac{E' G_f}{g'(\alpha_0) c_f + g(\alpha_0) W} \right)^{1/2} \quad (2.41)$$

(2.35) deki boyut etkisi kanunu ne çok fazla küçük ne de çok fazla büyük olan beton yapılarda maksimum yükteki nominal gerilme değeri $(\sigma_N)_u$, LEFM yardımıyla hesaplandığında ciddi bir boyut etkisi sergilenmeyeceğini göstermektedir. Yani $(\sigma_N)_u \propto W^{-1/2}$ dir. Gerçekte, LEFM ile hesaplanan ters karekök boyut etkisi ve limit analiziyle hesaplanıldığı gibi boyut etkisiz ekstramumlar arasında bir yere uzanan bir boyut etkisi de hesaplamaktadır. Bu durum (2.35) ifadesine sırasıyla $W \approx d_0$ ve $W \gg d_0$ değerlerini yerleştirilirse görülebilir. Böylece limit analizinin (kırılmada dayanım kriterinin) küçük beton yapılar için yeterli olacağına dair daha önce yapılan gözlemler doğrulanmıştır. Halbuki LEFM çok büyük yapılara uygulanabilir. (2.35) ile verilen boyut etkisi kanunu Şekil 2.23b de LEFM ve dayanımda kırılma kriterinin (boyut etkisiz) boyut etkisi hesaplamalarına ait çizimlerle gösterilmektedir.

2.6.4 R Eğrisi Modeli

İki parametrelili ve etkili çatlak modelleri tanımlanırken beton yapılarda kırılma işleminin komple bir analizinde bu metotların direkt olarak kullanılamayacağından bahsedilmiş ve kritik gerilme yoğunluk faktörünün etkili çatlak uzunluğunun kaçınılmaz bir sabiti olduğu söylenmişti. Yapılan bu kabul biraz daha açılıp, etkili gerilme yoğunluk faktörü K_I 'ın $\Delta a = a - a_0$ ile gösterilen etkili çatlak uzunluğuyla değişmesine müsaade edilecektir. Effektif K_I değeri LEFM' den sadece maksimum yükte değil pik



Şekil 2.24 R Eğrisi Modeli

sonrası rejimdeki her bir çatlak ilerlemesi adımı da hesaplanabilir. Δa 'ı hesaplamak için gerekli olan etkili çatlak uzunluğu yukarıda tarife benzer bir tarzda Şekil 2.24a da gösterildiği gibi belirlenmektedir. Yani pik yükten sonra azaltılmış yük taşıma kapasitesine karşılık gelen artırılmış yük kompliyansından belirlenmektedir. LEFM'e göre K_I değeri yükleme geometrilerinin çoğunluğu için çatlak uzunluğunun artmasıyla artacağından ve her bir etkili çatlak artımında K_I 'ı hesaplamada LEFM kullanılacağından çatlak ilerlemesine karşı malzemenin direnci çatlak büyüdüğü zaman artacaktır. Çatlak ilerlemesi için artan direnç $K_{IR}(\Delta a)$ ile gösterilecektir. $P = P_{mak}$ da K_{Ic}^s yada $K_{Ic}^e = K_{IR}(\Delta a_e)$ olmaktadır. İdeal gevrek bir malzeme için çatlak ilerlemesi şartı $K_I(a) = K_{IR}(\Delta a)$ olmaktadır.

Bundan başka, $K_{IR}(\Delta a)$ 'a karşılık gelen enerji salım miktarı $R(\Delta a)$ ile gösterilecek olursa LEFM kullanıldığından $R(\Delta a) = K_{IR}^2(\Delta a)/E'$ olmaktadır. Böylece ideal gevrek bir malzeme için enerji salım miktarı yardımıyla çatlak ilerleme şartı $G(a) = R(\Delta a)$ şeklinde yazılabilmektedir. R' in Δa üzerine fonksiyonel olarak bağımlılığına R direnç eğrisi ismi verilmektedir. Bir yapının $R(\Delta a)$ 'ı biliniyorsa, bu yapının durumu LEFM ne göre bulunabilir. R eğrisi fikri ilk defa Irwin (1958) tarafından önerilmiş olup Krafft ve arkadaşları(1961) tarafından geliştirilip günümüze kadar kullanılmıştır. Başlangıç çentik uzunluğu a_0 olan bir eğilme numunesiyle açıklanan çok basit bir stabilite yorumuna sahiptir. Yüklemeden önceki çentik.

uzunluğunu a_0 ve herhangi bir yük seviyesindeki etkili çentik uzunluğu da $a(=a_0 + \Delta a)$ ile gösterilecektir. P yük seviyesinde LEFM kullanılarak $G(a)$ değeri hesaplanabilir ve $G(a)$ değeri yerine $K_I(a)$ değeri de hesaplanabilir. Fakat LEFM kullanıldığından iki yaklaşım da birbirine benzerdir. İki $R(\Delta a)$ eğrisi Şekil 2.24b de gösterilmektedir. Yatay olarak gösterilen çizgi ideal gevrek bir malzeme için uygulanabilir olan $R(\text{LEFM})$ eğrisidir. Monotonik olarak yükselen karakteristik R eğrisi beton gibi bir malzemeye ait olmaktadır. Sabit olan R değeri için kırılma $G(a_0) = R(0)$ ve $\Delta a = 0$ olduğunda oluşmakta olup ardışık çatlak ilerlemesi ($\Delta a > 0$) ani bir tarzda olmaktadır. Çünkü $G(a) > R$ olmaktadır. Diğer taraftan yükselen $R(\Delta a)$ eğrisi için kırılma yine $G(a_0) = R(0)$ da olacaktır. Fakat Şekil 2.24b de gösterildiği gibi kırılma $G(a)$ ve $R(\Delta a)$ eğrileri arasındaki tanjant noktasına kadar stabil olup bu noktadan sonra stabil olmayan çatlak ilerlemesi oluşacaktır.

Beton gibi heterojen bir malzemede $R(\Delta a)$ eğrisinin yükselmesi hem artan enerji tüketimi hem de pik öncesi lineer olmayan davranışın varlığıyla ortaya çıkan toklaşma etkisinden kaynaklanmaktadır. Malzeme boyut ve dayanımları değişik bir şekilde dağılan ince ve kaba agregalar içeren çok heterojen olan beton olduğunda $R(\Delta a)$ eğrisi sadece tedricen yükselmektedir. Dayanım dağılımı az olduğunda yani harcın hemen hemen agrega kadar sert olduğu yüksek dayanımlı betonlarda $R(\Delta a)$ eğrisi basamak basamak yükselmektedir. Basamak yükselmesi agreganın boyut dağılımı dar olduğunda oluşacaktır. Yükselen R eğrisi için yapılan tartışmaların doğruluğu Brown'ın (1972) yapmış olduğu deney sonuçlarıyla desteklenmektedir.

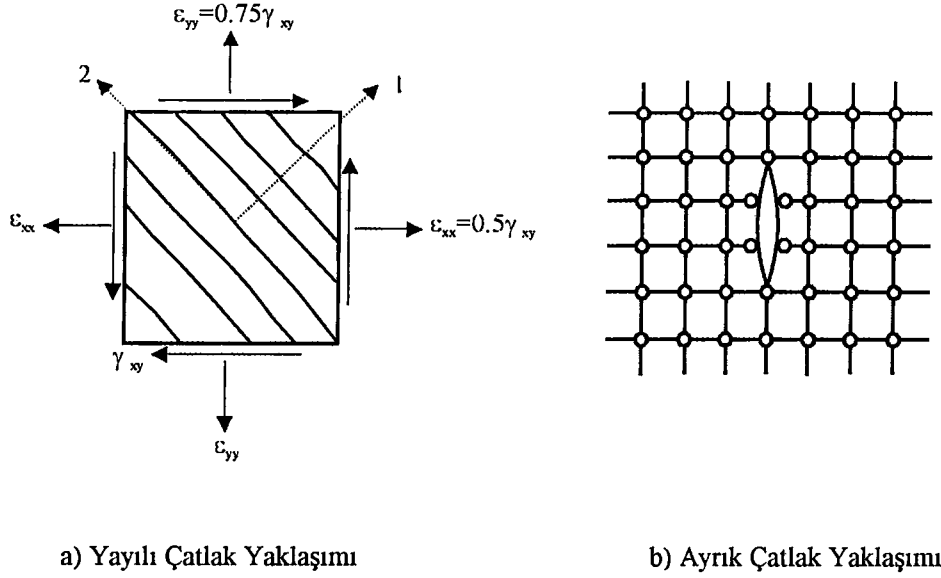
2.7 Betonda Çatlak İlerlemesinin Nümerik Olarak Tanımlanması

Betondaki çatlak ilerlemesinin nümerik sonlu eleman hesaplamalarıyla tanımlanmasının oldukça zor olduğundan daha önceki bölümlerde bahsedilmişti. Beton oldukça fazla heterojen bir malzeme olduğundan ve çatlama esnasında tekrarlı olarak gerilme dağılımları meydana geldiğinden ardışık hesaplama tekniklerinin malzemenin davranışını tanımlamada kullanılması zorunludur. Betondaki çatlak gelişiminin simülasyonunu yapmak için birkaç metot kullanılmaktadır. Burada bahsedilecek olan

ilk metotta malzemenin sürekli olduğu kabul edilmektedir. Bu durumda malzeme makro seviyede modellenmektedir. Malzemeye ait gerilme-deformasyon eğrisi lineer değildir. Diğer taraftan malzeme meso yada mikro seviyede düşünüldüğünde malzemeye ait gerilme-deformasyon eğrisinin gevrek malzeme özelliği gösterecek şekilde olması yeterli kabul edilmektedir. Malzeme meso seviyede gevrek olarak kabul edilmesine rağmen, makro seviyede lineer olmayan bir malzeme davranışı seçilecektir. Modelleme tekniğinde gerekli olan malzeme parametreleri daha küçük bir gözlem seviyesiyle de bağlantılı olacaktır. Bentz ve arkadaşları (1992) tarafından ileri sürülen bir modelde bu yaklaşımdaki sınır durum takip edilmiştir. Mikro yapısal modelde sadece betondaki temel bileşen olan çimento hamuru ve agrega esas alınmıştır. Dolayısıyla karışımın global özellikleri belirlendikten sonra daha yüksek bir malzeme inceleme seviyesindeki hesaplar için bir girdi olarak kullanılmıştır. Bütün bunlara rağmen modelin yine de sınırlı olduğu gözlenmektedir. Çünkü parametrenin belirlenme şekli bir seviyeden diğerine değişmektedir. Dolayısıyla mikro seviye malzeme özelliklerinin belirlenmesi işleminde hatalar ortaya çıkabilir. Bunun yanında makroskopik incelemelerden elde edilen özelliklerin de doğruluğu bazen şüpheli olmaktadır.

2.7.1 Sürekli Modeller

Süreklilik mekaniğine dayanan bir sonlu eleman hesaplamasında çatlak ilerlemesini tanımlamak için iki yaklaşım bulunmaktadır. Bunlarda birincisinde çatlak bir eleman boyunca yayılmaktadır. Buna karşın ikinci yaklaşımda çatlak ayrık olarak modellenmektedir. Her iki yaklaşım Şekil 2.25 de gösterilmektedir. Şekil 2.25a da gösterildiği gibi yayılı çatlak yaklaşımında çatlamanın sonlu elemanı kapsayan yayılı mikro çatlaklardan oluşan bir bant olduğu kabul edilmektedir (Rots, 1993). Başlangıçtaki izotropik eleman rijitlik matrisi, eleman kırılmaya başlar başlamaz orthotropik bir matrise indirgenmektedir. Asal çekme gerilmeleri doğrultusundaki rijitlik tedricen sıfıra düşmektedir. Yerelleşmiş çatlaklar eleman boyunca yayıldığından metot w_c çatlak genişlikli bir eleman boyutuna eşit Bazant (1983) çatlak bant modeliyle daha iyi mukayese edilmektedir. Sonuçların meshin boyut ve şeklinden önemli derecede etkileneceği beklenmektedir. Horsten ve Vrooonhaven (1994)' e göre



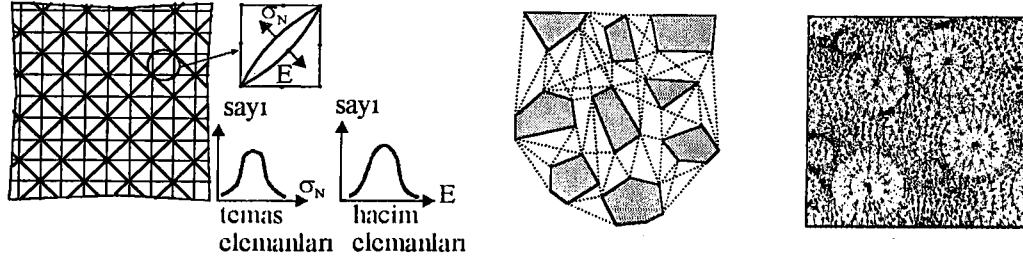
Şekil 2.25 Sürekli Modeller

bu durum sayısal tanımlamadaki deformasyon yerelleşmesi ifadesinin yetersizliğinden kaynaklanmaktadır. Cosserat ve gradient sürekli modeller gibi yüksek dereceden sürekli modeller meshe olan bağımlılığı azaltmaktadır. Bu tip modeller DeBorst ve Mühlhaus (1991) tarafından tanımlanmıştır.

Bir ayırık çatlak modelinde Şekil 2.25b de gösterildiği gibi çatlama oluşturacak mesh yarılacak ikiye ayrılmaktadır (Hillerborg, 1985). Bir nod iki parçaya ayrılır, ayrılmaz, sınırlı miktarda bir yük iki nod arasında transfer edilmektedir. İki nod arasındaki bağlantı bu nodlar arasındaki uzaklıkla ilişkili olan rijit bir yay elemana benzetilebilir. Bu metotta gerçek numune davranışını hesaplamak için çatlak ilerleme yönünün bilinmesi gerekmektedir. Bu durum metodun bir dezavantajıdır ve çatlak ilerlemesi hesabında modelin kalitesini sınırlamaktadır. Fakat çatlak ilerleyeceği yön bilinmediği zaman da farklı teknikler uygulanabilmektedir. Grooootenboer, Leijten ve Blaouwendroad (1981) elemanın bir sınırını diğerine doğru bir çizgi ile birleştiren bir ayırık çatlak yaklaşımı geliştirip, bununla çatlama simülasyonunu yapmışlardır.

Ingraffea ve Saouma (1985) ve Valente (1991) tarafından geliştirilen tekrar meshleme tekniğinde çatlak yörüngesi eleman sınırları doğrultusuna bağlı olmamaktadır. Bu teknikte her bir yük adımında çatlak uzunluğundaki artma ve çatlak yönü hesaplanmakta olup bir sonraki adımda yeni bir mesh çatlak ucu civarında

oluşturulmaktadır. Nümerik bakımdan ayrık çatlak yaklaşımı yayılı çatlak yaklaşımını doğrulamaktadır. Çünkü çatlama oluştuğunda rijitlik matrisinde küçük değişimler meydana gelecektir. Bununla birlikte, ayrık çatlak yaklaşımı daha gerçekçi gözükmetedir. Fakat diğer taraftan meshin şekli ve bundan dolayı da rijitlik matrisi çatlak ilerlemesi meydana gelir gelmez değişmektedir. Yayılı çatlak yaklaşımı gibi ayrık çatlak yaklaşımı da direkt olarak betonun makro seviyesi ile bağlantılı olduğundan yumuşama bir malzeme özelliği olarak düşünülebilir. Modellerin çoğunluğunda bütün elemanlar için malzemelerin homojen yumuşama davranışına sebep olan girdi parametreleri aynı seçilmektedir. Çatlama oluşur oluşmaz, meshdeki geometrik değişimler ve malzeme rijitliğinin yerel değişimleri bir sonraki çatlak ilerlemesini etkileyecektir. Betondaki çatlak ilerlemesini daha gerçekçi bir tarzda simule etmek için heterojenlik sonlu elemanlara farklı özellikler verilerek tanımlanabilir. Sonlu elemanlara heterojenlik vermenin bir diğer avantajı her bir elemanın esas ilişkisindeki yumuşama daha az öneme sahip olmaktadır. Rossi ve Richer (1987) elemanların kırılma enerjisinde tahmini bir değişim ileri sürmüştür. Modelin prensipleri Şekil 2.26a da verilmektedir. Dağılmış özellikler hacimsel üçgen elemanlar ve sürekli elemanlar arasındaki temas elemanları ile tayin edilmektedir. Modelde kırılmayı elde etmek için kullanılan esas ilişki elastik-gevrek ve kırılma düzlemleri hacim elemanlar arasındaki temas elemanlarıyla tanımlanmaktadır. Wang (1994) modele heterojenliği betonun malzeme yapısına uygun olarak vermiştir. Sonlu eleman programı esaslı LEFM de elemandaki çatlama agrega ve matris arasındaki ara yüzeyde bulunan küçük kusurlar vasıtasıyla başlamaktadır. Roelfstra, Sadouki ve Wittmann (1985) ve Vonk (1992) sürekli bir model içerisinde genelleştirilmiş bir malzeme yapısı teklif etmişlerdir. Şekil 2.26b gösterildiği gibi bu modelde düzenli bir tane yapısı kullanılmış olup kusur rasgele bir agrega yapısı elde etmek için elemanların sınırlarına uygulanmıştır. Roelfstra, Sadouki ve Wittmann tarafından geliştirilen nümerik modelde Şekil 2.26c de gösterilen üretilmiş bir tane yapısı üç boyutlu büzülme çatlamasını analiz etmek için kullanılmıştır. Her iki modelde de malzemede matris ve agrega taneleri arasındaki geçişi tanımlamak için sonlu küçük kalınlıklı elemanlar kullanılmış olup beton malzemenin üç kısımdan oluştuğu kabul edilmiştir.



a) Rossi' in Stokastik Modeli

b) Vonk Modeli

c) Roelfstra, Sadouki ve Wittmann Modeli

Şekil 2.26 Heterojenlik İçeren Sürekli Nümerik Modeller

2.7.2 Lattis Modeller

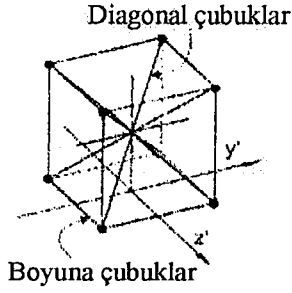
Betondaki çatlak ilerlemesini simule etmek için son zamanlarda kullanılan en yaygın metot lattis modellerdir. Malzeme bu modellerde küçük kiriş yada kafeslerden oluşan bir ağla temsil edilmekte olup çatlama işlemi mesh içerisinde malzemeye ait bir kirişi kaldırarak modellenmektedir. Lattis modeller kusurlu malzemelerdeki çatlama işlemini ve elektrik iletkenliği problemlerini simule etmek için geniş bir şekilde kullanılmaktadır. Bu bölümde değişik lattis tipi modeller arasındaki farklılıklar verilmektedir. Bu farklılıklar temel olarak aşağıdaki işlemler üzerinde yoğunlaşmaktadır.

- Nodal yapının oluşturulması
- Kiriş bağlantılarının tanımlanması
- Her bir nodun serbestlik derecesi sayısı
- Kirişlere verilen temel malzeme özelliği yani gevreklik veya süneklik

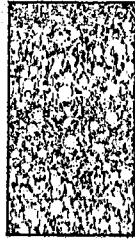
Hrennikof (1941) her nodda iki serbestlik derecesine sahip olan düzenli bir kafes modelin lineer elastik malzeme davranışını modellemede yeterli olacağını ileri sürmüştür. Son zamanlarda Schlangen ve Gorbaczi (1996) benzer çözümün her nodda üç serbestlik derecesine sahip bir kiriş modeliyle de elde edilebileceğini ileri sürmüşlerdir. Bununla birlikte, betondaki çatlama modellemede kafes elemanlar yerine kiriş elemanlar kullanmanın daha uygun olacağı ortaya çıkmaktadır. Bu durum Stevin laboratuvarında geliştirilen bir modelde ispatlanmıştır (Schlangen, 1992; 1993). Bahsedilen son modelde lattis geometrilerindeki büyük farklılık yıllarca kullanılmıştır.

Bununla birlikte temel kavram aynı kalmış olup Roelfstra (1985), Vervuurt (1992) Vervuurt (1993) tarafından detaylı bir şekilde verilmektedir. Stevin modeline eşdeğer bir kiriş modeli Bolender ve Kobashi (1995) tarafından da verilmiştir. Pik yük sonrası davranış hariç bu iki model birbiriyle uyumaktadır. Bolender ve Kobashi modelinde malzemenin yumuşama davranışı kirişlere verilmektedir. Ahşap gibi lifli malzemelerin kırılmasını modellemede Heydan (1996) tarafından da bir kiriş modeli geliştirilmiştir. Kiriş modeller Berg ve Svensson (1991), Jirasek ve Bazant (1995) ve Schorn ve Rode (1987) tarafından da kullanılmıştır. Rocha ve Riera (1991), Bazant ve arkadaşları (1990) ve Burt ve Dougill (1977) tarafından verilen kafes modeller sırasıyla Şekil 2.27a, Şekil 2.27b ve Şekil 2.27c de gösterilmektedir. Bazant ve arkadaşları ve Jirasek ve Bazant modellerinde malzemenin yumuşama davranışı da hesaba katılmaktadır. Arslan, Schlangen ve Van Mier (1995) modellerinde plastisiteyi de hesaba katmışlardır.

Lattis modellerdeki heterojenlik kirişlere ya farklı özellikler vererek (Bolander, 1995; Herrmann, 1990; Meakin, 1991) veya rasgele bir kiriş düzeni seçerek (Bazant, 1990; Berg, 1991; Jirasek, 1995) verilebilmektedir. Yukarıda tanımlanan modellerin bir kısmında betonun agrega yapısı heterojenlik için temel olarak alınmıştır. Eleman özelliklerinin rasgeleliği ve meshdeki kusurların bir kombinezonu da Burt ve Dougill (1977) tarafından verilmektedir. Kirişlerin bağlantılarıyla ilgili olarak üst üste düşen kirişler ve düşmeyen kirişler olarak ayırım yapılmaktadır. Düzenli bir lattis için üst üste düşen kirişlerin seçimi keyfi olmaktadır. Şekil 2.27a da diagoneller içeren kare yada kübik lattis için üst üste düşen kirişler simetriden dolayı gerekli olmaktadır. Uzayda nodlar rasgele dağıldığında bağlantılar için verilen algoritma üst üste düşen kirişlerin meshde görünüp görünmediğini belirlemektedir. Bazant (1990), Berg (1991), Burt (1977), Heyden (1996) ve Jirasek (1995) kirişlerin birbiri üzerine düşmesine müsaade edildiğinde işlemlerin çok kolaylaşacağını ileri sürmüşlerdir. Örneğin Berg ve Svensson (1991) tarafından verilen modelde her bir nod birkaç rasgele seçilmiş nod yardımıyla birbirine bağlanmaktadır. Burt ve Dougill modelleri maksimum kiriş uzunluğu sınırlaması hariç birbirine benzerdir. Northwestern üniversitesinde geliştirilen bir lattis modelde belirli bir daire içerisindeki bütün nodlar birleştirilmektedir (Bazant, 1990; Jirasek, 1995). Kirişlerin birbiri üzerine düşmesine müsaade edilmediğinde Christ, Friedberg ve Lee (1982), Moukarzi ve Herrman (1992) tarafından ispatlandığı gibi eşsiz bir mesh geometrisi elde edilmektedir.



a) Rocha ve Riera Modeli



b) Bazant Modeli

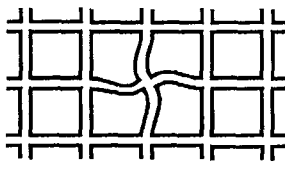


c) Burt ve Dougill Modeli

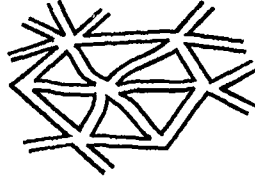
Şekil 2.27 Kafes Modeller

2.7.2.1 Lattis Modelin Temelleri

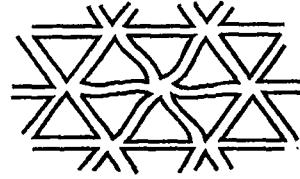
Daha önce bahsedildiği gibi son zamanlarda lattis modellere oldukça fazla bir ilgi duyulmaktadır. Bununla birlikte, bir malzemenin kiriş ve kafes ağlarla tanımlanması yeni bir olay değildir. 1940' lı yıllarda Hrenikoff (1941) elastisite problemlerinin simülasyonunu yapmak için farklı tipte kafes lattisler kullanılmıştır. Hrenikoff'un makalesinde kafes ağlarının elastik özellikleriyle düzenli kiriş şekli arasında belirgin bir korelasyon bulunmaktadır. Bilgisayar kapasitesinin geçmişte sınırlı olmasından dolayı Hrenikoff modelinin uygulamaları elastisitenin teorik problemleriyle sınırlı kalmıştır. Lineer olmayan malzeme davranışını mevcut lattis tipleriyle simüle etmek için kafes elemanlardan ziyade kiriş elemanlar kullanılmaktadır. Kirişlerin dönme kapasitesi betonun kırılması simülasyonunda temel rol oynamaktadır (Schlangen, 1995). Teorik fizikteki ilk uygulamalardan dolayı lattis modeller büyük ilgi toplamıştır (Herrmann, 1990). Malzemedeki elektrik iletkenliği ve sızma problemlerinin çözümü yanında kusurlu malzemelerdeki kırılmayı simüle etmek için de lattis modeller kullanılmaktadır. Hermann, Hansen ve Roux (1989) tarafından geliştirilen model düzenli bir kare matris içermekte olup Şekil 2.28a da gösterilmektedir. Muokarzell ve Hermann (Moukarzel, 1992) tarafından geliştirilen bir modelde de rasgele bir lattis benzer amaçlar için kullanılmıştır. Şekil 2.28b de rasgele bir lattis gösterilmektedir. Schlangen ve Van Mier (1992) tarafından geliştirilen rasgele bir lattis modelde Şekil 2.28c de gösterildiği gibi düzenli bir üçgen lattis betondaki kırılmayı simüle etmek için kullanılmıştır.



a) Düzenli Kare Lattis



b) Rasgele Lattis



c) Düzenli Üçgen Lattis

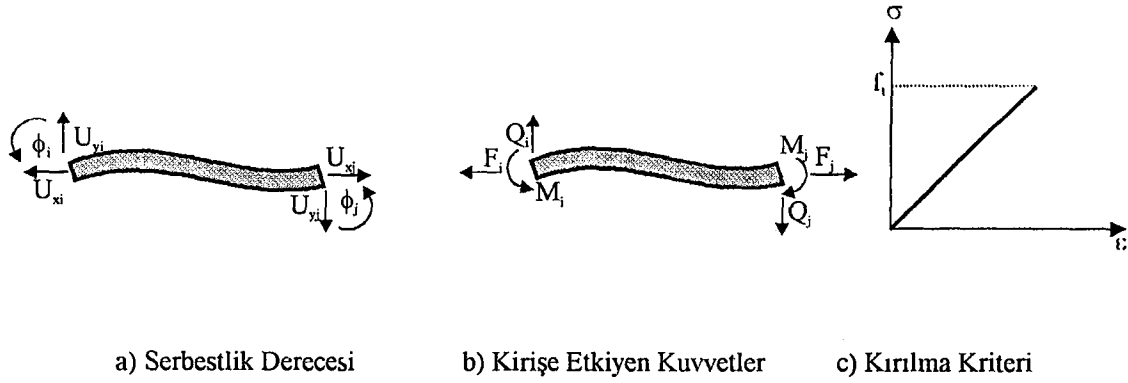
Şekil 2.28 Lattis Çeşitleri

Lattis modelle betondaki çatlamayı simüle etmek için her bir nodda üç serbestlik derecesi olan Şekil 2.29a da gösterilen kirişler kullanılmaktadır. Her bir kiriş elemanın gerilme-deformasyon ilişkisi lineer elastik olup eleman kuvvetleri Şekil 2.29b de gösterilmektedir. Bu kuvvetlere karşılık gelen deplasmanlar aşağıdaki sonlu eleman formülünde verilmektedir.

$$F = S.u \quad (2.42)$$

Burada S elemanın rijitlik matrisini ve u değeri de deplasmanları vermektedir. Elastisite modülü E, uzunluğu l , yüksekliği h ve kalınlığı t olan bir kiriş için aşağıdaki bağıntı yazılabilir.

$$\begin{bmatrix} F_i \\ Q_i \\ M_i \\ F_j \\ Q_j \\ M_j \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{EA}{l} & 0 & 0 & -\frac{EA}{l} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12EI}{l^3} & -\frac{6EI}{l^2} & 0 & -\frac{12EI}{l^3} & -\frac{6EI}{l^2} \\ 0 & -\frac{6EI}{l^2} & \frac{4EI}{l} & 0 & \frac{6EI}{l^2} & \frac{2EI}{l} \\ -\frac{EA}{l} & 0 & 0 & \frac{EA}{l} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{12EI}{l^3} & \frac{6EI}{l^2} & 0 & \frac{12EI}{l^3} & \frac{6EI}{l^2} \\ 0 & -\frac{6EI}{l^2} & \frac{2EI}{l} & 0 & \frac{6EI}{l^2} & \frac{4EI}{l} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{x_i} \\ u_{y_i} \\ \phi_i \\ u_{x_j} \\ u_{y_j} \\ \phi_j \end{bmatrix} \quad (2.43)$$



Şekil 2.29 Lattis Kirişi

Kirişin kesit alanı A ve atalet momenti I olmak üzere aşağıdaki bağıntı yazılabilir.

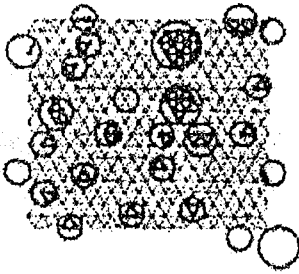
$$A = h \cdot t \quad (2.44)$$

$$I = 1/12 \cdot t \cdot h^3 \quad (2.45)$$

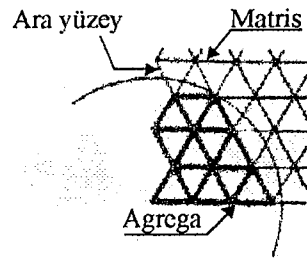
Kiriş elemanda meydana gelen gerilmeler eleman kuvvetlerinin bir kombinezonuyla hesaplanmaktadır. Kiriş elemanın gevrek kırılması Şekil 2.29c de gösterildiği gibi dayanım belirli bir kırılma kanununa ait değer aşılar aşılmaz meydana gelmektedir. Genellikle kabul edilen kırılma kanunu bir elemanda normal kuvvet F ve eğilme momenti M değeri ile ilişkili olmaktadır. Lattis lineer elastik davrandığından herhangi bir kirişin kırılma yükü sonlu eleman analizinde birinci adımda hesaplanabilir. Lattis içerisinde mikro çatlaklar oluşturmak için kırılmış olan kiriş elemanlar mesh içerisinde çıkarılır. Bu işlemler numunenin tamamının kırılması simüle edilinceye kadar devam ettirilir. İşlem süresini kısaltmak için genellikle sadece çatlakların oluşması muhtemel olan yerler lattisle modellenir. Numunenin kalan kısmı sürekli elemanlarla modellenir.

2.7.2.2 Heterojenliğin Tanımı

Lattis içerisinde bulunan her bir eleman gevrek kırılmasına rağmen, beton gibi heterojen malzemenin yumuşama davranışı lattis modelle simüle edilebilir. Lattis içerisinde sadece bir tek kirişin kırılması komple lattisin yük taşıma kapasitesinde küçük bir azalma meydana getirmektedir. Düzenli bir lattis kullanıldığında ve bütün kirişlerin dayanımı eşit olduğunda lattis boyunca bir tek düzgün çatlak ilerleyecektir. Lattis modelde beton üzerinde yapılan deneylerde gözlenen mikro çatlaklar oluşmayacaktır. Lattis model ile bu mikro çatlakların elde edilmesi ve malzemenin uygun global sünekliliğini simüle etmek için bu modelde heterojenliğin tanımlanması zorunluluğu bulunmaktadır. Düzenli bir lattis modelde heterojenlik elastisite modülünün değiştirilmesi veya kirişlere farklı dayanım değerleri verilmesiyle elde edilmektedir. Düzenli üçgen lattislerle yapılan ilk simülasyonlarda heterojenlik, kirişlere rasgele dayanım yada rijitlik vererek tanımlanmıştır (Schlangen, 1992). Bununla birlikte, betonun malzeme yapısı dikkate alındığında, lattisin üzeri agregat şekli ile kaplanarak Şekil 2.30 da gösterildiği gibi daha gerçekçi dayanım ve rijitlik dağılımı elde edilmektedir. Agregat taneleri, matris ve matris ile agregat taneleri arasındaki ara yüzey geçiş bölgesine düşen kirişlere farklı rijitlik ve dayanım değerleri verilmektedir. Böylece beton üç kısım malzemeden oluşan bir kompozit olarak modellenmektedir. İlave olarak, malzemeye başlangıç mikro çatlaklar ve boşluklar vermek için meshden başlangıçta elemanlar kaldırılabilir. Böyle bir metot Arslan, Schlangen ve Van Mier (1995) tarafından başarılı bir şekilde uygulanmıştır.



a) Lattis Üzerine Agregat Tanesi Kaplaması



b) Kirişlerin Tanımlanması

Şekil 2.30 Lattis Modelde Heterojenliğin Tanımlanması

2.7.2.3 Kırılma Kanunu ve Model Parametreleri

Daha önceden de bahsedildiği gibi kırılma işlemi her bir yük adımında malzemenin dayanımını aşan elemanları kaldırarak lattice modelle simüle edilmektedir. Bir kirişteki etkili gerilme kirişin en dış lifindeki maksimum gerilmedir ve aşağıdaki formülle ifade verilmektedir.

$$\sigma = \beta \left(\frac{F}{A} + \alpha * \frac{\{M_i, |M_j|\}_{\max}}{W} \right) \quad (2.46)$$

Burada F kirişteki normal kuvveti, M_i ve M_j değerleri i ve j nodlarındaki eğilme momentleri, $A=b*h$ kiriş kesit alanı ve $W=b*h^2/6$ kesit mukavemet momentini vermektedir. α katsayısı hesaba katılacak olan eğilme momenti miktarını düzenlemek için verilen bir katsayıdır. Genellikle $0 < \alpha < 1$ değerleri arasında değişmekte olup çoğunlukla 0.005 olarak alınmaktadır. α katsayısı yumuşama diyagramının kuyruk kısmından etkilenmektedir (De Borst, 1991). β parametresi standart bir çekme deneyinden global olarak ölçülmüş pik gerilmeden elde edilmektedir (Schlangen,1993,1994). β değeri agreganın lattis üzerindeki boyut dağılımına, ortalama kiriş uzunluğuna ve beton malzemenin üç kısmının dayanım oranlarına bağlı olmaktadır. Lattis içerisinde herhangi bir kiriş kırıldıktan sonra yeni bir lineer elastik analiz yapılmaktadır. Bu analizler standart sonlu eleman paket programlarıyla yapılmaktadır. Modelde kullanılan parametreler oldukça sınırlıdır. Makro düzeydeki kırılma modellerinin aksine gerilme-deformasyon eğrisindeki yumuşama diyagramı dikkate alınmamaktadır (Berg, 1991). Fakat agrega, matris ve bağ bölgesi için limit dayanım değerleri belirlemek zorundadır. Lattis modele aşağıdaki parametrelerin girilmesi zorunludur.

Çekme dayanımları : f_{ta}, f_{tm}, f_{tb}

Elastisite modülleri : E_a, E_m, E_b

Kiriş uzunluğu : l

Kiriş boyutları : b, h

Katsayılar : α, β

Yukarıdaki ifadelerde a indisi agregayı, m matrisi ve b de agrega ve matris arasındaki bağ bölgesini göstermektedir. Bu parametrelerin bazılarının belirlenmesinde takip edilecek yol oldukça açıktır. Lattis modelde global durum üzerine l kiriş uzunluğunun etkisi şematik olarak ta incelenmiştir (Carpinteri, 1988 ve De Borst, 1991). Buna göre lattisteki kirişlerin uzunluğunun beton yapıdaki en küçük agrega tanesi çapının yaklaşık olarak üçte biri olması uygun görülmüştür. Fakat daha büyük bir uzunluk seçildiğinde küçük tanelerin etkisi dikkate alınmayacaktır. Küçük taneler yumuşama diyagramının kuyruk kısmı üzerinde oldukça etkili olmaktadır (Dragosavic, 1988). Lattis modelde kirişlerin kesiti ve elastisite modülü değerleri birbiriyle ilişkilendirilmektedir. Genellikle, elastisite modülü değerleri makroskopik deneylerden elde edilmektedir. Bu değerlerin modelde kullanılıp kullanılmayacağı sorun olarak kalmaktadır. Lattis modeli ile yapılan analizlerin çoğunluğunda elastisite modülü değerleri $E_a=70$ GPa ve $E_m=E_b=25$ GPa olmaktadır.

Komple lattisin rijitliğinde makul olan değerler elde etmek kiriş boyutları ayarlanmak zorundadır. Bununla ilgili olarak bir prosedür kabul edilmektedir. İlk önce kirişlerin kalınlığı analiz edilecek olan elemanın kalınlığına eşitlenmektedir. Daha sonra kirişin yüksekliği lattisin tamamının rijitliği aynı kompozisyonlu gerçek bir beton elemanın rijitliği ile uyuşacak tarzda seçilmektedir. Tane kaplamalı düzenli üçgen lattisler için bu değer $h=0.68*l$ olmaktadır. Buradan rölatif olarak yüksek kirişlerin kullanılacağı ortaya çıkmaktadır.

Şu ana kadar ortaya çıkan en önemli problem kiriş elemanların f_{ta}, f_{tb} ve f_{tm} dayanımlarının seçiminde ortaya çıkmaktadır. Bu nedenle, f_{ta}/f_{tb} ve f_{ta}/f_{tm} oranlarının belirlenmesi faydalı olacaktır. Çünkü bu değerler mikro yapıdaki kusurların miktarını da belirlemektedir. Bu dayanım değerleri daima 50*60*150 mm boyutlarındaki standart laboratuvar numuneleri üzerindeki eksenel çekme deneyiyle bulunmaktadır. Şu ana kadar kullanılan prosedürlerde matris ve agrega dayanımları için, harç ve kayanın dayanım değerleri kullanılmıştır. Rehm ve arkadaşları (1977) makroskopik bağ dayanımı deneylerini esas alarak ara yüzeyin dayanımını tesbit etmiştir. Yukarıda bahsedilen dayanım değerleri, çekme deneyindeki benzer pik dayanımı elde etmek için β çarpanı ile çarpılmaktadır. Harç ve kayanın çekme dayanımının boyuta bağlı olduğu daha önceki çalışmalarla ispat edilmiştir (Dragosavic, 1988). Dolayısıyla, makroskopik dayanım değerlerinin kullanılması sınırlandırılmıştır. Fakat bu konuda fazla veri

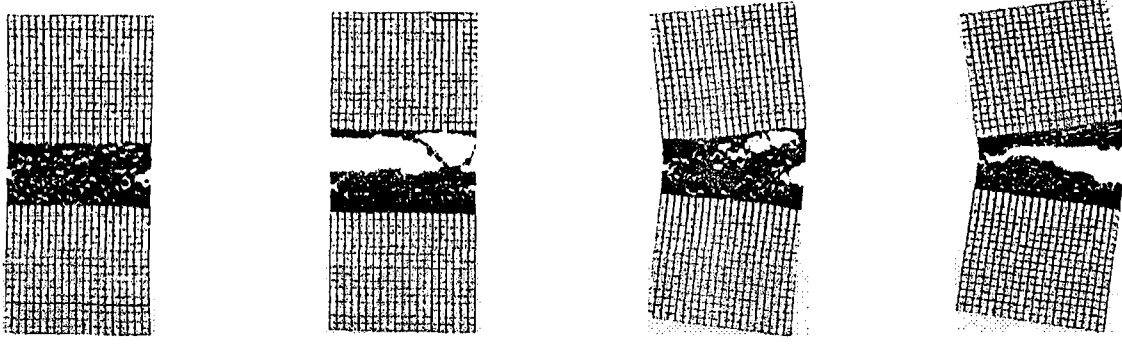
bulunmadığından basitleştirmeler bu tezin içerisinde kullanılmaktadır. Limit dayanım parametreleri için fiziksel temeller günümüze kadar tartışılmaktadır. Bununla birlikte, yaklaşımın büyük avantajı şudur ki sadece Tek değer verilmiş parametrelerin özelleştirilmesi yaklaşımın en büyük avantajıdır.

Lattis elemanların çoğunluğuyla betondaki kırılma olayı detaylı bir şekilde taklit edilecekse bazı parametrelerin hesaba katılması zorunludur. Dolayısıyla, genellikle sadece betonda çatlağın ilerlemesi beklenen numune kısımları lattis olarak modellenmektedir. Numunenin geriye kalan kısmı eleman paketinde mevcut olan basit düzlem gerilmeli sürekli elemanlarla modellenmektedir. Şu ana kadar problemlerin çoğunluğuna hesaplamalardaki sınırlamalar nedeniyle düzlem gerilme problemi olarak bakılmıştır. Bununla birlikte aynı prosedür üç boyutlu olarak ta ele alınabilir.

2.7.2.4 Lattis Modelin Uygulamaları

Genellikle betondaki kırılmanın yayılmış mikro çatlaklar vasıtasıyla olduğu kabul edilmektedir. Bununla birlikte makro seviyedeki kırılma mikro çatlakların makro çatlaklarla birleşmesi sonucunda oluşmaktadır. Çatlak ilerlemesinin bu yerleşmiş davranışı malzemenin yapısı ile kuvvetli bir şekilde ilişkili olduğundan, numunenin boyutu ve sınır şartlarının betonun yumuşama davranışını etkileyeceği beklenilmektedir. Betonun kırılma enerjisi ve çekme dayanımı genellikle birbirine göre paralel hareket eden çelik plaklar arasına yerleştirilen numuneden elde edilmektedir. Fakat elde edilen değerlerin doğru olup olmadığı şüphelidir.

Bu nedenle Van Vliet ve arkadaşları (1996) iki boyutlu lattis model kullanarak hareketli ve serbest plakların arasındaki çekme numunesinin kırılma davranışını incelemişlerdir. Bu incelemede silindirik olan deney numuneleri lattis model iki boyutlu olduğundan dikdörtgen eleman olarak modellenmiştir. Ayrıca silindir numuneler üzerinde deneylerde yapılmıştır. Hem deneyde hem de simülasyonda 3 ile 8 mm çapında agregalar kullanılmıştır. Lattis model ile yapılan simülasyonlar Şekil 2.31 de gösterilmektedir. Şekil 2.31a ile Şekil 2.31c ve Şekil 2.31b ile Şekil 2.31d meshden kaldırılan eleman sayısı aynı olduğundan birbirleri ile karşılaştırılabilir. Şekille alt kısmında yazılan rakamlar meshden kaldırılan giriş sayısını göstermektedir. Şekil 2.31a



a) Sabit Plak, 350

b) Sabit Plak , 550

c) Hareketli Plak, 350

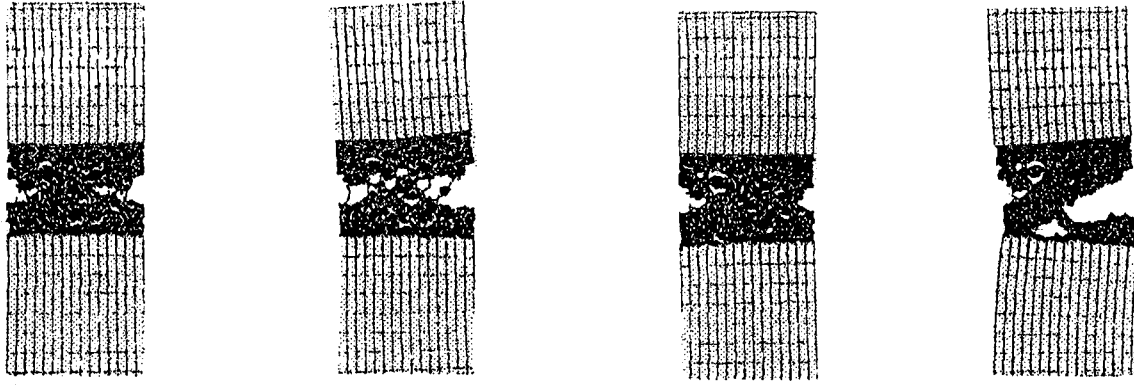
d) Hareketli Plak, 550

Şekil 2.31 Sabit ve Hareketli Plaklara Göre Deney Numunelerinin Lattis Modelle Simülasyonu

da gösterildiği gibi sabit plaklar arasındaki numunede çok miktarda yayılmış çatlak olduğu görülmektedir. Bunun aksine Şekil 2.31c de yerleşmiş çatlak ilerlemesi gözlenmektedir. Şekil 2.31d de görüldüğü gibi simülasyonun sonunda numunenin tek tarafında basınç gözlenmektedir. Bu duruma sınırlardaki aşırı dönmeler sebep olmaktadır. Şekil 2.31b de gösterilen şekilde numune sınırlarında dönme olmadığında numunenin her iki tarafında iki çatlak ilerleyecektir. Yapılan simülasyonlardan elde edilen sonuca göre serbest dönen plaklar arsına yerleştirilen numune biraz daha sünek davranmaktadır. Ayrıca sabit plaklar arasına yerleştirilen numunenin kırılma enerjisi hareketli plaklar arasına yerleştirilen numuneden daha büyük olmaktadır. Bu durum sabit plaklar arasındaki numunede çatlakların numune üzerinde yayılmış olmasından kaynaklanmaktadır.

Lattis modelle yapılan simülasyonlardan elde edilen sonuçlar yapılan deneysel çalışmalarla doğrulanmaktadır.

Van Mier ve arkadaşları (1993) çift tarafı çentikli çekme yükü etkisindeki plak şeklinde bir beton numunede küçük tane yapısının lattis modele olan etkisini incelemişlerdir. Bu çalışmada lattis model ile iki farklı analiz yapılmıştır. Birinci analizde mesh içerisine 3 ile 8 mm, ikincisinde ise çapları 2 ile 8 mm arasında değişen agrega taneleri alınmıştır. Lattis model ile yapılan simülasyondan elde edilen eğrisi deneysel çalışmalardan elde edilenle benzer olmaktadır. Şekil 2.32 de küçük ve büyük tanelerin kırılma üzerine etkisi gösterilmektedir.



a) Agregat Çapı 2 ile 8 mm Arasında

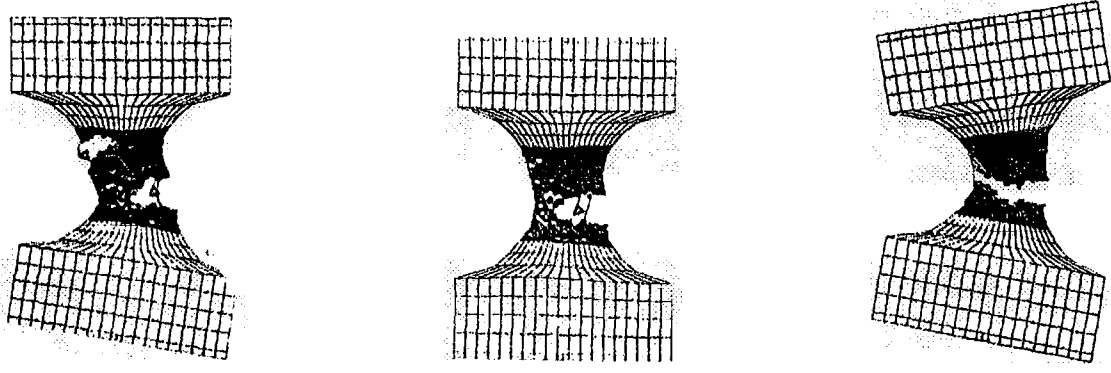
b) Agregat Çapı 3 ile 8 mm Arasında

Şekil 2.32 Agregat Tane Çapı Değişiminin Lattis Modele Etkisi

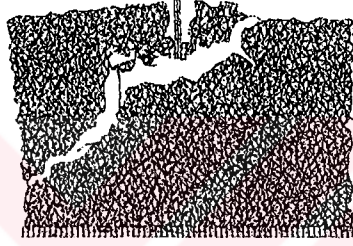
Şekil 2.32a da 2 ile 8 mm, Şekil 2.32b de 3 ile 8 mm çapları arasında agregat içeren beton plakta lattis modelle elde edilen çatlak gelişimleri gösterilmektedir. Yapılan simülasyonda küçük çaplı agregat tanelerinin beton içerisinde fazla bulunması daha sünek bir davranışa sebep olmaktadır. Şekil 2.32a ve b de gösterildiği gibi en fazla mikro çatlakların en büyük agregat tanesi etrafında olduğu gözlenmektedir. Lattis model ile yapılan bu simülasyonun geçerliliği deneysel sonuçlarla doğrulanmaktadır.

Van Mier ve arkadaşları (1993), Carpinteri ve arkadaşları tarafından teklif edilen çekmeye maruz deney numunelerinin lattis model ile simülasyonunu yapmışlardır. Lattis modelle simülasyonu yapılan numune Şekil 2.33 de gösterilmektedir. Numuneye eksenel yükün yanında eksantrik yükte uygulanmaktadır. Lattis simülasyonlarındaki kiriş elemanlar için girdi parametreleri normal ağırlıklı betona göre seçilmiştir. Betonda kullanılan agregat dayanımı yüksek olup ara yüzey dayanımı düşüktür (Van Mier, 1996). Şekil 2.33 de gösterilen numunelerin sınır şartları değişmektedir. Simülasyondan elde edilen sonuçların deney verileriyle iyi bir şekilde uyduğu gözlenmiştir.

Vervuurt (1993) beton içerisine gömülen çelik ankrajın davranışını hem deneysel hem de lattis modelle sayısal olarak incelemiştir. İncelenen numune hem deneyde hem de lattis modelle yapılan simülasyonda iki boyutlu olarak ele alınmıştır. Lattis modelle yapılan simülasyon Şekil 2.34 de gösterilmektedir. Lattis modelle elde edilen sonuçlar deneysel çalışmalarla doğrulanmaktadır (Vervuurt, 1993). Schlangen (1993) hem



Şekil 2.33 Carpinteri Çekme Numunesi



Şekil 2.34 Ankraj Numunesinin Lattis Modelle Simülasyonu



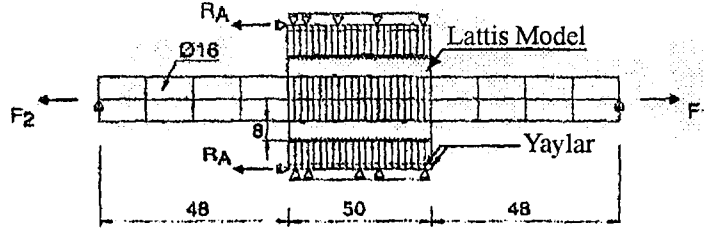
a) Hareketli Mesnetli



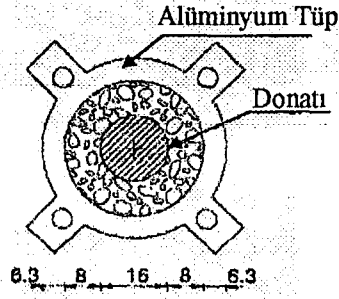
b) Sabit Mesnetli

Şekil 2.35 Kesme Numunesinin Lattis Modelle Simülasyonu

deneysel hem de lattis modelle Şekil 2.35 de gösterilen dört noktalı kirişte kesme kırılmasını incelemiştir. Bu çalışmadan elde edilen sonuçlar yayılı çatlak kavramı kullanan Rots ve arkadaşları (1989) tarafından elde edilen sonuçlarla benzer olmaktadır. Lattis modelle elde edilen sonuçlar deney verileriyle uyusmaktadır.



a) Sonlu Eleman Meshi

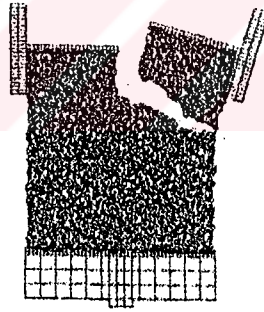


b) Numune Kesiti



c) Tane Yapılı Lattis

Şekil 2.36 Yerel Bağ Deneylerinin Simülasyonu



Şekil 2.37 Yarma Deneyinin Lattis Modelle Simülasyonu

Çelik ve beton arasındaki aderans dayanımı TNO İnşaat ve Yapım Araştırmaları kurumu tarafından deneysel olarak detaylı bir şekilde incelenmiştir. Deneyin amacı çatlamış bağ tabakasının etkili özelliklerini incelemek olmuştur (Dragosavic, 1988). Deney iki boyutlu olarak lattis modelle Şekil 2.36 da gösterildiği gibi Van Mier ve arkadaşları (1993) tarafından modellenmiştir. Elde edilen sonuçlar deneyle karşılaştırıldığı zaman az bir benzerlik gözlenmiştir. Bunun nedeni deneyler tekrarlı

yüklemeye altında yapılmıştır. Lattis modelde ise böyle bir yüklemeye şekli vermek mümkün değildir. İkincisi, lattis modelle yapılan iki boyutlu analiz farklılıklar göstermektedir. Bununla birlikte, bağ kayması davranışı lattis modelle mükemmel bir tarzda gösterilebilmektedir.

Vervuurt (1997) ise betonda ara yüzey kırılmasını iki boyutlu lattis model kullanarak incelemiştir. Vervuurt' un kullanmış olduğu deney geometrisi ve oluşan çatlak şekli Şekil 2.37 de gösterilmektedir.

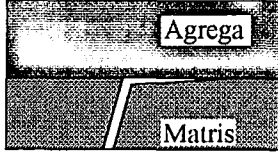


3. BETONDA ARA YÜZEY KIRILMASI

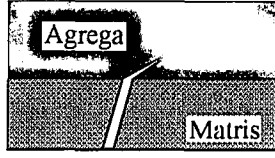
3.1 Ara Yüzey Kırılmasının Önemi

Daha önceki bölümlerde bahsedildiği gibi betonun kırılmasının temelinde sertleşmiş çimento hamurunun yanında agrega ile sertleşmiş çimento hamuru arasındaki ara yüzey geçiş bölgesinin büyük önemi bulunmaktadır. Ara yüzey bölgesindeki çatlakların iki nedeni bulunmaktadır. Betonun oluşturan agrega ve çimento hamurunun rijitliklerinin oldukça farklı olmasından dolayı ara yüzey bölgesinde oldukça büyük gerilme yığılmaları meydana gelmektedir. Ara yüzeyin oldukça düşük dayanıma sahip olması çatlakların bu bölgede oluşmasına katkıda bulunmaktadır. Bu durum daha önce birkaç araştırmacı tarafından incelenmiş olup burada kısaca özetlenecektir.

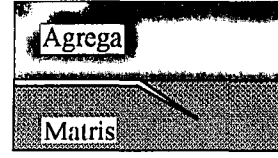
Williams (1959) ilk defa benzer olmayan iki malzemenin birleşim bölgesi boyunca oluşacak olan gerilme dağılımlarını LEFM problemi olarak incelemiştir. Ara yüzey kırılmasında LEFM uygulamasıyla ilgili diğer çalışmalar Erdoğan (1965), England (1965) ve Rice ve Sih (1965) tarafından yapılmıştır. Yapılan bu çalışmalarda ara yüzey civarlarındaki gerilme yoğunluk faktöründe büyük bir artış olduğu gösterilmiştir. Ele alınan her iki malzemenin LEFM uyması şartıyla, LEFM yardımıyla benzer olmayan iki malzeme arasındaki çatlakların incelenebileceği yukarıda yapılan çalışmaların en önemli sonucu olmuştur. Bu alandaki en son çalışma betonda ara yüzey kırılması teorisini uygulayan Lee ve arkadaşları (1994, 1992) ile Büyüköztürk (1993) tarafından yapılmıştır. Bahsedilen bu çalışmalarda Şekil 3.1 de gösterildiği gibi ara yüzeyde kırılma modu ayrımları yapılmaktadır. Çatlak ara yüzeyi takip ettiğinde Şekil 3.1a da gösterildiği gibi çatlak eğilmesi oluşmaktadır. Çatlak eğilmesinin zıddı Şekil 3.1b de gösterildiği gibi agrega tanesi içerisine çatlağın geçmesi olayıdır. Şekil 3.1c de ara yüzeyin dışına bir çatlağın geçmesini göstermektedir. Lee ve Büyüköztürk (1994) ara yüzey bölgesinin pürüzlülüğünün çatlak eğilmesi yada penetrasyonunda etkili olacağını ileri sürmüşlerdir. Lee ve Büyüköztürk (1994) yaptıkları modelde ara yüzeyin pürüzlülüğünün matrisinkinden daha az olması durumunda çatlak eğilmesi olayının meydana geldiğini göstermişlerdir. Malzemenin boşluklu bir yapıya sahip olması çatlak eğilmesi olayını kolaylaştırmaktadır. Pürüzlülüğün yanında eğilmiş ve penatre



a) Çatlak Eğilmesi



b) Çatlak Penetrasyonu

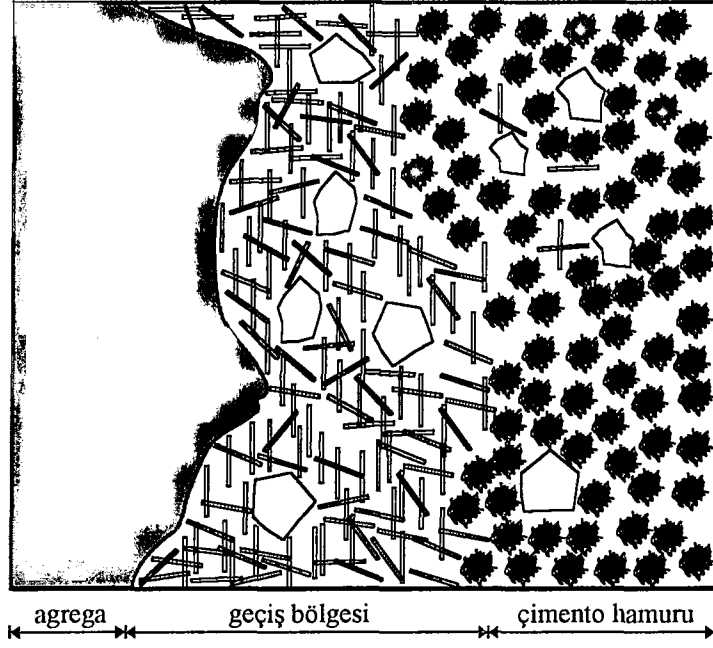


c) Çatlak Kaçması

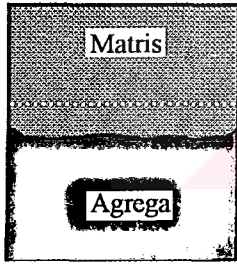
Şekil 3.1 Ara Yüzeyde Çatlak Tanımlamaları

olmuş çatlakın maksimum enerji salıverme miktarı da önemli rol oynamaktadır. Bu nedenle ara yüzey parametrelerinin belirlenmesi önemli rol oynamaktadır.

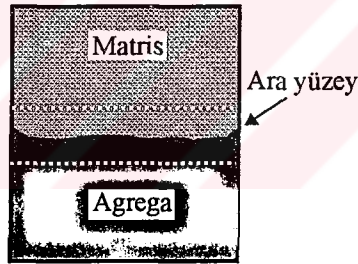
Ara yüzey bölgesinin davranışıyla ilgili olarak betonun mikro seviyedeki teorik araştırmaları yanında birkaç deneysel çalışma da yapılmıştır. Bu araştırmalarda sertleşmiş çimento hamuru ile agregasındaki kimyasal bağ incelenmiştir. Mindess (1987, 1994) ve Struble, Skanly ve Mindess (1980) de bu konu üzerine araştırmalar yapmışlardır. Metha (1986) ara yüzey geçiş bölgesinin temel özelliklerini Şekil 3.2 de göstermektedir. Ara yüzey geçiş bölgesinin mikro yapısı ara yüzeyin boşluklu olmasına sebep olan heksagonal $CA(OH)_2$ bileşenlerinin toplamıyla tanımlanmaktadır. Sertleşmiş çimento hamuru ve agregasındaki gerçek geçiş bölgesi kimyasal bağ ile oluşmaktadır. Bununla birlikte, gerçek kırılma mekanizması sadece kimyasal bağa bağlı kalmamaktadır. Zhang ve Gjörv(1990) Şekil 3.3 de gösterildiği ara yüzey bölgesinde fiziksel etkileşim, fiziko-kimyasal etkileşim ve mekanik kilitlenme gibi tanımlamalar da yapmışlardır. İyi parlatılmış pürüzsüz agregalarla matris arasında fiziksel etkileşimin yanında kimyasal etkileşimin olmaması zayıf bağın oluşumuna neden olmaktadır. Matrisle kimyasal reaksiyona giren kaya benzeri malzemelerde agregasındaki bağ dayanımı oldukça fazladır. Boşluklu yapıya sahip olan hafif agregalarda hidrasyon ürünleri agregasın içerisine geçerek ara yüzey bölgesinde yoğunluk artışı yapmaktadır. Şekil 3.3c de gösterildiği gibi mekanik kilitlenme ara yüzey bölgesinde önemli rol oynamaktadır. Ara yüzey geçiş bölgesinin dayanımı genellikle hem agregasın hem de matristen daha zayıf olduğundan çatlamlar genellikle ilkin bu bölgede oluşacaktır. Şekil 3.4 de bağ çatlaklarının gerilme-deformasyon eğrisine etkisi gösterilmektedir. Ara yüzey bölgesindeki mikro çatlaklar hemen hemen pik yükün %25 de oluşmakta olup gerilme-deformasyon eğrisinin hafif lineer olmayan davranışını



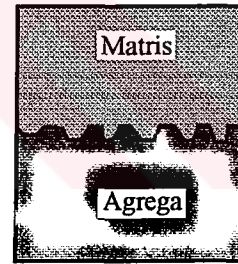
Şekil 3.2 Ara Yüzey Geçiş Bölgesinin Mikro Yapısı



a) Fiziksel Etkileşim



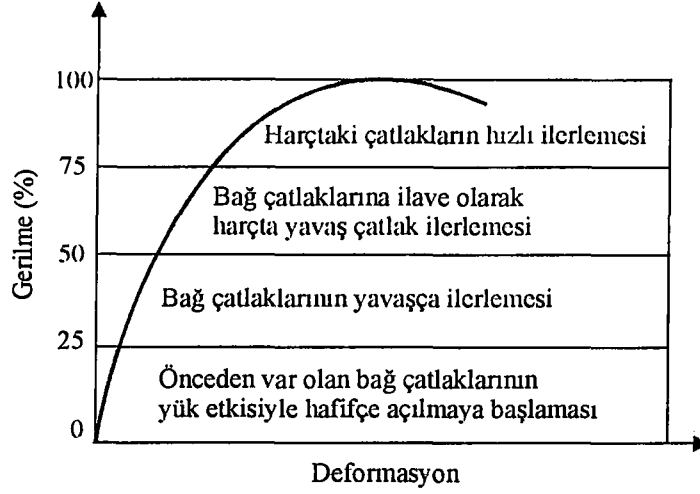
b) Fiziko-Kimyasal Etkileşim



c) Mekanik Kilitlenme

Şekil 3.3 Ara Yüzey Dayanımını Etkileyen Mekanizmalar

yansıtmaktadır (Struble, 1980). Tam pik yüke ulaşmadan önce meydana gelen aşırı lineer olmayan kısım matris çatlağının ilerlemesinden dolayı oluşmaktadır. Matrisin dayanımı betonun global dayanımını etkilemektedir. Hsu ve arkadaşları (1963) bu durumu yaptıkları çalışmalarla doğrulamış olup pik yükün bağ dayanımından etkilenmediğini göstermişlerdir. Chen ve Wang (1987), Wu ve arkadaşları (1987) ve



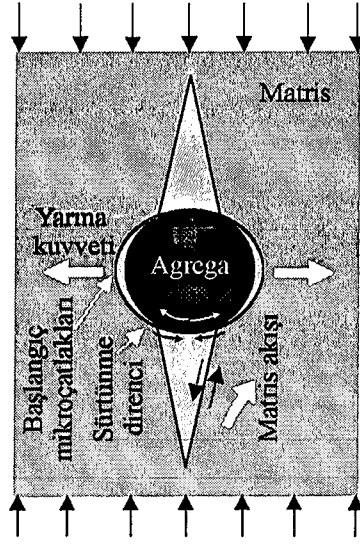
Şekil 3.4 Betonun Gerilme-Deformasyon Eğrisinin Mikro Çatlama İle İlişkisi

Wu ve Zhou (1987) yaptıkları çalışmalarda bağ dayanımının artmasıyla çekme dayanımının arttığını göstermişlerdir.

Alexander, Wardlaw ve Gilbert (1968) betonun çekme ve basınç dayanımı arasında lineer bir bağıntı yanında bağ dayanımı içinde bir ilişki vermişlerdir. Scholer (1967) matrisin bağ dayanımının betonun dayanımını etkilediğini ileri sürmüştür. Matris çatlaklarının ilerlemeye başlamasıyla birlikte makro çatlaklar oluşmakta ve agreganın bağ kopması daha az bir öneme sahip olmaktadır. Bununla birlikte, son çatlak yörüngesi hemen hemen sabit olmakta olup başlıca ara yüzey geçiş bölgesindeki çatlaklarla belirlenmektedir.

Sonuç olarak, yukarıda anlatılanlara göre ara yüzey geçiş bölgesinin betonun mekanik performansı üzerine etkisi hakkında fikir uyuşmazlıkları bulunmaktadır. Bunun yanında betonun hazırlanması, kürü ve deney şartları sonuçları oldukça fazla etkilemektedir. Bu durum ilk defa Alexander (1959) tarafından ortaya çıkarılmış olup, günümüze kadar herhangi bir değişiklik olmamıştır. Aşağıdaki bölümde ara yüzey kırılmasının incelenmesi için birkaç deney geometrisi tanımlandığında bu durumun doğruluğu ispatlanacaktır.

Bir malzemede çekme gerilmesi yoğunlaşmaları malzemenin heterojen kısımlarında oluşmaktadır. Sürekli bir matris içine gömülmüş bir agrega yada boşluklu yapıya sahip bir malzeme buna örnek olarak gösterilebilir. Vile (1968) matris içerisine



Şekil 3.5 Hipoteze Edilmiş Kırılma Modu

gömülmüş bir tek agreg a etrafındaki durumu Şekil 3.5 da gösterildiği gibi detaylı bir şekilde hipoteze edilmiştir. İlk önce farklı büzülmeden dolayı iki tane ara yüzey çatlağı oluşmaktadır. Matrisin rijitliği agreganın rijitliğinden daha düşük olduğundan matris malzemesi agreg a tanesi etrafından akmaya çalışmaktadır. Matris ile agreg a arasındaki ara yüzey bölgesinde stabil mikro çatlaklar oluşmaktadır. Mikro çatlaklar dış yükün artırılmasıyla ilerlemektedir. İki malzemenin Poisson oranındaki farklılıklardan dolayı agreg a tanesinin alt ve üst kısmındaki matris sarılmaktadır. Bu nedenle agreganın alt ve üst kısmında üç boyutlu bir gerilme durumu oluşmaktadır. Kayma kuvvetleri Şekil 3.5 da gösterildiği gibi alt ve üst kısımlarda oluşmaktadır. Betonun dayanımı ise üç eksenli gerilme durumunda artmaktadır. Agreg a tanesinin alt ve üst kısmındaki durum tek eksenli basınç deneylerindeki sınır kayma etkileriyle tamamen benzer olmaktadır. Agreg a tanesinin alt ve üst kısmında üç eksenli gerilme durumu olduğundan kırılma olayı agreg a matris ara yüzeyinden daha uzak bir yerde oluşmaktadır. Basamaklı çatlaklar Şekil 3.5 da gösterildiği gibi üç taraftan gerilmiş konik bir bölge boyunca kayma bölgesi oluşturmak için birleşmektedir. Üç eksenli basınç altında beton ve kayadaki kesme kırılması ana basınç gerilmelerinin yönüne paralel çekme çatlağının ilerlemesiyle başlamaktadır. Daha sonra ardışık çatlak kümeleri vasıtasıyla bir kesme

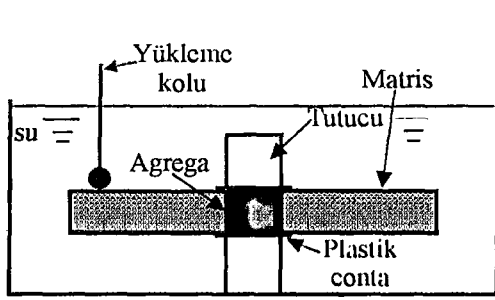
düzlemi oluşmaktadır. Dolayısıyla beton ve kaya gibi heterojen malzemelerin kırılması malzemenin mikro yapısı seviyesindeki çekme kırılması sonucunda oluşmaktadır.

Matris malzemesinin çekme dayanımı su/çimento oranına kuvvetli bir şekilde bağlı olmaktadır. Su/çimento oranının artmasıyla malzeme içerisindeki boşluk miktarı artar ve dayanım düşer. Matris içerisinde sadece bir tek agrega tanesinin davranışı düşünüldüğünde yukarıda bahsedilen model oldukça sınırlı kalmaktadır. Kompozitin tamamı düşünüldüğünde durum oldukça farklı olmaktadır. Tekil agrega taneleri arasında etkileşimlerin olması kaçınılmazdır

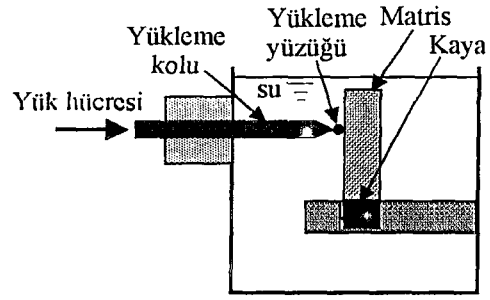
3.2 Ara Yüzey Kırılması İçin Numune Geometrileri

Ara yüzey kırılmasını incelemek için yıllarca bir dizi deney geometrisi kullanılmaktadır. Fakat burada ele alınacak olan deney geometrileri ara yüzey bölgesinin mekanik özelliklerinin meso seviyede incelendiği tekniklere dayanmaktadır. Meso seviyede ara yüzey bölgesinin mekanik özelliklerinin belirlenmesinde uygulanan en sık teknik agregaya karşı matris malzemesinin dökülmesidir. Daha sonra ara yüzey kırılması oluşturmak için numuneye uygun bir tarzda yük uygulanmaktadır. Ara yüzey özelliklerinin belirlenmesinde mod I yükleme tipi deney numunelerinin yanında (eksenel çekme, eğilme ve yarıma çekmesi), mod II itme ve çekme yüklemesi deney numuneleri de kullanılmaktadır. Ayrıca bu teknikler beton ile çelik arasında yada beton ile fiber arasındaki aderansı incelemek için de kullanılmaktadır. Örneğin, Cao ve Evans (1989) cam ve alüminyum arasındaki ara yüzey kırılmasını incelemek için bir ankraj çekme numune geometrisi kullanmışlardır. Bu geometriler beton bileşenler için de kullanılabilir. Mitsui ve arkadaşları (1992) betondaki çimento hamuru ile agrega arasındaki ara yüzeyini incelemek için zımbalama numunesi kullanmışlardır. Dolayısıyla kesme yüklemesi tipi deney numunelerinden elde edilen sonuçları çekme, eğilme ve yarıma deneyleri sonuçlarıyla karşılaştırmak oldukça zordur.

1950 ve 1960 larda Alexander (1959) ve Hsu ve arkadaşları (1963) ara yüzey kırılmasında ilk defa mod I yüklemesini kullanmışlardır. Alexander farklı tipteki kaya ile sertleşmiş çimento hamuru arasındaki ara yüzeyin eğilme dayanımını bulmak için Şekil 3.6a da gösterilen konsol bir kiriş kullanmıştır. İlk defa yapılan bu deneylerden



a) Alexander Deney Düzeneği



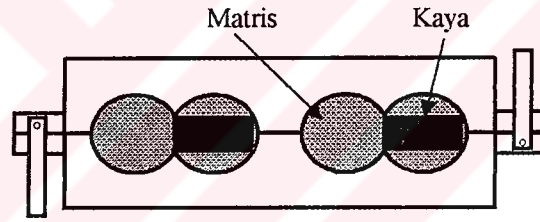
b) Perry ve Gillot Deney Düzeneği

Şekil 3.6 Ara Yüzey Kırılması Deney Düzenekleri

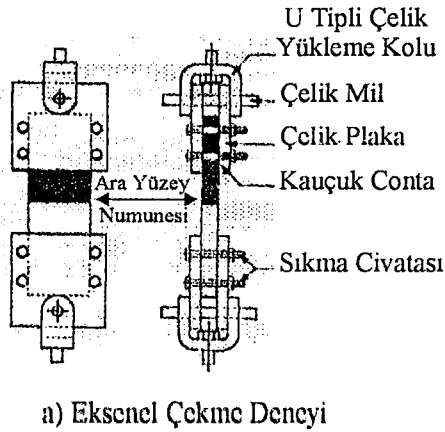
çimento hamuru ile agrega ara yüzeyindeki (numune yüzeyindeki) küçük kusurların sonuçları oldukça fazla etkilediği gözlenmiştir. Scholer (1967) numuneleri bloklar halinde döküp daha sonra keserek bu problemi ortadan kaldırmıştır. Alexander tarafından kullanılan deney numunesi geometrisine benzer bir tarz daha sonra Perry ve Gillot (1994) tarafından da kullanılmış olup Şekil 3.6b de gösterilmektedir. Hem Alexander hem de Perry ve Gillot numunede rötre gerilmelerini önlemek için deneyleri su altında yapmışlardır. Daha sonraki deneylerde numuneler Scholer tarafından önerildiği gibi kesilerek kullanılmıştır. Perry ve Gillot' un yaptığı eğilme deneylerinde silis dumanı eklenerek karışım iyileştirilmiştir. Silis dumanından dolayı ara yüzey dayanımının önemli ölçüde arttığı gözlenmiştir. Kırılma olayının ara yüzeyin dışında geliştiği gözlenmiştir. Bu durum ara yüzey dayanımının matristen daha fazla olmasından kaynaklanmaktadır. Elde edilen sonuçlar deneylerde kullanılan agrega tipine de kuvvetli bir şekilde bağımlı olmaktadır. Hsu ve Slate (1963) ilk defa bin adet eksenel çekme numunesi üzerinden betonun ıslak deney koşullarının mekanik özelliklere etkisinin önemini incelemiştir. Hsu ve Slate (1963) ASTM standartlarına giren Şekil 3.7 da gösterilen çekme numunesini kullanmıştır. Ara yüzey geçiş bölgesini incelemek için prizma şeklindeki agrega kalıbın bir tarafına yerleştirildikten sonra diğer kısmına da çimento hamuru dökülmüştür. Deney serilerinde kırmataş, granit, iki tip alçı taşı, üç tip çimento karışımı ve altı adet harç karışımı denenmiştir. Deneylerden bütün kompozitler için ara yüzey dayanımının hem matris hem de agreganın dayanımından daha düşük olduğu sonucu ortaya çıkmıştır. Ara yüzey dayanım deneylerinde bulunan

pik gerilmeler matris dayanımının yaklaşık olarak % 51 ile %75'i arasında değişmiştir. Hsu ve Slate tarafından ileri sürüldüğü gibi matrisin çekme dayanımı ile malzemenin basınç dayanımı arasında direkt bir ilişki bulunamamıştır. Görüldüğü gibi ara yüzeydeki çatlamanın incelenmesi oldukça aşırı bir dikkat gerektirmekte olup bu yönüyle basınç altındaki malzeme davranışının incelenmesinden farklı olmaktadır.

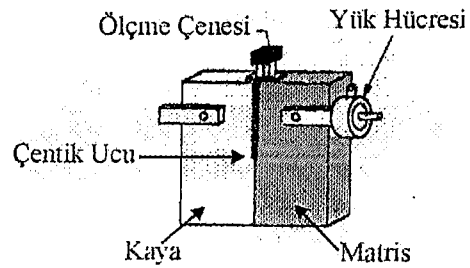
Wang ve Maji (1994) harç ve alçı taşı arasındaki ara yüzey geçiş bölgesinin incelenmesinde Şekil 3.8 de gösterilen eksenel çekme deney numunesi ve düzeneğini kullanmışlardır. Wang ve Maji' in kullandığı çekme deney geometrisi Gopalratnam ve Shah (1985)' in kullanmış olduğu çekme deney numunesine oldukça fazla benzemektedir. Tek farklılık Wang ve Maji deney numunesini civatalarla deney aletine bağlamasına rağmen Gopalratnam ve Shah numunesinde bir kenarlık kullanılmıştır. Numunenin plaklar arasına tam oturmasını sağlamak için ince tabakalı bir kauçuk numune ve yükleme plakları arasına Şekil 3.8a da gösterildiği gibi yerleştirilmiştir. Deneylerde çimento hamuru kayanın karşısına dökülmüştür. Böylece ara yüzey bölgesine de kusur verilmiştir.



Şekil 3.7 Hsu ve Slate Eksenel Çekme Numunesi



a) Eksenel Çekme Deneyi

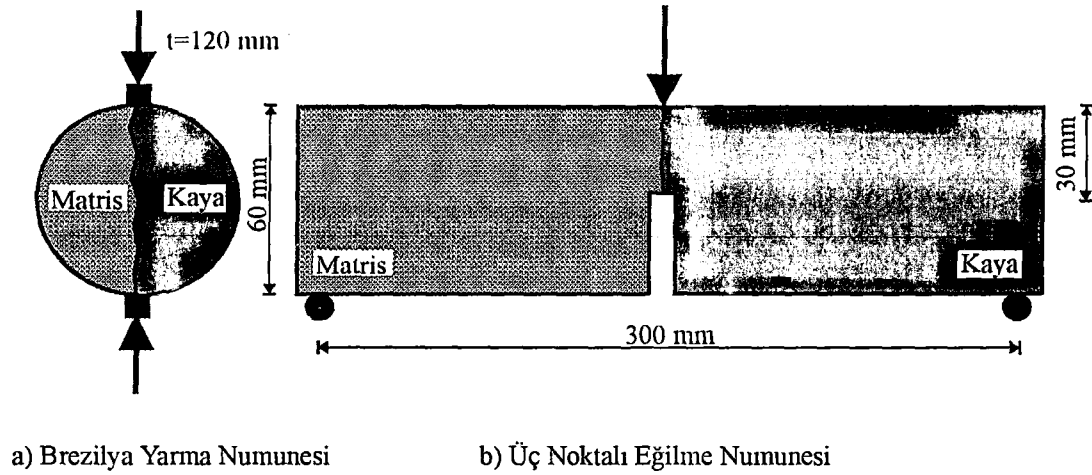


b) Kompak Çekme Numunesi

Şekil 3.8 Wang ve Maji Çekme Numuneleri

Wang ve Maji eksenel çekme deney numunelerinin yanında Şekil 3.8b de gösterilen kompak yarma deney geometrisini de kullanmışlardır. Deneyde eksenel çekme numunelerine benzer bir işlem yolu takip edilmiştir. Wang ve Maji geliştirdikleri ara yüzey modelleme tekniğinin doğruluğunu bu deneyle tahkik etmişlerdir.

Wang ve arkadaşları (1986) ara yüzey dayanımını ölçmek için üç noktalı eğilme deney numunesi kullanmıştır. Yüzeyi zikzaklı bir şekle getirilen agrega bloklarının karşısına çimento hamuru dökülmüştür. Çimento hamuru içerisindeki silis tozunun miktarı deney serilerindeki ana değişken olmuştur. Silis tozu miktarı arttığında daha yüksek bir kırılma enerjisi ve mikro sertliğin olduğu gözlenmiştir. Bu durum daha sonra Perry ve Gillot (1994) tarafından yapılan deneylerle doğrulanmıştır. Hassanzadeh (1995)' in yapmış olduğu deneylerin sonuçları çimento hamuruna silis tozu eklenmesinin önemi doğrulamaktadır. Wang ve arkadaşları karışıma çimento ağırlığının %10 kadar silis tozu katılmış numuneleri test etmişlerdir. Buna karşın Hassanzadeh karışım içerisinde % 5 kadar silis tozunu test etmiştir. Hassanzadeh deneylerinde ara yüzey geçiş bölgesinin dayanımı Şekil 3.9a da gösterilen Brezilya yarma deneyi ve Şekil 3.9b de gösterilen deformasyon kontrollü üç noktalı eğilme deneyi numuneleriyle incelemiştir. Ayrıca üç noktalı eğilme deneyi yardımıyla numunedeki kırılma enerjisi de belirlenmiştir. Gerek kayanın gerekse kaya ile harç ara yüzeyinin dayanımını bulmak için oldukça yeni ve ilginç bir prosedür takip etmiştir. İlk önce Brezilya yarma ve üç noktalı eğilme kırıları yardımıyla kayaların hem dayanımları hem de kırılmadan sonraki şekilleri bulunmuştur. Daha sonra kırılıp birbirinden ayrılmış numunenin bir tarafına kalıp yerleştirilip bu kalıp içerisine matris malzemesi dökülmüştür.. Deneylerde dokuz çeşit kaya agrega malzemesi olarak kullanılmıştır. Deneyler su/çimento oranını değiştirerek, silis tozlu ve tozsuz olan üç harç için yapılmıştır. Su/ çimento oranı % 40' dan daha az olduğunda ara yüzey dayanımının etkilendiği gözlenmiştir. Yapılan bu deneylerde ara yüzey geçiş bölgesinin dayanımının harç ve kayanın dayanımından daha düşük olduğu bulunmuştur. Fakat iri taneli granit birkaç deneyde ara yüzey dayanımının harca göre daha yüksek olduğu gözlenmiştir. Bu durumun Hsu ve Slate (1963) tarafından yapılan deney sonuçlarıyla uyuşmadığı gözlenmiştir.. Fakat Hassanzadeh' in bulmuş olduğu sonuçlarla uyuşmaktadır. Hassanzadeh yapmış olduğu deneylerde agrega malzemesinin pürüzlü olmasının ara yüzey dayanımını artırdığını bulmuştur. Bu



Şekil 3.9 Hasanzadeh Tarafından Kullanılan Deney Numuneleri

durum, kaya numunelerin daha önceden kırılıp pürüzlü bir yüzey yardımıyla mekanik kilitlenme sağlanmasından kaynaklanmaktadır.

Agrega yüzeyine karşı matris malzemesinin döküldüğü diğer bir seri deney, Lee ve arkadaşları (1994,1992) ve Büyükoztürk(1993) tarafından yapılmıştır. Matris ile agregası arasındaki ara yüzeyin dayanımını bulmak için, Şekil 3.10a da gösterilen Brezilya yarma deney numunesi veya Şekil 3.10b de gösterilen dört noktalı eğilme deney numunesi kullanılmaktadır. Şekil 3.10a da gösterildiği gibi karışık mod yükleme durumu, Brezilya yarma deneyinde θ açısı değiştirilerek verilmektedir. Deneysel çalışmalarda Şekil 3.10a da gösterilen sandviç tipli numuneler, mod I ve mod II yükleme durumlarında ara yüzeyin dayanımını bulmak için kullanılmaktadır. Sandviç tipli numunelerde ince bir agregası plakası matris içerisine gömülmüştür. Deneylerden mod I ve mod II durumları için, ara yüzeyin gerilme yoğunluk faktörü hesaplanabilir. Sandviç tipli numuneler üzerinde yapılan deneylerde θ açısının artmasıyla kırılma enerjisinin önemli derecede arttığı gözlenmiştir. Şekil 3.10b-f de gösterilen daha kompleks numune geometrileri yardımıyla ara yüzey kırılması incelenmiştir. Bu deneylerde matris malzemesi plak yada dairesel bir agregası karşısına dökülmüştür. Hem eğilme hem de yarıma numune geometrileri ara yüzey dayanımını bulmak için kullanılmıştır. Lee ve arkadaşları (1994) dört noktalı eğilme deneylerinde dairesel agregası tanelerini test etmiştir. Deneylerden elde edilen sonuçların LEFM esasına dayanan modellerle iyi bir şekilde uyduğu gözlenmiştir. Ara yüzeyin pürüzlülüğü

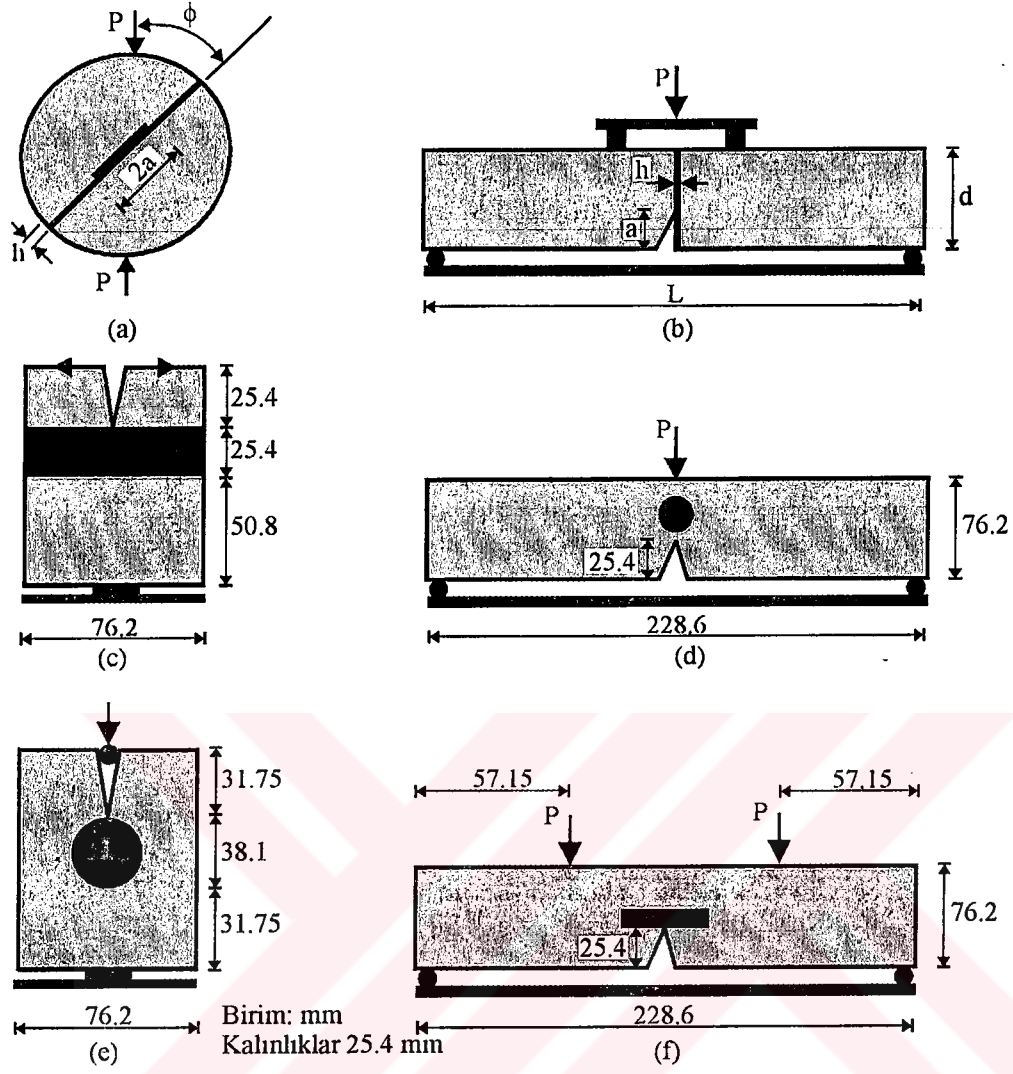
numunede çatlak eğilmesi yada çatlak penetrasyonun oluşup oluşmayacağını belirleyen bir parametredir. Şekil 3.10e de gösterilen yarma deneyindeki numuneye benzer bir numune geometrisi ara yüzey özelliklerini incelemek için bu tezde de kullanılmıştır.

Kesme kuvvetinden dolayı betonun ara yüzeyindeki davranış Şekil 3.11 da gösterilen deney numuneleri yardımıyla incelenebilmektedir.

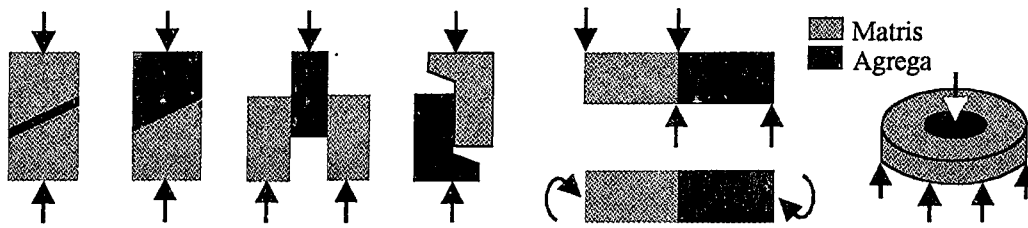
Genellikle betonun üretimi ve dökümü esnasındaki şartlar laboratuvar şartlarından oldukça farklıdır. Bu durum ara yüzey geçiş bölgesinin özelliklerini etkilemektedir. Bu olumsuzluğu ortadan kaldırmanın yolu çalışmaları hem kompakt hem de gerçek beton üzerinde yoğunlaştırmaktır. Vervuurt ve arkadaşları (1995) böyle bir çalışmayı başarı ile tamamlamışlardır.

Taşdemir (1997) silis dumanı içeren ve içermeyen silindir yarma model disk numunelerinde çatlağın yörüngesini bulmaya çalışmıştır. Yapılan bu deneyde silis dumanı içeren disk numunelerde, çatlaklar model agreganın etrafında tur atarak gelişmekte olup silis dumanı ile güçlendirmenin çatlağın agregaya içinden geçmesine yetmediği, bu harçlarda agregaya- harç ayrılmasının belirgin olmadığı ve çatlak yolunun daha kısa olduğu görülmüştür. Silis dumanı içermeyen disk numunelerde agregaya- harç içindeki çimento hamuru temas yüzeyi daha heterojen ve boşluklu olmasına karşın silis dumanı içeren harçlarda söz konusu ara yüzey daha yoğun, homojen ve daha az boşluklu bir yapıya sahip olmuştur.

Silis dumanı içeren betonlarda eğilme halinde daha homojen ve daha gevrek bir malzeme davranışının sergilenmesi agregaya-çimento hamuru temas yüzeyini güçlendirmenin bir sonucu olduğu Taşdemir (1996) tarafından gösterilmiştir. Silis dumanı içeren betonlarda, homojen bir malzemeye dönüşmenin sonucu olarak gevreklik indisi belirgin bir şekilde artmakta olup daha gevrek bir davranış sergilenmektedir. Eğilme davranışı durumunda, silis dumanı içeren betonlarda eğilme halinde daha homojen ve daha gevrek bir malzeme davranışının sergilenmesi agregaya-çimento hamuru temas yüzeyini güçlendirmenin bir sonucu olarak ortaya çıkmaktadır. Yine betonun eğilmesi durumunda, silis dumanı içeren betonlarda temas yüzeyleri güçlendirildiğinden malzeme daha homojen bir davranış sergilemekte olup, bunun sonucu olarak çatlaklar genelde agregaların içinden geçmektedir. Bunun sonucu olarak, beton daha gevrek kırılmıştır. Silis dumanı içermeyen betonlarda ise, çatlaklar agregaya etrafında tur atıp gelişmekte ve matriste yayılmaktadır.



Şekil 3.10 Ara Yüzey Çekme Numuneleri



Şekil 3.11 Ara Yüzey Kesme Numuneleri

4.BETONDA ARAYÜZEY KIRILMASININ DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

Bu bölümde yapılan çalışmalar, harç numuneler üzerinde çekme kırılması oluşturacak deney düzeneğinin geliştirilmesi ve harç malzemeler üzerinde yapılan çeşitli deneylerden oluşmaktadır. Deney düzeneğinin tasarımı ve yapımında Gaziantep Üniversitesi Mühendislik Fakültesinin imkanları kullanılmıştır. Ülkemizdeki mevcut üniversitelerde ve araştırma merkezlerinde betonun basınç altındaki davranışını yük kontrollü presler yardımıyla incelemek oldukça kolaydır. Benzer tarzda, beton üzerinde direkt olmayan çekme deneylerini yine bu aletler vasıtasıyla yük kontrollü olarak yapmak da mümkün olmaktadır. Yük kontrollü deneylerde gerek basınç gerekse indirekt çekme işleminde malzemeye ait yük-deplasman eğrisinin maksimum yükten sonraki kısmını elde etmek mümkün değildir. Çünkü yük kontrollü deneylerde yük tedrici olarak artırılmakta ve belirli bir maksimum yüke ulaşıldığında malzeme aniden kırılmaktadır. Bu nedenle, sadece maksimum yüke ulaşıncaya kadar malzemenin davranışı incelenebilmektedir. Beton gibi yarı gevrek malzemelerin yük etkisinde kırılma davranışı oldukça karmaşık bir olaydır. Beton, çelik gibi kontrollü bir malzeme olmadığından, yapılan aynı cins deneylerin sonuçları arasında farklılıkların büyük olması kaçınılmazdır. Kullanılan deney aletinin çalışma tarzı ve hassasiyeti deney sonuçları arasındaki farklılığı daha da büyötmektedir. Deplasman kontrollü deneylerde ise, deplasman sabit bir hızla artırılmakta ve yük değeriinin değışimini incelenmektedir. Deplasman kontrollü deneyleri yapmak oldukça zordur. Deformasyon kontrollü olarak, betonun çekme davranışını incelemede daha da karmaşık durumlar meydana gelmektedir. Deney aletinin rijitliği, deformasyon hızı, numunenin alete yerleştirilme şekli, çatlak açılmasını ölçmede kullanılan aletin hassasiyeti, ölçme çeneleri arasındaki mesafe ve yük transdüserinin yerleştirilme şekli betonun yük-CMOD(çatlak ağzı açılma miktarı) eğrisini oldukça fazla etkilemektedir. Örneğin, ölçme çeneleri arasındaki mesafenin fazla olması malzemede oluşacak elastik deformasyonları da yük-CMOD eğrisine yansıtacak ve snap back (geri dönme) olayını oluşturacaktır. Deney aletinin numuneye yük veren parçaları üzerinde elastik deformasyonların bulunması durumunda, numunede maksimum yükten sonra ani bir kırılma meydana gelecek ve

eğrinin bundan sonraki kısmının oluşmasını engelleyecektir. Deplasman kontrollü çekme aletleri oldukça pahalı ve sayıları da sınırlıdır. Ülkemizdeki üniversitelerin büyük çoğunluğunda böyle bir alet mevcut olmadığından, betonun çekme dayanımıyla ilgili çalışmalar yok denecek kadar azdır. Beton üzerinde yapılan çekme deneyleri genellikle indirekt çekme deneyleriyle sınırlı kalmıştır. Bu çalışmada, yük ve deplasman ölçme işlemleri elektronik aletlerle hassas bir şekilde yapılmaktadır. Aletin parçaları üzerinde elastik enerji birikimini önlemek için, oldukça rijit elemanlar kullanılmıştır. Makine parçalarının oldukça rijit ve çekme yükü kapasitesinin numunenin kırılma yükünden çok büyük olması, feedback işleminin yapılması zorunluluğunu ortadan kaldırmıştır. Fakat, kırılma yükü çok büyük olan numuneler üzerinde deney yapıldığında, feedback işleminin yapılması zorunludur. Geliştirilen kompakt çekme numunesinin deney aleti üzerindeki sınır şartları dikkate alınarak, sonlu elemanlar yardımıyla gerilme analizi yapılmıştır. Yapılan gerilme analizleri ve ön denemeler sonucunda, deney aletinin numuneye istenilen bölgede mükemmel tarzda bir çekme gerilmesi uyguladığı gözlenmiştir. Böylece, mevcut çekme aletlerinin numune üzerinde oluşturduğu mahsurlar geliştirilen aletle ortadan kaldırılmıştır. Numune ile çekme makinesi arasındaki etkileşim minimuma düşürülmüştür. Geliştirilen çekme makinesinin maliyeti mevcutlarına kıyasla oldukça düşüktür.

Çalışmanın ikinci aşamasında, silis dumanlı ve silis dumanlı harç numunelerin basınç ve eğilme altındaki davranışları incelenmiştir. 35 ve 70 devirlik donma-çözülme tekrarlarına maruz silis dumanlı ve dumanlı harç numuneler üzerinde basınç ve eğilme deneyleri yapılmıştır.

Üçüncü aşama olarak, geliştirilen kompakt çekme silissiz-silisli, donma-çözülme tekrarlı ve tekrarsız harç numunelerin çekme etkisi altındaki kırılma davranışları detaylı olarak incelenmiştir. Ara yüzey kırılmasını incelemek için, silis dumanlı ve dumanlı kompakt çekme harç numuneler içerisine değişik çapta ve sayıda agrega yerleştirilmiştir. Donma-çözülme tekrarlarının harç ile agrega arasındaki ara yüzey kırılmasına olan etkisi incelenmiştir. Deneylerden elde edilen sonuçlar detaylı bir şekilde irdelenmiştir.

4.1 Betonda Yarılmada Çekme Deney Numunesinin Geometrisi

Betonun çekme kuvveti etkisi altında kırılmasını incelemek için daha önceden geliştirilmiş birkaç numune geometrisi bulunmaktadır. Geliştirilmiş bu numunelere genellikle kompakt çekme numunesi ismi verilmektedir. Bu tip numunelerde stabil çatlak ilerlemesi oldukça basit tarzda elde edilmektedir. Kompakt çekme numunelerinin büyük çoğunluğu Hillemeir-Hilsdorf (1977)' un geliştirdiği temel prensip ve geometriye dayanmaktadır. Bu numunelerde, betonun gerçek kırılma davranışını oldukça gerçekçi bir tarzda inceleme imkanı bulunmaktadır. Kompakt çekme numunesi kullanılmasının diğer bir avantajı da kırılganlık eğilme numunelerine kıyasla çok daha az miktarda malzeme gerektirmesidir. Ağırlığının düşük olması nedeniyle bakımı daha kolay olmaktadır. Numunenin ağırlığının düşük olması deney işlemlerini de kolaylaştırmaktadır. Numune ağırlığının çok büyük olması durumunda, bu ağırlığın da deney sonuçlarına yansıtılması gerekmektedir. Şekil 4.1a da Wittmann(1990) tarafından geliştirilen kompakt çekme numunesi gösterilmektedir. Numune üzerine yerleştirilen bir yükleme başlığı vasıtasıyla düşey yönde P_v ve yatay yönde ise P_s kuvvetleri numune üzerine etmektedir. Burada P_s , numuneyi yarmaya çalışan kuvvettir. Şekil 4.1a da görüldüğü gibi numuneye hem düşey yönde hem de yatay yönde kuvvetler etki etmektedir. Numune üzerinde çekme kuvvetinin etkisinden başka bir de düşey yönde etki eden P_v basınç kuvveti bulunmaktadır. P_v basınç kuvveti numune üzerine etkiğinde, numuneyi yarmaya çalışacaktır. Bu durumda, numune gerçek çekme dayanımının altında bir P_s yükü ile çatlayacaktır. Ayrıca, numunenin üzerine oturduğu mesnet bölgesine yakın kısımlarda numune üzerinde ezilmeden dolayı kırılmalar meydana gelmektedir. Böylece, numunenin gerçek çekme dayanımının bulunmasında bir takım zorluklar ortaya çıkmakta ve kullanılan numune sayısı artmaktadır. Numune sayısının fazla olmasından dolayı, hem ekonomiklik hem de zaman bakımından olumsuzluklar oluşturmaktadır. Bu tip numunelerde, yükleme plakasının üzerinde hareket ettiği rulmanlarda meydana gelen sürtünme kuvvetini de hesaba katmak gerekmektedir. Numunede düşey P_v kuvveti yönünde meydana gelen basınç gerilmesinden dolayı numune daha az bir çekme kuvveti ile kırılması, numunenin kırılması sırasında stabilite durumunun bozulması neden olmakta ve yük deformasyon diyagramının yumuşama kısmını elde etmek oldukça zorlaşmaktadır. Çatlak ilerlemesindeki stabilite bozukluklarından dolayı,

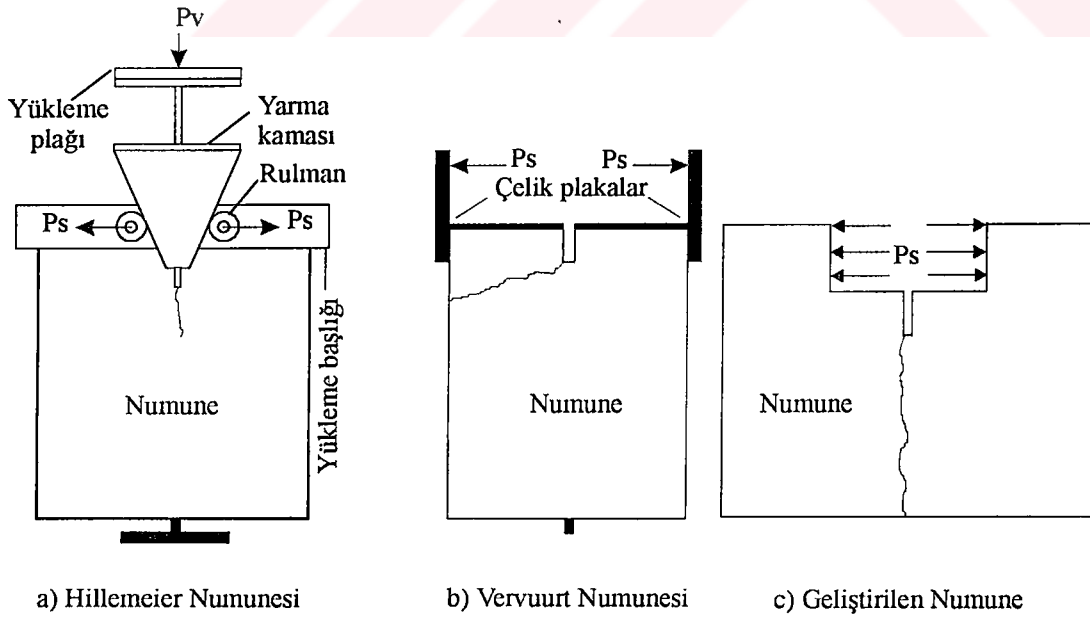
numunenin her iki yüzeyindeki çatlak yörüngeleri birbirinden oldukça farklı olmaktadır. Bu düzenekle yapılan çekme kırılması işlemi sırasında bazı deneylerin başarısız olması ihtimali oldukça yüksektir. Numuneye uygulanan yük miktarının değeri, direkt olarak yükü uygulayan alet üzerinden ölçüldüğünden bir miktar ölçme hatası da meydana gelmektedir.

Şekil 4.1b de Vervuurt(1997) tarafından geliştirilen çekme deneyi numunesi gösterilmektedir. Bu numune, prensipte Hillemeir numunesine benzemektedir. Şekil 4.1b de gösterildiği gibi, yük uygulanması için numune üzerine çelik plakalar yapıştırılmıştır. Yük bu plakalar vasıtasıyla numuneye aktarılmaktadır. Şekil 4.1b de görüldüğü gibi çatlak çentikle belirli bir miktar açı yaparak ilerlemekte ve numunenin yan kısmını kırmaktadır. Böyle bir durumda çatlak ucu açılması miktarını transduser ile doğru bir şekilde ölçmek mümkün olmamaktadır. Çünkü çatlak ucu açılması miktarının çatlak yörüngesine dik bir doğrultuda ölçülmesi gerekmektedir. Şekil 4.1b de görüleceği gibi, çatlak ucu açılması miktarı çatlak yörüngesine dik bir doğrultuda ölçülmemektedir. Bu durumdan, yük-CMOD eğrisinin şekli de etkilenmektedir. Ayrıca, numune üzerine yapıştırılan ve numuneye yük uygulamada kullanılan çelik plakaların rijitliğinin çatlak ağzı açılması miktarına etki edeceği açıktır. Örneğin, belirli bir yük değerinde plakaların çok rijit olması durumundaki CMOD değeri ile az rijit olması durumundaki CMOD değeri arasında büyük farklılıklar olmaktadır. Plakanın rijit olması durumunda CMOD değeri daha büyük olmaktadır. Çelik plakaların numuneye epoksi yardımıyla yapıştırılması işlemi deney süresini uzatmakla birlikte yükün numuneye rijit olarak aktarımında süreksizlikler oluşmaktadır. Yük çelik plakalar yardımıyla numuneye aktarılırken, numunenin istenilen kısmında çekme gerilmesini etkileyecek olan ilave basınç gerilmeleri oluşmaktadır. Ayrıca, numune kalınlığı doğrultusunda yaylı bir çerçeve yardımıyla numuneye baskı uygulanmaktadır. Yükleme esnasında bu baskı kuvvetinden dolayı numune ile çerçeve arasında bir sürtünme kuvveti oluşmaktadır. Numune üzerinde çekme oluşturacak yük, numuneye hidrolik bir piston yardımıyla verilmektedir. Numune üzerine verilen yük miktarı pistonun çalıştığı silindirin içindeki yağın basıncı yardımıyla ölçülmektedir. Böylece, pistonda meydana gelebilecek basınç kayıplarından dolayı, yük ölçme işleminde hatalar meydana gelecektir.

Şekil 4.1c de, bu çalışmada kullanılmak üzere harç numuneler için geliştirilen kompakt çekme deney numunesi geometrisi gösterilmektedir. Geliştirilen deney

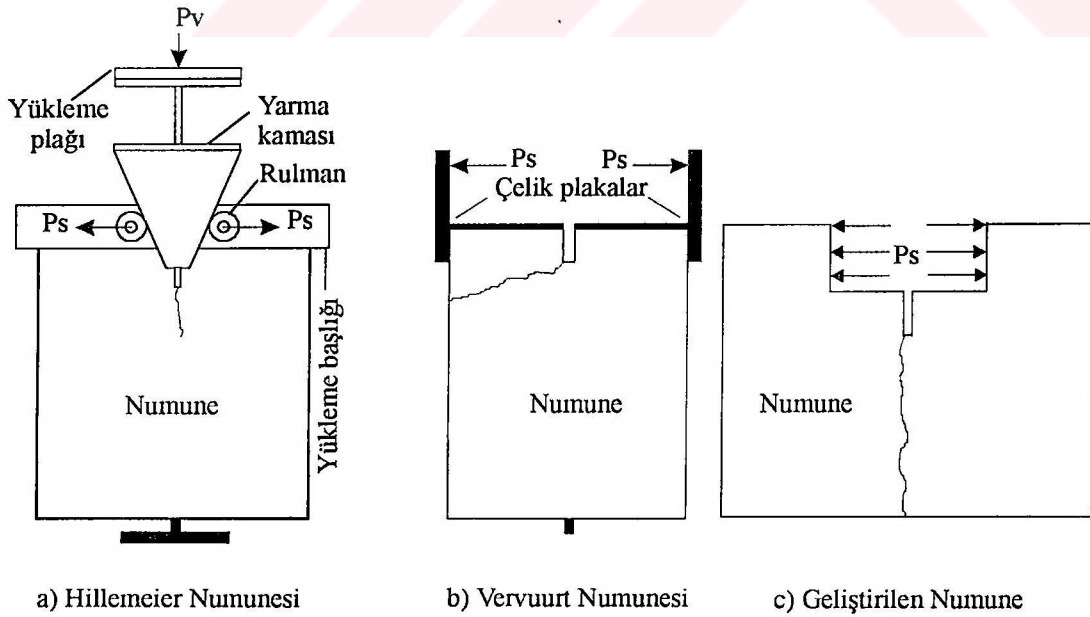
numunesi temel olarak bir önceki numunelerle benzerlikler göstermesine rağmen, detaylı gerilme analizleri yapıldığında oldukça farklı olduğu gözlenmektedir. Daha önce Şekil 4.1a ve Şekil 4.1b de verilen numunelerde, numunenin istenilen bölgesindeki çekme gerilmesini etkileyen ilave gerilmeler tamamen ortadan kaldırılarak, mükemmel tarzda stabil bir çekme çatlakları ilerlemesi sağlanmıştır. Şekilde 4.1c de görüleceği gibi, yük üniform bir şekilde harç numunesi üzerine direkt olarak etkimektedir. Harç numuneler üzerinde yapılan ön denemelerde, çatlak ilerlemesinin genellikle yükün uygulama yönüne dik doğrultuda geliştiği gözlenmiştir. Çatlak ucu açılması miktarının ölçüldüğü doğrultu ile çatlak ilerleme yönüne arasında bir dik olduğundan, CMOD değeri hassas bir şekilde elde edilmiştir. Geliştirilen kompakt çekme numunesine yük direkt olarak etki ettirildiğinden, sadece yükün uygulandığı noktalarda numune ile yükleme aparatı arasında temas oluşmaktadır. Bu durum, numunede çatlak ilerlemesi esnasında stabil bir durum oluşturmaktadır. Geliştirilen kompakt çekme numunesi, Şekil 4.1a ve Şekil 4.1b de gösterilen kompakt çekme numuneleriyle kıyaslandığında numunenin kendi ağırlığı ihmal edilebilecek miktardadır. Çekme kırılması oluşturacak yükün kompakt çekme numunesine uygulanış şekli ve numunenin deney düzeneği üzerindeki sınır şartları dikkate alınarak, sonlu eleman metoduyla numune üzerinde bir gerilme ve deformasyon analizi yapılmıştır. Gerilme ve deformasyon analizinde sonlu eleman metoduna dayalı ANSYS paket programı kullanılmıştır. Şekil 4.2 de kompakt çekme numunesinin geometrik sınır şartları ve mesh düzeni perspektif ve ön görünüş olarak gösterilmektedir. Şekilde gösterildiği gibi, yük üniform bir şekilde olarak yükleme çenelerine iletilmektedir. Numunenin alt kısmında X ve Y yönündeki deplasmanlar şekilde gösterildiği gibi mesnetlerle engellenmiştir. Bu kısımlarda numunenin sadece dönmeye izin verilmiştir. Kompakt çekme numunesinde, gerilme yığılmalarının çok fazla olduğu köşe noktalarda ve çentik civarındaki meshler daha da sıklaştırılmıştır. Bu şartlar altında numune üzerinde gerilme ve deplasman analizleri yapılmıştır. Şekil 4.3a da Y yönünde meydana gelen gerilmeler gösterilmektedir. Numune üzerinde açık mavi renkle gösterilen bölgede çekme gerilmeleri, koyu mavi ile gösterilen bölgede ise basınç gerilmeleri oluşmaktadır. Basınç ve çekme gerilmeleri numunenin sağ ve sol kısımlarında simetrik olarak yayılmaktadır. Şekilde görüldüğü gibi, çentiğin dip kısmında gerilme yoğunlaşmıştır. Çekme gerilmesi kuşağı çentiğin alt kısmından başlayarak, numunenin ortasına doğru simetrik bir şekilde dağılmaktadır.

Üzerine yük uygulanan yükleme çenelerinin köşe kısmındaki çekme gerilmelerinin yoğunluğu oldukça düşüktür. Bu nedenle, çatlak ilerlemesinin bu kısımdan başlaması engellenmiştir. Şekil 4.3b de ise, numune üzerinde oluşan toplam gerilme bölgeleri gösterilmektedir. Şekil 4.3 b de açık mavi renkle gösterilen kısımlarda çekme gerilmeleri oluşmaktadır. Şekil 4.4 de, uygulanan kuvvet etkisi altında numune üzerinde oluşan basınç ve çekme deformasyonları gösterilmektedir. Şekil 4.3c da Y yönündeki deformasyonlar gösterilmektedir. Şekilden görüleceği gibi, kırmızı renkle gösterilen çentik civarında çekme deformasyonlarının çok büyük olduğu ve numunenin köşesine gidildikçe bu etkinin azaldığı gözlenmektedir. Numunenin sağ ve sol kenarlarının üst köşe bölgelerinde basınç deformasyonlarının olduğu gözlenmektedir. Maksimum çekme ve basınç deformasyonlarının arasında bir bölgede, bu değerlerin sıfıra yakın olduğu gözlenmektedir. Şekil 4.3d de ise, numune üzerinde meydana gelen toplam deformasyonlar gösterilmektedir. Şekilden görüleceği gibi, yükün numuneye uygulandığı kısımlarda büyük deformasyonlar oluşmaktadır. Çentik ucundan aşağı kısımlara inildikçe deformasyonda bir azalma gözlenmektedir. Numunenin kalınlığı diğer boyutlarına kıyasla çok küçük olduğundan, Z yönündeki gerilmeler ihmal edilmiştir. ANSYS programıyla yapılan analizlere ait komut satırları EK-1 de verilmektedir.



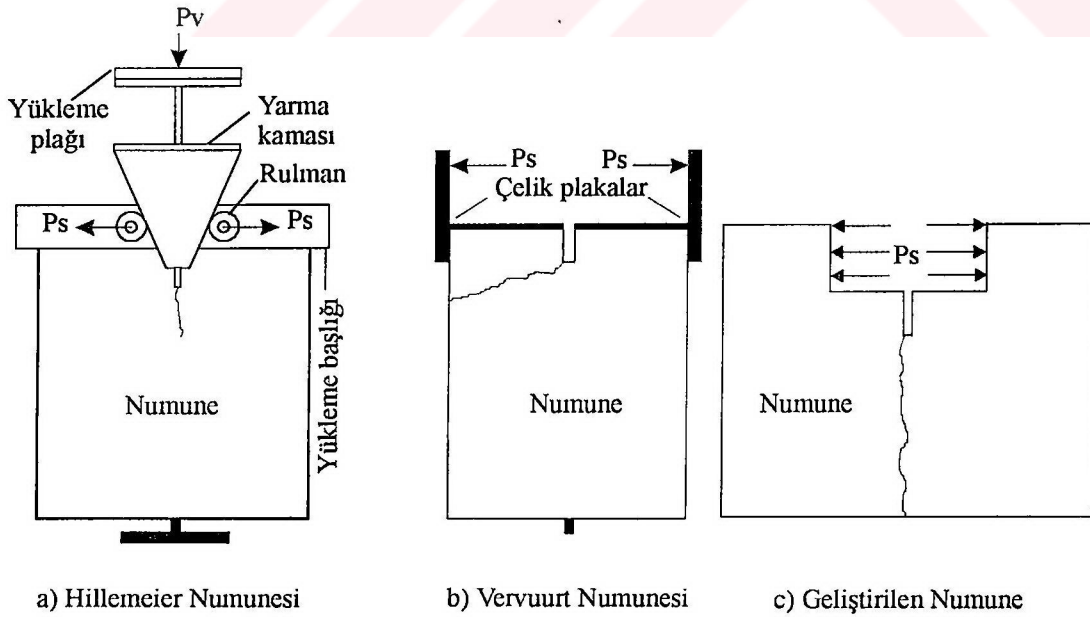
Şekil 4.1 Kompakt Çekme Numuneleri

Üzerine yük uygulanan yükleme çenelerinin köşe kısmındaki çekme gerilmelerinin yoğunluğu oldukça düşüktür. Bu nedenle, çatlak ilerlemesinin bu kısımdan başlaması engellenmiştir. Şekil 4.3b de ise, numune üzerinde oluşan toplam gerilme bölgeleri gösterilmektedir. Şekil 4.3 b de açık mavi renkle gösterilen kısımlarda çekme gerilmeleri oluşmaktadır. Şekil 4.4 de, uygulanan kuvvet etkisi altında numune üzerinde oluşan basınç ve çekme deformasyonları gösterilmektedir. Şekil 4.3c da Y yönündeki deformasyonlar gösterilmektedir. Şekilden görüleceği gibi, kırmızı renkle gösterilen çentik civarında çekme deformasyonlarının çok büyük olduğu ve numunenin köşesine gidildikçe bu etkinin azaldığı gözlenmektedir. Numunenin sağ ve sol kenarlarının üst köşe bölgelerinde basınç deformasyonlarının olduğu gözlenmektedir. Maksimum çekme ve basınç deformasyonlarının arasında bir bölgede, bu değerlerin sıfıra yakın olduğu gözlenmektedir. Şekil 4.3d de ise, numune üzerinde meydana gelen toplam deformasyonlar gösterilmektedir. Şekilden görüleceği gibi, yükün numuneye uygulandığı kısımlarda büyük deformasyonlar oluşmaktadır. Çentik ucundan aşağı kısımlara inildikçe deformasyonda bir azalma gözlenmektedir. Numunenin kalınlığı diğer boyutlarına kıyasla çok küçük olduğundan, Z yönündeki gerilmeler ihmal edilmiştir. ANSYS programıyla yapılan analizlere ait komut satırları EK-1 de verilmektedir.



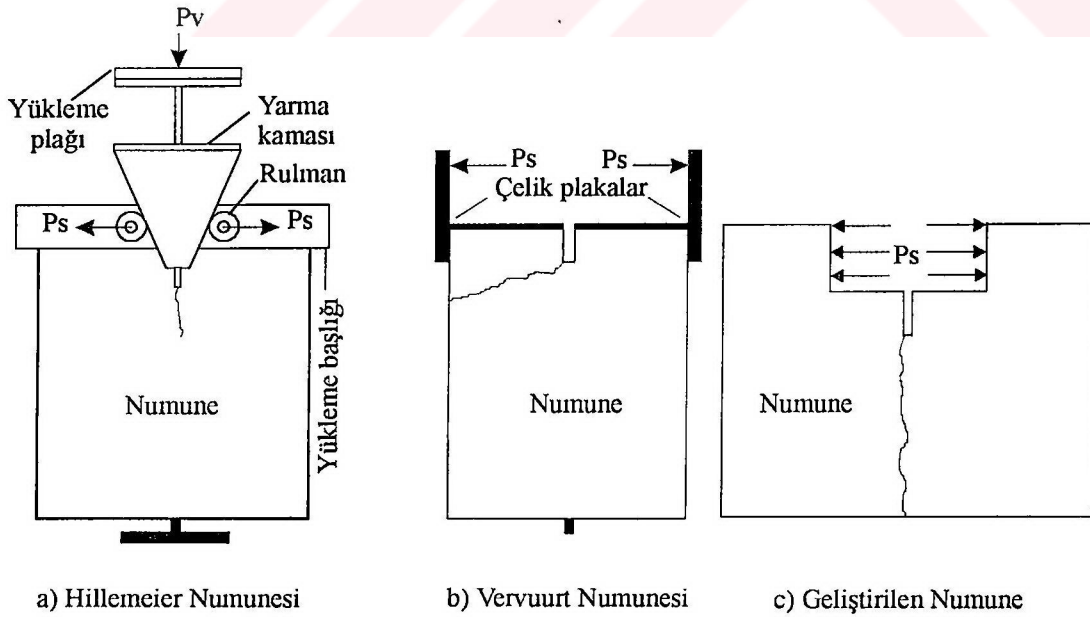
Şekil 4.1 Kompakt Çekme Numuneleri

Üzerine yük uygulanan yükleme çenelerinin köşe kısmındaki çekme gerilmelerinin yoğunluğu oldukça düşüktür. Bu nedenle, çatlak ilerlemesinin bu kısımdan başlaması engellenmiştir. Şekil 4.3b de ise, numune üzerinde oluşan toplam gerilme bölgeleri gösterilmektedir. Şekil 4.3 b de açık mavi renkle gösterilen kısımlarda çekme gerilmeleri oluşmaktadır. Şekil 4.4 de, uygulanan kuvvet etkisi altında numune üzerinde oluşan basınç ve çekme deformasyonları gösterilmektedir. Şekil 4.3c da Y yönündeki deformasyonlar gösterilmektedir. Şekilden görüleceği gibi, kırmızı renkle gösterilen çentik civarında çekme deformasyonlarının çok büyük olduğu ve numunenin köşesine gidildikçe bu etkinin azaldığı gözlenmektedir. Numunenin sağ ve sol kenarlarının üst köşe bölgelerinde basınç deformasyonlarının olduğu gözlenmektedir. Maksimum çekme ve basınç deformasyonlarının arasında bir bölgede, bu değerlerin sıfıra yakın olduğu gözlenmektedir. Şekil 4.3d de ise, numune üzerinde meydana gelen toplam deformasyonlar gösterilmektedir. Şekilden görüleceği gibi, yükün numuneye uygulandığı kısımlarda büyük deformasyonlar oluşmaktadır. Çentik ucundan aşağı kısımlara inildikçe deformasyonda bir azalma gözlenmektedir. Numunenin kalınlığı diğer boyutlarına kıyasla çok küçük olduğundan, Z yönündeki gerilmeler ihmal edilmiştir. ANSYS programıyla yapılan analizlere ait komut satırları EK-1 de verilmektedir.



Şekil 4.1 Kompakt Çekme Numuneleri

Üzerine yük uygulanan yükleme çenelerinin köşe kısmındaki çekme gerilmelerinin yoğunluğu oldukça düşüktür. Bu nedenle, çatlak ilerlemesinin bu kısımdan başlaması engellenmiştir. Şekil 4.3b de ise, numune üzerinde oluşan toplam gerilme bölgeleri gösterilmektedir. Şekil 4.3 b de açık mavi renkle gösterilen kısımlarda çekme gerilmeleri oluşmaktadır. Şekil 4.4 de, uygulanan kuvvet etkisi altında numune üzerinde oluşan basınç ve çekme deformasyonları gösterilmektedir. Şekil 4.3c da Y yönündeki deformasyonlar gösterilmektedir. Şekilden görüleceği gibi, kırmızı renkle gösterilen çentik civarında çekme deformasyonlarının çok büyük olduğu ve numunenin köşesine gidildikçe bu etkinin azaldığı gözlenmektedir. Numunenin sağ ve sol kenarlarının üst köşe bölgelerinde basınç deformasyonlarının olduğu gözlenmektedir. Maksimum çekme ve basınç deformasyonlarının arasında bir bölgede, bu değerlerin sıfıra yakın olduğu gözlenmektedir. Şekil 4.3d de ise, numune üzerinde meydana gelen toplam deformasyonlar gösterilmektedir. Şekilden görüleceği gibi, yükün numuneye uygulandığı kısımlarda büyük deformasyonlar oluşmaktadır. Çentik ucundan aşağı kısımlara inildikçe deformasyonda bir azalma gözlenmektedir. Numunenin kalınlığı diğer boyutlarına kıyasla çok küçük olduğundan, Z yönündeki gerilmeler ihmal edilmiştir. ANSYS programıyla yapılan analizlere ait komut satırları EK-1 de verilmektedir.



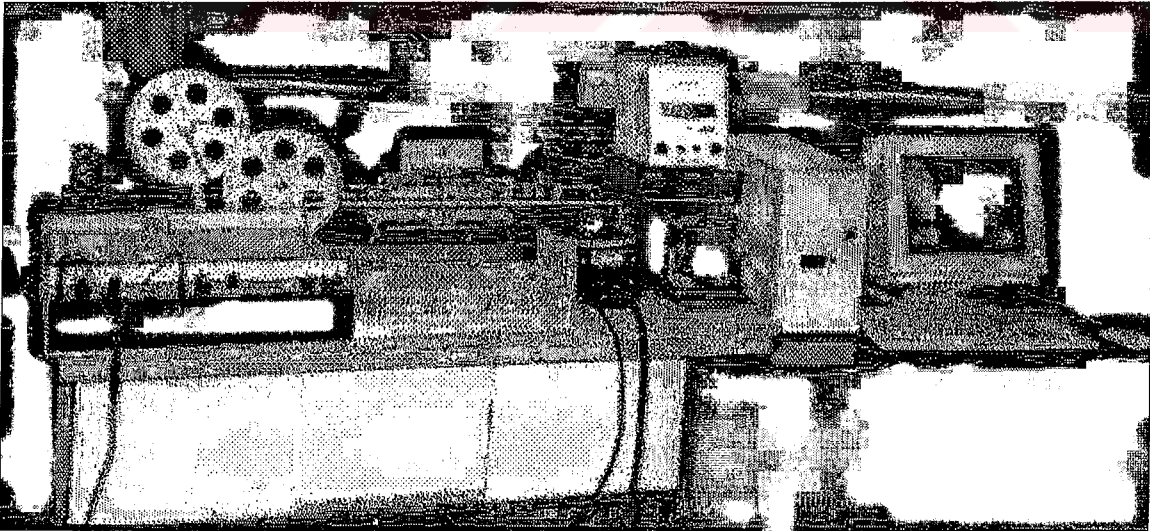
Şekil 4.1 Kompakt Çekme Numuneleri

4.2 Geliştirilen Deney Düzenekinin Tanıtılması

Daha önceki bölümde, betonun çekme ve ara yüzey kırılmasını inceleme kullanılan birkaç metodun bulunduğu bahsedilmişti. Beton gibi yarı gevrek malzemeler üzerinde stabil çekme deneyleri yapmak oldukça zordur. Betonda, çekme kuvvetinden dolayı oluşan gerilme-deformasyon eğrisinin özellikle maksimum yükten sonra oluşacak olan kuyruk kısmının elde edilmesi oldukça zordur ve bu konuyla ilgili güçlüklerden bir çok literatürde bahsedilmektedir. Kullanılan çekme aletinde deformasyon hızının yüksek olması ve kullanılan alet üzerinde aşırı elastik enerji birikmesi güçlükleri ortaya çıkarmaktadır. Çekme aleti ile deney numunesi arasındaki etkileşim de gerilme-deformasyon eğrisini etkilemektedir. Kompakt çekme numunesi deneylerinde stabil çatlak ilerlemesi oldukça basit bir tarzda elde edildiğinden, bu çalışmada da temel olarak buna uygun bir deney düzenekinin kurulmasına karar verildi. Başlangıçta, çelik malzemelerin çekme deneyinde kullanılan mevcut bir alete ilave bazı aparatlar yapılarak numunelerin kırılma şekilleri bu düzenek üzerinde incelendi. Kullanılan aletin deformasyon hızı 0.1 ile 1.0 mm/dakika arasında değişmekteydi. Deformasyon hızının çok büyük olması nedeniyle, kırılma işlemi stabil bir tarzda gerçekleştirilemedi. Numune alete dikey doğrultuda üzerindeki aparatlarla birlikte yerleştirildiğinden, numunenin kendisiyle birlikte üzerinde bulunan aparatların toplam ağırlığını dikkate almak gerekiyordu. 0.1 mm/dakikalık en düşük hızda bile, numune ağırlığı etkisi altında aniden patlamalı bir kırılma gözlemlendi. Kırılma sürecinde sadece maksimum yük ve deformasyon değerleri düzenli olarak kaydedilebildi. Yapılacak olan çalışmanın en önemli kısmını teşkil eden yük-deformasyon eğrisinin azalan kısmı elde edilmedi. Bu nedenle, deney düzenekinin değiştirilmesine karar verildi. Laboratuarda mevcut olan, deformasyon hızı oldukça küçük zemin kesme kutusu ismi verilen alet üzerine ilave parçalar yapılarak kompakt çekme numunesinin kırılma davranışı incelendi. Deney aleti deformasyon kontrollü olup, maksimum 4 kN'luk yük uygulama kapasitesine sahipti. Aletin deformasyon hızı 0.0005 mm/dakika ile 2 mm/dakika arasında çok kolay bir şekilde değiştirilebilmekteydi. Bu düzenek yardımıyla, numunenin kırılması maksimum yüke kadar çok stabil bir şekilde incelendi ve yük-CMOD değerleri düzenli olarak kaydedildi. Ancak, yük-CMOD eğrisinin tam tepe noktasındaki maksimum yük değerinin biraz altında, ani bir deformasyon hızı artımıyla

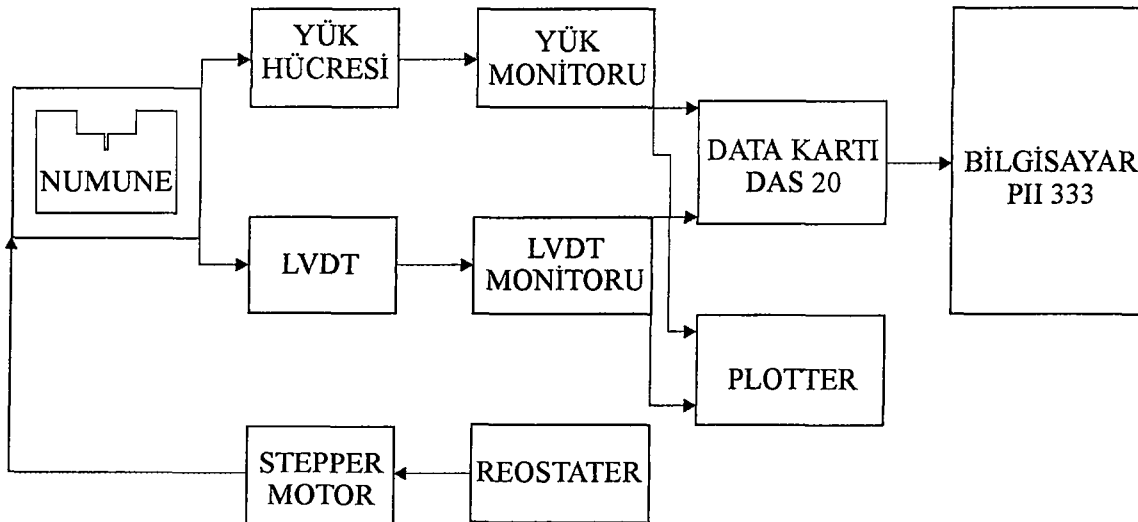
ani bir kırılma meydana geldi. Bu nedenle, belirtilen bu noktadan sonra yük-CMOD değerlerini kaydetmek mümkün olmadı. Gerçekte, bu şartlar altında eğrinin kuyruk kısmı elde edilseydi, elde edilen sonuç pek güvenilir olmayacaktı. Çünkü, deformasyon hızındaki küçük bir miktar artış bile, eğrinin kuyruk kısmının eğimini etkileyecekti. Betondaki bu ani kırılmanın, deney aletinin fazla rijit olmayan dişli kutusundaki elemanlar üzerinde oluşan elastik enerjiden kaynaklandığı ortaya çıktı. Mevcut aletlere ilave aparatlar yerleştirilerek yapılan betonun çekme deneyleri başarısız olunca, deformasyon enerjisini yenmek için daha rijit bir beton çekme deney aletinin tasarlanmasına karar verildi.

Gaziantep Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü Laboratuvarında beton çekme deney aleti tasarlanıp imal edildi. İmal edilen çekme deney düzeneği Şekil 4.4 de gösterilmektedir. Deney düzeneğinin mekanik ve elektronik kısımları fotoğrafta gösterilmektedir. Deney düzeneğindeki çekme yapacak her bir eleman üzerinde gerilme analizleri yapıldı. ANSYS sonlu eleman paket programı ile çekme aletinin mekanik parçaları üzerinde yapılan gerilme analizleri sonucunda, numuneye uygulanacak maksimum yük sınırında bu elemanlar üzerinde oluşacak olan elastik enerjinin sıfıra yakın bir değerde olduğu tespit edildi. Deney aletinde, sürtünme kuvvetinin oluşacağı muhtemel kısımlarda rulmanlar kullanıldı.



Şekil 4.4 Geliştirilen Çekme Deney Düzeneği

Şekil 4.5 da geliştirilen kompakt beton numune çekme deney düzeneğinin çalışma şeması gösterilmektedir. Şekilde görüleceği gibi, düzeneğin yapısı oldukça basit ve pratiktir. Mevcut kompakt çekme numunesi deney düzeneklerine kıyasla geliştirilen düzeneğin maliyeti düşüktür. Geliştirilen çekme deney düzeneği betonun çekme kırılmasıyla ilgili deneyleri stabil bir şekilde yapabilmektedir. Geliştirilen düzenekte, numuneye yük verilmesi işlemi bir stepper motorla yapılmaktadır. Düzenekte kullanılan bir reostater yardımıyla, deformasyon hızı çok hassas bir şekilde ayarlanabilmektedir. Numune üzerine uygulanan yükü ölçen yük transduseri ve çatlak ağzı açılması değerini ölçen LVDT cihazının oluşturduğu sinyaller monitörlere gönderilmektedir. Her iki ölçü aletinden monitöre gelen sinyaller burada değerlendirildikten sonra data toplama kartıyla birlikte plottere de gönderilmektedir. Data kartına gelen yük ve CMOD değerleri, bilgisayar programı vasıtasıyla kalibre edilerek dosyaya yazdırılmaktadır. Daha sonra elde edilen bu datalar yardımıyla yük-CMOD eğrileri çizilerek, çekme numunesinin mekanik davranışı değerlendirilmektedir. Numuneye ait çatlak ağzı açılması deformasyon hızı plotterin çizici uç hareketi takip edilerek, reostater yardımıyla çok hassas bir şekilde ayarlanabilmektedir. Bu çalışmada kullanılan elektronik ölçme cihazları, data kartı ve plotter Gaziantep Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü Laboratuvarında bulunmaktadır.

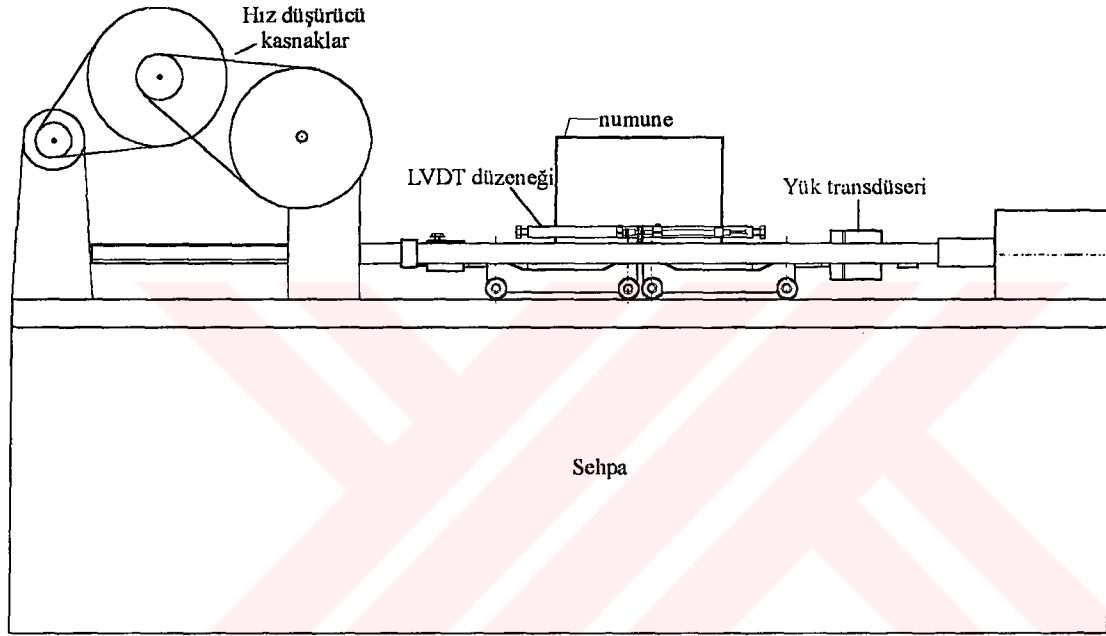


Şekil 4.5 Deney Düzeneğinin Çalışma Şeması

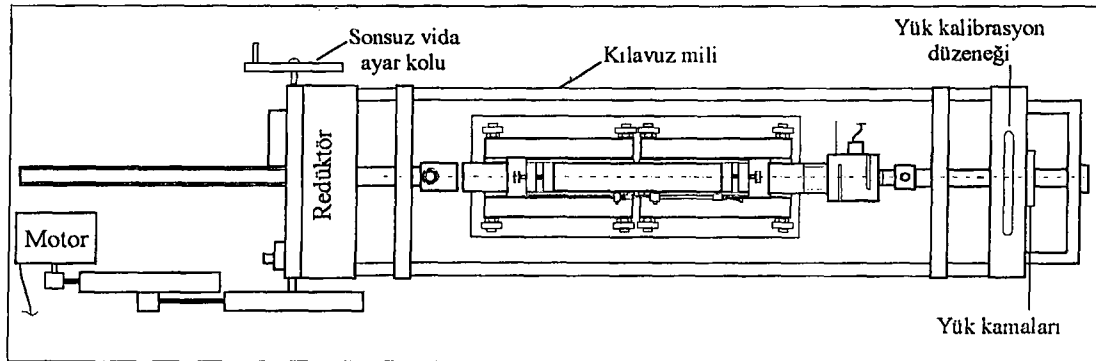
Çatlak ağzı açılma miktarını ölçme işleminde kullanılan elektronik LVDT Pencom OZAKI markadır. Ölçme uzunluğu 5 mm ve hassasiyeti 0.05 μm dir. Ölçme uzunluğunun oldukça kısa olması meydana gelecek ölçme hatalarını ortadan kaldırmaktadır. Ölçme ucundaki uzama ve kısalmadan dolayı deplasman transduserinin iç kısmında bulunan bobin ileri geri hareket etmekte ve bu hareket sonucunda bobinde akım şeklinde bir sinyal oluşturmaktadır. Elde edilen bu sinyaller deplasman transdüserinden monitöre gönderilmektedir. Çatlak açılması miktarı mikron cinsinden monitör ekranında gösterilmektedir. Ayrıca monitörün bir data çıkış kısmı bulunmaktadır. Buradan alınan sinyaller data kartına gönderilmektedir. Numune üzerine gelen yük değerini ölçmek için Z tipi bir yük transduseri kullanılmıştır. Yük değerini ölçmede kullanılan transduser ELE marka olup, maksimum 25 kN yük değerini ölçebilmektedir. Z tipi yük transduseri momentin değişimi prensibine göre çalışmaktadır. Transduser üzerindeki moment değişiminden dolayı oluşan sinyaller yük monitöre gönderilmektedir. Yük değerleri monitörün ekranında yazılmaktadır. Sinyaller yük monitöründe düzenlendikten sonra, plotter ve bilgisayar üzerine bağlı olan data kartına gönderilmektedir. Bu çalışmada kullanılan data kartı DAS20 marka olup, saniyede 130000 değer kaydedebilmektedir. Bilgisayar içerisinde bulunan bir sokete monte edilmiştir. Deformasyon hızının kontrolü için monitörlerden çıkan sinyaller bir plottere de gönderilmektedir. Böylece deformasyon hızı plotterin çizme kalemını gözleyerek hassas bir şekilde ayarlanabilmektedir. Kullanılan plotter Type 29000 Bryans Souther markadır ve sinyalleri hassas bir şekilde algılamaktadır.

Şekil 4.6 de deney düzeneğinin planı gösterilmektedir. Şekil 4.6a da deney düzeneğinin ön görünüşü ve Şekil 4.6b de ise üst görünüşü gösterilmektedir. Kompakt çekme numunesi deney düzeneği metal bir sehpa üzerine yerleştirilmiştir. Numuneye çekme kuvvetinin verilmesi eşnasında numune üzerinde eksantrisine kuvvetler meydana gelmesini önlemek için, numuneyi çeken parçaların merkezleri birbiriyle çakışacak şekilde ayarlanmıştır. Çekme düzeneği dairesel hareketi doğrusal harekete çeviren bir mekanizmayla çalışmaktadır. Düzenekte ilk hareket motordan dairesel olarak alınmakta ve buradan hız düşürücü kasnaklara iletilmektedir. Kasnaklardan alınan hareket bir sonsuz vida dişli sistemi olan redüktöre iletilmektedir. Dairesel hareket redüktör vasıtasıyla doğrusal harekete çevrilmekte ve güç artımı sağlanmaktadır. Redüktörden elde edilen doğrusal hareket makinenin çekme kollarına iletilmektedir. Merkezi bir

çekme yapılabilmesi için çekme kolu iki adet kılavuz mil üzerinde hareket ettirilmiştir. Geliştirilen deney düzeneğinin en büyük avantajı numune üzerine gelen yükü direk olarak yük transdüserine iletmesidir. Şekilde gösterildiği gibi, yük transduseri direkt olarak çekme mili üzerine bağlanmıştır. Çekme düzeneğinin maksimum yük kapasitesi 65 kN dur. Her bir numune üzerinde deneye başlanmadan önce yük kalibrasyon düzeneği vasıtasıyla yük transduserinin kalibrasyonu yapılmıştır. Yük kalibrasyonun yapılması işleminde kalibrasyon kamaları kullanılmıştır.



a) Ön Görünüş

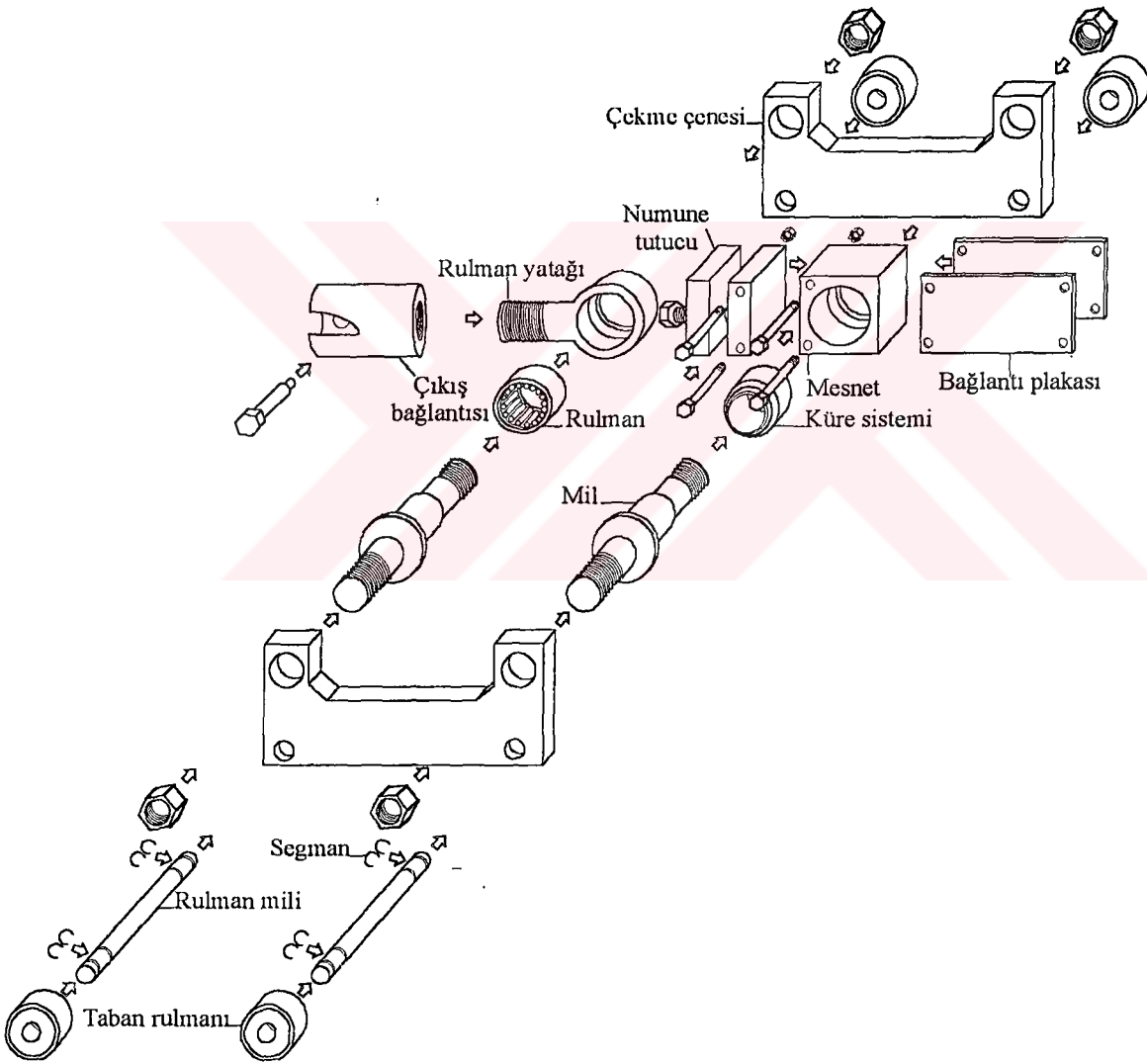


b) Üst Görünüş

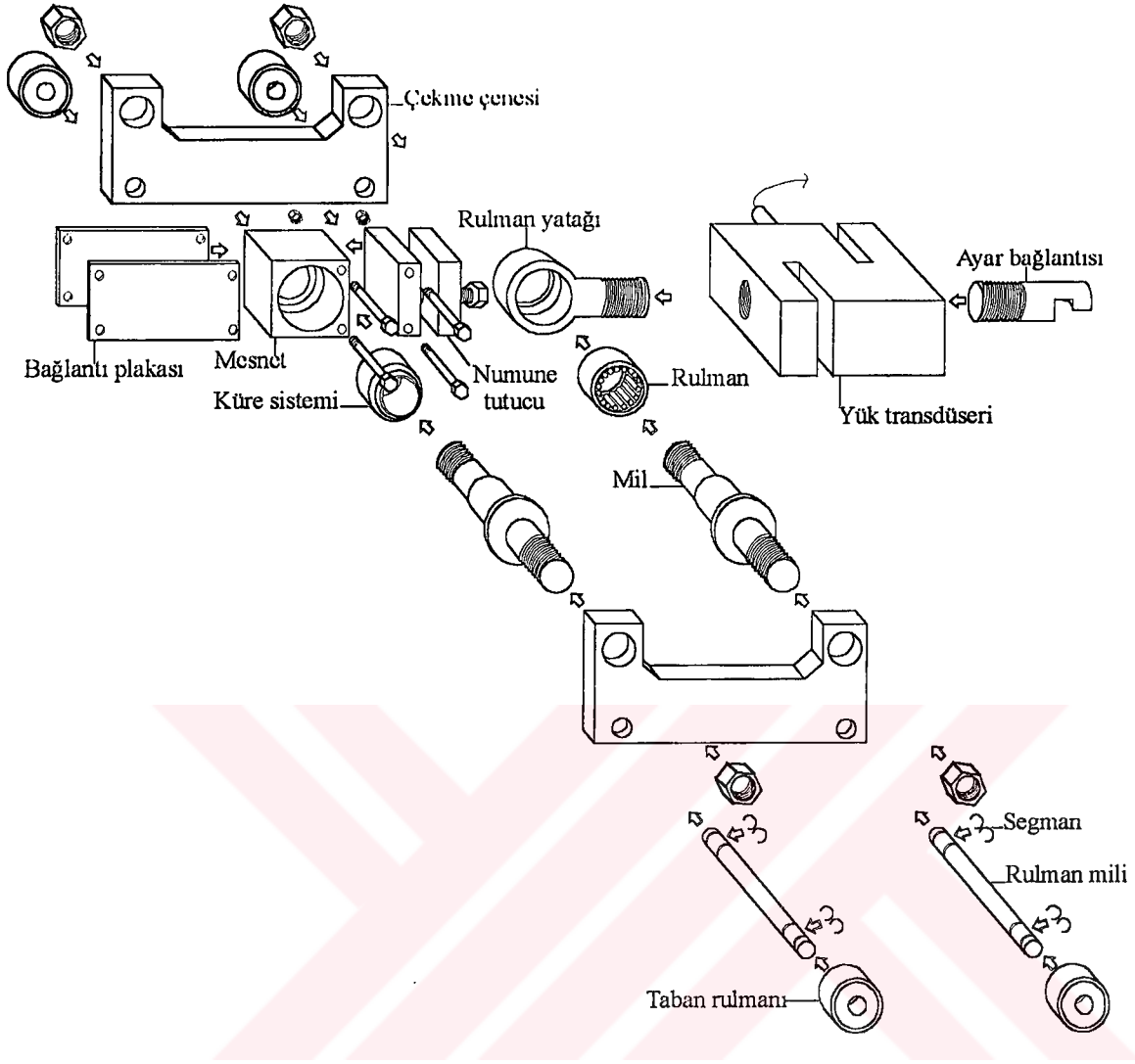
Şekil 4.6 Çekme Deney Düzeneği Planı

Geliştirilen çekme düzeneği temelde basit görünmesine rağmen, kullanılan aparatların hassasiyeti, kompakt çekme numunesinin davranışı üzerinde direkt etkili olmaktadır. Numuneyi çeken özel aparat sağ ve sol çekme çenesi olarak isimlendirilen iki kısımdan oluşmaktadır. Şekil 4.7 de gösterildiği gibi, sağ çekme çenesi numuneye yük uygulayan redüktör dişlisi miline bağlanmıştır. Sağ çekme çenesinin bağlantı parçaları arasında rulmanlar kullanılarak, sürtünme kuvveti etkisinin azaltılması amaçlanmıştır. Düzenek üzerinde elastik enerji birikmesini önlemek için çekme çeneleri oldukça rijit çelik malzemelerden yapılmıştır. Numunenin her iki yüzeyinde farklı çatlak yörüngesinin oluşmasına sebebiyet veren burulma kuvvetinin oluşmasını engellemek için, yükleme işlemi oynak bir mafsallık yardımıyla numunenin tam orta kısımdan yapılmıştır. Çekme çeneleri numuneyle birlikte rulmanlar üzerinde hareket etmektedir. Şekil 4.8 da gösterilen sol çekme çenesi yapı olarak, sağ çekme çenesine benzemektedir. Sol çekme çenesinin bağlandığı kısım sabittir. Sol çekme çenesine Z tipinde bir yük transduseri bağlanmıştır. Çekme numunesine merkezi bir yük vererek, her iki yüzeyde de çatlak şeklinin aynı olmasını sağlamak ve numune üzerine etki edecek burulma kuvvetini elimine etmek için Şekil 4.9 da gösterilen oynak mafsallık sistemi geliştirilmiştir. Numuneler üzerinde ön denemeler yapılırken, bu kısma ilk önceleri rulman yerleştirilmişti. Bu şekilde yapılan deneylerde çekme numunesinin her iki yüzeyindeki çatlak yörüngesinin oldukça farklı olduğu gözlenmiştir. Bu durumun, uygulanan kuvvet doğrultusu eksen etrafında bir burulma kuvveti oluşturduğu tespit edildi. Ön deneme numunelerinin tamamının özellikleri aynı olmasına rağmen, maksimum kırılma yükünün burulma kuvvetinden dolayı her bir numunede oldukça farklı olduğu gözlenmiştir. Bahsedilen mafsallık sistemi geliştirilerek, olumsuzlukların tamamı ortadan kaldırılmıştır. Geliştirilen yükleme mafsallığı dört kısımdan oluşmaktadır. Bunlar, mesnet yatağı, bronz küre yatağı, çelik küre ve mil kısmıdır. Bronz küre yatağı ve çelik küre tek parça halinde yaptırılmış ve mesnet yatağı içerisine preste sıkı bir şekilde yerleştirilmiştir. Numuneye yükü ileten mesnet, çekme çeneleri arasına bir mil vasıtasıyla yerleştirilmiştir. Yükün numuneye iletilmesini sağlayan mesnetler, yapılan ön deneme numunelerinde numuneye epoksi yapıştırıcısı yardımıyla tutturulmuştur. Yapıştırma işleminin numune sayısının fazla olması nedeniyle, deney süresini uzatmasının yanında pek ekonomik olmayacağı ortaya çıkmıştır. Her bir numune üzerinde kırılma deneyi yapıldıktan sonra, mesnetlerin kırılmış numuneler üzerinden

çıkarılıp denenecek numuneler üzerine yeniden yapıştırılması zorunluluğu bulunmaktaydı. Ayrıca, bu işlemler kırılmış numuneler üzerinde tahribatlar oluşturmaktaydı. Mesnetlerin numuneye yapışmasını sağlamak için yaklaşık olarak 2 saat beklemek gerekiyordu. Böyle bir durumda numunelerin hava ile teması çok fazla olacağından, yönetmelikte belirtilen kür şartları oluşturulamayacaktı. Bütün olumsuzluklar dikkate alınarak, mesnetleri numune üzerine epoksiyle yapıştırmak yerine Şekil 4.10 de gösterilen pratik bir sistem geliştirildi. Mesnetler çelik bir kayışla numune üzerine vidalı olarak bağlandı.



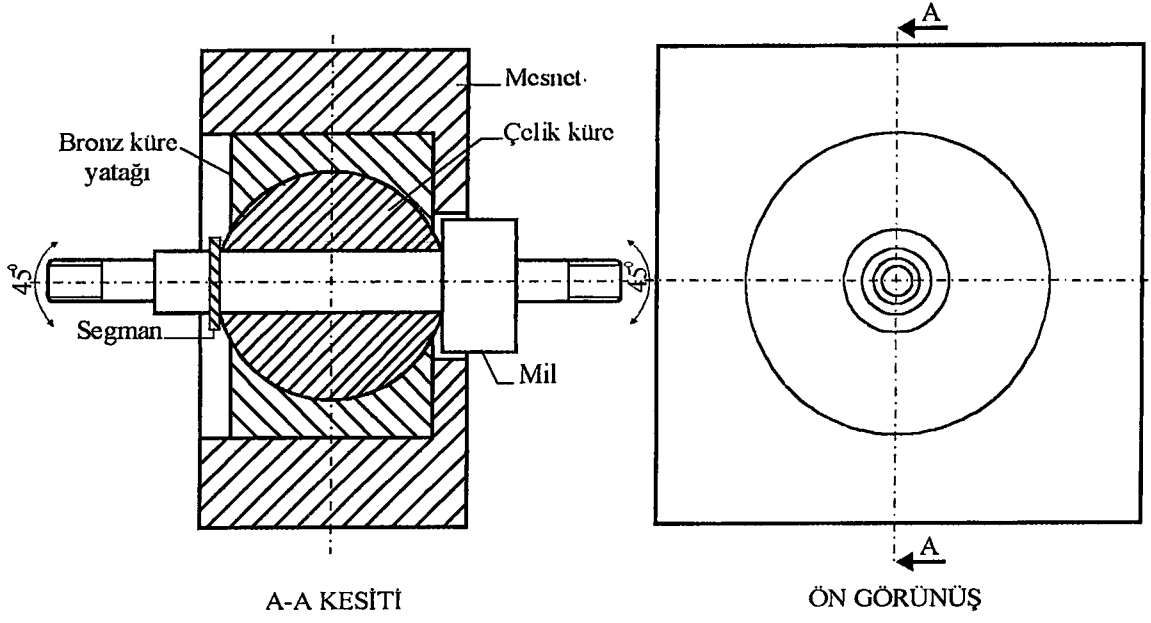
Şekil 4.7 Sağ Çekme Çenesi



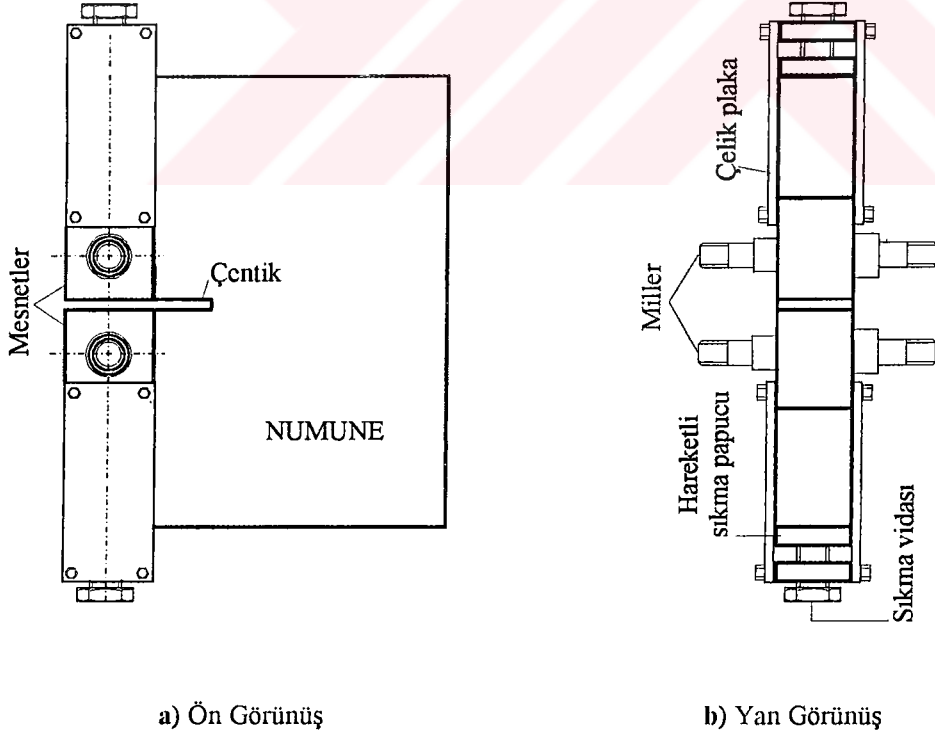
Şekil 4.8 Sol Çekme Çenesi

Mesnetler, numuneye cıvata yardımıyla üzerine 1.5 kg kuvvet uygulanarak bağlanmıştır. Böylece, mesnetlerin yerleştirilmesi işleminde numunede meydana gelecek ilave gerilmeler ortadan kaldırılmıştır. Yapılan ön denemelerde, geliştirilen mesnet bağlama aparatıyla yapılan deneylerle, epoksi yapıştırıcının kullanıldığı deneylerin sonuçları arasında herhangi bir farklılığa rastlanmamıştır. ANSYS paket programı ile yapılan analizde, numune üzerine cıvata ile sıkılan mesnedin önemli bir gerilme dağılımı meydana getirmedeği gözlenmiştir.

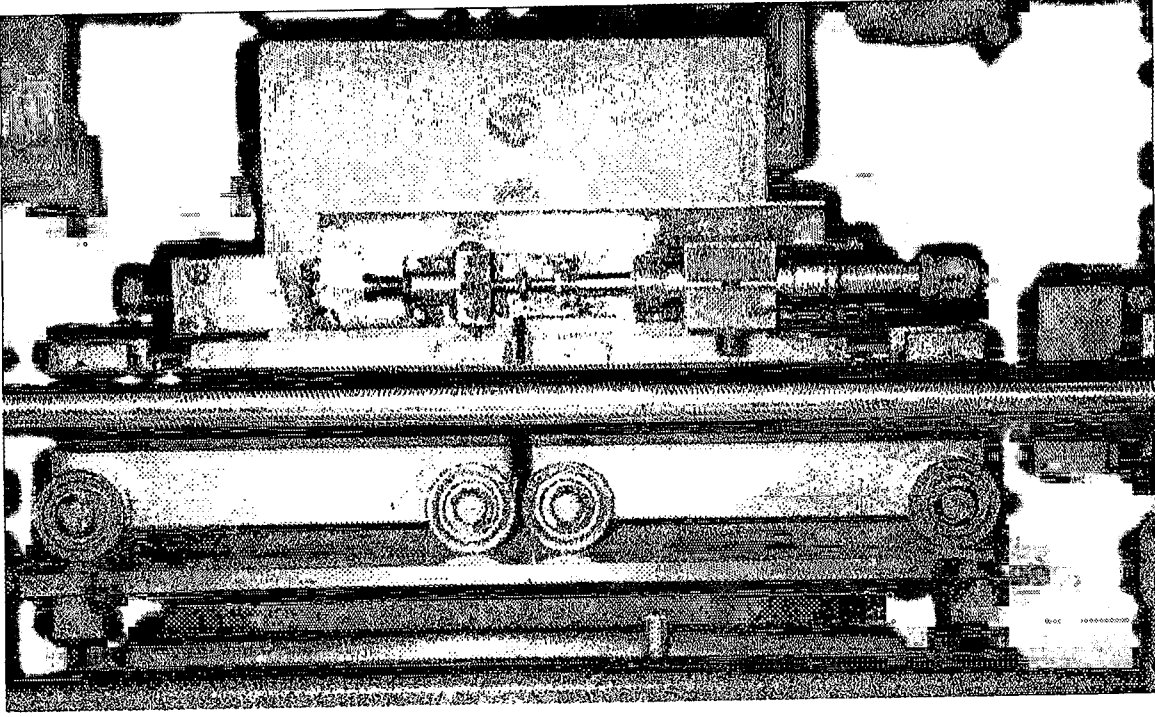
Şekil 4.11 de, yük ve çatlak ucu açılma miktarını ölçen transduserlerin numuneye yerleştirilme şekilleri gösterilmektedir. Numune üzerindeki çekme yükünü ölçmede kullanılan yük transduseri yükleme parçaları arasına yerleştirilmiştir. Şekil 4.11a da ölçüm aletlerinin yerleştirilme şekli fotoğrafı gösterilmektedir. Literatürde yapılan çalışmaların büyük çoğunluğunda, çatlak ağzı açılma miktarının ölçülmesinde kullanılan LVDT aleti, numune üzerine epoksiyle yapıştırılmış bir metal üzerine bağlanmaktadır. LVDT' in numune üzerine bu şekilde bağlanması bazı sorunlar oluşturmaktadır. Birincisi, metal parçaların numuneye yapıştırılması işlemi deney süresini uzatmaktadır. Numune sayısının çok fazla olması durumunda, deneyin maliyeti de artmaktadır. Çatlak ağzı açılma miktarının hassas bir şekilde elde edilmesi, ölçme uzunluğuyla direkt olarak ilgilidir. Numunenin çatlak ağzı açılma miktarına, çatlak ağzından uzak kısımlarda oluşan elastik deformasyonların katkıda bulunması büyük hatalar meydana getirmektedir. Bu çalışmada, çatlak ucu açılması ölçümünde, ölçme uzunluğu 5 mm ye kadar düşürülmüştür. Daha önceki bölümlerde belirtildiği gibi, geçmişte yapılan mevcut çalışmalarda bu kadar küçük bir ölçme uzunluğuna ulaşamamıştır. LVDT aletinin numuneye bağlanması işleminde, Şekil 4.11b de gösterilen mekanizma kullanılmıştır. Geliştirilen mekanizma, çelik bir kayış ve üzerine LVDT' in yerleştirildiği bir parçadan oluşmaktadır. LVDT' in karşısında bulunan kısımda aynı sistem bulunmaktadır. Bu kısımda, LVDT' ye ön uzama vermede kullanılan mikrometre bulunmaktadır. Mikrometre kullanılarak, LVDT' in bağlandığı monitörün ekranındaki gösterge sıfırlanmaktadır. Böylece, LVDT' in hatalı ölçme yapması engellenmektedir. LVDT ve mikrometrenin bağlandığı kayış biçimindeki çerçeve, numune üzerine bir cıvata yardımıyla tahribatsız bir şekilde bağlanmaktadır. Geliştirilen yükleme mesnedi ve çatlak ucu açılması ölçme mekanizmasıyla deney süresini kısaltmasının yanında, sonuçları etkileyecek olumsuzluklar ortadan kaldırıldı.



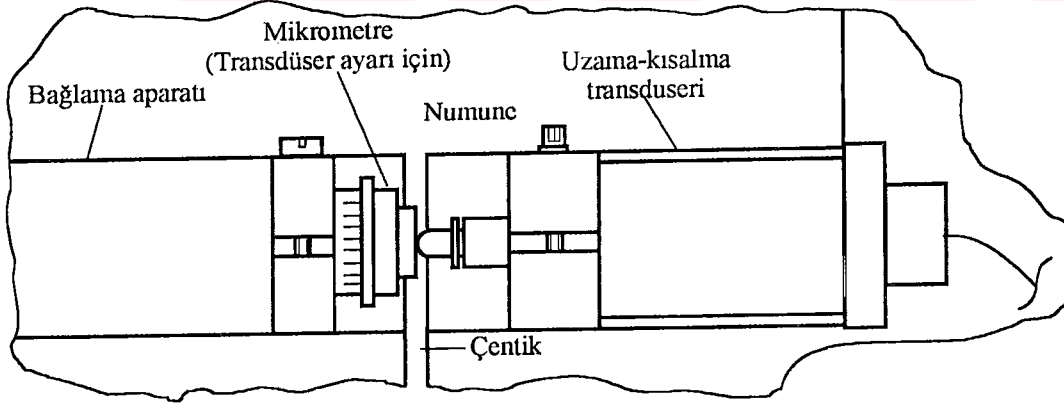
Şekil 4.9 Mafsal Sistemi



Şekil 4.10 Yükleme Mesnedi



a) LVDT ve Yük Transduserinin Numuneye Yerleştirilmesi



b) LVDT Aletinin Detaylı Yerleştirme Şekli

Şekil 4.11 Ölçme Aletlerinin Numuneye Yerleştirilmesi

4.3 Deney Numunelerinin Hazırlanması

Bu çalışmada, silis dumanlı-dumansız, donma-çözülme tekrarlı-tekrarsız ve agregalı kompakt çekme harç numunelerin kırılma davranışları incelenmiştir. Harç ve agregası arasındaki ara yüzeyin davranışının agregası sayısı ve çapına göre davranışı araştırılmıştır. Numunenin matris kısmını oluşturan harcın yapımında kullanılan kum, Birecik İlçesindeki Fırat Nehri kıyısından alınmıştır. Kum 105 °C de değişmez ağırlığa gelinceye kadar kurutuldu. Alt sınırı 75µm ve üst sınırı 425µm olan eleklerden geçirildi. Yapılan incelemede, kum içerisinde kil bulunduğu tespit edildiğinden ve kum yıkanıp tekrar 105 °C değişmez ağırlığa kadar kurutuldu. Deneylerde kullanılan çimento PÇ 42.5 cinsindendir ve Adana Çimento Fabrikasının özel üretimidir. Çimentoların tamamı fabrikanın bir günlük üretiminden alındı. TS 24 göre çimento üzerinde yapılmış deney sonuçları Tablo 4.1 de verilmektedir. Yapılan deneyler sonucunda çimentonun özelliklerinin şartnameye uyduğu tespit edilmiştir. Silis dumanı Elkem-Koca Hazır Beton Firmasının üretimidir ve İTÜ İnşaat Fakültesi Malzeme Laboratuvarından temin edilmiştir. Silis miktarı çimento ağırlığının %10 kadar alınmış ve içerisine karışım suyunun yarısı ilave edilerek, harç yapım-döküm işleminden bir gün önce bulamaç haline getirilmiştir. İçerisindeki su miktarının buharlaşarak azalmaması için ağzı lastik tıpalı cam bir kavanozda bekletilmiştir. Deneylerde kullanılan silis dumanının fiziksel ve kimyasal özellikleri Tablo 4.2 de verilmektedir.

Model agregası malzemesi olarak, Gaziantep şehrinde blok halinde bulunan siyah renkli mermer kullanıldı. Betonun ara yüzeyinin donma-çözülme tekrarları etkisindeki davranışını agreganın donma-çözülme etkisinden bağımsız olarak incelemek için donma-çözölmeye karşı dayanıklı agregası kullanılması gerekmektedir.

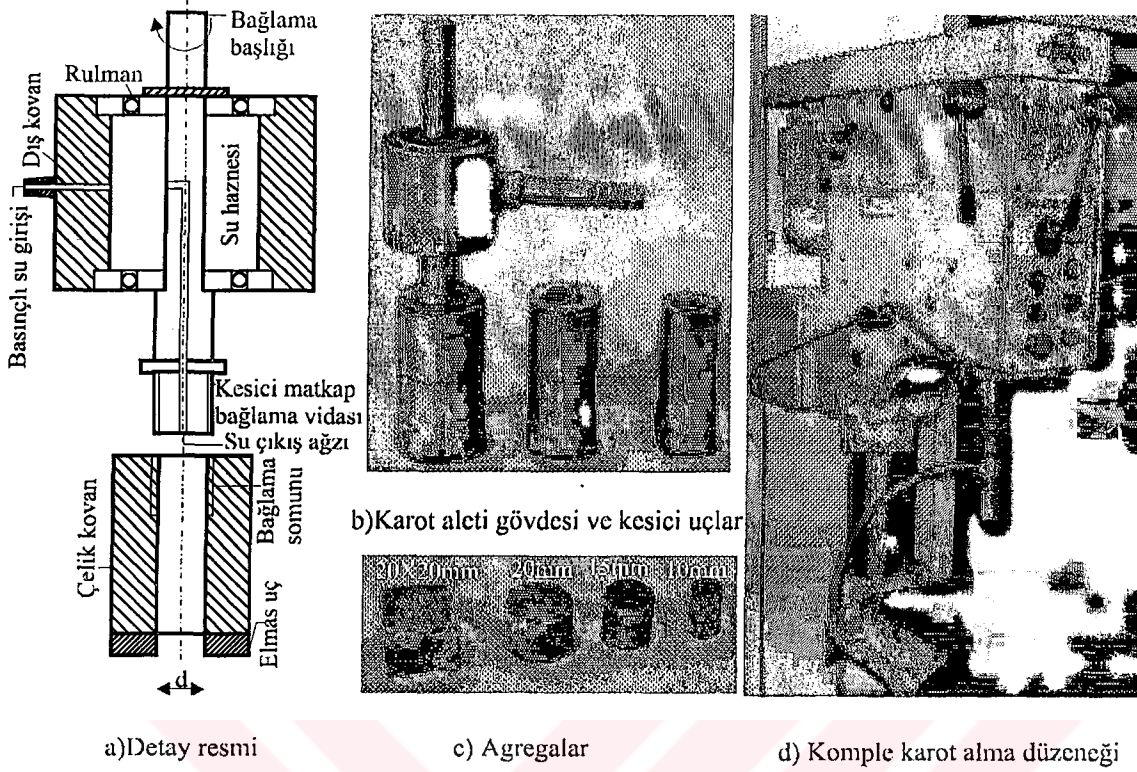
Tablo 4.1 Çimentoya ait bazı özellikler

Çözünmeyen Kalıntı	1.03	
SO ₃ %	3.02	
Kızdırma Kaybı	1.15	
MgO	2.89	
Özgül Ağırlık Kg/m ³	3090	
Birim Ağırlık Kg/m ³	1075	
Basınç Dayanımları MPa		
2.Gün	7.Gün	28.Gün
26.2	35.4	44.0

Tablo 4.2 Silis dumanının özellikleri.

Fiziksel Özellikler	
Yoğunluk (gr/cm ³)	2.56
Kimyasal Özellikler	
SiO ₂	% 94.96
Al ₂ O ₃	% 0.36
Fe ₂ O ₃	% 0.40
CaO	% 0.45
MgO	% 0.99
AK	% 0.58
C	% 0.648
S	% 0.155

Mermer bünyesine çok az miktarda su alan bir malzeme olduğundan donma-çözülme tekrarlarına dayanıklı bir malzemedir. Mermer bloklar elmas uçlu testere ile kesilerek, kalınlığı 20mm olan plakalar haline getirildi. 40×40×80mm boyutunda 12 adet numune üzerinde hem basınç hem de elastisite modüllerinin bulunması için deneyler yapıldı. Yapılan deneyde agregaların ortalama elastisite modülü 36000 N/mm², ortalama basınç dayanımı 72.5 MPa olarak bulunmuştur. Ara yüzey kırılması iki boyutlu olarak inceleneceğinden, iki boyutlu silindirik ve kare agregalar deneylerde kullanılmıştır. İki boyutlu agregalarla yapılmış harç numunelerdeki çekme kırılmasını mikroskopla incelemek daha kolay olmaktadır. Model agregaların elde edilmesinde bazı zorluklarla karşılaşıldı. Deneylerde kullanılacak silindirik agregaları elde etmek için hazır bir alet bulunamadı. ELE firmasına ait olan karot aletiyle, minimum 22.7 mm çapında agrega alınabilmektedir. Bu sebeplerden dolayı, küçük bir karot alma makinesi özel olarak tasarlanıp imal edildi. Şekil 4.12 de imal edilen karot alma düzeneğinin detayları verilmektedir. Şekil 4.12a da karot alma düzeneğinin kesiti gösterilmektedir. Şekilde gösterildiği gibi, alet iki kısımdan oluşmaktadır. Bunlar ana gövde ve kesici uçlardır. Ana gövdede kesici ucun döndürülebilmesi için kullanılan bir mil ve su haznesi bulunmaktadır. Kesme işlemi esnasında su kullanılmadığında mermer plaka içerisinde agregaların tam olarak çıkmadan kırıldığı gözlenmiştir. Bu duruma, kesici uç ile silindirik agrega arasında sürtünmeyi artıran mermer tozları neden olmaktadır. Basınçlı su kullanılarak bu tozların kesici ucundan uzaklaştırılması sağlanmıştır. Geliştirilen alet yardımıyla 10 mm, 15 mm ve 20 mm çaplarında agregalar elde edilebilmektedir. 10 mm çaplı agreganın elde edilmesi işleminde birçok problem ortaya çıktı.



Şekil 4.12 Karot Alma Düzeneği

Plakadan karot cihazıyla kesilip çıkarılırken, 10 mm çaplı agregalarda kırılmalar meydana geldi. Bu olayın kesici ucun iç yüzeyi ile agrega arasındaki sürtünmeden dolayı oluşan burulma kuvvetinden kaynaklandığı tespit edildi. Bu nedenle kesici uca iç kısımdan küçük miktarda bir açı verilerek sürtünme kuvveti azaltılıp, 10mm çaplı agregaları elde etmek mümkün oldu. Şekil 4.12b de karot aletinin gövdesi ile kesici uçları, Şekil 4.12c de ise, elde edilen agregalar gösterilmektedir. Şekil 4.12d de karot alma cihazının matkap tezgahına monte edilmiş durumu gösterilmektedir. Matkap tezgahı Maksan marka olup, kesme hızları değiştirilebilmektedir. Silindirik agregalar karot cihazıyla plakadan kesilip çıkarılırken, üç farklı çapta agrega için üç farklı kesme hızı kullanılmıştır. Silindirik agreganın çapı küçüldükçe aletin kesme hızı artırılıp, agreganın kırılmaması sağlanmıştır. Plaka kalınlığı 20 mm olduğundan agrega boyu da bu değere eşit olmuştur. Elde edilen agregaların boyları 17 mm oluncaya kadar özel bir yöntem kullanılarak her iki yüzeyi taşlanmış ve harçlarla birlikte kullanılabilir duruma getirilmiştir.

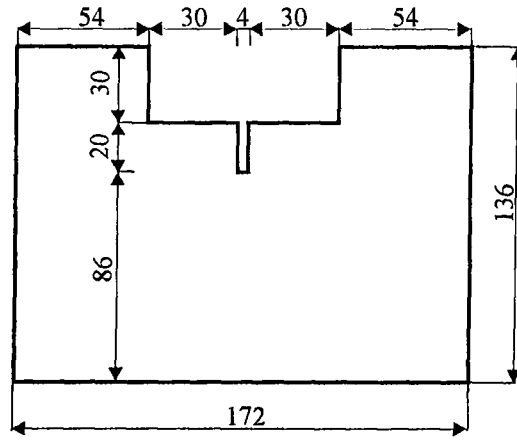
Harcın basınç ve eğilme dayanımlarını belirleme işleminde, çimento hamurunun eğilme ve basınç dayanımını bulmada kullanılan standart takip edilmiştir. Harç üretiminde kullanılan çimento ve kum oranları ASTM C 109-80 göre ayarlanmıştır. Numune karışımlarının tamamında kullanılan kum ağırlığı, çimento ağırlığının 2.75 katı kadar alınmıştır. Karışımda kullanılan su ağırlığı çimento ağırlığının 0.40 katıdır. Bu oranlar numunelerin hepsinde eşit tutulmuştur. Silis dumanlı numunelerde kullanılan silis ağırlığı, çimento ağırlığının %10 kadar alınmıştır.

Deneylerin tamamında harçlar küçük bir mikser kullanılarak üretildi. Silis dumanlı harçlar normal harçlara benzer tarzda üretilmiştir. Bütün numunelerin hepsine aynı kür şartları uygulandı. Basınç ve eğilme dayanımlarının tespitinde kullanılan harçlar kalıplara döküldükten sonra iyi bir yerleşme sağlamak için sarsma tablasıyla sarsıldı. Kalıplar tam olarak doldurulduktan sonra üzerleri bir naylonla örtüldü. 24 saat kalıp içerisinde kalan numuneler kalıptan çıkarıldıktan sonra 96 gün $20^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$ deki su içerisinde bekletildiler. Silis dumanlı harçlarda dayanım gelişimi zamana bağlı olduğundan kür süresi 96 gün seçilmiştir. Sudan çıkarılan numunelerin bir kısmı 35 ve 70 tekrarlık donma-çözülme tekrarlarına maruz bırakıldı. Daha sonra mekanik deneylerin yapılacağı güne kadar sıcaklığı $20^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$ ve rutubeti $\%65 \pm \%3$ olan laboratuvar ortamında tutuldular. Harçların eğilme mukavemetlerinin bulunması işlemi $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ boyutunda dökülen prizmatik numuneler kullanılarak yapıldı. Eğilme mukavemetinin bulunması için toplam 18 adet numune üretildi. Eğilme mukavemeti deneyleri yapıldıktan sonra, kırılmış parçalar kullanılarak $40 \times 40 \text{ mm}^2$ alan üzerinden basınç mukavemetleri bulundu. Yine, $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ boyutunda 18 adet numune üretilip, bu numuneler kesilerek $40 \times 40 \times 80 \text{ mm}^3$ boyutlarına getirildi. $40 \times 40 \times 80 \text{ mm}^3$ boyutundaki bu numuneler üzerinden basınç dayanımı ve elastisite modülleri değerleri bulundu.

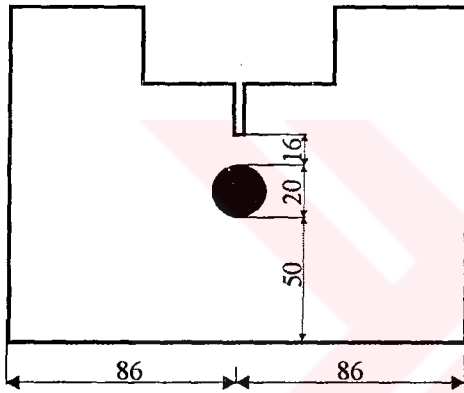
Numunelerin ara yüzey kırılmasını incelemek için çok değişik parametreler ele alınmıştır. Bu parametreler, ara yüzey kırılmasına agrega çapının ve sayısının etkisi, silis dumanının etkisi ve donma çözülme tekrarlarının etkisidir. Bu parametreleri incelemek için model numuneler üretilmiştir. Bu çalışma, betonun lattis modelle simülasyonu için gerekli olan dataları oluşturmak ve kırılma esnasında malzemenin davranışını gözlemlene için yapılmıştır. Betonun meso düzeyde davranışını incelemek için gerekli olan numuneleri üretmek oldukça zahmetlidir. Bu tip numunelerin yapımı

sırasında oluşacak olan numune kusurları deneyin sonucunu hassas bir şekilde etkilemektedir.

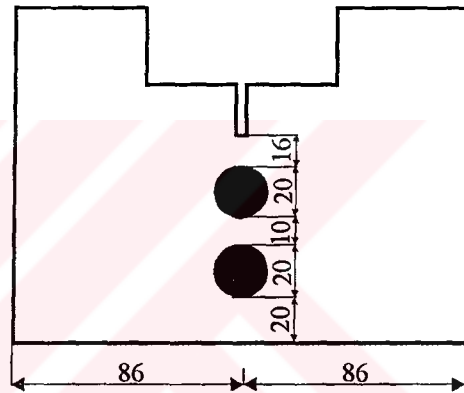
Betonun ara yüzey kırılmasını incelemek için kullanılan numuneler temelde agregasız ve agregalı olmak üzere iki kısma ayrılmaktadır. Bunun yanında, silis dumanın agrega ile matris arasındaki ara yüzey bölgesine olan etkisini araştırmak için numuneler hazırlandı. Donma-çözülme tekrarlarının ara yüzey ve harç dayanımına olan etkisi de incelenmiştir. Agregalı numunelerde iki farklı çapta silindirik agrega kullanılmıştır. Buradaki silindirik agregalar nehir agregasını temsil etmektedir. Ayrıca, kırmataş agregayı temsil etmek için kare şeklinde agregalar kullanılmıştır. Şekil 4.13a de numune boyutları verilmektedir. Şekilde gösterildiği gibi, numuneye 4mm genişliğinde 20mm uzunluğunda bir çentik açılmıştır. Çatlak ilerlemesi bu çentikten başlatılmaktadır. Şekil 4.13b de 20mm çaplı tek agregalı numune, Şekil 4.13c de ise, 20mm çaplı çift agregalı numune gösterilmektedir. Agregaların pozisyonları bu şekiller üzerinde gösterilmektedir. Şekil 4.13d de 10mm çaplı tek agregalı numune, Şekil 4.13e de ise 10mm çaplı çift agregalı numune gösterilmektedir. Çentiğe yakın olan agregaların mesafesi numunelerin tamamında 16mm dir. Çift agregalı numunelerde iki agrega arasındaki mesafe 10mm alınmıştır. Kırmataş agregaların betonun dayanımı üzerine etkisini araştırmak için Şekil 4.14 de gösterilen kare agregalar kullanılmıştır. Kare agregaların boyutları 20×20mm alınmıştır. Agregaların birbiriyle olan etkileşimlerini incelemek için çift agregalar kullanılmıştır. Çekme numunelerinin üretiminde, Şekil 4.15 de gösterilen özel olarak imal edilmiş çelik kalıplar kullanılmıştır. Kalıplarda üç adet bölme bulunmaktadır. Böylece, aynı anda bir kalıpla üç adet numune yapılabilir. Şekil 4.15 de gösterilen kalıp, bir çerçeve, alt tabla ve agregayı kalıba tutturmak için bir sıkma civatasından oluşmaktadır. Model numunelerin kalınlıkları 15mm dir. Kalıpların yüksekliği 17mm alınmıştır. Şekil 4.16 da model agregaların kalıba yerleştirilmesi gösterilmektedir. Agregalar kalıba yerleştirilmeden bir gün önce musluk suyu içerisine bırakılarak suya doymun hale getirildi. Küçük bir mikser içinde yapılan karışım kalıplar içerisine dökülmüştür. Harcın kalıp içerisinde sıkıştırılma işlemi çelik bir çubukla vurarak sağlanmıştır. Her bir noktaya üniform bir şekilde 25 vuruş yapılmıştır. Agregalar ile harç arasında iyi bir sıkıştırma işlemi sağlanmıştır. Kalıbın üstüne taşan harçlar bir sıyrma bıçağıyla kaldırılmış ve numune yüzeyi düzgün bir şekilde tesviye edilmiştir.



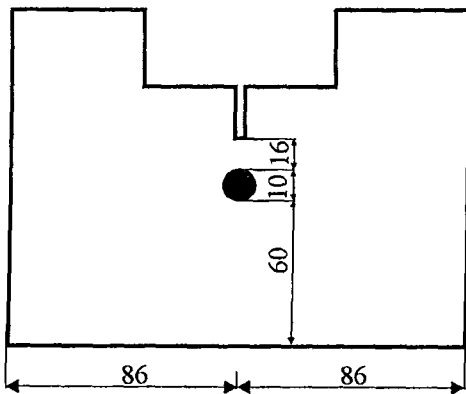
a) Numune Boyutları



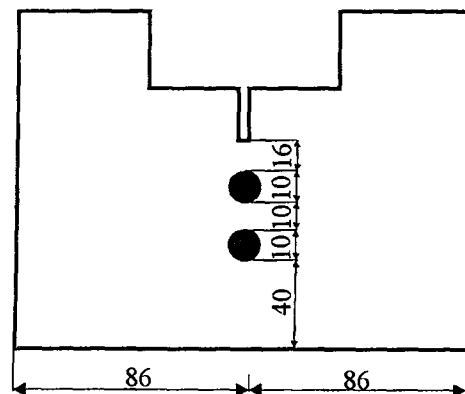
b) 20mm Çaplı Tek Agregalı Numune



c) 20mm Çaplı Çift Agregalı Numune



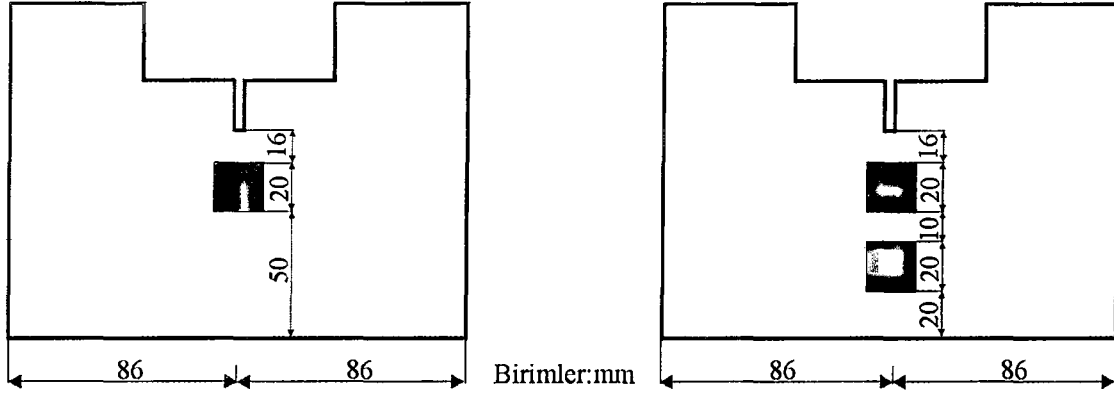
d) 10mm Çaplı Tek Agregalı Numune



e) 10mm Çaplı Çift Agregalı Numune

Boyutlar:mm

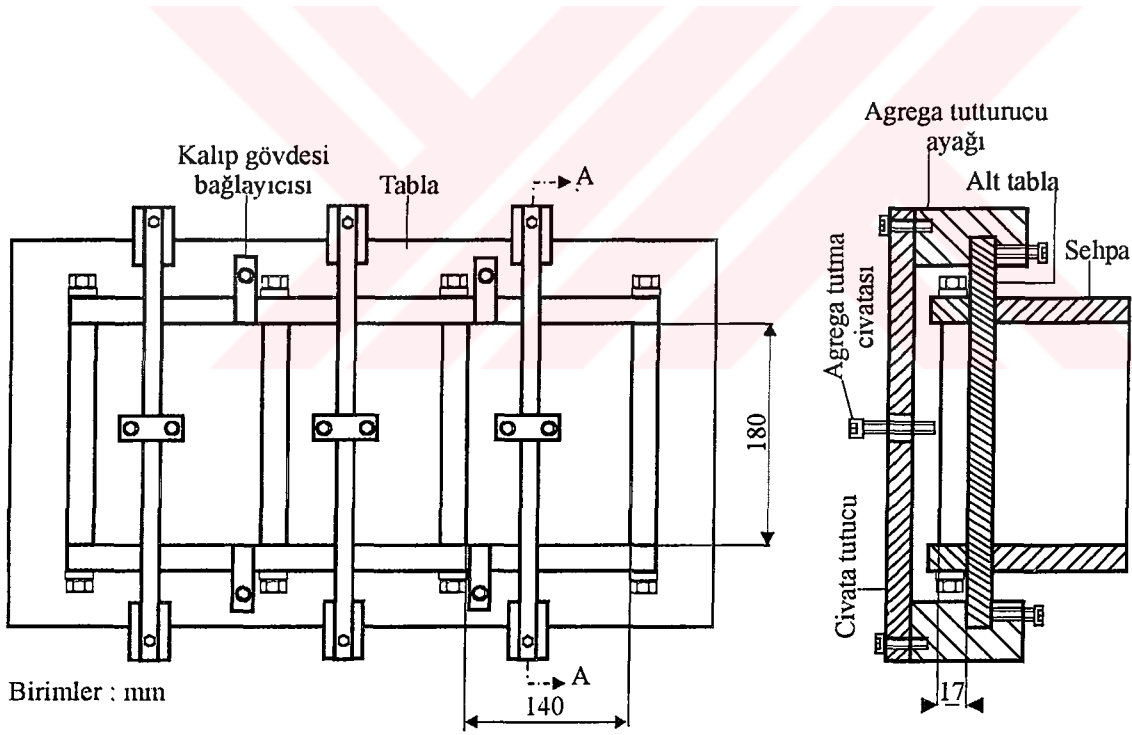
Şekil 4.13 Numune Boyutları ve Silindirik Agregalı Numuneler



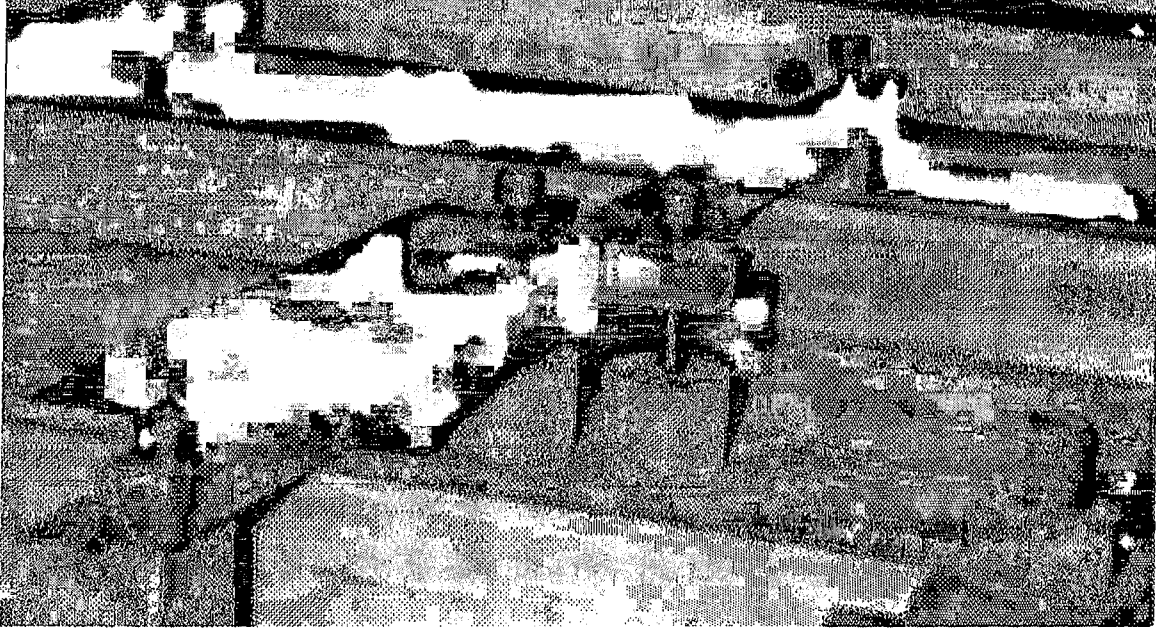
a) 20mm Kare Tek Agregalı Numune

b) 20mm Kare Çift Agregalı Numune

Şekil 4.14 Kare Agregalı Numuneler



Şekil 4.15 Model Çekme Numuneleri İçin Çelik Kalıp



Şekil 4.16 Model Agregaların Kalıba Yerleştirilmesi

Harç döküm işleminden sonra numunelerin yüzeyleri kauçuk bezlerle örtülerek sıcaklığı $20^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$ ve rutubeti $\%65 \pm \%3$ olan laboratuvar ortamında iki gün kalıp içinde tutuldu. İkinci günün sonunda, kalıp içerisinden çıkarılan numuneler 96 gün $20^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$ deki kireçli musluk suyu içerisinde bekletildi. 96. günün sonunda donma-çözülme davranışı incelenecek olan numuneler üzerinde donma-çözülme tekrarları başlatıldı.

4.4 Donma-Çözülme İşlemleri

Donma, sıvı bir maddenin katı hale geçmesi olayıdır. Sıvılar donarak katı hale geçtiklerinde hacimlerinde bir miktar artış meydana gelmektedir. Örneğin, su sıvı halden katı hale geçtiğinde hacmi $\%10$ kadar artmaktadır. Taş yapılı malzemelerin büyük çoğunluğu bünyelerinde bir miktar boşluk içermektedir. Bu malzemeler permeabilite nedeniyle bünyelerine bir miktar su alıp doymun hale gelmektedir. Buz

haline gelen suyun hacmi arttığında, beton içerisinde iç gerilmeler oluşmaktadır. Beton içerisindeki agreganın yüzeyini çepeçevre saran buz filmi üç eksenli bir gerilme de oluşturmaktadır. Bundan başka, ısı değişimi neticesinde agregalar arasında bulunan çimento hamurunda çatlaklar meydana gelmektedir. Yaklaşık olarak -40°C sıcaklıkta çatlakların artmasıyla birlikte agrega ile çimento hamuru arasındaki bağ bozulup zayıflamaktadır. Çimento hamuru içerisindeki kapiler gözeneklerde bulunan su donduğunda genişmekte ve donmamış suyun bir kısmı hidrolik basınç vasıtasıyla dışarı atılmaktadır. Hidrolik basıncın şiddeti çimento hamurunun permeabilitesine, doyma derecesine, doldurulmamış haldeki en yakın gözenekler arasındaki mesafeye ve donma süresine bağlı olmaktadır(Newille, 1972).

Herhangi bir noktadaki hidrolik basınç miktarı harcın çekme dayanımından fazla olduğunda yerel çatlaklar oluşmaktadır. Rutubetli ortamlarda donma-çözülme tekrarları sonucunda su çatlaklara girmektedir. Donma-çözülme devir sayısının artmasıyla birlikte betondaki hidrolik basınç artmaktadır. Donmanın harç üzerindeki net etkisi, kılcal gözeneklerdeki potansiyel hacim artışıyla ilgilidir. Donma-çözülme etkisi altındaki betonun içinde iyi bir şekilde dağılmış hava boşluğunun hidrolik basıncı azalttığına inanılmaktadır. Betonun içerisinde hava boşluğu bulunması durumunda buz aşırı derecede basınç artışı yapmadan tehlikesiz bir şekilde hava boşluğu içerisinde birikmektedir. Kabul edilebilir en büyük boşluk boyutu 2mm ve mevcut boşluk hacmi betonun toplam hacminin % 4-6 kadar olmalıdır. Su/çimento oranının küçük olması betonun dona dayanıklılığını iyi yönde etkilemektedir. Düşük su/çimento oranı buzun genişleme kuvvetinin yanında, hidrolik basınçla yüklenmiş bağlayıcının çekme gerilmelerine karşı dirençlerini artırmaktadır. Yapılan bu çalışmada, donma-çözülme tekrarlarının, silis dumanı, agrega çapı, agrega sayısı, agrega geometrisi ve donma-çözülme devir sayısının değişimiyle numune üzerine yapacağı etki araştırılmıştır.

Numuneler üzerinde yapılan donma çözülme deneyleri ASTM C 666-97 ye göre yapıldı. Bu standartta iki farklı prosedür takip edilerek donma-çözülme deneyleri yapılabilmektedir. A ve B prosedürleridir. Prosedür A su içindeki hızlı donma çözülmeyi, prosedür B ise havada donma-suda çözülmeyi anlatmaktadır. Kullanılan model agregalar donma-çözülmeye karşı dayanıklıdır ve matris içerisinde yeteri kadar hava boşluğu bulunmaktadır. Bu çalışmada, Prosedür B takip edilerek numuneler üzerinde yapılan donma-çözülme deneyleri aşağıda anlatıldığı gibi yapılmıştır. Prosedür

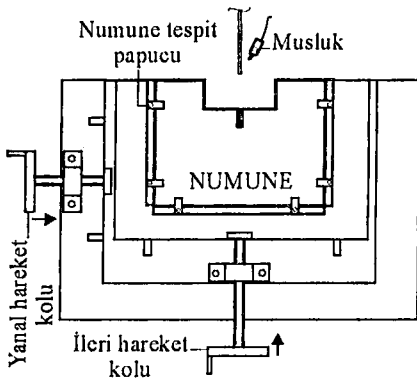
B ye göre numune havada dondurulup, suda çözülmüştür. Numune üzerindeki ısının üniform yayılması sağlanmıştır. Numune alanının tamamının buzdolabı içerisindeki sehpa ile temas halinde olmaması için Şekil 4.17 de gösterilen özel kafesler kullanılmıştır. Sıcaklık-nem ölçer aleti EXTECH marka olup dijital göstergelidir. Hassasiyeti 1.1°C dir. Bir termokople numunenin tam orta kısmına beton dökümü sırasında yerleştirilmiştir. Numunenin çekirdek kısmındaki sıcaklık hassas bir şekilde ölçülebilmektedir. Betonun donma işlemini gerçekleştirmek için özel üretim bir derin dondurucu yaptırılmıştır. Numunelerin donma-çözülme işlemleri el ile yapılmaktadır. Özel tel kafes içerisine konulan numuneler, musluk suyuyla doldurulmuş bir havuz içerisine konulmaktadır. Numunenin havuz içerisinden çıkarılıp ta dondurucu içerisine konulması işlemi, numunede rutubet azalmasını önlemek için hızlı bir şekilde yapılmıştır. Ölçme cihazı yardımıyla dondurma süresi içerisindeki maksimum ve minimum sıcaklıklar da aletin hafızasında kaydedilebilmektedir. Numunelerin sıcaklığı $+5^{\circ}\text{C}$ den -18°C ye 3 saatte düşürülmüştür. Bu işlemden sonra, numune su içerisinde çözülmeye bırakılmıştır. Numunenin sıcaklığı 30 dakika içerisinde -18°C den $+5^{\circ}\text{C}$ ye çıkarılarak çözülme işlemi tamamlanmıştır. Numunelere 35 ve 70 devirlik donma çözülme tekrarları uygulanmıştır. Numunelerin buzdolabından çıkarılıp, çözülmesi için su içerisine konması işlemi yaklaşık olarak 4 dakika sürmüştür. Donma-çözülme tekrarları sonunda numunenin fiziksel görünümünde herhangi bir değişim olmadığı gözlenmiştir. Donma-çözülme işlemi esnasında numunede bulunan çentik ve yükleme çeneleri etrafında kılcal çatlaklar oluşmaması için, numunenin kesilerek esas geometrinin oluşturulması donma-çözülme işleminden sonra yapılmıştır.

Donma-çözülme işleminden sonra, numunelerin her iki yüzeyi yüksek devirde dönen, üzerine zımpara kağıdı yapıştırılmış bir disk yardımıyla düzeltilmiştir. Kalıptan çıktıktan sonra 17mm olan numune kalınlığı, her iki yüzey zımparalanarak 15 mm ye düşürülmüştür. Numunelerin kesilip esas geometrilerine getirilmesi için, Şekil 4.18a da gösterilen düzenek imal edildi. Düzenek, üzerinde elmas uçlu testere bulunan mevcut bir alet üzerine yerleştirilmiştir. Numunelerin kalıpla temas eden yüzeyleri daha önceden bir miktar kesilmiştir. Böylece, numunede oluşan duvar etkisi ortadan kaldırılmıştır. Kesme işleminde, çekme çenelerinin düzgün bir şekilde kesilmesine özen gösterilmiştir. Düzgün kesilmeyen bazı ön deneme numunelerde çatlak yörüngesinin bu durumdan oldukça fazla etkilendiği gözlenmiştir. Numune kesme kalıbına özenle

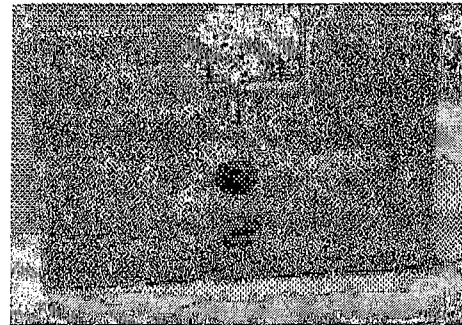
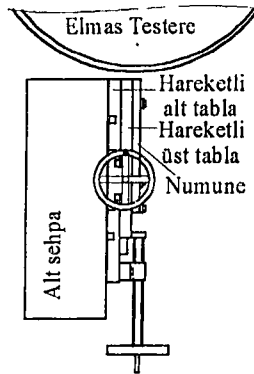
yerleştirilmiş ve kesme işleminden önce numunelerin kesilecek kısımları işaretlenmiştir. Kesme işlemi sırasında kesilen kısımların pürüzsüz ve düzgün bir şekilde elde edilebilmesi için basınçlı su kullanılmıştır. Kesilmiş numune Şekil 4.18b de gösterilmektedir. Bu işlemler tamamlandıktan sonra, numuneler çekme deneyinin yapılacağı güne kadar tekrar kür odasında bekletilmiştir.



Şekil 4.17 Donma -Çözülme İşlemi



a) Numune Kesme Kalıbı



b) Kesilmiş Numune

Şekil 4.18 Kesme Kalıbı ve Kesilmiş Numune

4.5 Harçların Basınç ve Eğilme Dayanımları

Bu kısımda, silis dumanı ilave edilmiş harç numunelerin basınç ve eğilme dayanımındaki değişimler incelenmiştir. 35 ve 70 devirlik donma-çözülme tekrarlarına maruz bırakılmış silis dumanlı ve dumansız harç numunelerin basınç ve eğilme dayanımları da incelenmiştir. Basınç ve eğilme dayanımlarının bulunmasında kullanılan presler yük kontrollüdür. Basınç dayanımının bulunmasında bilinen klasik prosedür takip edilmiştir. Harçların basınç dayanımının tespitinde kullanılan numunelerin presin tablası ile temas eden kısımları düzgün bir şekilde taşlanmıştır. Böylece, pürüzlü olan yüzeyin, basınç dayanımının bulunması sırasında oluşturacağı olumsuzluklar ortadan kaldırılmıştır. Harçların eğilme dayanımının bulunması işleminde kirişler kullanılmıştır. Bu kirişler üzerinde üç noktalı eğilme deneyleri yapılmıştır.

Bölüm 4.3 de bahsedilen basınç ve eğilme numunelerinin isimleri ve mukavemet değerleri Tablo 4.3 de verilmektedir. Bu değerler, $40 \times 40 \times 80$ mm³ prizmatik numunelerin 40 mm uzunluğundaki doğrultuda 40×40 mm² alanlarının yüklenmesiyle elde edilmektedir. Tablo 4.3 de normal ve silis ilaveli numuneler gösterilmektedir. Silis dumanı içeren numuneleri isimlendirmede S harfi kullanılmıştır. Silis dumansız numunelerde ise sadece N harfi kullanılmıştır. Numune isimleriyle birlikte verilen rakamlar donma-çözülme tekrar sayısını göstermektedir. Örneğin, N35 numunesi silis dumansız ve 35 defa donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmış numuneyi temsil etmektedir.

Tablo 4.3 de verildiği gibi, silis dumanlı numunelerin basınç ve eğilme mukavemetleri değerleri silis dumansız numunelere kıyasla daha fazla olmaktadır. Silis dumanlı numunelerde basınç dayanımı artışı % 10 kadar olmuştur. Eğilme dayanımındaki artış ise % 7 kadar olmuştur. Silis dumansız numunelerde, 35 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra basınç dayanımında önemli sayılacak bir değişme olmamıştır. Bu numunelerde 70 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra dayanımda meydana gelen azalma % 6.2 kadar olmuştur. Numuneler üzerinde gözle yapılan incelemede, fiziksel görünüşte herhangi bir değişim olmadığı tespit edilmiştir. Silis dumansız numunelerde eğilme dayanımındaki değişim oranları, basınç dayanımındaki değişim oranlarından farklılıklar göstermiştir. 35 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra eğilme dayanımındaki azalma oranı %6.2 ve 70 devirden sonra %14 kadar

olmuştur. Görüldüğü gibi, 35 devirden sonra donma-çözülmenin şiddetinde bir artış meydana gelmiştir.

Silis dumanlı numunelerde 35 devirlik donma-çözülme işleminden sonra, numunenin basınç dayanımındaki azalma oranı %2.4 kadar olmuştur. 70 devir sonunda basınç dayanımındaki azalma oranı % 5.4 olmuştur. Bu durumda, harçlara silis dumanın ilave edilmesiyle donma-çözülme şiddetinde bir miktar azalma olacağı sonucu ortaya çıkmaktadır. Silis dumanı içeren harç numunelerinin, 35 devirlik donma-çözülme tekrarı sonunda eğilme dayanımındaki azalma miktarı % 4.3 kadar olmuştur. Eğilme dayanımındaki azalma, 70 devirlik donma-çözülme tekrarı sonunda % 10 kadar olmuştur. Bu oranlar, silis dumanı içermeyen harç numunelerle karşılaştırıldığında daha düşük olduğu ortaya çıkmaktadır. Sonuç olarak, harç içerisine silis dumanı ilavesi donma-çözülmeye karşı direnci olumlu yönde etkilemektedir. Silis dumansız ve silis dumanlı prizmatik harç numunelerinin donma-çözülme tekrarlarıyla basınç dayanımlarındaki değişim Şekil 4.19 da silis dumansız ve silis dumanlı numunelerde donma-çözülme şiddetinin değişimi açık bir şekilde gösterilmektedir.

40×40×80 mm² numuneler üzerinden, 80mm uzunluk doğrultusunda yüklenen numunelerde hem basınç hem de elastisite modülleri tespit edildi. Gerilme-şekil değiştirme eğrisinde basınç mukavemetinin 1/3'lük kısmına kadar olan bölgede lineer regrasyon yapılarak statik elastisite modülleri hesaplanmıştır.

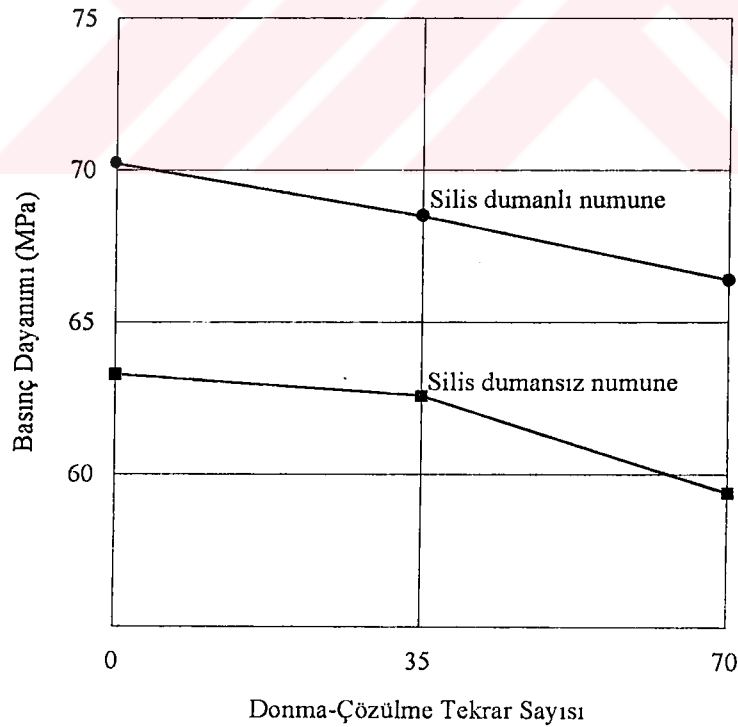
Tablo 4.3 Harç numunelerin basınç ve eğilme mukavemetleri sonuçları

Numune Adı	Basınç Mukavemeti (MPa)	Eğilme Mukavemeti (MPa)
N	63.3	12.8
N35	62.6	12.0
N70	59.4	11.0
NS	70.2	13.9
NS35	68.5	13.3
NS70	66.4	12.5

Bu değerler Tablo 4.4 de verilmektedir. Silis dumanı ilave edilen harçların basınç dayanımındaki artışa bağlı kalarak, elastisite modülünde de bir miktar artış meydana gelmiştir. Silis dumanı ilaveli harç numunelerin elastisite modülünde meydana gelen artış miktarı %8.2 kadar olmuştur. Donma-özölme tekrarları sonucunda ise elastisite modüllerinde de bir miktar azalma meydana gelmiştir.

Tablo 4.4 Harç numunelerin basınç dayanımı ve elastisite modülleri sonuçları

Numune Adı	Basınç Mukavemeti (MPa)	Elastisite Modülü (MPa)
N	53.0	32300
N35	51.8	32100
N70	50.9	32000
NS	56.7	35200
NS35	55.0	35000
NS70	53.6	34870



şekil 4.19 Basınç Dayanımı Donma-özölme Tekrar Sayısı Değişimi

4.6 Kompakt Çekme Deney Numuneleri Sonuçlarının Değerlendirilmesi

Bu bölümde, kompakt çekme harç numuneleri üzerinde yapılan deneyler anlatılmaktadır. Silis dumanlı-dumansız, donma-çözülme tekrarlı-tekrarsız kompakt çekme harç numunelerinin kırılma davranışları detaylı bir şekilde araştırılmıştır. Silis dumanlı ve dumansız harç içerisine yerleştirilmiş agregalar ile harç arasındaki ara yüzeyin kırılma davranışı incelenmiştir. Donma-çözülme tekrarlarının, agrega ile harç arasındaki ara yüzeye olan etkisi mikroskopla incelenmiştir. Harç numuneler içerisine gömülen silindirik agregalar nehir agregasını ve kare agregalar da kırmataş agregaları temsil etmektedir. Agrega ve harç arasındaki ara yüzey davranışını incelemek için, 10mm ve 20mm çaplı agregalar kullanılmıştır. Kompakt çekme harç numuneler üzerinde yapılan çalışmanın amacı, hem betonun çekme davranışının yukarıda sayılan parametrelerle değişimini incelemek, hem de geliştirilecek olan lattis model için gerekli dataları elde etmektir. Donma-çözülme tekrarlarının, çekme gerilmesi altındaki harç numuneler üzerine etkisi konusunda ilgili literatürdeki datalar sınırlı sayıdadır. Çekme kuvveti altındaki beton numuneler üzerine, donma-çözülme tekrarlarının etkisi konusunda yapılan deneyler genellikle makro düzeydedir. Bu çalışmalar, betonun basınç ve indirekt çekme etkisi altındaki dayanımlarının bulunmasıyla sınırlı kalmıştır. Bu kısımda, çekme numuneleri üzerinde yapılan deneylerden elde edilen sonuçlar verilmiş, numunelerinin kırılmaları esnasında gözlenen çatlak ilerlemesi detaylı bir şekilde irdelenmiş ve numune davranışları birbirleriyle karşılaştırılmıştır.

Agregasız, silis dumanlı-dumansız ve donma-çözülme tekrarlı harç numunelerin kırılma davranışı ile yük-çatlak ucu açılması ilişkisini incelemek için her deney serisinde üç adet numune kullanılmıştır. Her bir deney serisindeki üç numunenin yük-CMOD eğrileri birbirine benzerdir. Bu nedenle, her bir deney serisinde sadece bir numuneye ait olan yük-CMOD eğrisi verilmektedir. Bu eğri tipik yük-CMOD eğrisi olarak isimlendirilmektedir. Böylece, deneylerden elde edilen sonuçların karşılaştırmaları daha kolay bir şekilde yapılabilmektedir. Kompakt çekme harç numuneleri deneylerine ait yük-çatlak ucu açılması eğrilerinin tamamı EK-2 de verilmektedir. Deneylerden elde edilen yük değerleri numune kalınlığına bölünerek birim yük değeri elde edilmiştir. Numune kalınlığı 15 mm dir. Bu nedenle, yük-CMOD eğrilerinde gösterilen yük birimi N/mm dir.

Yük-çatlak ucu açılması değeri eğrisi altında kalan alana kırılma işi ismi verilmektedir. Kırılma işi W_F ile gösterilmektedir. Kırılma işi değerleri, 75 μ m ve 150 μ m çatlak ucu açılması değerleri için hesaplanmıştır. Kırılma işi değerlerinin hesaplanması işleminde, en küçük kareler yöntemi esasına dayalı CurveFit adlı bir paket program kullanılmıştır. W_{F75} ve W_{F150} sırasıyla, 75 μ m ve 150 μ m lik çatlak ucu açılmasına karşılık gelen kırılma işleridir. 150 μ m lik çatlak ucu açılmasında numunenin tamamen kırılıp iki parçaya ayrıldığı kabul edilmiştir. Farklı özelliklere sahip numuneler arasında daha iyi bir kıyaslama yapabilmek için, 75 μ m lik çatlak ucu açılmasına karşılık gelen kırılma enerjileri de karşılaştırılmıştır. Kırılma işi hesaplandıktan sonra, numunelerin kırılma enerjileri hesaplanmıştır. Her bir numuneye ait kırılma işi hesaplayabilmek için, çatlak uzunluğu L_k değerinin hesaplanması gerekmektedir. Bu çalışmada, numune tam olarak iki parçaya ayrıldıktan sonra makro çatlak uzunluğu dijital bir alet kullanılarak ölçülmüştür. Kompakt çekme numunesinin kırılma enerjisi, kırılma işinin çatlak uzunluğuna bölünmesiyle elde edilmektedir. Kırılma enerjisi aşağıda verilen formül kullanılarak hesaplanmıştır.

$$G_F = W_F / L_k \quad (4.1)$$

Ayrıca, her bir numuneye ait kırılma enerjileri pik yüke bölünerek, numunelerin rölatif süneklilikleri ölçülmüştür.

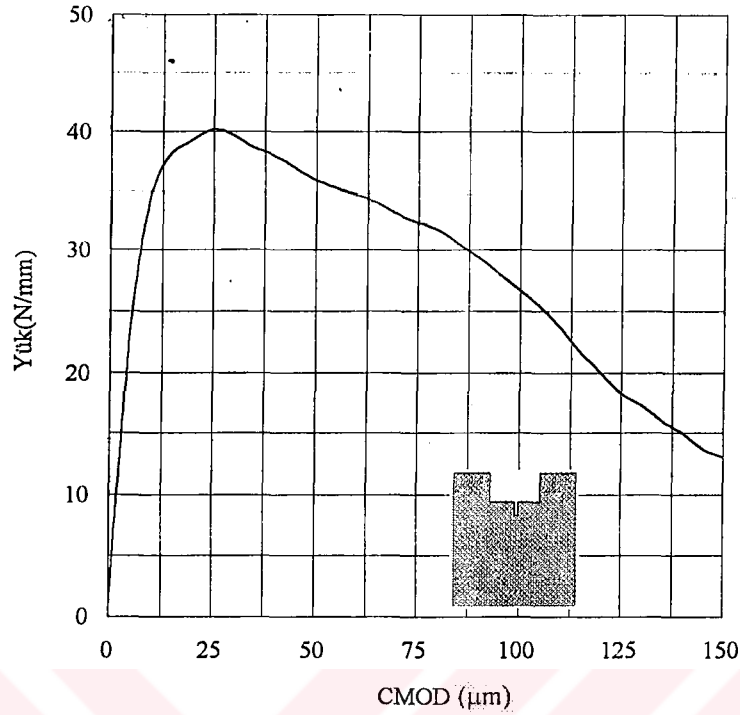
Kompakt çekme harç numunelerin isimlendirilmesi işlemine kullanılan N harfi, içinde agrega içermeyen numuneyi temsil etmektedir. Bu harfin önündeki rakam ise donma-çözülme tekrar sayısını göstermektedir. Eğer harfin önünde rakam yok ise, bu numunenin donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmadığını göstermektedir. Örneğin, N35 numunesindeki N harfi agregasız numuneyi, 35 rakamı ise donma-çözülme tekrar sayısını göstermektedir. Numunede meydana gelen çatlak ilerlemesi Hemel Hempstead marka bir el mikroskobuyla incelenmiştir. Bu çalışmada daha ziyade makroskopik olarak gözlenen çatlak mekanizması ve yük-çatlak ucu açılması eğrileri üzerinde durulmuştur.

Numune çekme çeneleri arasına daha önceden belirtildiği gibi yerleştirildi. Aletin kalibrasyonu yapıldıktan sonra, numuneye yük verme işlemine başlandı. Deney deformasyon kontrollü olarak yapıldı. Bu çalışmada, deformasyon hızı 0.03 μ m/sn

olarak alınmıştır. Her bir numunenin kırılma işleminden sonra aletin kalibrasyonu tekrar yapıldı.

N numunesine ait tipik yük-çatlak ağız açılması grafiği Şekil 4.20 de gösterilmektedir. Numunenin heterojen yapısı nedeniyle, çatlama işlemi çentiğin sağ veya sol kenarından başladı. Yükleme esnasında mikroskopla yapılan incelemede, pik yüke ulaşılmadan önce numunede kılcal çatlakların oluştuğu gözlemlendi. Numunelerin bazılarında pik yüke ulaşmadan önce gözlenen mikroçatlaklar takip edilemedi. Çatlak ilerlemesinin ilk işaretleri pik yükün yaklaşık olarak, %85 ila 90 da gözlenmiştir. Pik yüke ulaşılırken çatlak ilerleme hızında bir azalma gözlenmiştir. Pik yüke ulaşıldığında, bir miktar stabilitesizlik meydana geldi. Fakat, pik yükten hemen sonra çatlak ilerlemesi stabilleşti ve çatlak ilerlemesi mikroskopla rahat bir şekilde gözlemlendi. Pik yükten hemen sonra, çatlak uzunluğunda hızlı bir artış gözlenmiştir. Numune geometrisi ve sınır koşullarının çatlak yörüngesini etkilediği ortaya çıkmıştır. Numunede gözlenen çatlak yörüngesi dikkate alındığında, bu yörüngenin deney düzeneğinin yapısından etkilenmediği ortaya çıkmaktadır. Çatlağın ilerlemesi malzemedeki heterojenlikle yakından ilgilidir. Ana çatlağın yörüngesi numunenin sünekliliğini etkilemektedir. Şekil 4.20 de görüldüğü gibi, 25µm çatlak ucu açılması değerinde maksimum yüke ulaşılmış ve bu noktadan sonra çatlak açılma hızında bir artış meydana gelmiştir. Çatlak açılması deformasyon hızı reostater yardımıyla sabit bir değerde tutulmuştur. Mikroskopla yapılan incelemede, çatlak yörüngesi boyunca birden fazla çatlak köprüleşmesi olduğu gözlemlendi. Agregat içermeyen bu numunede bile, bağ çatlaklarının oluştuğu gözlemlendi. Örneğin, N tipi numunelerde çatlak ilerlerken, 425µm maksimum çaplı kum tanelerinin etrafından geçmiştir. Bazı numunelerde ana makroçatlak yörüngesinden sapmış, başka makro çatlakların oluştuğu gözlenmiştir. Bu makro çatlaklar sert bir kum tanesine çarpıncaya kadar ilerlemiştir. Bazen de, çatlak belirli bir noktaya kadar ilerlemiş ve bir kum tanesine çarptığında bağ dayanımını aşmış da, kum tanesi etrafından yoluna devam edememiştir. Kum tanesinin çekme dayanımını aşmış, kumu iki parçaya ayıramamış ve böylece bu noktada çatlak ilerlemesi sona ermiştir. Gerçekte, çatlağın ilerlemesi esnasında ilerleyen çatlak, farklı karar mekanizmalarını göz önüne alarak, yörüngesini kendisi tespit etmektedir. Çok sayıda çatlak köprüleşmesinin oluşması, numunenin kırılma enerjisini artırmaktadır. Ayrıca, çatlak köprüleşme sayısının fazla olduğu numunelerde yük-çatlak ucu açılması eğrisinin

kuyruk kısmı yukarı doğru kalkmıştır. Daha büyük çaplı kum taneleri etrafında, daha fazla köprüleşme olayı olduğu ortaya çıkmıştır. Çatlak köprüleşme şekli EK-3 de verilmektedir. Tablo 4.5 de, numunelerin maksimum kırılma yükleri ve kırılma enerjileri verilmektedir. Bu tabloda, kırılma enerjileri birinci pik yüklere bölünerek, numunenin bir süneklilik ölçüsü de hesaplanmıştır. Tabloda görüldüğü gibi, donma-çözülme işlemine maruz bırakılmayan numunelerin ortalama kırılma enerjisi, donma-çözülme tekrarına maruz bırakılan numunelerin kırılma enerjisinden daha yüksektir. EK-2 de yük-çatlak ucu açılması eğrileri gösterilmiştir. N numunelerinde, donma-çözülme işlemine maruz bırakılmış numunelerin yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmı, donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmayan numunelere kıyasla daha düşük olmaktadır. Donma-çözülme tekrarlarından dolayı numune içerisinde, yeni küçük boşluklar oluşmuştur. Donma-çözülme tekrarları sonucunda, bu boşluklar numune içerisindeki kılcal çatlakları birbirlerine bağlamaktadır. Böylece, numuneyi kırmak için daha az bir yüke gereksinim duyulmaktadır. Yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmının şekli, donma-çözülme tekrarlarının beton numune üzerine yaptığı etki ve şiddet hakkında çok faydalı bilgiler vermektedir. Numune üzerindeki her bir donma-çözülme tekrarından sonra, numune yüzeyi mikroskopla incelendi. Yapılan incelemede, 60. tekrardan sonra numune yüzeyinde mikroçatlakların olduğu gözlemlendi. Bu mikroçatlaklar muhtemelen büzülmeden dolayı oluşmuş ve donma-çözülme tekrarlarıyla belirginleşmiştir. Tablo 4.5 de gösterildiği gibi, donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmamış numunenin kırılma yükü, 35 ve 70 devir donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmış numunelerden sırasıyla, %6 ve %11 daha fazla olmaktadır. 75µm çatlak ucu açılması değerinde, donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmamış numunenin kırılma enerjisi, 35 ve 70 devir donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmış numunelerin kırılma enerjilerinden sırasıyla, %15 ve %21 daha fazla olmuştur. 150µm çatlak ucu açılması değerinde ise, bu oranlar sırasıyla, %14 ve %24 kadar olmuştur. Kırılma enerjisinin pik yüke bölünmesiyle elde edilen süneklilik değerinde, donma-çözülme tekrarları sonucunda bir azalma meydana geldiği gözlenmiştir. Relatif süneklilik değerindeki azalma miktarı, 75µm CMOD değerinde 35 devir için %9 ve 70 devir için %11 olmuştur. 150µm CMOD değeri için, 35 ve 70 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra, sırasıyla %9 ve %14 olmuştur. 150µm CMOD değerinde numunelerin tamamının kırıldığı kabul edilmiş ve datalar bu değere kadar alınmıştır.



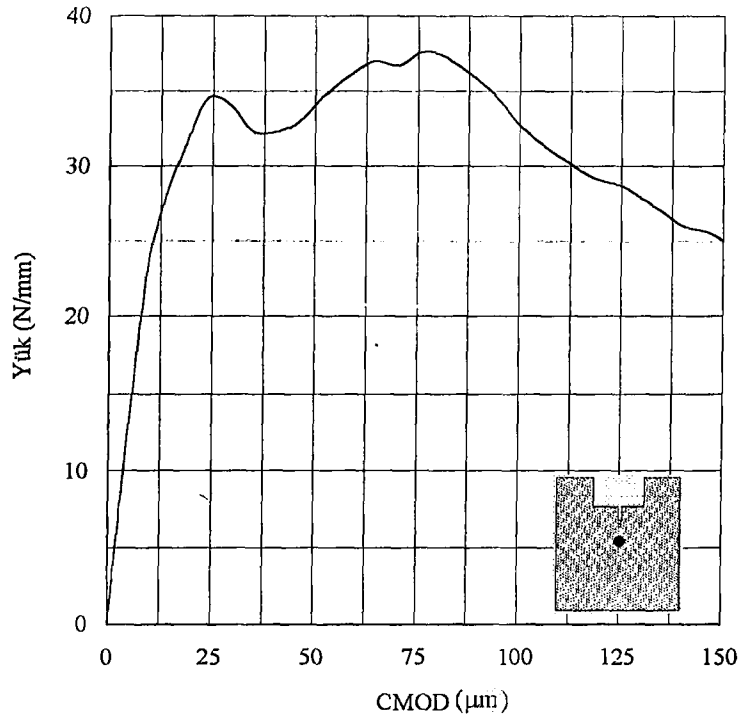
Şekil 4.20 N Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.5 N tipi numunelere ait deney sonuçları

Numune Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N.µm/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N.µm/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
N	41.1	2659	30.2	0.73	4541	51.6	1.26	88
N35	38.5	2313	25.7	0.66	3981	44.2	1.15	90
N70	36.2	2185	23.8	0.65	3606	39.2	1.08	92

TF10, harç içerisine gömülmüş 10mm çapında tek agregalı numuneyi temsil etmektedir. F harfi, agreganın silindirik olduğunu göstermektedir. Bir başka deyişle, nehir agregasını temsil etmektedir. Agreganın matris içerisine yerleştirilme pozisyonu ve ölçüleri Bölüm 4.3 de, Şekil 4.13d de verilmişti. Agreganın dayanımı harç kısmın dayanımından daha yüksektir. Bu tip numunelerde, agrega ile matris arasındaki ara yüzey geçiş bölgesinin dayanımı, hem agrega hem de matris dayanımından düşüktür. Numune çekme yüküyle yüklendikten sonra, çatlama çentikten başladı. Çentiğin hem

sağ tarafında hem de sol tarafında izole olmuş çatlaklar gözlenmiştir. İzole olmuş çatlakların oluşumundan hemen sonra, numunede hızlı bir çatlak ilerlemesi gözlenmiştir. Hızlı çatlak ilerlemesinden hemen sonra, birinci pik yük $25\mu\text{m}$ çatlak ucu açılması değerinde meydana gelmiştir. Birinci pik yükün değeri daha önce verilen N tipi sadece matris içeren numunelerin pik yükünden daha az olmuştur. Bu durum, matris içerisinde bulunan agreganın etrafında gerilme yoğunlaşması gerçeğiyle açıklanabilir. Matrise göre daha sert olan agreganın tanesi ile çentikğin alt kısmı arasında çok büyük bir çekme gerilmesi oluşmaktadır. Matrisin dayanımı ise, sadece harç içeren bir numunenin dayanımı ile aynı olacağından, agreganın var olması çatlak başlatmak için gerekli olan yükü azaltmaktadır. Agreganın çentikten ne kadar uzakta olursa gerilme yoğunlaşması değerinin o kadar küçük olacağı bir gerçektir. Birinci pik yüke ulaşmadan önce çentikle agreganın arasında bir kaç çatlak köprüleşmesinin olduğu gözlenmiştir. Matris içerisinde bulunan agreganın, var olan çatlak ilerlemesini bir süre durdurmaktadır. İlerleyen çatlak agregaya dik bir şekilde çarptıktan sonra, çatlağı ilerletmek için ilave kırılma enerjisine ihtiyaç duyulmaktadır. Bu durum, Şekil 4.21 de gösterilen 38 ila $75\mu\text{m}$ arasında oluşan eğrinin ikinci artan kısmı ile izah edilebilir. Bu anda, agreganın etrafında bağ çatlaklarının olduğu gözlenmiştir. Çatlak, ara yüzeyi geçtikten hemen sonra eğride ikinci bir azalan kısmın olduğu gözlenmiştir. Agreganın etrafından geçerek yoluna devam eden çatlak ilerlemesi, agreganın alt kısmından numunenin en alt kısmına kadar devam ederek, numuneyi kırmıştır. Agreganın alt kısmı ile çatlağın son bulunduğu kısım arasında birkaç çatlak köprüleşmesinin olduğu gözlenmiştir. $150\mu\text{m}$ CMOD değerinden sonra, yük aniden hızlı bir şekilde azalmış ve $165\mu\text{m}$ de yük sıfırlanmıştır. Matris içerisinde agreganın bulunması ve donma-çözülme tekrarları sonucunda kırılma enerjisinde meydana gelen değişim Tablo 4.6 da verilmektedir. Donma-çözülme tekrarları sonucunda kırılma enerjisinde azalma gözlenmektedir. $75\mu\text{m}$ CMOD değerinde bu azalma miktarı donma-çözülmesiz numuneye göre, 35 ve 70 donma-çözülme tekrarları için sırasıyla %18 ve %23 kadar olmuştur. $150\mu\text{m}$ CMOD değerine ulaşıldığında kırılma enerjilerindeki değişim oranı 70 devirlik donma-çözülme için % 28 kadar olmaktadır. Tablo 4.6 da gösterildiği gibi, agreganın içermeyen harç numunelere kıyasla $150\mu\text{m}$ CMOD değerinde kırılma enerjilerinde bir artış gözlenmektedir. $75\mu\text{m}$ CMOD değerindeki kırılma enerjisi, agreganın içermeyen numuneye kıyasla daha az olmaktadır. Bu durum agreganın varlığından dolayı oluşan gerilme yoğunluğuyla açıklanabilir.



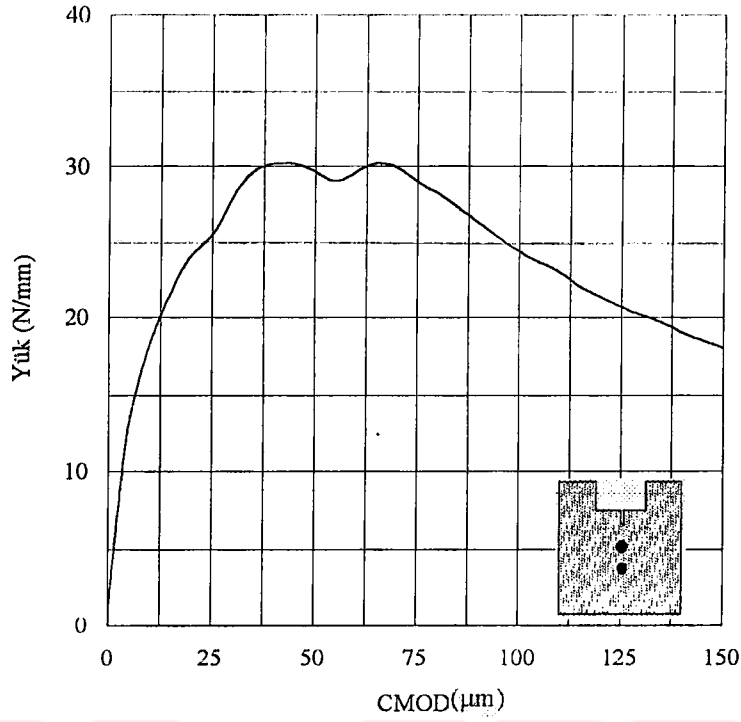
Şekil 4.21 TF10 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.6 TF10 tipi numunelere ait deney sonuçları

Numune Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N.μm/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N.μm/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
TF10	32.8	2386	24.8	0.76	4695	48.9	1.49	96
T35F10	31.1	1962	20.4	0.66	3606	38.0	1.22	95
T70F10	29.1	1809	19.0	0.65	3334	35.1	1.20	95

CF10, harç numune içerisine gömülmüş 10mm çapında iki agregalı numuneyi temsil etmektedir. Agregaların matris içerisine yerleştirilme pozisyonu daha önce Bölüm 4.3 de, Şekil 4.13e de verilmişti. İki agregası arasındaki mesafe 10 mm dir. Bu kısımda, iki agregası arasındaki etkileşim incelenmiştir. Numunelerde çatlak ilerlemesi çentiğin sağ veya sol tarafından başlayarak, birinci agregaya dik bir şekilde ulaşmıştır. Çatlak agregaya ulaştığında yük-CMOD eğrisinde birinci pik noktası oluşmuştur. Bu noktada, çatlak ilerleme hızında bir miktar azalma meydana geldi. Agregaya çarpan

çatlağın, agregayı geçip yoluna devam etmesi için ilave kırılma enerjisine ihtiyaç duyulmuş ve enerji depolaması sırasında çatlak ilerleme hızında azalma meydana gelmiştir. Çatlak tam birinci agregaya çarptığında iki agregası arasında kılcal çatlakların ve köprüleşmelerin olduğu gözlenmiştir. İki agregası içeren harç numune davranışının, tek agregası içeren numune davranışına benzer olduğu gözlenmiştir. Tablo 4.7, de kırılma enerjisi ve relatif süneklilik değerleri verilmektedir. Tek agregası içeren TF10 tipi çekme numunelerinden elde edilen birinci pik yük değerleriyle, iki adet agregası içeren CF10 tip numunenin birinci pik yükleri arasındaki farklılık çok büyük değildir. Fakat, kırılma enerjisi değeri iki agregası içeren numunede daha az olmaktadır. Bu durum, birinci agregası etrafında bağ çatlakları oluşması esnasında, ikinci agregası etrafında da kılcal çatlakların oluşmayla açıklanabilir. Oluşan kılcal çatlaklardan dolayı numunenin kırılması kolaylaştırmaktadır. Ayrıca, donma-çözülme tekrarları sonucunda, 70. devirde iki agregası arasında çok küçük kılcal çatlakların oluştuğu gözlenmiştir. Kılcal çatlakların oluşması nedeniyle, kırılma enerjisinde bir azalma gözlenmiştir. İlerleyen çatlak ilk agregası etrafından geçtikten sonra, numunede gevrek bir kırılma meydana gelmiştir. İkinci agreganın çentikten biraz daha uzakta bulunması, birinci agregası etrafındaki oluşacak olan gerilme yoğunlaşmasına çok az bir katkı sağlamıştır. 75µm CMOD değerinde, donma-çözülme tekrarına maruz kalmamış olan numunenin kırılma enerjisi, 35 ve 70 devirlik donma çözülme tekrarlarına maruz kalmış numuneden sırasıyla %4 ve %20 daha fazla olmuştur. Bu oranlar, 150µm CMOD değeri için sırasıyla %14 ve %24 dır. Buradan şu sonuca varılabilir ki, çekme yükü-CMOD eğrisinin kuyruk kısmı donma-çözülme tekrarlarından oldukça fazla etkilenmektedir. Donma-çözülme tekrarlarından sonra, agregası ile matris ara yüzeyinin dayanımında, 35 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra ciddi azalmalar gözlenmiştir. Bu azalma miktarı kırılma enerjisinin değişimine yansımıştır. Donma-çözülme tekrarları sonucunda oluşan kılcal çatlaklar nedeniyle, numunenin relatif sünekliliğinde bir azalma meydana gelmiş ve numune gevrek bir tarzda kırılmıştır. 70 devirlik donma-çözülme sonunda, numunenin yük taşıma kapasitesi %14 kadar azalmıştır. Sonuç olarak, donma-çözülme tekrarları ve bir miktarda ikinci agregası etrafında oluşacak olan gerilme yoğunlaşmasının, birinci agregası kenarındaki gerilme yoğunlaşmasına katkısı nedeniyle kırılma enerjisinde azalmalar meydana gelmiştir.



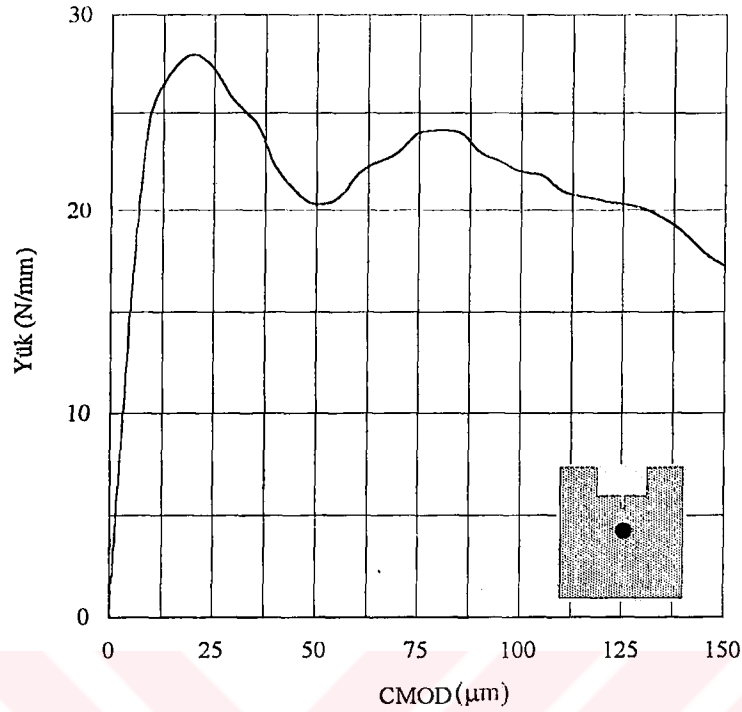
Şekil 4.22 CF10 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.7 CF10 tipi numunelere ait deney sonuçları

Numune Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N.µm/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N.µm/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
CF10	30.7	1907	19.4	0.63	3510	35.8	1.17	98
C35F10	29.0	1818	18.7	0.65	3000	30.9	1.07	97
C70F10	26.5	1497	15.4	0.58	2585	26.6	1.01	97

TF20, harç içerisine gömülmüş 20mm çapında tek agregalı numuneyi temsil etmektedir. Agregaların matris içerisine yerleştirilme pozisyonu daha önce Bölüm 4.3 de, Şekil 4.13b de verilmiştir. Numunelerde çatlak çentiğin sağ veya sol tarafın ilerlemeye başladı. Çentik ile agregası arasında irili ufaklı birkaç çatlak köprüleşmesi olduğu gözlemlendi. Birinci pik yük, TF10 numunesine kıyasla bir miktar daha az olmuştur. Bu durum, agregası çapının büyük olması ve dolayısıyla da agregası ile matris arasındaki boşluk hacminin fazla olmasından kaynaklanabilir. Harç içerisinde bulunan suyun,

genellikle agrega ile matris arasında biriktiği ve burada duvar etkisi yaptığı bilinmektedir. Şekil 4.23 de, bu numuneye ait tipik yük-CMOD eğrisi verilmektedir. Yük bir maksimum değere ulaştıktan sonra aniden düşmektedir. 50µm CMOD değerinde çatlak agregaya çarptığı gözlenmiştir. Bu noktada, çatlak ilerleme hızının azaldığı ve bir süre çatlak ilerlemesinin tamamen durduğu gözlemlendi. Agregaya etrafından sıyrılıp çıkıncaya kadar gerekli olan enerjiyi toplayan çatlak yoluna devam etti. Bu arada, enerji toplama süresince ikinci pik yüke doğru kuvvet artışının sürekli olduğu gözlemlendi. İkinci pik yükün değeri birinci pik yüke kıyasla biraz daha az olmaktadır. Halbuki, 10mm çaplı agrega içeren TF10 tipli numunede ikinci pik yük birinci pik yüke kıyasla fazla idi. TF10 tip numunede agrega çapının, TF20 tip numunedeki agrega çapından küçük olması, agrega etrafındaki duvar etkisini bir ölçüde azaltmış ve daha yoğun bir ara yüzey oluşturmuştur. TF20 tip numunede ise, agrega ile matris ara yüzeyinin yoğunluğu biraz daha az olmaktadır. İkinci pik yükten sonra, eğrinin kuyruk kısmındaki yük tedrici olarak azalmıştır. 150µm CMOD değerinden sonra, numunedeki yük azalması daha hızlı bir şekilde gerçekleşmiştir. Şekil Ek-2.12 de gösterildiği gibi, 70 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra eğrinin tipik şeklinde bazı değişikliklerin olduğu gözlenmiştir. Örneğin, 70 devirlik donma-çözülme tekrarı sonunda ikinci pik yükün değeri birinci pik yüke kıyasla daha da küçük olmuştur. Tablo 4.8 de bu numuneye ait kırılma enerjileri ve relatif düktilite değerleri verilmektedir. Tabloda verildiği gibi, yine donma-çözülme tekrarlarından dolayı kırılma enerjilerinde bir azalma olduğu gözlenmiştir. 75µm CMOD değerinde, donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmamış numunelerin 35 ve 70 devirlik donma çözülme tekrarları sonunda kırılma enerjilerindeki azalma miktarı sırasıyla, %6 ve %20 kadar olmuştur. Bu değer, 150µm CMOD değerinde sırasıyla, %6 ve %10 kadar olmuştur. Bu numunelerde, 70 devirlik donma-çözülme durumunda, 75µm CMOD değerindeki kırılma enerjisindeki değişim oranı, 150µm CMOD değerindeki iki katı kadar olmuştur. Bu durum, donma-çözülme tekrarlarının özellikle yük-deformasyon eğrisinde kuyruk kısmını oldukça fazla etkilediğini göstermektedir. Daha fazla bir gerilme yoğunlaşması daha küçük bir pik yükün oluşmasını sağlamaktadır. Böylece, yük-CMOD eğrisi altında kalan alan da küçülmektedir. 75µm CMOD değerinde numunenin relatif sünekliliği, 150µm CMOD değerindeki sünekliliğin yaklaşık olarak yarısı kadar olmuştur. Yük-CMOD eğrisinin kuyruk şekli malzeme yapısı hakkında oldukça faydalı bilgiler vermektedir.



Şekil 4.23 TF20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.8 TF20 tipi numunelere ait deney sonuçları

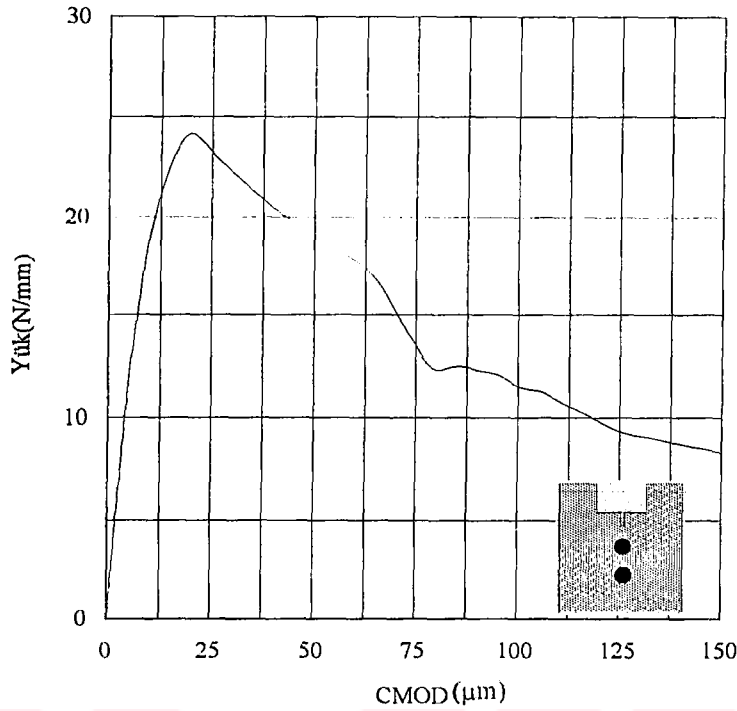
Numune Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N.µm/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N.µm/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
TF20	28.5	1779	18.3	0.64	3374	34.8	1.22	97
T35F20	27.0	1729	17.1	0.63	3297	32.6	1.21	101
T70F20	24.6	1393	14.5	0.59	2995	31.2	1.27	96

CF20, harç içerisine gömülmüş 20mm çapında iki agregalı numuneyi temsil etmektedir. Agregaların matris içerisine yerleştirilme pozisyonu daha önce Bölüm 4.3 de, Şekil 4.13c de verilmişti. İki agrega arasındaki mesafe 10mm dir. Donma-çözülme tekrarları sırasında, mikroskopla numune üzerinde yapılan incelemelerde 60. donma-çözülme tekrarından sonra çok kılcal çatlakların oluştuğu tespit edilmiştir. Donma-çözülme tekrarlarından dolayı numune yüzeyinde kabarmalara rastlanmamıştır. Tablo 4.9 da, 35. ve 70. donma-çözülme tekrarlarından dolayı oluşan maksimum yükler ve

kırılma enerjisi değişimleri verilmektedir. Tabloda verildiği gibi, donma-çözülme tekrarlarından dolayı maksimum çekme yükünde bir azalma olduğu gözlenmiştir. 70. tekrar sonunda yük taşıma kapasitesinde %17 kadar bir azalma meydana gelmiştir. 30. tekrarda bu azalma oranı %9 kadardır. Tablo 4.9 da verildiği gibi, 75µm CMOD değerine kadar donma-çözülme veya donma-çözülmesiz numunelerin relatif sünekliliklerinde önemli sayılacak bir değişme olmamıştır. Agregata ile matris ara yüzeyinde duvar etkisinden dolayı boşluk bulunması, donma-çözülme tekrarlarının etkisini tesirsiz kılmış olabilir. Çünkü, beton matris içerisinde bulunan donmamış su, donma-çözülme tekrarları sonunda matrise zarar vermemek için bu boşluklara kaçmıştır. 150µm CMOD değerine ulaşıldığında, 35 ve 70 devirlik donma çözülme tekrarlarında kırılma enerjisi sırasıyla, %5 ve %19 kadar olmuştur. Yük-CMOD eğrisinin yumuşama kısmı donma-çözülme tekrarlarından oldukça fazla etkilenmiştir. Donma-çözülme tekrarları sonucunda, matris kısmında oluşan kılcal çatlaklar makroçatlak oluşumuna yardımcı olmuştur. Şekil 4.20 de, CF20 numunesine ait tipik yük-CMOD eğrisi gösterilmektedir. Eğriden görüleceği gibi, 10 ve 20mm çaplı tek agregalarda gözlenen ikinci pik yük burada oluşmamaktadır. Sadece, 62µm ve 81µm değerleri arasında yükte ani bir düşme gözlenmiştir. Mikroskopla yapılan incelemede tam bu noktada çatlağın agregaya çarptığı gözlenmiştir. Böyle bir durumda, çatlağın agregata etrafından geçmesi sırasında aşırı bir enerjiye ihtiyaç duyulmamıştır. Şekil Ek-2.15 deki C70F20 numunesinde, 70 donma-çözülme tekrarı sonunda eğrinin şeklinin daha düzgün olduğu gözlenmiştir.

Tablo 4.9 CF20 tipi numunelere ait deney sonuçları

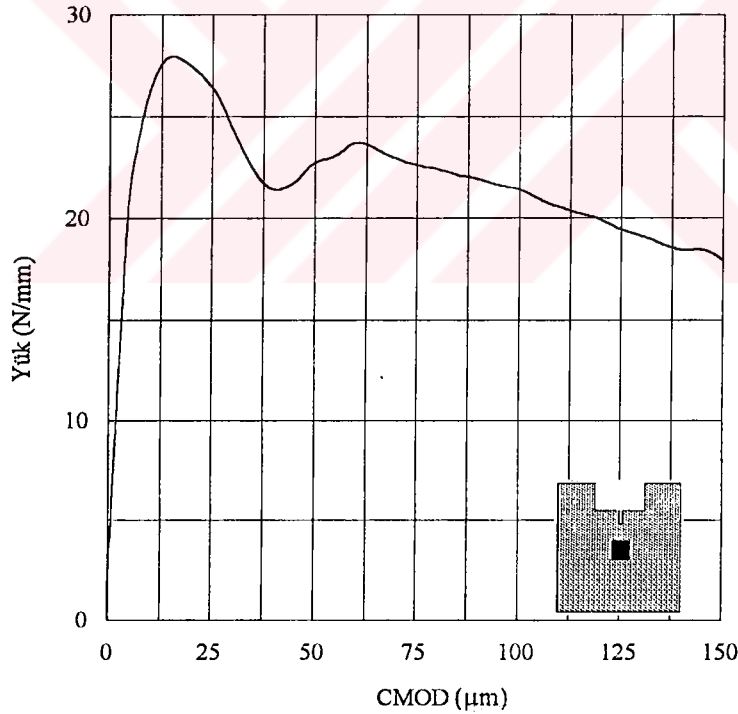
Numunc Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N.µm/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N.µm/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
CF20	24.4	1383	14.1	0.58	2149	21.9	0.90	98
C35F20	22.3	1250	13.0	0.58	2001	20.8	0.93	96
C70F20	20.3	1153	11.2	0.55	1831	17.8	0.88	103



Şekil 4.24 CF20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

TK20, harç içerisine gömülmüş 20mm kenar uzunluklu tek kare agregayı temsil etmektedir. Agregaların matris içerisine yerleştirilme pozisyonu daha önce Bölüm 4.3 de, Şekil 4.14a da verilmişti. Matris içerisine gömülen kare agregaya, düzgün olmayan kırmataşı temsil etmektedir. Bu kısımda, kırmataş agreganın, çekme yükü- CMOD eğrisi üzerine etkisi ve donma-çözülme tekrarları sonucundaki durumu incelenmiştir. Bu tip numunelerde de çatlak çentiğin sağ veya sol tarafından başladı. Agregaya ile çentik arasında bir kaç adet küçük çatlak köprüleşmesinin olduğu gözlemlendi. Şekil 4.25 de gösterilen yük-CMOD eğrisinde, 38μm CMOD değerinde çatlak agreganın tam simetri eksenini üzerinden agregaya çarptı. Daha önceden, çatlakın agreganın keskin köşesine çarpacağı tahmin edilmişti. Buradaki çatlak ilerlerken, karar mekanizmasında en az kırılma enerjisi harcayacağı yakın mesafeyi tercih etmiştir. Bu noktadan sonra, deformasyon hızında bir miktar azalma olduğu gözlemlendi. Çünkü, ara yüzey kırılmasını sağlamak için enerjiye ihtiyaç duyulmuştur. Mikroskopla yapılan incelemede ara yüzey bölgesinde iki farklı durumun ortaya çıktığı gözlemlenmiştir. Bunlardan birincisi, matrisin agregaya yapışmasından dolayı oluşan bağ kuvvetidir. İkincisi ise, agregaya matris içerisinden çıkarken agregaya ile matris arasında meydana gelen sürtünme kuvvetidir. Bu

kuvvetleri yenmek için, eğri üzerindeki $62\mu\text{m}$ CMOD değerinde görülen ikinci bir pik nokta oluşmuştur. Silindirik agregalarda ikinci bahsedilen durum oluşmamaktadır. Fakat, TF20 numunesinden elde edilen yük-CMOD eğrisi ile TK20 numunesinden elde edilen yük-CMOD eğrileri yine de benzerlikler göstermektedir. Şekil 4.25 de gösterilen yük-CMOD eğrisinde, ikinci pikten sonra kuyruk kısmında stabil bir azalma meydana gelmektedir. Tablo 4.10' a göre, 35 ve 70 defa donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmış numunelerde meydana gelen kırılma enerjisi azalması, $75\mu\text{m}$ de aynıdır ve değeri %9 civarındadır. Bu değer $150\mu\text{m}$ CMOD değerinde sırasıyla, %24 ve %26 civarındadır. $75\mu\text{m}$ CMOD değerinde numunenin relatif sünekliğinin tüm numunelerde yaklaşık olarak birbirine eşit olduğu söylenebilir. $150\mu\text{m}$ değerinde donma-çözülme tekrarlarından dolayı relatif süneklikte bir azalma meydana gelmektedir.

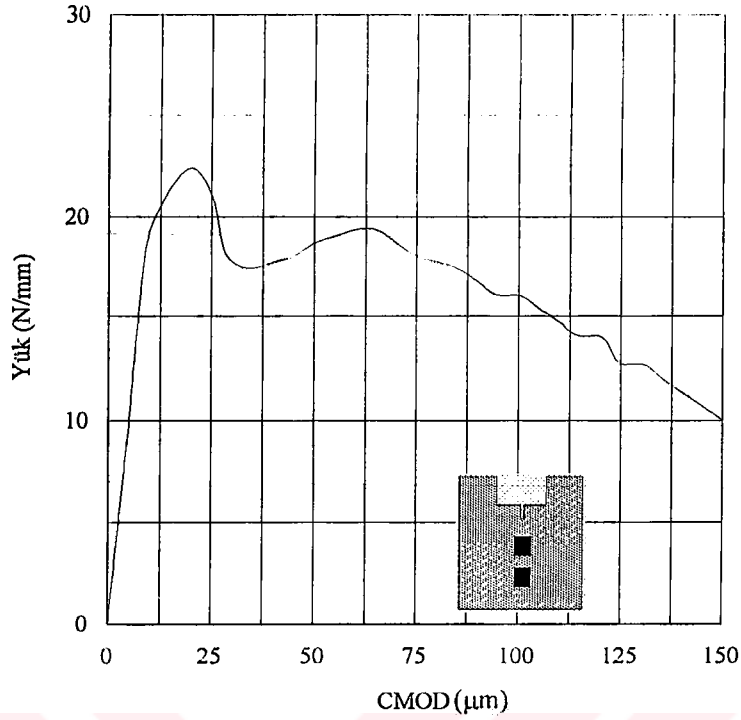


Şekil 4.25 TK20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.10 TK20 tipi numunelere ait deney sonuçları

Numune Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N. μ m/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N. μ m/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
TK20	26.6	1706	16.4	0.62	3260	31.4	1.18	104
T35K20	24.7	1559	14.9	0.60	2992	28.5	1.15	105
T70K20	21.9	1309	12.5	0.57	2429	23.1	1.06	105

CK20, harç içerisinde gömülmüş 20mm kenar uzunluklu iki kare agregalı numuneyi temsil etmektedir. Agregaların matris içerisinde yerleştirilme pozisyonu daha önce Bölüm 4.3 de, Şekil 4.14b de verilmişti. Bu kısımda, temsili iki kırmataş agreganın kırılma davranışının donma-çözülme tekrarları ve agregalar arası etkileşime göre değişimi incelendi. Donma-çözülme tekrarları esnasında, numune yüzeyi üzerinde mikroskopla yapılan incelemede agrega etrafında çok küçük çatlakların geliştiği gözlemlendi. Genellikle, bu kılcal çatlaklar iki agrega arasında yoğunlaşmıştı. Şekil 4.26 da gösterilen, CK20 numunesine ait yük-CMOD eğrisi, TK20 numunesine ait eğriye benzemektedir. TK20 numunesinde olduğu gibi, çatlak agregaya simetri eksenine doğrultusunda çarpmıştır. Bu kısımda, deformasyon hızındaki azalma miktarı TK20 numunesine göre daha yavaş olmuştur. Bu durum, çatlak önündeki birinci agrega etrafında oluşan gerilme konsantrasyonuna, ikinci agreganın oldukça fazla katkıda bulunduğu gerçeğiyle açıklanabilir. Eğrinin kuyruk kısmının eğimi, TK20 numunesine ait eğriye kıyasla daha fazla olmuştur. Ayrıca, Tablo 4.11 de verildiği gibi, 70 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra numunenin çekme yükü taşıma kapasitesi %23 kadar azalmıştır. Buradan, beton içerisindeki kırmataş agregaların geometrik şeklinin donma-çözülme devirlerinden oldukça fazla etkilendiği sonucu çıkarılabilir. 75 μ m CMOD değerinde, 35 devirlik donma-çözülme tekrarı için kırılma enerjisindeki azalma miktarı %5, 70 devir için ise %16 kadar olmuştur. 150 μ m CMOD değerinde, 35 ve 70 devirlik donma-çözülme tekrarları için azalma miktarı sırasıyla %9 ve %19 dur. 75 μ m CMOD değerinde numunelerin relatif sünekliliğinde önemli bir fark bulunmamaktadır. Birinci agrega etrafındaki ara yüzeyden hareket eden çatlak ilerlemesi ikinci agregaya da simetri düzlemine dik bir şekilde yaklaşmaktadır.



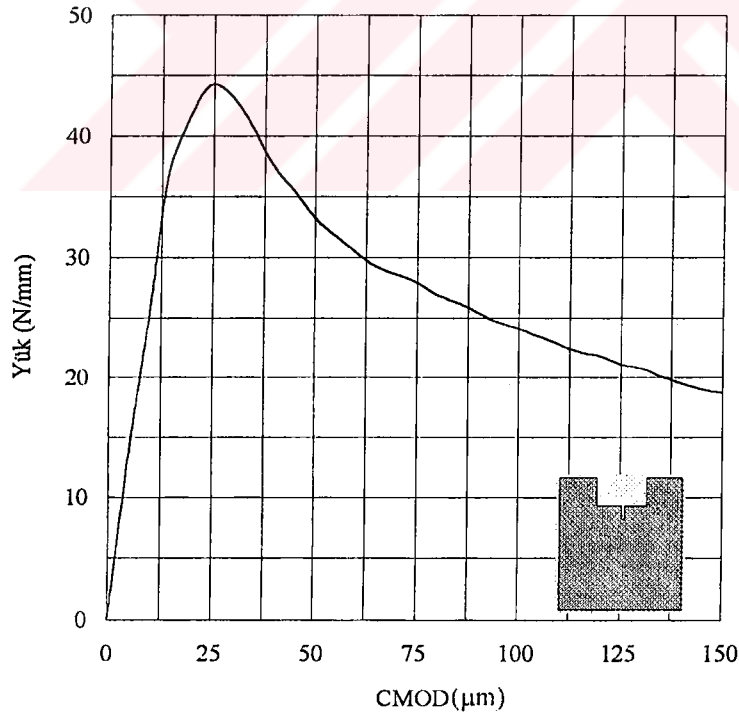
Şekil 4.26 CK20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.11 CK20 tipi numunelere ait deney sonuçları

Numune Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N.µm/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N.µm/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
CK20	22.6	1378	13.1	0.58	2640	25.1	1.11	105
C35K20	20.7	1302	12.4	0.60	2403	22.9	1.11	105
C70K20	17.3	1142	11.0	0.63	2113	20.3	1.17	104

Bu kısımda, harç içerisindeki silis dumanının çekme etkisindeki numunede yapacağı tesirler araştırılmıştır. Silis dumanlı harç numunelerin donma-çözülme tekrarları sonucundaki yük-CMOD davranışı da incelenmiştir. Numuneler daha önceki numunelere benzer tarzda test edilmiştir. 70 devirlik donma-çözülme tekrarı sonunda, numunenin yüzeyi üzerinde yapılan incelemede çok az miktarda kılcal çatlaklara rastlanmıştır. Numune yüklendikten sonra, çatlak çentiğinin genellikle kenar kısımlarından ilerlemeye başlamıştır. NS tipi numunelerin kırılma gelişimi, genellikle N tipi numunelere benzer olmaktadır. Maksimum yükün %90 da çatlak ilerlemesi ve ileri

kısımlarda kılcal çatlakların oluşumu gözlemlendi. Silis dumanı içeren harç numunelerdeki köprüleşme sayısının oldukça fazla olduğu gözlemlenmiştir. Köprüleşme sayısının fazla olması, harç içerisinde bulunan silis dumanı taneciklerinin çok sert olması nedeniyle, kılcal çatlak ilerlemesini engellemesinden kaynaklanmaktadır. Şekil 4.27 de görüldüğü gibi, eğrinin başlangıç kısmının eğimi silis dumanı etkisinden dolayı azalmıştır. 75 μ m CMOD değerinde pik yüke ulaşılmıştır. Eğrinin tam tepe noktasında bir miktar stabilitesizlik oluşmuş ve deformasyon hızında bir azalma gözlemlenmiştir. Pik yükün hemen ötesinde hızlı bir çatlak ilerlemesi başlamış ve yumuşama kısmı düzgün bir şekilde oluşmuştur. Tablo 4.12 de görüldüğü gibi, silis dumanı ilave edilmiş harç numunenin donma-çözülme karşı dirençli olduğu gözlemlenmiştir. 35 ve 70 devirlik donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmış numunelerin kırılma enerjileri, donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmayan numunelerinkinden çok az farklılık göstermektedir. Silis dumanı katkısıyla, karışımda hidrasyona uğramış çimento matrisi ve kum arasında iyileşmiş bir bağ oluştuğu sonucu çıkarılabilir.

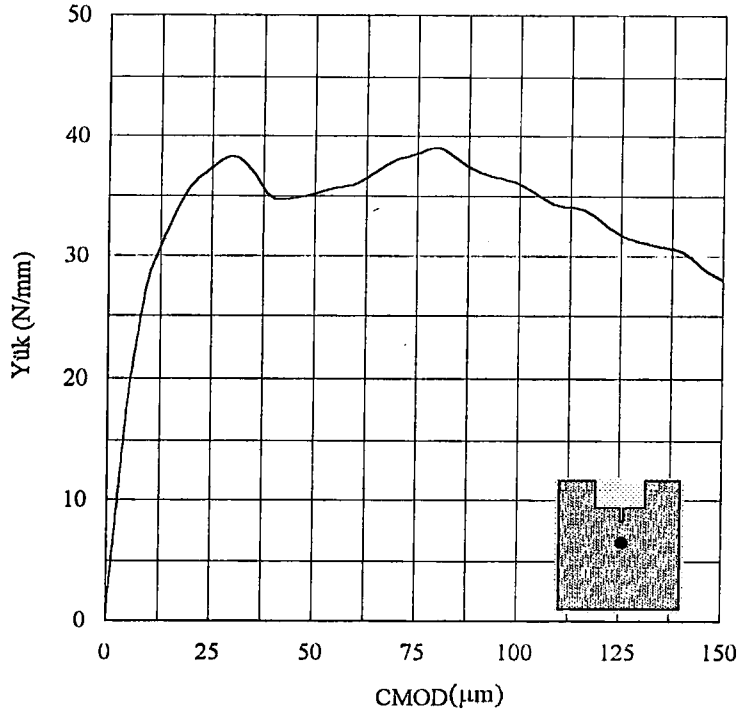


Şekil 4.27 NS Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.12 NS tipi numunelere ait deney sonuçları

Numunc Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N. μ m/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N. μ m/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
NS	44.2	2800	31.8	0.71	4600	52.2	1.18	88
NS35	41.9	2450	27.2	0.65	4300	47.7	1.14	90
NS70	39.8	2380	26.1	0.66	4113	45.2	1.13	91

Şekil 4.28 de TSF10 tipi numuneye ait yük-CMOD eğrisi gösterilmektedir. TSF10, içinde silis dumanı ve 10mm çaplı agrega olan harç numuneyi temsil etmektedir. S harfi, silis dumanlı karışımı göstermektedir. TSF10 tip numune davranışı, TF10 tip numune davranışıyla benzerlikler göstermektedir. Her iki numunede de birinci pik yükten kısa bir süre sonra ikinci pik yük oluşmaktadır. Fakat, TSF10 tip numunenin pik dayanımları daha büyük olmuştur. Çatlak ilerlemesi çentiğin kenarından başlamıştır. Çentik ile agrega arasında irili ufaklı çatlak köprüleşmelerinin olduğu gözlemlendi. Mikroçatlakların agregaya dik bir şekilde oluştuğu gözlemlendi. Pik yüke ulaşılırken deformasyon hızında bir miktar azalma ve hatta tam tepe noktada bir durgunluk gözlemlendi. Daha sonra, yükte ani bir düşüş gözlemlendi. 75 μ m CMOD değerinde çatlakın agregaya çarptığı gözlemlendi. Bu noktada da deformasyon hızında azalma olmuştur. İkinci pik yükten sonra, yükte tedrici bir azalma meydana geldi ve 165 μ m CMOD değerinde numunenin tamamen kırıldığı gözlemlendi. Tablo 4.13 de, numunelere ait birinci pik yükler, kırılma enerjileri ve relatif süneklilik değerleri verilmektedir. Özellikle, 75 μ m CMOD değerinde, donma-çözülme tekrarlarından dolayı kırılma enerjilerindeki değişim çok farklı olmamaktadır. 150 μ m CMOD değerinde ise, donma-çözülme tekrarlarından dolayı kırılma enerjisindeki değişim oldukça belirgindir. Şekil Ek-2.25 de, TSF10 numunesi ile Şekil Ek-2.26 da, TS35F10 ve Şekil Ek-2.27 de, TS70F10 numunelerine ait eğriler karşılaştırıldığında, donma-çözülme tekrarına maruz kalmış numunelerin kuyruk kısımlarındaki azalma oldukça belirgindir. 75 μ m CMOD değerinde, relatif süneklilik değerleri yaklaşık olarak eşittir. 150 μ m CMOD değerinde ise, 70 devirlik donma-çözülme tekrarı sonunda relatif süneklilikte bir azalma olduğu gözlenmektedir. NS tipi numunelere kıyasla, TSF10 tipi numunelerin kırılma enerjilerinde artış gözlenmiştir.



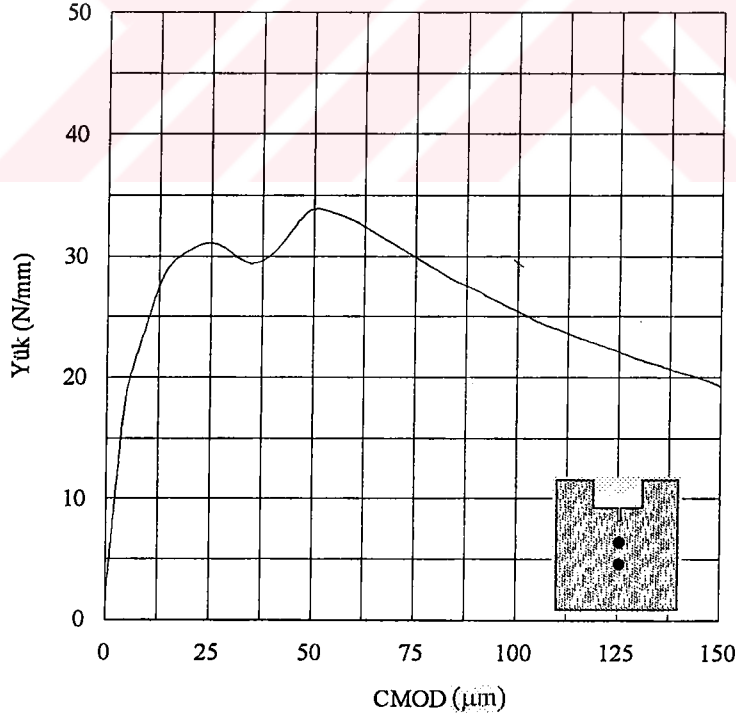
Şekil 4.28 TSF10 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.13 TSF10 tipi numunelere ait deney sonuçları

Numune Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N.μm/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N.μm/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
TSF10	36.8	2447	25.5	0.69	5094	53.1	1.44	96
TS35F10	33.7	2215	23.6	0.70	4170	44.4	1.32	94
TS70F10	32.0	2191	22.8	0.71	4063	42.3	1.32	96

Şekil 4.29 da, CSF10 tipi çekme numunesine ait yük-CMOD eğrisi gösterilmektedir. Çatlak çentiğin kenarından başlayıp 38μm CMOD değerinde agregaya dik bir şekilde çarpmıştır. Tam bu noktada, deformasyon hızında bir azalma gözlenmiştir. İkinci bir pik yük oluşumu için, bu noktada kırılma enerjisi depo edilmiştir. Çatlağı ilerletmek için gerekli kırılma enerjisine ulaşıldıktan sonra ikinci pik yükün oluşumu başlamıştır. Bu sırada çatlak ilerlemesi agrega ile matris ara yüzeyi etrafını takip etmiştir. İkinci pik yükün tepe noktasına ulaşılmadan deformasyon hızında tekrar bir azalma gözlenmiştir. İkinci pik yük aşıldıktan sonra, yük miktarında tedrici

bir düşüş gözlenmiştir. Tablo 4.14 de kırılma enerjileri değişimleri verilmektedir. Donma-çözülme tekrarlarına maruz bırakılmış numunelerde, kırılma enerjilerinde bir azalma olduğu gözlenmiştir. 75 μ m CMOD değerinde, 35. donma-çözülme tekrarına kadar numunenin relatif süneklilik değerinde herhangi bir azalma gözlenmemiştir. 70 devirlik donma-çözülme tekrarında ise, bir miktar azalma meydana gelmiştir. 150 μ m CMOD değerinde, donma-çözülme tekrarlarından dolayı relatif süneklilik değerinde hem 35 devirde hem de 70 devirde bir azalma gözlenmektedir. 35 ve 70 devirlik donma-çözülme tekrarlarından sonra, ikinci pik yükün değerinde birinci pik yüke kıyasla bir miktar azalma olmuştur. Bu durum, agreg a etrafındaki gerilme yoğunlaşmasının donma-çözülme tekrarlarından etkilendiği sonucuyla açıklanabilir. Ayrıca, ikinci agreganın varlığı birinci agreg a etrafında oluşacak olan gerilme yoğunlaşmasına katkıda bulunmaktadır. Harç içerisinde silis dumanının var olmasından dolayı, harcın matris yapısını değiştirmiş ve silis dumanı filler gibi hareket ederek, agreg a ile harç arasında daha yoğun bir yapı oluşturmuştur. Böylece, kuvvetli bir ara yüzey meydana gelmiştir.

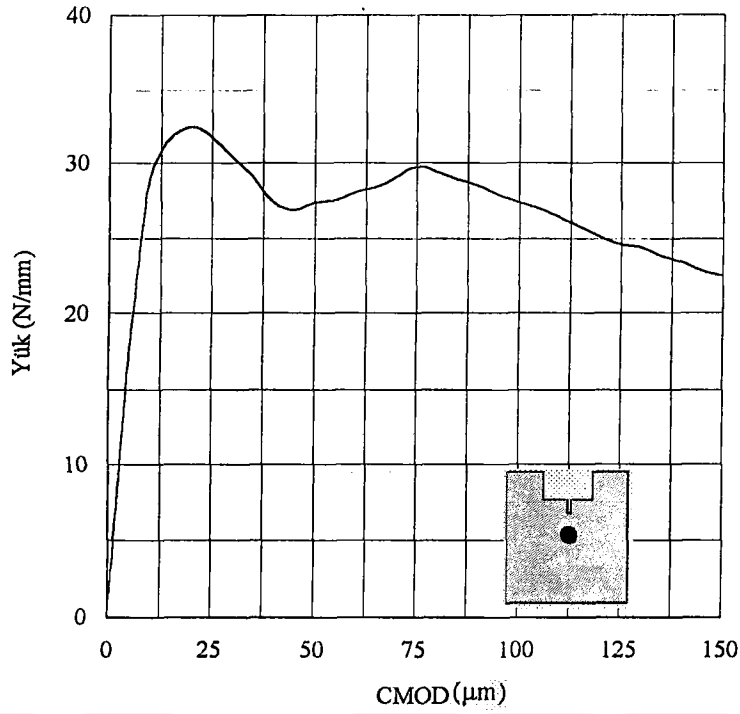


Şekil 4.29 CSF10 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.14 CSF10 tipi numunelere ait deney sonuçları

Numunc Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N. μ m/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N. μ m/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
CSF10	32.9	2201	23.2	0.70	3877	40.8	1.24	95
CS35F10	30.6	1986	21.4	0.70	3444	37.0	1.21	93
CS70F10	29.6	1853	19.5	0.66	3287	34.6	1.17	95

Şekil 4.30 da, TSF20 tip numuneye ait yük-CMOD eğrisi gösterilmektedir. Bu numunenin, yük-CMOD eğrisinin TF20 tip numuneler benzer olduğu gözlenmiştir. Çatlak, çentiğin kenarından ilerlemeye başlamıştır. Çentiğin her iki kenarında da kılcal çatlaklar oluşmuştur. Bu esnada, agregaya etrafında herhangi bir kılcal çatlak gözlenmemiştir. Birinci pik yüke ulaşıldığında, agregaya etrafında çok küçük kılcal çatlakların olduğu gözlemlendi. Kılcal çatlaklar agregaya dik olarak hareket gelişmiştir. Agregaya ile çentik arasındaki bölgede, çatlak köprüleşmelerinin belirginleştiği gözlenmiştir. Donma-çözülme tekrarına maruz bırakılmış numunelerde çentik ile agregaya arasındaki bölgede fazla miktarda çatlak köprüleşmesine rastlanmamıştır. Birinci pikten sonra, yük miktarında hızlı bir azalma gözlenmiştir. 45 μ m CMOD değerinde, çatlak agregaya çarpmıştır. Bu noktadan sonra, ikinci pik yükün oluşumu başlamıştır. İkinci bir pikten sonra, yük düzgün bir şekilde azalmıştır. Şekil Ek-2.33 gösterilen, TS70F20 numunesinde donma-çözülme tekrarlarından dolayı ikinci pik yükün değerinde bir azalma meydana gelmiştir. Tablo 4.15 de, kırılma enerjileri ve relatif süneklilik miktarlarındaki değişimler verilmektedir. Tabloda verildiği gibi, numunenin süneklilik değeri, çatlak uzunluğunun değişiminden oldukça fazla etkilenmektedir. 75 μ m CMOD değerinde, 35 ve 70 devirlik donma-çözülme tekrarlarından sonra numunenin kırılma enerjilerinde sırasıyla %9 ve %15 kadar olmuştur. Bu değerler, 150 μ m CMOD değerinde sırasıyla %13 ve %19 kadar olmuştur. Tablo 4.15 de verildiği gibi, 35 ve 70 devirlik donma-çözülme tekrarlarına maruz bırakılmış numunelerin relatif süneklilik değerleri yaklaşık olarak eşit olmasına rağmen çatlak uzunluğu ve kırılma enerjileri farklı olmuştur. Böyle bir durumun, çatlak uzunluklarının değişik olmasından kaynaklandığı açık bir şekilde görülmektedir. Buradan, kırılma enerjileri aynı olan numunelerin relatif süneklilik değerlerinin farklı olabileceği sonucu çıkarılabilir.



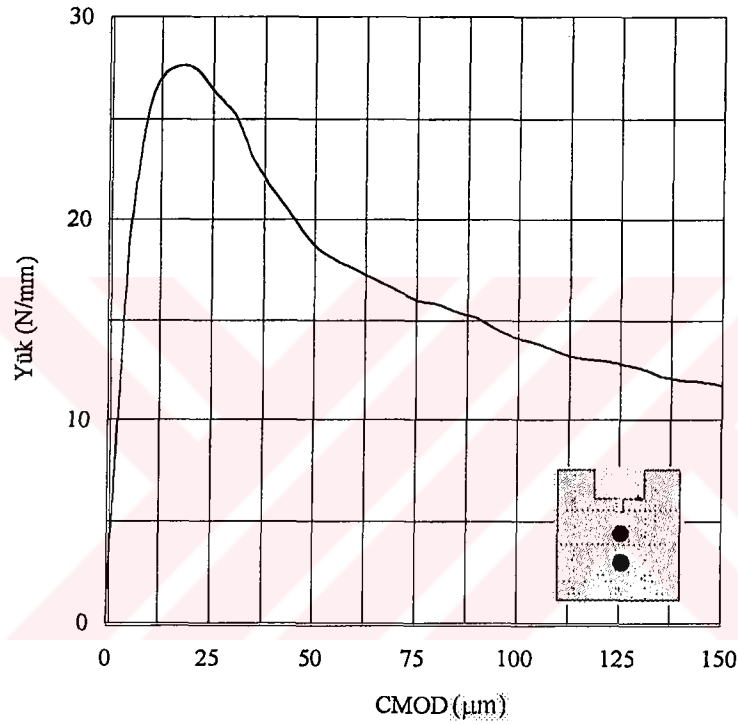
Şekil 4.30 TSF20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.15 TSF20 tipi numunelere ait deney sonuçları

Numune Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N.μm/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N.μm/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
TSF20	30.8	1932	19.7	0.64	3642	37.2	1.21	98
TS35F20	29.4	1748	17.1	0.58	3290	32.3	1.10	102
TS70F20	28.5	1639	16.7	0.59	2960	30.2	1.06	98

Şekil 4.31 de, silis dumanı içeren CSF20 numunesine ait yük-çatlak ucu açılması eğrisi gösterilmektedir. Numunede çatlak ilerlemesi çentik kenarından başladı. Maksimum yüke kadar agrega kenarlarında kılcal çatlaklar gözlenmedi. Pik yükten sonra, yük değerinde tedrici bir azalma gözlemlendi. CF20 numunesinden farklı olarak, yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmının çok düzgün bir şekilde azaldığı görüldü. Agregası ve matris ara yüzeyinde silis dumanının varlığından dolayı ara yüzeyde gevrek bir kırılma meydana gelmiştir. Yük-CMOD eğrisinin düzgün bir şekilde oluşması, silis dumanının varlığından kaynaklanmaktadır. Tablo 4.16 da kırılma enerjisi ve relatif

süneklik değişimleri verilmektedir. 70 devirlik donma-çözülme tekrarları sonunda hem kırılma enerjilerinde hem de relatif süneklik değerlerinde bir azalma meydana gözlenmiştir. 30 devirlik donma-çözülme tekrarlarına maruz bırakılan numunelerin relatif sünekliğinde pek önemli bir fark bulunmamaktadır. 30 ve 70 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra kırılma enerjisindeki azalma miktarı %12 olmuştur. EK-4 de kırılmış numuneye ait resim gösterilmektedir.



Şekil 4.31 CSF20 Numunesi Yük-Çatlak Ucu Açılması İlişkisi

Tablo 4.16 CSF20 tipi numunelere ait deney sonuçları

Numune Adı	P (N/mm)	W_{F75} (N.µm/mm)	G_{F75} (N/m)	G_{F75}/P (10^{-3})	W_{F150} (N.µm/mm)	G_{F150} (N/m)	G_{F150}/P (10^{-3})	L_k (mm)
CSF20	26.7	1470	14.0	0.52	2460	23.4	0.88	105
CS35F20	25.8	1336	13.0	0.50	2070	20.1	0.78	103
CS70F20	24.2	1300	12.3	0.51	1601	15.1	0.62	106

4.7 Kompakt Çekme Deney Numuneleri Sonuçlarının Karşılaştırılması

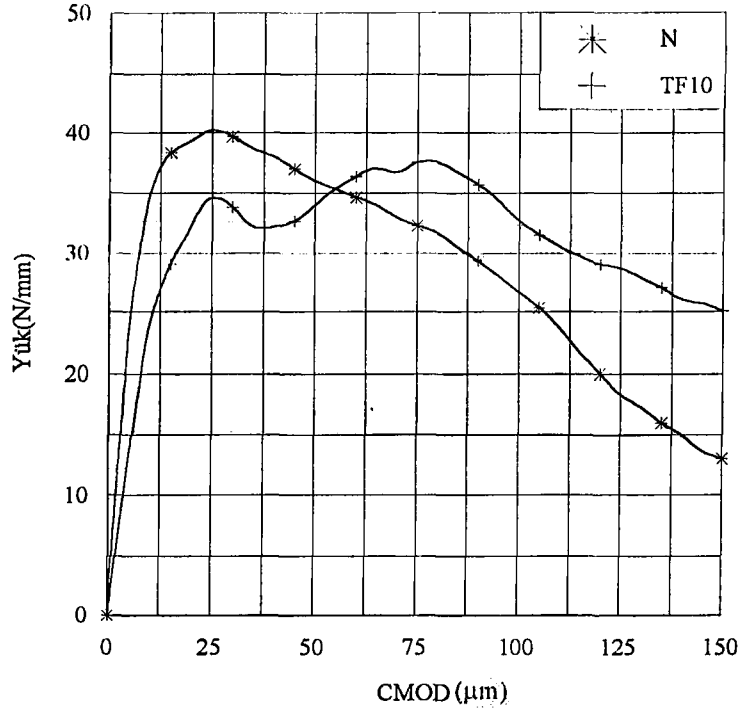
Bölüm 4.5 de harç numuneler üzerinde yapılan deney sonuçlarına göre, harçlara silis dumanı ilavesi sonucunda, bu numunelerin basınç dayanımında iyileşmeler olduğundan bahsedilmişti. Kirişler üzerinde yapılan üç noktalı eğilme deneyi sonuçlarına göre, silis dumanının eğilme dayanımını da artırdığı gözlenmişti. Buna bağlı olarak, kırılma enerjisinde de artışlar meydana gelmişti. Ayrıca, silis dumanlı harcın donma-çözülme tekrarları sonucunda, basınç ve eğilme dayanımlarındaki azalmanın, normal harca kıyasla daha az olduğu bulunmuştur.

Silis dumanlı harçların basınç ve eğilmede çekme dayanımlarındaki artışa benzer olarak, kompakt çekme harç numunelerinin de çekme dayanımında bir artış gözlenmiştir. Silis dumanlı harçların kırılma tokluk değerleri, normal harçlara kıyasla artmıştır. Harçlarda silis dumanı kullanılmasına rağmen, ara yüzeyin dayanımı hem agreganın hem de harcın dayanımından daha küçük olmuştur. Ancak, harç içerisinde silis dumanının kullanılmasıyla, çatlak köprüleşme sayısı artmış ve dolayısıyla kırılma enerjisi de artmıştır. Silis dumanı taneciklerinin, harç içerisinde çok kuvvetli bir çatlak tutma mekanizması oluşturduğu gözlenmiştir. Numunede meydana gelen çatlak tutulması, çatlak ilerleme yönünün ani değişiminden anlaşılmaktadır. İki agrega arasındaki çatlak köprüleşme miktarı, agrega çapına göre değişmektedir. Örneğin, agrega çapı büyüdükçe, bu iki agrega arasındaki çatlak köprüleşmesi miktarı da artmaktadır. Dolayısıyla, yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmının şekli ve uzunluğu, çatlak köprüleşmesi sayısındaki artışla ilişkilidir. Donma-çözülme tekrarlarından dolayı oluşan kılcal çatlakların da , yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmını önemli derecede etkilediği bulunmuştur. Yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmının yükselmesi veya alçalması, ait olduğu malzemenin davranışının daha iyi anlaşılmasını sağlamaktadır. Kırmataş agregayı temsil eden, kare agregalı kompakt çekme numunelerin davranışının daha sünek olduğu gözlenmiştir.

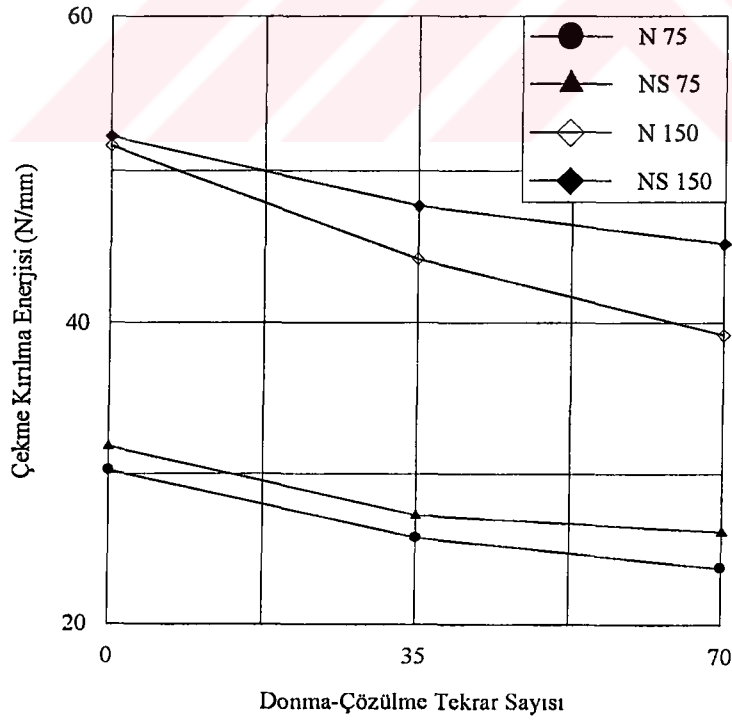
Silis dumanı içermeyen harç numunelerde, agrega ile harç arasındaki temas yüzeyi boşluklar içermesine rağmen, silis dumanı içeren harçlarda, agrega ile harç arasındaki temas yüzeyinin oldukça yoğun olduğu gözlenmiştir. Yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmı malzemenin gevrekliği hakkında bilgi vermektedir. Harç numunedeki çatlak ilerlemesinin yönü , malzemenin sünekliğini etkilemektedir.

Çatlak tutulmasının en belirgin durumu, çatlağın ilerlemesi muhtemel yörünge üzerine agrega veya agregalar yerleştirilerek incelenebilir. Şekil 4.32 de, N agregasız normal harç numune ile TF10, 10mm çapında tek agrega içeren numunenin yük-çatlak ucu açılması ilişkisi gösterilmektedir. Daha önce bahsedildiği gibi, harç içerisinden ilerleyen çatlak, agrega gibi bir sert malzemeye çarptığı zaman, bu sert cismi geçmesi için ilave kırılma enerjisine ihtiyaç duyulmaktadır. İlerleyen çatlağın agregayı geçmesi için gerekli olan enerji miktarı agrega ile harç arasındaki ara yüzey geçiş bölgesinin yapısına bağlı olmaktadır. Genellikle, küçük agrega içeren harç numunelerde, çatlağın agregayı geçmesi için fazla enerjiye ihtiyaç duyulmaktadır. Çünkü, küçük çaplı agrega ile harç arasındaki temas yüzeyi genellikle büyük çaplı agregaya kıyasla daha yoğun bir yapıya sahiptir. Agreganın çapı büyüdükçe, agrega ile harç arasındaki duvar etkisinden dolayı, ara yüzeyde boşluk miktarı artmaktadır. Şekil 4.32 de görüldüğü gibi, TF10 numunesinden elde edilen yük-CMOD eğrisinde, ikinci pik yük birinci pik yüke kıyasla daha büyük olmaktadır. TF10 numunesine ait eğrinin başlangıç kısmının eğimi, agrega içermeyen numuneye kıyasla biraz daha az olmaktadır. Bu durum, agrega etrafında meydana gelen gerilme yoğunlaşmasından kaynaklanmaktadır.

Şekil 4.33 de, içinde agrega bulunmayan, silis dumanı ilavesiz N ve silis dumanı ilaveli NS tipi harç numunelerin kırılma enerjisi değişimleri, 75µm ve 150µm CMOD değerleri için gösterilmektedir. Şekil 4.33 de görüleceği gibi, donma-çözülme tekrarsız silis dumanı içeren ve içermeyen harçların kırılma enerjilerindeki değişim çok farklı olmamıştır. 75µm CMOD değerinde, silis dumanı içeren harcın kırılma enerjisi biraz fazla olmaktadır. 150µm CMOD değerinde, bu miktar çok daha azdır. Çünkü, deneyde kullanılan kumun çapları 75µm ile 425µm arasında değişmektedir. 35 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra, silis dumanlı ve silis dumansız numunelerin kırılma enerjilerindeki değişim, 150µm CMOD değeri için belirginleşmeye başlamıştır. 75µm CMOD değerinde, silis dumanlı ve dumansız numunelerin kırılma enerjileri farkı, 0 ile 35 devirlik donma-çözülme tekrarları arasında pek değişmemiştir. 35 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra, bu fark az bir şekilde belirginleşmiştir. 150µm CMOD değerinde silis dumansız numunelerde donma-çözülme tekrarlarına bağlı olarak hızlı bir kırılma enerjisi azalması meydana gelmesine karşın, silis dumanlı numunelerde bu azalma çok yavaş olmuştur. Bu durum, Şekil 4.33 de 35 ile 70 devirlik donma-çözülme tekrarları ile kırılma enerjisi değişimi eğrilerinin eğiminden açıkça görülmektedir.

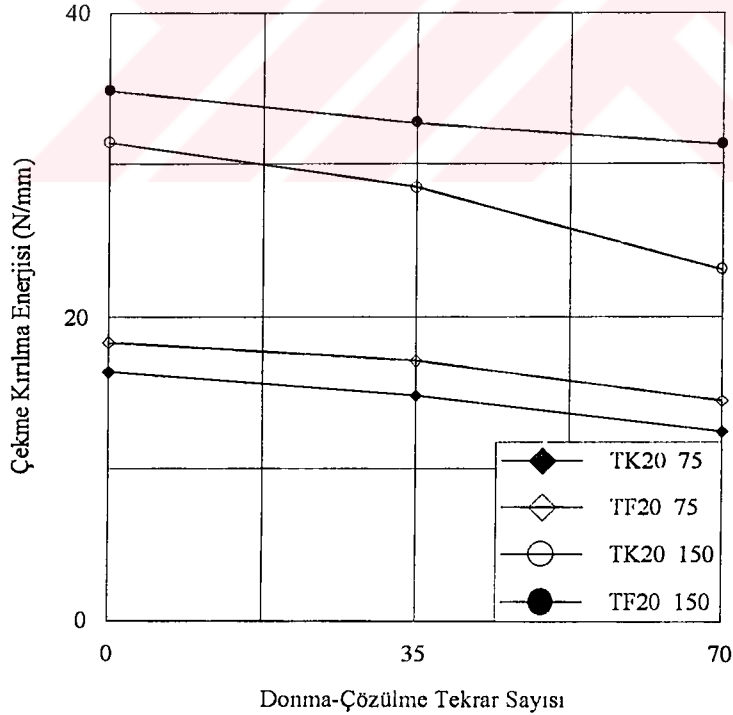


Şekil 4.32 N ile TF10 Numunesinin Yük-Çatlak Ucu Açılma Eğrisi Davranışı



Şekil 4.33 N ve NS Tipi Numunelerin Kırılma Enerjisi-Donma-Çözülme Tekrar Sayısı İlişkisi

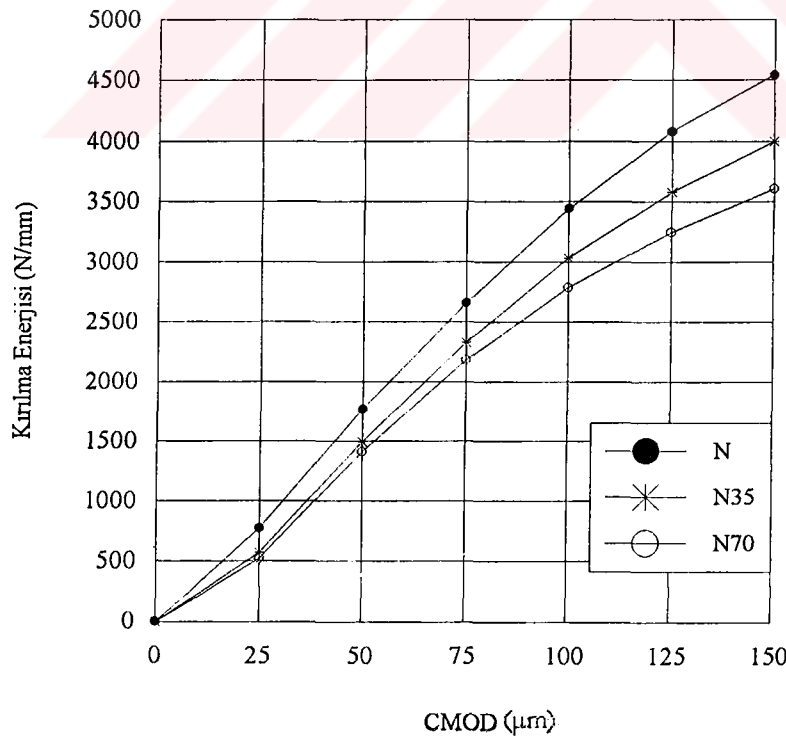
Şekil 4.34 de, TK20, kırmataşı temsil eden 20mm kenar uzunluklu kare agregalı harç numune ile TS20, 20mm çapında silindirik agregaya içeren harç numunelerin donma-çözülme tekrarlı ve donma-çözülmesiz tekrarsız kırılma enerjilerindeki değişim gösterilmektedir. Hem 75µm hem de 150µm CMOD değerlerinde, donma-çözülme tekrarlı, silindirik agregaya içeren numunelerin kırılma enerjileri, kırmataş agregaya içeren numunelerden daha fazla olmuştur. 150µm CMOD değerinde, bu değer biraz daha fazla olmuştur. 35 devirlik donma çözülme tekrarından sonra, 75µm CMOD değerinde kırmataş ve silindirik agregalı numunelerin kırılma enerjileri farkları arasında aşırı bir farklılık gözlenmemesine rağmen, 150µm CMOD değerinde bu fark oldukça büyüktür. 70 devirlik donma-çözülme tekrarına kadar silindirik agreganın kırılma enerjisindeki değişim, doğrunun eğiminden de görüleceği gibi az olmaktadır. Kırmataş agregayı temsil eden kare agregalı numunede ise, 70 devirlik donma-çözülme tekrarına kadar, kırılma enerjisinde hızlı bir azalma gözlenmektedir. Bu azalmanın, 70 devirlik donma-çözülme tekrarından sonra nasıl değişeceği, tekrar sayısını artırılmasıyla belirlenecektir.



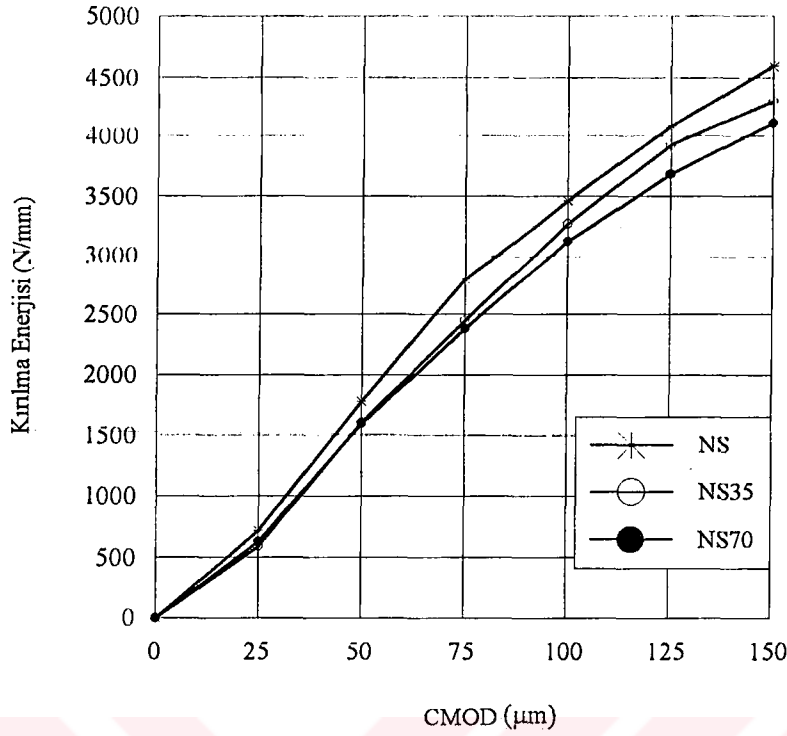
Şekil 4.34 TK20 ve TF20 Tipi Numunelerin Kırılma Enerjisi-Donma-Çözülme Tekrar Sayısı İlişkisi

Şekil 4.35 de, kompakt çekme silis dumansız harç numunelerdeki kırılma enerjisinin, CMOD değerlerine göre değişimi gösterilmektedir. Şekilden görüleceği gibi, 25µm CMOD değerinde 35 ve 70 donma-çözülme tekrarlarında kırılma enerjisi değerleri benzerdir. Donma-çözülmesiz numunedeki kırılma enerjisi değeri, biraz daha büyük olmuştur. CMOD değerinin artmasıyla, N ile N35 numuneleri arasındaki kırılma enerjisi farkı, N35 ile N70 numunesi arasındaki farktan biraz daha fazladır. Bu durum, başlangıçta numune içerisinde rötreden dolayı mevcut olan çok küçük kılcal çatlakların, donma-çözülme tekrarları sonucunda daha da gelişmiş olmasıyla açıklanabilir.

Şekil 4.36 da, kompakt çekme silis dumanlı harç numunelerde, kırılma enerjisi-CMOD değeri değişimi gösterilmektedir. Şekilde görüldüğü gibi, silis dumanlı harçların kırılma enerjisi değişimi, donma-çözülme tekrarlarından biraz daha az etkilenmektedir. 25µm CMOD değerinde, donma-çözülmeli ve çözülmesiz numunelerin kırılma enerjileri arasındaki fark oldukça küçüktür. Eğriden görüleceği gibi, yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmına rastlayan 25µm CMOD değerinden sonraki kısım donma-çözülme tekrarlarından etkilenmektedir.



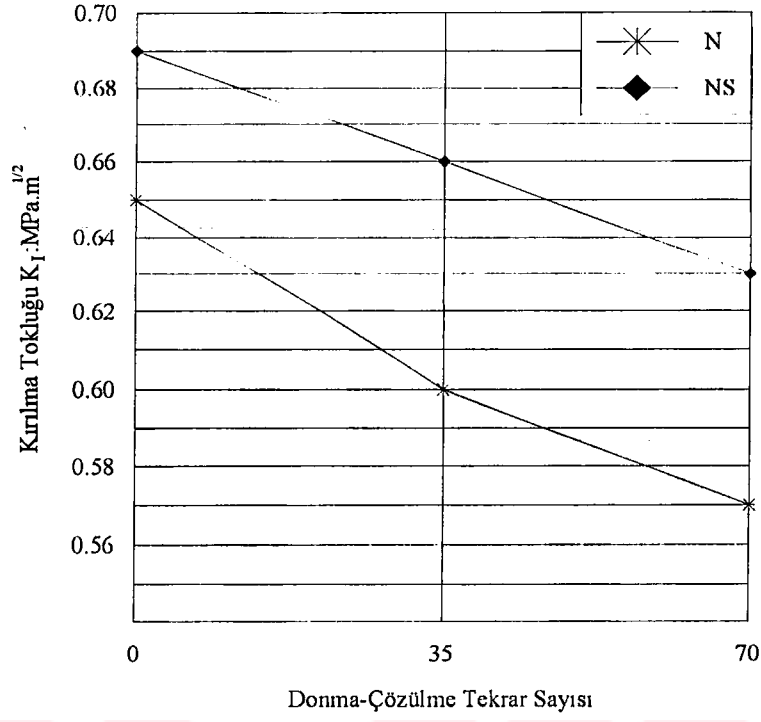
Şekil 4.35 N Tipi Numunelerin Kırılma Enerjisi-CMOD İlişkisi



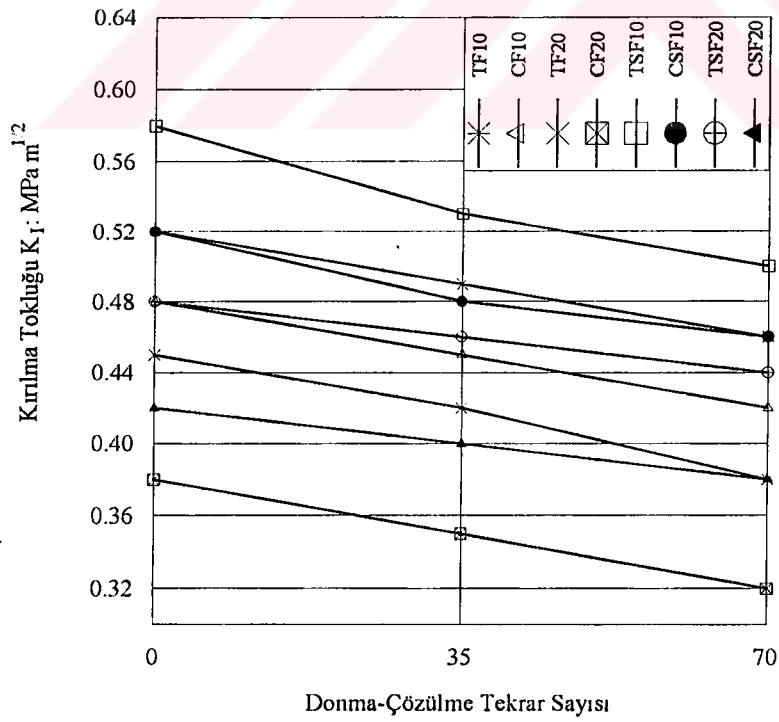
Şekil 4.36 NS Tipi Numunelerin Kırılma Enerjisi-CMOD İlişkisi

Şekil 4.37 de, kırılma tokluğunun hesaplanmasında kullanılan, kompakt çekme numunesi ve boyutları gösterilmektedir. Kırılma tokluğunun bulunmasında, değişik hesaplama teknikleri kullanılabilir. Bunlar, deplasman ve enerji yaklaşımlarıdır. Bu çalışmada, kırılma tokluğunun hesaplanması işleminde sonlu elemanlar hesaplamasından elde edilen bağıntılar kullanılmıştır.

Şekil 4.37 de gösterilen kompakt çekme numunesinde, a değeri yükün uygulandığı nokta ile çentiğin dip kısmı arasındaki mesafedir. W değeri ise, yükün uygulandığı nokta ile numunenin alt kısmı arasındaki uzunluktur. (4.2) bağıntısıyla verilen α , boyutsuz bir sayıdır. (4.3) bağıntısındaki K_I değeri, kompakt çekme harç numunesinin kırılma tokluğudur. Bu bağıntıdaki P değeri, numuneye uygulanan çekme yükü, B değeri de numune kalınlığıdır. (4.3) bağıntısındaki P değeri Newton ve B ile W değerleri de metre olarak alındığında, kırılma tokluğu değerinin birimi $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ olmaktadır. Denklem (4.4) de verilen $f(\alpha)$, bir geometri fonksiyonu olup, sonlu eleman hesaplamalarıyla elde edilmiştir. Numunenin geometrisi değiştiğinde, bu fonksiyon da değişmektedir.



Şekil 4.38 N ve NS Numunelerin Kırılma Tokluğu-Donma-Çözülme Tekrar Sayısı İlişkisi



Şekil 4.39 Agregalı Numunelerin Kırılma Tokluğu-Donma-Çözülme Tekrar Sayısı İlişkisi

5. BETONUN MESO DÜZEY KIRILMA DAVRANIŞININ MODELLENMESİ

Heterojen malzemelerin kırılması olayı, mikro yapılarından dolayı oldukça karmaşıktır. Betonun kırılma işlemi, malzemedeki boşluklar ve agregalar etrafındaki gerilme konsantrasyonundan dolayı oluşan mikro çatlaklardan başlayarak, gerilme-deformasyon eğrisinin yumuşama rejimindeki makro çatlak ilerlemesine kadar devam eden karmaşık bir olaydır. Betondaki çatlak ilerlemesini modellemek için, değişik metotlar kullanılmaktadır. Son zamanlarda, betonun kırılmasını modellemede kullanılan en yaygın metot lattis, diğer bir deyişle kafes sistemlerdir. Kafes modelleme tekniğinde, beton malzemesi küçük kiriş parçalarından oluşan bir ağla temsil edilmektedir. Ağ içerisindeki kirişler kaldırılarak, kırılma işlemi modellenmektedir. Beton malzemelerin davranışını modellemek için, ilk önce bir numune geometrisinin seçilmesi gerekmektedir. Bu geometri, deneysel dataların elde edildiği numune geometrisiyle aynı olmak zorundadır. Deneysel çalışmaların yapıldığı numunenin sınır şartlarının, simülasyonun yapılacağı modele doğru bir şekilde verilmesi oldukça önemlidir ve modelin çözümünden elde edilecek olan sonuçları doğrudan etkilemektedir.

Bu çalışmada, agregalı ve agregasız harç numunelerin kırılma davranışını lattisle modellemek için, Microsoft Fortran PowerStation derleyicisi kullanılarak, bir sonlu eleman bilgisayar programı yazıldı. Yazılan programın listesi Ek-5 de verilmektedir. Şekil 5.1 de, lattis modele ait olan bilgisayar programı akış diyagramı gösterilmektedir. Akış diyagramından görüleceği gibi, kompakt çekme numunesinin boyutları programa verilmektedir. Numunenin en tepe noktasının sol köşesinden başlayarak, yukarıdan aşağıya doğru kiriş elemanlara nod numaraları verildi. Bu işlem numunenin tamamı için yapıldı. Kırılma modellemesi yapılacak olan kompakt çekme numunesindeki toplam nod sayısı 5528 adettir. Nod numaralarının verilmesi işleminden sonra, kiriş elemanların nod numaraları ve kirişlerin konumu dikkate alınarak, elemanlara numaralar verildi. Bu çalışmada kullanılan lattis kirişlerin uzunluğu 2 mm alınmış olup, kullanılan toplam kiriş eleman sayısı 10875 adettir. Lattis modelde, kirişlerin oluşturduğu sitelerin boyutları eşittir. Diğer bir deyişle, numunenin sonlu elemanlarla yapılan analizlerinde olduğu gibi, gerilme yığılmalarının çok fazla olduğu bölgelerde kirişlerin boyutu küçültülmedi ve kiriş sayısı da artırılmadı. Lattisin düzenli olması için,

her site aynı sayıda komşuya sahip olmuştur. Kirişlerin bir birleriyle olan bağlantılarının tanımlanması oldukça önemlidir. Bir sonraki aşamada, agrega, harç ve ara yüzey elemanların elastisite modülleri programa data olarak verilmektedir. Bu aşamada, kiriş elemanların hangi kısmı temsil ettiği henüz daha tanımlanmamıştır. Agrega ve harçların elastisite modülleri, daha önce deneysel olarak bulunmuştu. Ara yüzeyin elastisite modülü ise, agregalı kompakt çekme numuneleri üzerinde yapılan deneysel çalışmalardan elde edilen dataolar kullanılarak simülasyon vasıtasıyla ayarlanmıştır.

Modelin oluşturulması sırasında dikkat edilmesi gereken en önemli aşama, kompakt çekme numunesine sınır şartlarının doğru bir şekilde programa verilmesidir. Numuneye yanlış bir şekilde verilmiş sınır şartları sonuçları önemli derecede etkilemektedir. Daha önceki bölümde, kompakt çekme numunesinin sınır şartları, ANSYS sonlu eleman paket programı kullanılarak belirlenmişti. Sınır şartlarının belirlenmesi işleminde, numunenin deney düzeneği üzerindeki konumunu göz önüne almak gerekmektedir. Şekil 5.2 de, kompakt çekme numunesinin lattis yapısı ve sınır şartları gösterilmektedir. Şekilde görüldüğü gibi, düzenli bir kare lattis yapı oluşturulmuştur. Numunenin sol alt köşesindeki, 69. noda bağlanan elemanların deplasmanları önlenmiştir. Diğer bir deyişle, 69. nodun yatay ve düşey yönde ötelenmesi sıfır alınmıştır. Numunenin sağ alt köşesinde ise, 5528. noda bağlanan düşey elemanın deplasmanı önlenmiştir. Fakat, yatay elemanın deplasmanı önlenmemiştir. Böylece, 5528. nodun yatay doğrultudaki hareketi serbest bırakılmıştır. Deneysel çalışmada, yükleme çenesi yardımıyla kompakt çekme numunesine yayılı olarak verilen çekme yükü, 1872. ve 3605. nodelara lattis modelde tekil yük olarak verilmiştir.

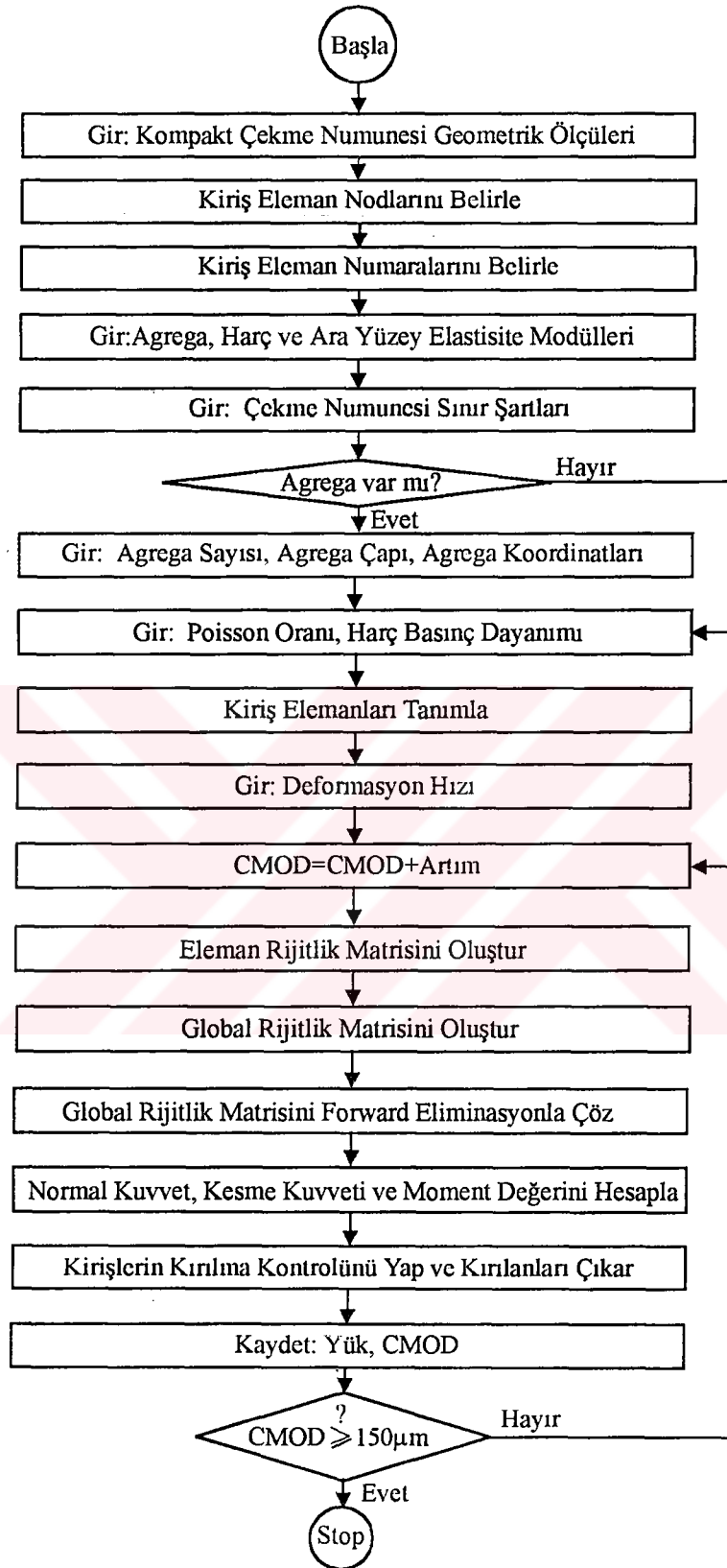
Geliştirilen lattis modelle hem agregalı hem de agregasız kompakt çekme harç numunelerin simülasyonu yapıldı. Kompakt çekme harç numunesi üzerindeki agregaların sayısı, çapı ve pozisyonları, deneysel çalışmadaki değerler dikkate alınarak programa verilmektedir. Bir sonraki adımda, Poisson oranı ve harç numunelerin basınç dayanımları programa girilmektedir. Lattis kirişlerde harcın çekme dayanımı, prizmatik harç numunelerden elde edilen basınç dayanımının % 9 kadar alınmıştır. Harç içerisine agrega yerleştirildikten sonra, kompakt çekme numunesini oluşturan lattis kirişlerin tanımlanması işlemine başlandı. Agrega veya agregalar daha önceden belirlenmiş pozisyonda numune üzerine dairesel olarak yerleştirildi. Agregayı temsil eden dairelerin dışında kalan kiriş elemanlara harç malzemenin özellikleri verildi. Daire içerisinde

kalan kirişlere ise, agrega malzemesinin özellikleri verildi. Dairenin dış çevresinin kesmiş olduğu kirişlere ise, ara yüzey malzeme özellikleri verildi. Ara yüzeyin malzeme özelliği olan elastisite modülü, deneysel verilerden elde edilen yük-CMOD eğrilerinin ışığında, programa farklı değerler girilerek deneme-yanılma ile tespit edilmiştir. Lattis modelle yapılan bu çalışmada, P çekme yükünün bulunduğu 1802. ve 3605. nodlar arasındaki yatay mesafe her iterasyonda 0.002 mm artırılmıştır. Yani bu nodlara yük artımı yerine, deformasyon artımı verilerek, deformasyon kontrollü bir deney yapılmıştır. Deneysel çalışmadaki CMOD ölçümüne benzer olarak, çentiğin en dip kısmında bulunan 2699. ve 2797. nodlar arasındaki fark olan CMOD değeri her iterasyon sonunda bulunmuştur. Böylece, deformasyon hızı $0.3516 \cdot 10^{-3}$ mm/iterasyon olmuştur. Bilgisayar akış diyagramında gösterilen artım değeri de, $0.3516 \cdot 10^{-3}$ mm/iterasyon alınmıştır. Bir sonraki aşamada, numune üzerinde bulunan her bir elemanın, eleman rijitlik matrisi oluşturulmuştur. Eleman rijitlik matrisi oluşturulurken, kirişlerin çerçeve eleman oluşturduğu göz önüne alınmıştır. Kiriş elemana ait rijitlik matrisi ile yük ve deplasman vektörleri, (2.42) ve (2.43) bağıntılarıyla daha önce Bölüm 2.7.2.1 verilmişti. Eleman rijitlik matrisi elde edildikten sonra, numunenin tamamına ait rijitlik matrisi, yani global rijitlik matrisi oluşturulmaktadır. Elde edilen denklem takımlarını çözmek için, değişik metotlar kullanılmaktadır. Denklem takımları, Gauss Eliminasyon, Conjugate Gradient veya Forward Eliminasyon metotlarından biriyle çözülebilir. Schlangen(1996), Conjugate Gradient metodunu lattis model simülasyonlarında kullanmıştır. Kiriş eleman sayısının çok fazla olması durumunda, Conjugate Gradient metodunu kullanmak çözüm süresini kısaltmaktadır. Bu çalışmada, kiriş eleman sayısı çok fazla olmadığından Forward Eliminasyon metodu kullanılmıştır. Bir elemanın normal kuvvet değeri F ve eğilme momenti değeri M kabul edilen kırılma kanunuyla direk ilişkilidir. Bölüm 2.7.2.3 deki, (5.46) bağıntısında kirişin kırılma kanunu detaylı bir şekilde anlatılmıştı. Deneysel çalışmadan elde edilen kompakt çekme harç numunesinin yük-CMOD eğrisine ait değerleri elde etmek için, deformasyon hızı ile Poisson oranı ayarlanmıştır. Bu nedenle, (5.46) denklemindeki β düzeltme çarpanı kaldırılarak, (5.1) bağıntısı kırılma kanunu olarak kabul edilmiştir. Lattis modelde ele alınan kirişlerin lineer elastik davrandığı kabul edildiğinden, herhangi bir kirişe ait kırılma yükü sonlu eleman analizindeki ilk adımla hesaplanabilmektedir. Kompakt çekme harç numunesi içerisinde mikro çatlakları oluşturabilmek için, dayanım

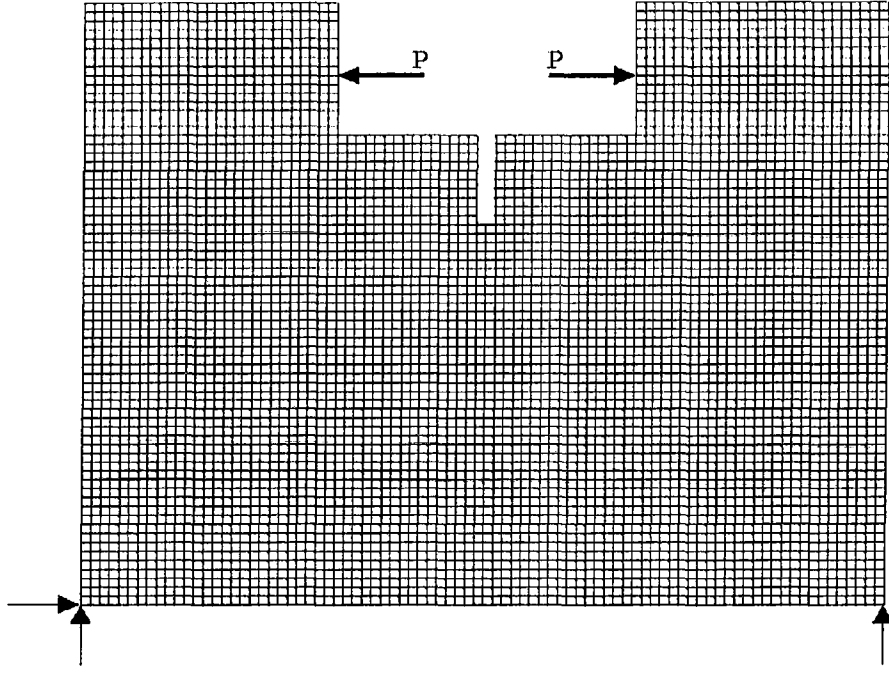
bakımından kırılma sınırına ulaşmış olan kiriş elemanlar ağ içerisinde çıkarılır. Yapılan bu çalışmada, CMOD değeri, 150 μm ye eşit veya bu değerden büyük olduğunda numunenin kırıldığı kabul edilmiştir. Deneysel çalışmalarda, 150 μm CMOD değerine ulaşıldığında, kompakt çekme numunesinin kırıldığı gözlenmiştir. Bilgisayar üzerindeki işlem süresini kısaltmak için, kompakt çekme numunesinde sadece çatlakların gelişmesi ihtimali olan, 4358 ile 6468 numaralı kiriş elemanların arasında kalan kirişlerin kırılma kontrolleri yapılmıştır. (5.1) bağıntısındaki α değeri, moment değerinin kirişlerin kırılmasında ne kadar etkili olacağını belirlemektedir. α değerinin değişmesiyle, kompakt çekme harç numunesinin çatlak yörüngesi ve yük taşıma kapasitesi değişmektedir. Özellikle, yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmının, bu değerin değişmesinden oldukça fazla etkilendiği gözlenmiştir. Örneğin, α değerinin küçük olması durumunda, yük-CMOD eğrisindeki yumuşama kısmı uzun olmuştur. α değerinin büyük olması durumunda ise, kompakt çekme numunesinden elde edilen yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmının daha gevrek bir davranış sergilediği gözlenmiştir. Yapılan bu çalışmada, daha önceki çalışmalara benzer olarak α değeri, 0.005 olarak alınmıştır. Fakat, bu değerin ne olacağı halen tartışma konusu olarak kalmaktadır.

$$\sigma = \left(\frac{F}{A} + \alpha * \frac{\{M_i|, |M_j|\}_{\text{mak}}}{W} \right) \quad (5.1)$$

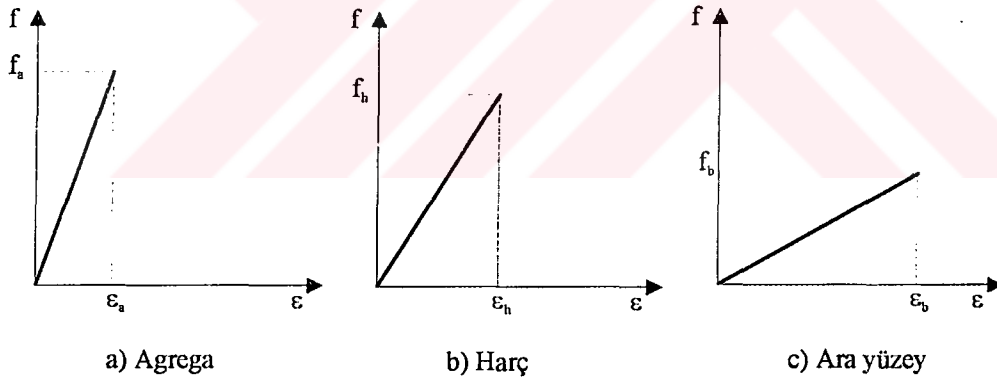
Hesaplamalar sonucunda elde edilen normal kuvvet ve eğilme momenti kombinasyonu, lattis modelde etkili gerilmeyi hesaplamada kullanılmıştır. Aslında, kirişin dış lifindeki çekme gerilmesinin, kirişin çekme dayanımı aşar aşmaz kırılacağı kabul edilmiştir. Modellemede kullanılan kirişlerin yük-deformasyon ilişkileri, Şekil 5.4 de gösterilmektedir. Şekilde gösterildiği gibi, agrega, harç ve ara yüzey kiriş elemanlarının davranışı tamamen gevreklerdir. Maksimum çekme dayanımlarına ulaşılır ulaşılmaz, kirişlerin kırıldığı kabul edilmiştir. Lattis model yardımıyla, yük-CMOD eğrisinin yumuşama kısmı, deneysel çalışmaya benzer olarak elde edilmiştir. Hesaplamalar sonucunda kırılması gereken herhangi bir kiriş sistemden kaldırıldıktan sonra, sistemdeki kiriş elemanlar üzerinde bulunan deformasyonlar boşaltılmıştır.



Şekil 5.1 Lattis Modele Ait Bilgisayar Programı Akış Diyagramı



Şekil 5.2 Kompakt Çekme Numunesi Lattis Yapısı ve Sınır Şartları



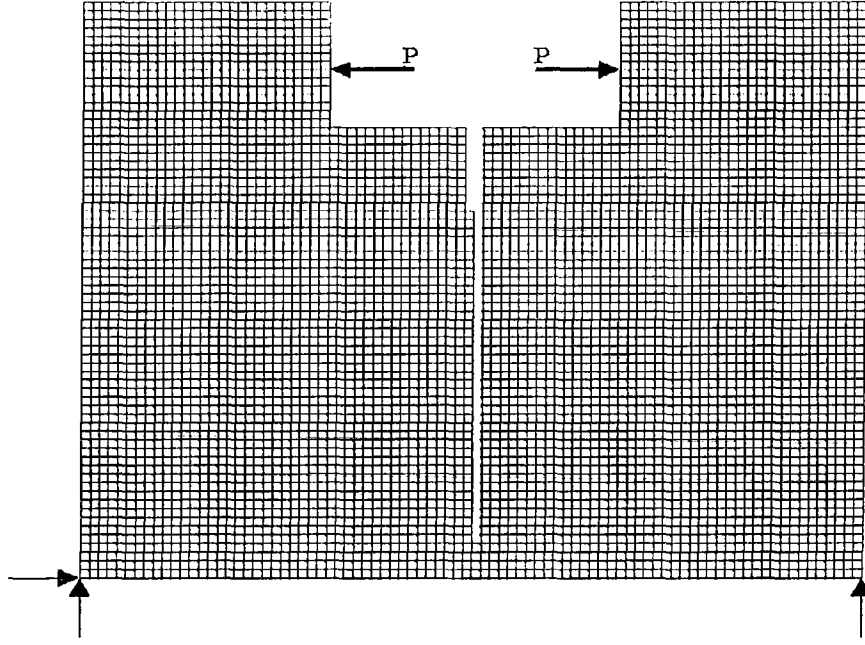
Şekil 5.3 Lattis Kirişlerin Çekme Dayanımı-Deformasyon İlişkisi

Bu çalışmada hazırlanan lattis modelleme programıyla, kompakt çekme harç numunesinin kırılma mekanizması ve çatlak şekilleri gerçeğe yakın bir şekilde simüle edilmiştir. Agregalı harç numuneler üzerinde daha iyi sonuçlar elde etmek için, hazırlanan lattis model programı üzerinde çalışmalar yapmak gerekmektedir. Önemli olan konu, agregata ile harç arasındaki ara yüzey özelliklerini etkileyen kusurların lattis modelleme programına gerçekçi bir şekilde verilmesidir.

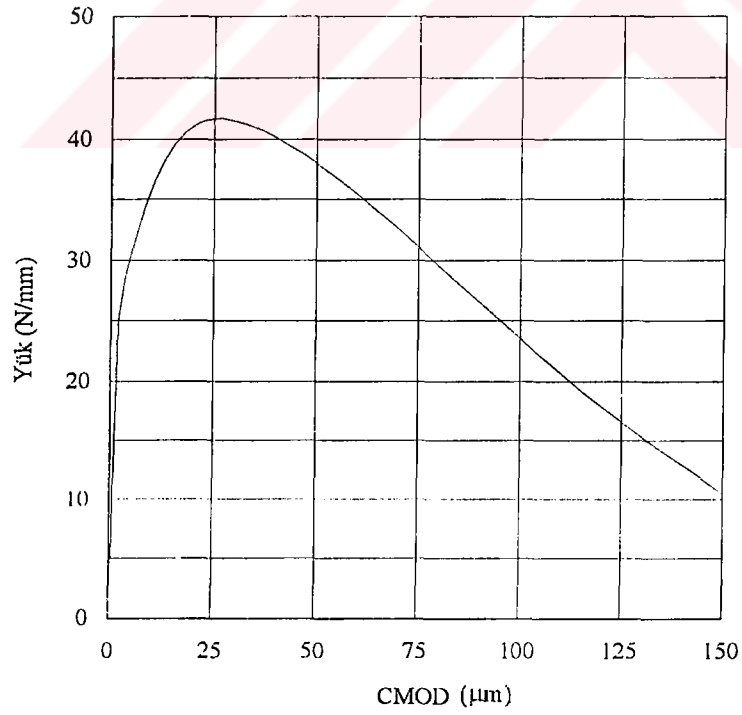
Bu kısımda, daha önce deneysel olarak incelenen, N tipi kompakt çekme harç numunesinin kırılma davranışı lattis modelle simüle edilmiştir. Yapılan bu çalışmada, harç numunenin çekme dayanımı direkt olarak bulunamadığından, basınç dayanımının 0.09 katı olarak alınmıştır. Kiriş elemanların dayanım sınırını aşıp aşmadıkları, bu değerle belirlenmiştir. Harç numunenin elastisite modülü 32300 Mpa olarak alınmıştır. Kompakt çekme harç numunesinin kırılma simülasyonunda, düzenli kare lattis kullanılmıştır. Kirişlerin genişliği, kompakt çekme harç numunelerin genişliğine eşit alınmıştır. Kirişlerin yüksekliğinin bulunmasında, aşağıda verilen bağıntı kullanılmıştır.

$$h = l \sqrt{\frac{1 - 3\nu}{1 + \nu}} \quad (5.2)$$

Burada, h kiriş yüksekliği, l kiriş uzunluğu ve ν de Poisson oranıdır. Poisson oranı düzenli kare lattis elamanlar için sıfır olmasına rağmen, bu değer betonun gerçek Poisson oranını yansıtmayacağından, bu çalışmada 0.125 olarak alınmıştır. Bu değer alınırken, numunenin deneysel kırılma davranışı da dikkate alınmıştır. Başlangıç dataları programa girildikten sonra, kompakt çekme harç numunesinin kırılma davranışının simülasyonu başlatıldı. Kompakt çekme harç numunesinin kırılması, çentiğin sağ kısmındaki kirişten başladı. Her bir iterasyonda, kırılma kontrolü otomatik olarak yapılmakta ve dayanım sınırını aşan kiriş elemanlar düzenli kare lattisten çıkarılmaktadır. Lattis modelden elde edilen numune üzerindeki çatlak yörüngesi, deneysel çalışmadan elde edilen çatlak yörüngesine benzemektedir. Kompakt çekme harç numunesi ve çatlak yörüngesi Şekil 5.4 de gösterilmektedir. Şekil 5.5 de, bu numuneye ait yük-CMOD eğrisi gösterilmektedir. Şekilde gösterildiği gibi, yük belirli bir değere kadar lineer olarak artmıştır. 25 N/mm değerinden sonra, lineer olmayan bir davranış gözlenmektedir. Şekil 4.20 deki deneysel çalışmadan elde edilen eğriye benzer olarak, 25 μm CMOD değerinde maksimum yüke ulaşmaktadır. Bu değerden sonra, eğrinin kuyruk kısmı oluşmaktadır. 150 μm CMOD değerinde, numunenin tamamen kırıldığı kabul edilmektedir. Numunenin tamamen kırıldığı kabul edilmesine rağmen, üzerinde bir miktar yük taşınması devam etmektedir. Bu durum, Şekil 5.4 de, numunenin kırılmayan kısmı ile açıklanabilir. 150 μm CMOD değerinden sonra, programdan elde edilen çıktı dataları dosyalara yazdırılmıştır.



Şekil 5.4 Kompakt Çekme Harç Numunesinin Çatlak Yörüngesi



Şekil 5.5 Kompakt Çekme Harç Numunesinin Yük-CMOD Eğrisi

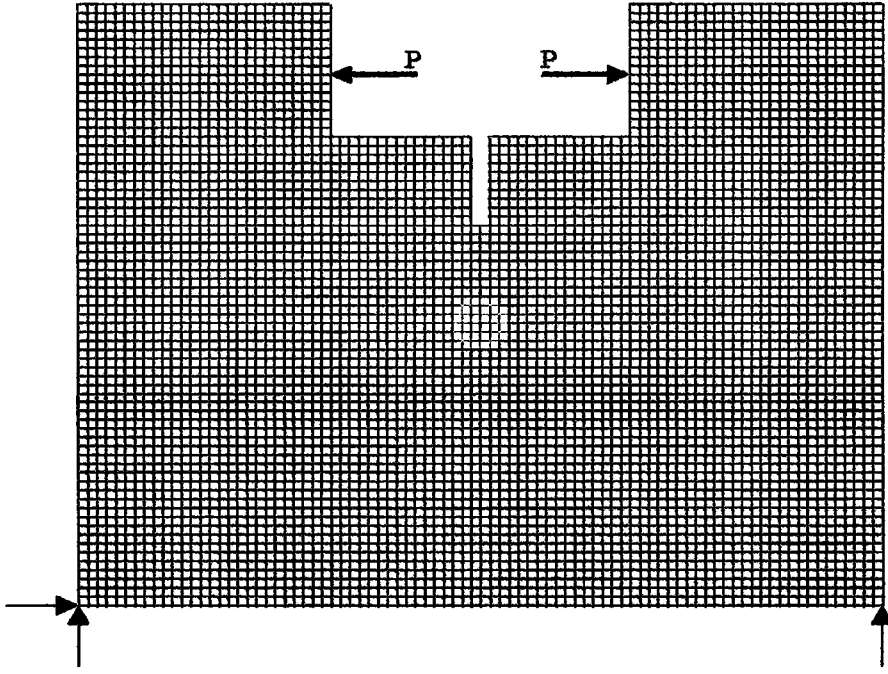
Bu kısımda, agregalı kompakt çekme harç numunelerinde, harç ve agregası arasındaki ara yüzey dayanımının, betonun global dayanımına olan etkisi geliştirilen lattis programı kullanılarak simüle edilmiştir. Daha önce deneysel olarak incelenen, TF10 ve CF10 tipi kompakt çekme numunelerin kırılma davranışları geliştirilen model yardımıyla detaylı bir şekilde incelenmiştir. Şekil 5.6 da, 10 mm çapında tek agregası içeren TF10 tipi kompakt çekme numunesi gösterilmektedir. Siyah renk çizgilerle gösterilen kiriş elemanlar harcı, yeşil renkle gösterilenler agregayı ve kırmızı renkle gösterilenler de ara yüzeyi temsil etmektedirler. Ara yüzey elemanları olarak isimlendirilen kırmızı renkli kiriş elemanların dayanımı, hem harç hem de agregası elemanları temsil eden kirişlerin dayanımından daha düşük olmaktadır.

Şekil 5.7 de, 10 mm çapında çift agregası içeren CF10 tipi kompakt çekme numunesi gösterilmektedir. TF10 tipi tek agregası içeren kompakt çekme numuneye benzer olarak, harç, agregası ve ara yüzey elemanları gösterilmektedir. Şekil 5.8 de, TF20 ve Şekil 5.9 da CF20 numuneleri gösterilmektedir. Bu tip numunelerde de, agregası, harç ve ara yüzey kiriş elemanları farklı renklerle gösterilmiştir. Numunelerin geometrik boyutları ile agregası pozisyonları, deney numuneleri ile aynıdır. Agregasının elastisite modülü değeri 36000Mpa dır. Agregasının basınç dayanımı 72.5 Mpa dır. Harcın basınç dayanımı 63 Mpa ve elastisite modülü 32300 Mpa dır. Lattis modelle yapılan simülasyonlarda agregası, harç ve ara yüzey kiriş elemanların dayanımları arasında bir oran kullanılmıştır. Harç ve agregayı temsil eden kiriş elemanların maksimum çekme dayanımı, prizmatik numuneler üzerinde yapılan deneylerden elde edilen harç ve agregası basınç dayanımlarının 0.09 katı olarak alınmıştır.

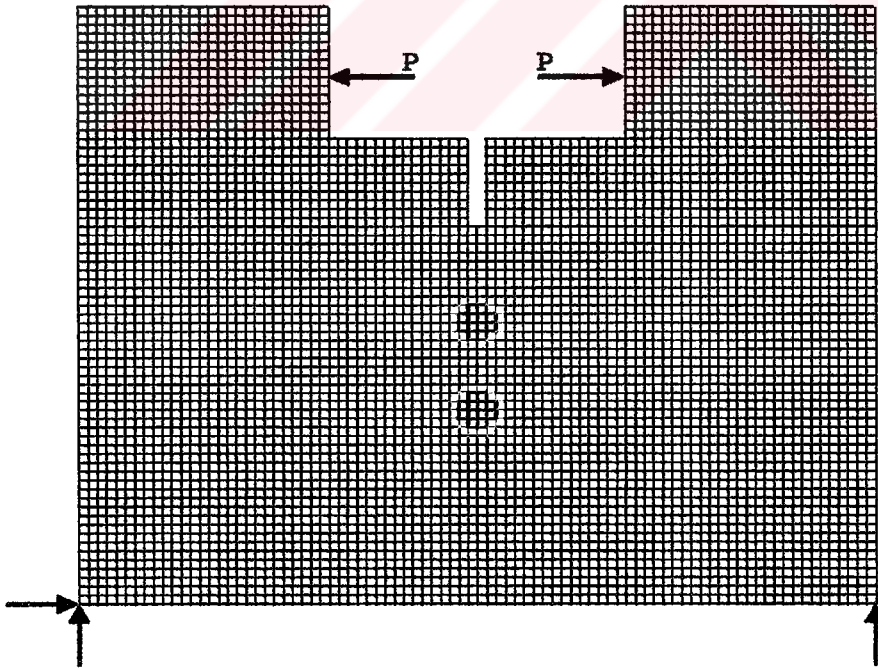
Agregası ve harcın basınç dayanımları dikkate alınarak, agregasının çekme dayanımının harcın çekme dayanımına oranı $f_{ta}/f_{tm}=1.15$, ara yüzey elemanın çekme dayanımının harcın çekme dayanımına oranı, $f_{tb}/f_{tm}=0.15$ olarak alınmıştır. f_{tb}/f_{tm} oranı, ara yüzeyin dayanımının çok zayıf olacağı göz önünde bulundurularak oldukça küçük seçilmiştir. Ara yüzeyin elastisite modülü değeri, kompakt çekme TF10 tipi numuneye ait yük-CMOD eğrisinin şekli dikkate alınarak, deneme-yanılma yöntemiyle, değişik elastisite modülü değerleri kullanılarak bulunmuştur. Şekil 5.10 da, TF10 numunesinde değişik ara yüzey elastisite modülü değerlerine ait yük-CMOD eğrileri gösterilmektedir. Ara yüzey elastisite modülünün 750 Mpa olması durumunda elde edilen yük-CMOD eğrisi, Şekil 4.21 de gösterilen TF10 tipi numuneye ait deneysel

çalışmadan elde edilmiş eğriye benzemektedir. Wittmann(1986), ara yüzeyin elastisite modülü değerinin bulunmasıyla ilgili olarak yapmış olduğu çalışmada, bu değer oldukça küçük olduğunu bulmuştur. Taşdemir(1994), model betonlar kullanarak ara yüzeyin kalınlığını bulmuştur. Taşdemir(1994), ara yüzey kalınlığının bulunması işleminde, harca ait elastisite modülü değeri 37800 Mpa olan bir model betonda, ara yüzey elastisite modülü değerini Wittmann(1994)'ın çalışmasına dayanarak 1000 Mpa olarak almıştır. Taşdemir(1994), model agrega etrafındaki boşluğun fazla olması durumunda ara yüzeyin elastisite modülü değerinin daha da azalacağını belirtmiştir.

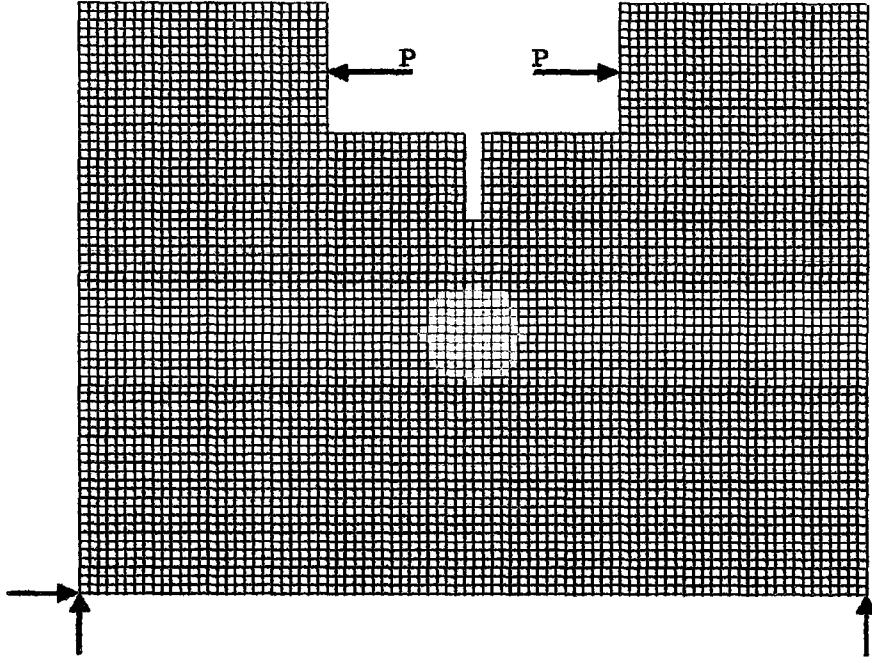
TF10 tipi numune üzerinde yapılan deneysel çalışma dikkate alınacak olursa, simülasyonlardaki ara yüzeyin elastisite modülünün değerinin 500 ile 750 Mpa arasında alınması uygun olacaktır. Şekil 5.10 da görüldüğü gibi, elastisite modülü değerleri farklı olmasına rağmen, eğrilerin başlangıç kısımlarının eğimleri benzer olmaktadır. Her üç elastisite modülü değerinde de, birinci pik yüke ait değerler yaklaşık olarak birbirine eşit olmuştur. Şekil 5.10 da, ara yüzey rijitliğinin büyük olması durumunda, ikinci pik yükün daha büyük olduğu görülmektedir. Deneysel çalışmadan elde edilen yük-CMOD eğrilerinde meydana gelen pik yükler, geliştirilen lattis modelin doğruluğunu test için oldukça yararlıdır. Şekil 5.11 de, TF10 tipi numuneye ait çatlak yörüngesi gösterilmektedir. Çatlak ilerlemesi çentik sağ tarafından başladı. Çentikte çatlak ilerlemesi başlar başlamaz, agrega ile harç arasında bulunan ara yüzeydeki kırımlarda kırılmalar gözlemlendi. İlerleyen çatlak agregaya ulaşır ulaşmaz, birinci pik yükte ani bir azalma gözlemlendi. Çatlak agregayı geçip, harç içerisinden büyümeye başlar başlamaz, ikinci pik yükün oluşumu başladı. Çatlak ilerlemesi, numunenin dip kısmına kadar devam etmiş ve 150µm CMOD değerinde numune kırılmıştır. Ara yüzey kırımların özelliklerinin değişiminden, yük-CMOD eğrisinin şekli oldukça fazla etkilendiği gözlemlenmiştir. Şekil 5.12 de, lattis simülasyonundan elde edilen CF10 numunesine ait yük-CMOD eğrisi gösterilmektedir. Simülasyondan elde edilen yük-CMOD eğrisi, deneyden elde edilen eğriye benzer olmaktadır. TF10 numunesinden farklı olarak, CF10 numunesinde iki tane pik yük noktası oluşmuştur. Bunlardan birinci pik yük ilk agregaya çarpmada, ikincisi ise ikinci agregaya çarpma sırasında oluşmuştur. Şekil 5.13 de, CF10 numuneye ait olan çatlak yörüngesi gösterilmektedir. Çatlak ilerlemesi, çentik kenarından başlamıştır. Çatlak ilerlemesi, her iki agreganın ara yüzeyini takip etmiş ve 150µm CMOD değerinde numune kırılmıştır.



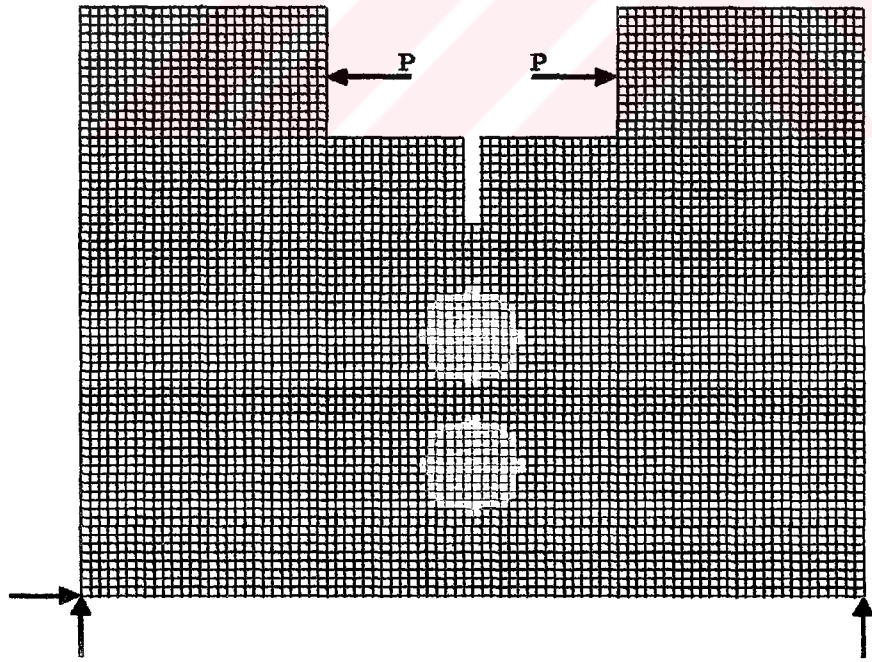
Şekil 5.6 TF10 Tipi Kompakt Çekme Numunesi Lattis Ağı



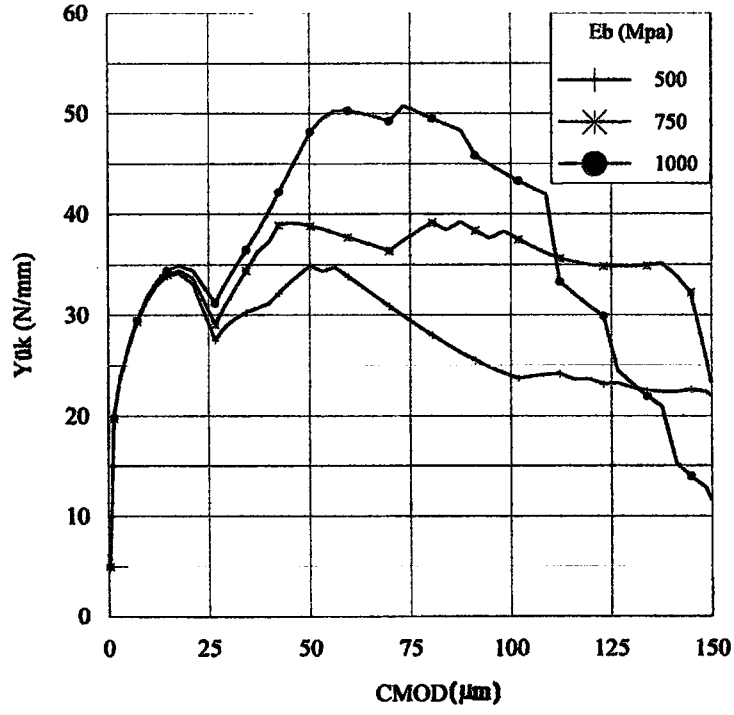
Şekil 5.7 CF10 Tipi Kompakt Çekme Numunesi Lattis Ağı



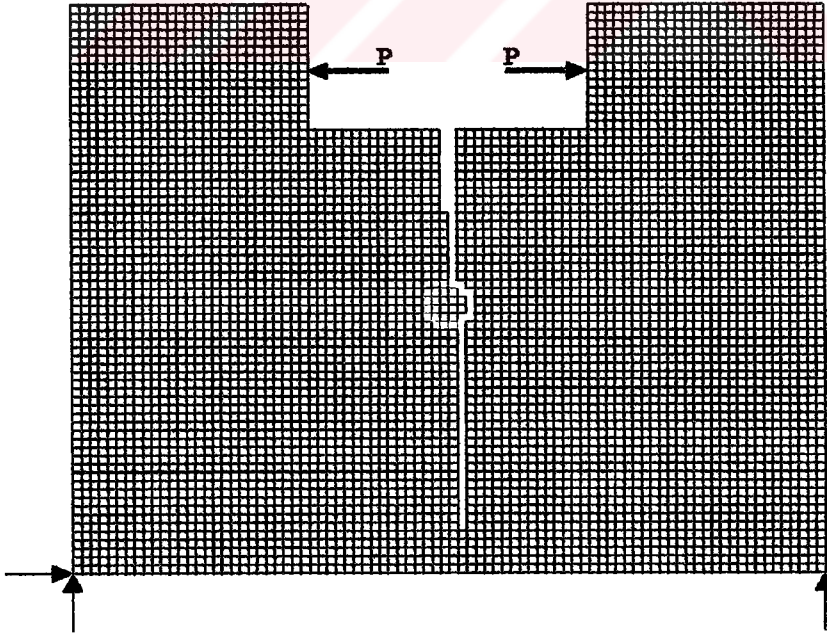
Şekil 5.8 TF20 Tipi Kompakt Çekme Numunesi Lattis Ağı



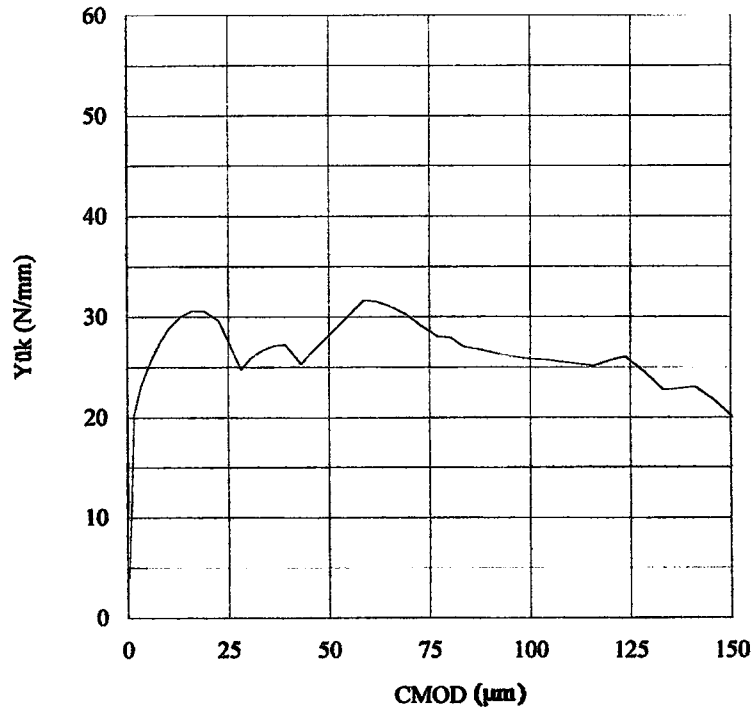
Şekil 5.9 CF20 Tipi Kompakt Çekme Numunesi Lattis Ağı



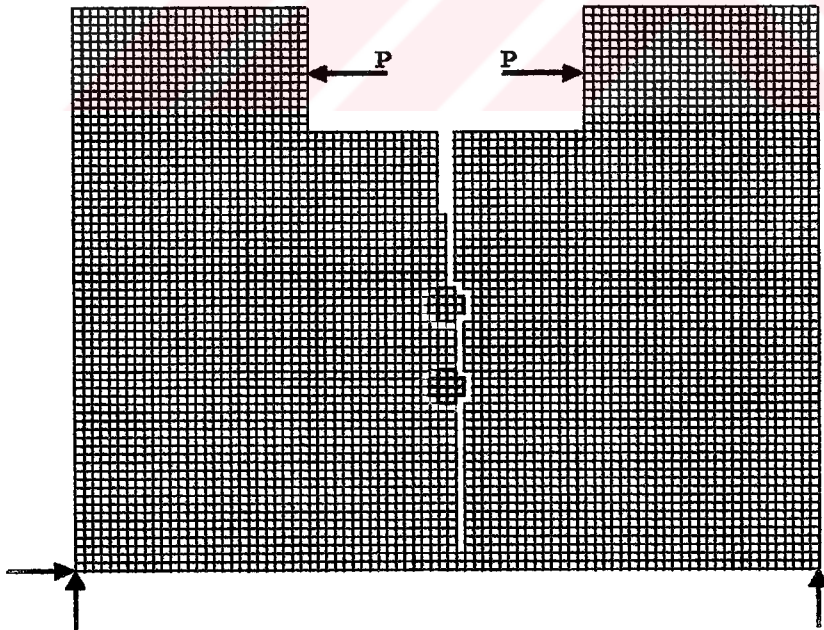
Şekil 5.10 Değişik Ara Yüzey Elastisite Modülü Değerlerine Ait Yük-CMOD Eğrileri



Şekil 5.11 TF10 Tipi Numuneye Ait Çatlak Yörüngesi



Şekil 5.12 CF10 Numunesine Ait Yük-CMOD Eğrisi



Şekil 5.13 CF10 Tipi Numuneye Ait Çatlak Yörüngesi

6. SONUÇ

Betondaki kırılma olayının daha bilinçli bir şekilde simülasyonu için, betonun mezo düzeyde kırılma mekanizmasının deneysel olarak, çok daha iyi anlaşılması gerekmektedir. Bilimin diğer alanlarındaki gelişmelerden dolayı, beton malzemelerin kırılma simülasyonlarında, daha hızlı hesaplama tekniklerinin kullanılması zorunluluğu doğmuştur. Böylece, beton malzemelerdeki kırılmanın incelenmesinde, malzeme ile ilgili birçok parametrenin hesaba katılması imkanı ortaya çıkmıştır.

Yapılan bu tez çalışmasında, betonun mezo düzey çekme kırılması davranışını deneysel olarak incelemek için, deformasyon kontrollü olarak çalışan, bir kompakt numune çekme düzeneği geliştirilmiştir. Silis dumanlı ve dumansız, donma-çözülme tekrarlı ve tekrarsız prizmatik numuneler üzerinde, basınç ve eğilme dayanımlarındaki değişimler incelenmiştir. Geliştirilen kompakt numune çekme düzeneği kullanılarak, kompakt çekme numuneleri üzerinde, silis dumanlı-dumansız, donma-çözülme tekrarlı ve tekrarsız, model agregalı-agregasız kırılma davranışları incelenmiştir. Deneysel ve nümerik çalışmanın her bir aşaması kendi konu başlığı altında tartışılmış ve aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir.

Geliştirilen deney düzeneğiyle ilgili olarak, aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir.

- Geliştirilen kompakt numune çekme deney düzeneğinin maliyeti düşük ve çalışma prensibi oldukça basittir. Kompakt çekme numunesine, çok düşük deformasyon hızları verilebilmektedir. Bu nedenle, kompakt çekme numunelerinin deformasyon kontrollü kırılma davranışı çok uzun süreli olarak incelebilmektedir.
- Geliştirilen deney düzeneği yardımıyla, kompakt çekme numunesi üzerinde mükemmel tarzda bir çekme gerilmesi oluşturulmuştur. Bu durum, deneysel çalışmadaki numunenin sınır şartları dikkate alınarak, ANSYS paket programındaki sonlu eleman analizleriyle ispatlanmıştır.
- Kompakt numune çekme deney düzeneğinde kullanılan elemanların rijitliği oldukça büyüktür. Bu nedenle, geliştirilen düzenekte elastik enerji birikimi olmadığından, numunenin kırılması ile alet arasında bir etkileşim olmamaktadır. Böylece, gerçeğe yakın tarzda bir kırılma davranışı elde edilmektedir.

- Çekme esnasındaki, yük ölçümü direkt olarak numuneye bağlanan yük transduseri üzerinden ölçülmektedir. Çekme aletlerinin büyük çoğunluğunda yük genellikle, pistondaki yağ basıncından ölçülmektedir. Bu nedenle, numunenin gerçek kırılma yükünün bulunması işleminde hatalar oluşmaktaydı.

Harç numuneler üzerinde yapılan deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçlar aşağıdaki gibi sıralanabilir.

- Prizmatik numuneler üzerinde yapılan deneylerde, silis dumanı içeren harçların basınç ve eğilme dayanımlarında, silis dumanı içermeyen harçlara kıyasla bir artış olduğu gözlenmiştir. Silis dumanı içeren harçların, donma-çözülme tekrarlarına karşı dirençleri de normal harca göre artmıştır.
- Kompakt çekme numuneleri üzerinde yapılan deneylerde, silis dumanı içeren numunelerin çekme dayanımı ve kırılma enerjilerinde artışlar olmuştur. Silis dumansız numunelerin kırılma enerjilerinde, donma-çözülme tekrarları sonucunda hızlı bir azalma meydana gelirken, silis dumanlı numunelerde kırılma enerjisi çok yavaş bir şekilde azalmıştır.
- Silis dumanlı harçların kırılma tokluk değerleri, normal harçlara kıyasla artmıştır. Agregalı içeren kompakt çekme harç numunelerinde, silis dumanı kullanılmasına rağmen, ara yüzeyin dayanımı hem agreganın hem de harcın dayanımından daha küçük olmuştur. Harç içerisinde silis dumanının kullanılmasından dolayı, çatlak köprüleşme sayısı artmış ve buna bağlı olarak, kırılma enerjisi de artmıştır.
- Donma-çözülme tekrarlarından dolayı oluşan kılcal çatlakların, kompakt çekme numunesine ait olan, yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmını önemli derecede etkilediği gözlenmiştir. Ayrıca, iki agrega arasındaki çatlak köprüleşme miktarının agrega çapına göre değiştiği tespit edilmiştir.
- Kırmataş agregayı temsil eden, kare agregalı kompakt çekme numunelerin davranışının, nehir agregasını temsil eden silindirik agregalı numunelerden daha sünek olduğu gözlenmiştir.
- Silindirik agregalı numunenin donma-çözülme tekrarlarından dolayı kırılma enerjisinde meydana gelen azalma, kare agregalı numuneninkinden çok daha az olmaktadır.
- Kompakt çekme numunelerinde, 25µm CMOD değerine kadar, donma-çözülmeli ve çözülmesiz numunelerin kırılma enerjileri arasındaki fark oldukça küçüktür. Bu

Değerden sonra, kırılma enerjisindeki değişim artmaktadır. Diğer bir deyişle, kompakt çekme harç numunelerinden elde edilen yük – CMOD eğrilerinin kuyruk kısmı, donma-çözülme tekrarlarından oldukça fazla etkilenmektedir.

- Kompakt çekme harç numunelerinin sünekliliği, çatlağın uzunluğuna bağlı olarak değişimler göstermiştir. Örneğin, çatlak uzunluğu fazla olan numunelerin süneklilik değerleri de fazla olmuştur.
- Küçük çaplı agregalar ile matris arasındaki arayüzey bölgesinin oldukça yoğun olduğu gözlenmiştir. Bu nedenle, küçük çaplı agregalar kuvvetli bir çatlak ilerlemesi tutucularıdır.
- Harç içerisine ilave edilen silis dumanı agrega ile matris arasında oldukça yoğun bir bölge oluşturmuştur.
- İki agrega içeren numunelerde, çentiğe yakın olan birinci agrega etrafında oluşacak olan gerilme yoğunlaşmasına, ikinci agreganın da bir miktar katkısı olmuştur. Bu nedenle, çift agregalı numunelerin kırılma tokluğu değerleri, tek agregalı numunelerinkinden daha düşük olmuştur.
- Kompakt çekme numunesinin kırılması esnasında meydana gelen çatlak tutulmaları yük-CMOD eğrisinin kuyruk kısmını oldukça fazla etkilemektedir.
- Yapılan bu deneysel çalışmadan ortaya çıkan en önemli sonuç, harç ile agrega arasındaki ara yüzey dayanımının, betonun global dayanımı üzerine çok büyük bir etki yapmasıdır.

Kompakt çekme harç numunelerinin kırılmasıyla ilgili lattis model simülasyonlarından elde edilen sonuçlar aşağıda verilmektedir.

- Geliştirilen lattis modelle yapılan simülasyonlarda, agrega ile harç arasındaki ara yüzeyin elastisite modülünün oldukça küçük olduğu bulunmuştur. Böylece, Wittmann(1986)'ın ara yüzeyinin elastisite modülünün bulunmasıyla ilgili yapmış olduğu deneysel çalışmanın doğruluğu, geliştirilen lattis modelle ispatlanmıştır.
- Agrega ile harç arasında agrega çapına göre değişen boşluk miktarının, ara yüzey dayanımını etkilediği agregalı kompakt çekme numuneler üzerinde yapılan deneysel çalışmalarda bulunmuştu. Bu nedenle Lattis programı içerisinde, agrega çapına göre değişen bir ara yüzey modelinin oluşturulması gerekmektedir.
- Agrega ile harç arasındaki ara yüzey kalınlığı normal beton için 50-60 μm , silis dumanlı beton içinde 25-30 μm dir. Lattis model içerisindeki giriş uzunluğunun bu

değerlere eşit olması gerekmektedir. Ara yüzeyin kalınlığının bu değerlere eşit alınması durumunda, yapı elemanlarının lattis modelle kırılma simülasyonun mümkün olmayacağı ortaya çıkmaktadır. Fakat, lattis modellemenin malzeme seviyesinde kullanılması oldukça yararlı olacaktır.

- Bu çalışmada, deneysel olarak incelenen kompakt çekme donma – çözülme numuneleri ile silis dumanlı numunelerin lattisle modellemesi ileri çalışmalar olarak kalacaktır. Örneğin, silis dumanlı kompakt çekme numunesinin, lattisle modellemesi rastgele seçilen bazı kırıışlere yüksek dayanımlar vererek gerçekleştirilebilir.



KAYNAKLAR

- Alexander, K. M., Wardlaw, J. and Gilbert, D. J., 1968, Aggregate-Cement bond, cement paste strength and the strength of concrete. In International Conference on the Structure of Concrete, 59-81.
- Alexander, K. M., 1959, Strength of the cement-aggregate bond. Journal of the American Concrete Institute, 56(11), 377-390.
- Arslan, A. , Schlangen, E. and Van Mier, J.G.M., 1995, Effect of model fracture law and porosity on tensile softening of concrete. In Fracture Mechanics of Concrete Structures , F.H. Wittmann (ed.), AEDIFICATIO Publishers, 45-54.
- Barenblatt, G. I., 1959, On equilibrium cracks forming during brittle fracture (in Russian). Prikladnaya Matematika i Mekhanika., 23, 434-444.
- Barenblatt, G.I., 1962, The mathematical theory of equilibrium of cracks in brittle fracture. Advances in Appl. Mech., 7, 55.
- Bazant, Z. P. and Cedolin, L., 1979, Blunt crack band propagation in finite element analysis, ASCE J. Engng. Mech., 105, 297-315.
- Bazant, Z. P. and Oh, B. H., 1983, Crack band theory for fracture of concrete, Mater. Struct., 16, 155-157.
- Bazant, Z. P. and Pfeiffer, P. A., 1987, Determination of fracture energy properties from size effect and brittleness number, ACI Mater. J., 84, 463-480.
- Bazant, Z. P., 1976, Instability, ductility and size effect in strain softening concrete. ASCE J. Engng. Mech., 102, 331-344.

- Bazant, Z. P., 1984, Size effect in blunt fracture: concrete, rock, metal. *ASCE J. Engng. Mech.*, 110, 518-534.
- Bazant, Z. P., 1987, Fracture energy of heterogeneous materials and similitude. In G-28, 229-241.
- Bazant, Z.P., Tabbara, M.R., Kazemi, M.T. and Pijaudier-Cabot, G., 1990, Random particle model for fracture of aggregate or fiber composites. *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, 116, 1686-1705.
- Bentz, D.P., Garboczi, J. and Stutzman, P.E., 1992, Computer modelling of the interfacial zone in concrete. In *Interfaces in Cementitious Composites*, J.C. Maso (ed.), E&FN Spon, 107-116.
- Berg, A. and Svensson, U., 1991, Datorsimulering och analys av brottförlopp i en heterogen materialstruktur. Report TVSM-505U, Lund Institute of Technology, Division of Structural Engineering.
- Bolander JR.E., and Kobashi, Y., 1995, Size effect mechanisms in numerical concrete fracture. In *Fracture Mechanics of Concrete Structures*. F.H. Wittmann (ed.), AEDIFICATIO Publisher, 535-542.
- Brown, J. H., 1972, Measuring the fracture toughness of cement paste and mortars. *Cement Concr. Res.*, 3, 475-480.
- Burt, N.J., and Dougill, J.W., 1977, Progressive failure in a model heterogeneous medium. *Journal of the Engineering Mechanics Division (ASCE)*, 103(3), 365-376.
- Buyukozturk, O., 1993, Interface fracture and crack propagation in concrete composites. In *Micro-mechanisms of Concrete and Cementitious Composites*, C. Huet (ed.). Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 203-212.

- Cao, H. C. and Evans, A. G., 1989, An experimental study of the fracture resistance of bi-material interfaces. In *Mechanics of Materials 7*, Elsevier Science Publishers, B. V., 295-304.
- Carpinteri, A. and Ferro, G., 1993, Apparent tensile strength and fictitious fracture energy of concrete: a fractal geometry approach to related size effects. In *Fracture and Damage of Concrete and Rock*, li.P. Rossmanith (ed.), E&FN Spon, 86-94.
- Chen, Z.Y. and Wang, J.G., 1987, Effect of bond strength between aggregate and cement paste on the mechanical behaviour of concrete. In *Bonding in cementitious composites*, S. Mindess and S.P. Shah (eds.), vol. 114, Materials Research Society, 41-47.
- Christ, N.H., Friedberg, R., and Lee, T.D., 1982, Random lattice field theory. *Nuclear Physics*, B202, 89-125.
- Cornelissen, H. A. W., Hordijk, D. A. and Reinhardt, H. W., 1986, Experimental determination of crack softening characteristic of normal and lightweight concrete. *HERON*, 31, 45-56
- Daerga, P. A., 1992, Some experimental fracture mechanics studies in mode I of concrete and wood. Licentiate Thesis, Lulea University of Technology.
- De Borst, R., and Mühlhaus, H.B., 1991, Continuum models for discontinuous media. In *Fracture Processes in Concrete Rock and Ceramics*, J.G.M. Van Mier, J.G. Rots, and A. Bakker (eds.), Chapman&Hall/E&FN Spon, 601-618.
- Dennett, D. C., 1991, *Consciousness Explained*, Penguin Books, London.
- Diamond, S. and Bentur, A., 1985, On the cracking in concrete and fiber-reinforced cements. In *G-21*, 87, 140

Dragosavic, M., and Groeneveld, H.,1988, Concrete mechanics-local bond, Part II experimental research. Report BI-87-19, TNO Building and Construction Research, Rijswijk, The Netherlands.

Dragosavic, M., and Groeneveld, H.,1988, Concrete mechanics-local bond, Part I physical behaviour and constitutive consequences. Report BI-87-18, TNO Building and Construction Research, Rijswijk, The Netherlands.

Dugdale, D.S.,1960, Yielding of sheets containing slits. J. Mech. Phys. Sol.,8,100-104.

England, A.H.,1965, A crack between dissimilar media. Journal of Applied Mechanics (Transactions of the ASTM), 32, 400-402.

Erdogan, F.,1965, Stress distribution in bonded dissimilar materials with cracks. Journal of Applied Mechanics (Transactions of the ASTM), 32, 403-410.

Ferro, G., 1994, Effetti di scala sulla resistenza a trazione dei materiali (in Italian). PhD Thesis, Politecnico di Torino.

Gopalaratnam, V.S., and Shah, S.P.,1985, Softening response of plain concrete in direct tension. Journal of the American Concrete Institute, 82, 310-323.

Griffith, A. A.,1921, The phenomena of rupture and flow in solids. Phil. Trans. Royal Soc. London, Series A, 221, 163-198.

Grootenboer, H.J., Leijten, S.F.C.H., and Blaauwendraad, J.,1981, Numerical models for reinforced concrete structures in plane stress. HERON, 26 (1c), 1- 83.

Hassanzadeh, M.,1995, Fracture mechanical properties of rocks and mortar/rock interfaces. In Micro-structure of Cement-Based Systems/Bonding and Interfaces in Cementitious Materials, S. Diamond, S. Mindess, F.P. Glasser, L.W. Roberts, J.P. Skalny, and L.D. Wakeley (eds.), vol. 370, Materials Research Society, 377-386.

- Herrmann, H.J. , Hansen, A. , and Roux, S.,1989, Fracture of disordered elastic lattices in two dimensions. *Physical Review B*, 39, 637-648.
- Herrmann, H.J. and Roux, S.,1990, *Statistical Models for the Fracture of Disordered Media*. Elsevier Science Publishers B.V.
- Heyden, S.,1996, A network model applied to cellulose fibre materials. Licentiate Thesis, Lule University of Technology.
- Hillerborg, A., 1985, The theoretical basis of a method to determine the fracture energy G_F of concrete. *Materials and Structures (RILEM)*, 18 (106), 291-296.
- Hillerborg, A., Modeer, M. and Petersson, P., E., 1976, Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements . *Cem. Conc. Res.*,6, 773.
- Hillerborg, A.,1983, Analysis of one single crack, In G-18, 223-249
- Hordijk,D.A.,1992, Local approach to fatigue of concrete. PhD Thesis, Delft University of Technology.
- Horsten, J. and Vroonhoven, J.,1994, A hybrid fracture-damage crack propagation model. In *Localized Damage III Computer-Aided Assessment and Control*, M.H. Aliabadi et al. (eds.), CMP Southampton, 367-374.
- Hrennikoff, A.,1941, Solution of problems of elasticity by the framework method. *Journal of Applied Mechanics (Transactions of the ASTM)*,169-175.
- Hsu, T.T.C. , Slate, F.O. ,Sturman, G.M. and Winter, G.,1963, Micro-cracking of plain concrete and the shape of the stress-strain curve. *Journal of the American Concrete Institute*, 61(2), 209-224.

- Hsu, T.T.C. and Slate, F.O.,1963, Tensile bond strength between aggregate and cement paste or mortar. *Journal of the American Concrete Institute*, 60(4), 465-486.
- Hsu, T.T.C.,1963, Mathematical analysis of shrinkage stresses in a model of hardened concrete. *Journal of the American Concrete Institute*, 60(3), 371-390.
- Ingraffea, A.R. and Saouma, V.,1985, Numerical modelling of discrete crack propagation in reinforced and plain concrete. In *Fracture Mechanics of Concrete: Structural Application and Numerical Calculation*, G.C. Sih and A. DiTommaso (eds.). Martinus Nijhoff Publishers, Dordrecht, 171-222.
- Irwin, G. R., 1958, Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *J. Appl. Mech.*, 24, 361-364.
- Irwin, G. R.,1958, Fracture, In *Handbuch der Physik*, Springer-Verlag, Berlin, 551-590. J.G. Rots, and A. Bakker (eds.), Chapman&Hall /E&FN Spon, 451-460.
- Jenq, Y. S. and Shah, S. P., 1985a, A fracture toughness criterion for concrete. *J. Engng. Fracture Mech.*, 21, 1055-1069.
- Jenq, Y. S. and Shah, S. P., 1985b, A two-parameter fracture model for concrete. *ASCE J. Engng. Mech.*,111, 1227-1241.
- Jirasek, M., and Bazant, Z. P.,1995, Particle model for fracture and statistical micro macro correlation of material constants. In *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, R.H. Wittmann (ed.), AEDIFICATIO Publishers, 955-964.
- Kaplan, M. F.,1961, Crack propagation and the fracture of concrete. *J. ACI*, 58, 591-610.
- Karihaloo, B. L., 1994, Tension softening diagrams and longitudinally reinforced concrete beam. In G-48, 35-50

- Krafft, J. M., Sullivan, A. M. and Boyle, R. W., 1961, Effect of dimensions on fast fracture instability of notched sheets. In Proc. of the Crack Propagation Symposium, Cranfield College of Aeronautics, UK, 1, 8-28.
- Lee, K.M. , Buyukozturk, O. and Kitsutaka, Y.,1994, The role of interface fracture toughness in cracking behavior of high strength concrete. ACI Special Publication on Interface Fracture and Bond, SP-156, 69-84.
- Lee, K.M. , Buyukozturk, O. and Oumera, A.,1992, Fracture analysis of mortar aggregate interfaces in concrete. Journal of Engineering Mechanics (ASCE), 118(10), 2031-2047.
- Maji, A.,K., Ouyang, C. and Shah, S. P., 1990, Fracture mechanisms of brittle materials based on acoustic emission. J. Mater. Res.,5, 207-217.
- Maji, A.,K. and Shah, S. P.,1991, Laser interferometry methods. In G-41, 263-278.
- Meakin, P.,1991, Simple models for material failure and deformation. In Fracture Processes in Concrete Rock and Ceramics, J.G.M. Van Mier, J.G. Rots, and A. Bakker (eds.), Chapman & Hall/E&FN Spon, 213-229.
- Metha, P. K.,1986, In Concrete: Structures, Properties and Materials. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, 38.
- Mihashi, H., Nomura, N., Izumi, M. and Wittmann, F. H., 1991, Size dependence of fracture toughness of concrete. In G-38, 441-450.
- Mindess, S. and Diamond, S., 1982, The cracking and fracture of mortar. Mater. Struct., 15, 107-113.
- Mindess, S., 1991, Fracture process zone detection. In G-41, 231-255.

- Mindess, S.,1987, Bonding in cementitious composites: How important is it? In Bonding in cementitious composites, S. Mindess and S.P. Shah (eds.), vol. 1 14, Materials Research Society, 3-20.
- Mindess, S.,1994, Mechanical properties of the interfacial transition zone. ACI Special Publication on Interface Fracture and Bond, SP-156, 1-10.
- Mitsui, K. , Zongjin, L. , Langg, D.A. , and Shah, S.P.,1992, A study of properties of the paste aggregate interface. In Interfaces in Cementitious Composites, J.C. Maso (ed.), E&FN Spon. 119-128.
- Moukarzel, C., and Herrmann, H.J.,1992, A vectorizable random lattice. Report HLRZ 1/92, KFA Julich, (preprint).
- Nallathambi, P. and Karihaloo, B. L.,1986a, Determination of the specimen size independent fracture toughness of plain concrete. Mag. Concr. Res.,38, 67-76.
- Nallathambi, P.,1986, A study of fracture of plain concrete. PhD Thesis, University of Newcastle, N.S.W., Australia, 207.
- Newille,A.,1972, Freezing and Thawing Cycles of Concrete. Properties of Concrete
- Ouyang, C., Landis, E. and Shah, S. P., 1991, Damage assessment in concrete using quantitative acoustic emission. ASCE J. Engng. Mech., 117, 2681-2698.
- Perry, C. and Gillot, J.E.,1994, The influence of silica fume on the strength of the cement-aggregate bond. ACI Special Publication on Interface Fracture and Bond, SP 156, 191-211.
- Petersson, P. E., 1980, Fracture energy of concrete: Method of determination. Cement Concr. Res.,10, 78-89

- Phillips, D. V. and Zienkiewicz, O. C., 1976, Finite element nonlinear analysis of concrete structures. *Proc. Inst. Civ. Engrs.*, Part I, 69, 59-88.
- Rehm, D. , Diem, P. , and Zimbelman, R.,1977, Technische möglichkeiten zur erhöhung der zugfestigkeit von beton. In *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton*, vol. 283, 1-76 (in German).
- RILEM Committe FMC 50,1985, Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of the three-point bend tests on notched beams. *Mater. Struc.*,18, 285-290
- Rice, J.R. and Sih, G.C.,1965, Plane problems of cracks in dissimilar materials. *Journal of Applied Mechanics (Transactions of the ASTM)*, 32, 418-423.
- Rocha, M.M., and Riera, J.D.,1991, On size effects and rupture of non-homogeneous materials. In *Fracture Processes in Concrete, Rock and Ceramics*, J.G.M. Van Mier,
- Roelfstra, P.E. , Sadouki, H. , and Wittmann, F.H., 1985,Le béton numérique. *Materials and Structures(RILEM)*,18(107),(in French), 327-335.
- Rossi, P., and Richer, S.,1987, Numerical modelling of concrete cracking based on a stochastic approach. *Materials and Structures (RILEM)*, 20, 334-337.
- Rots, J.G., 1993, Computational Modelling of Concrete Fracture. PhD Thesis, Delft University of Technology.
- Schlangen, E. and Van Mier, J.G.M.,1992, Experimental and numerical analysis of micro-mechanisms of fracture of cement-based composites. *Cement and Concrete Composites*, 14, 105-118.

- Schlangen, E., and Garboczi, E., 1996, New method for simulating fracture using an elastically uniform random geometry lattice. *International Journal of Engineering Science*, 34(10), 1131-1144.
- Schlangen, E., and Van Mier, J.G.M., 1992, Micro-mechanical analysis of fracture of concrete. *International Journal of Damage Mechanics*, 435-454.
- Schlangen, E., and Van Mier, J.G.M., 1994, Fracture simulations in concrete and rock using a random lattice. In *Computer Methods and Advances in Geo-mechanics*, H. Siriwardane and M.M. Zaman (eds.), Balkema, 1641-1646.
- Schlangen, E., 1993, Experimental and Numerical Analysis of Fracture Processes in Concrete. PhD Thesis, Delft University of Technology.
- Schlangen, E., 1995, Computational aspects of fracture simulations with lattice models. In *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, F.H. Wittmann (ed.), AEDIFICATIO Publishers, 913-928.
- Schlangen, E., and Garboczi, E.J., 1996, New method for simulating fracture using an elastically uniform random geometry lattice. *Int. J. Engng. Sci.*, 1131-1144.
- Scholer, C.F., 1967, Role of mortar-aggregate bond in strength of concrete. *Highway Research Record*, 210, 108-117.
- Schorn, H. , and Rode, U., 1987, 3-D modelling of process zone in concrete by numerical simulation. In *Fracture of Concrete and Rock*, S.P. Shah and S.E. Swartz (eds.), Springer Verlag, 22-228.
- Schorn, H. and Berger-Böcker, T., 1989, Test method for determining process zone position and fracture energy of concrete. *Experimental Techniques*, 6, 29-33

- Struble, L. , Skalny, J. and Mindess, S.,1980, A review of the cement-aggregate bond
Cement and Concrete Research, 10, 277-286.
- Struble, L. J., Stutzman, P., E. and Fuller Jr., E., R., 1989, Microstructural aspects of
the fracture of hardened cement paste. J. Am. Ceram. Soc., 72, 2295-2299.
- Taşdemir, C., Tasdemir, M. A. and Barr, B. I. G.,1996, Effects of silica fume and
aggregate size on the brittleness of concrete. Cem. Concr. Res., 26, No.1, 63-
68.
- Taşdemir, C., 1994, Agregat-çimento arayüzeyi mikroyapısının yüksek mukavemetli
kırılma parametrelerine etkisi. İTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat
Mühendisliği Anabilim Dalı Doktora Tezi.
- Valente, S.,1991, Influence of friction on cohesive crack propagation. In Fracture
Processes in Concrete, Rock and Ceramics, J.G.M. Van Mier, J.G. Rots, and A.
Bakker (eds.), Chapman&Hall/E&FN, Spon, 695-704.
- Van Mier, J. G. M., 1991, Crack face bridging in normal, high strength and lytag
concrete. G-38, 27-40
- Van Mier, J. G. M., Schlangen, E. and Vervuurt, A., 1996, Tensile cracking in concrete
and sandstone : Part 2- Effect of boundary rotations. Materials and
Structures(RILEM), 29, 87-96
- Van Mier, J.G.M., Schlangen, E., and Vervuurt, A.,1996, Tensile cracking in concrete
and sandstone: Part 2 - Effect of boundary rotations. Materials and Structures
(RILEM), 29, 87-96.
- Van Vliet, M.R.A. and Van Mier, J.G.M.,1996, Comparision of lattice type fracture
models for concrete under biaxial loading regimes. In Size-Scale Effects in The
Failure Mechanisms of Materials and Structures, A. Carpinter (ed), E&FN
Spon,43-57.

- Van Vliet, M.R.A., and Van Mier, J.G.M.,1996, Size effect of concrete in uniaxial tension. In *Localized Damage IV*, H. Nisitani, M.H. Aliabadi, S-I. Nishida, and D.J. Cartwright (eds.), CMP Southampton, 823-830.
- Vervuurt, A. , Chiaia, B., and Van Mier, J.G.M.,1995, Damage evolution in different types of concrete by means of splitting tests. *HERON*, 40(4), 285-311.
- Vervuurt, A., Schlangen, E., and Van Mier, J.G.M.,1993, A numerical and experimental analysis of the pull-out behaviour of steel anchors embedded in concrete. Report 25.5-93-1/VFI, Delft University of Technology.
- Vervuurt, A., Van Vliet, M.R.A., Van Mier, J.G.M. and Schlangen, E.,1995, Simulations of tensile fracture in concrete. In *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, F.H. Wittmann (ed.), AEDIFICATIO Publishers, 353-362.
- Vervuurt, A.H.J.M., Schlangen, E. and Van Mier, J.G.M., 1993, Pull-Out of Steel anchors embedded in concrete. In *Fracture and Damage of Concrete and Rock*, H.P. Rossmanith (ed.), E&FN Spon, 569-578.
- Vervuurt, A.H.J.M.,1992, A numerical analysis of pull-out anchor bolts. Master's Thesis, Delft University of Technology, Faculty of Civil Engineering.
- Vervuurt, A.H.J.M.,1997, Interface Fracture in Concrete. PhD Thesis, Delft University of Technology.
- Vile, G. W. D., 1968, The strength of concrete under short term static biaxial stress, in *Proceedings Int. Conference on "The Structure of Concrete"*, Cement&Concrete Association, London, 275.
- Vonk, R.,1992, Softening of Concrete Loaded in Compression. PhD Thesis, Eindhoven University of Technology.

- Wang J.,1994, Development and Application of a Micro-mechanics Based Numerical Approach for the Study of Crack Propagation in Concrete. PhD Thesis, Swiss Federal Institute of Technology.
- Wang, J., and Maji, A.K.,1994, Experimental studies and modeling of the concrete/rock interface. ACI Special Publication on Interface Fracture and Bond, SP-156, 45-68.
- Wang, J., Liu, B. , Xie, S. , and Wu, Z.,1986, Improvement of the paste-aggregate interface by adding silica fume. In 8th International Congress on the Chemistry of Cement , J.E. de Moraes Filho (ed.), 460-465.
- Williams, M.L., 1959, The stresses around a fault or crack in dissimilar media. Bulletin of the Seismological Society of America, 49, 199-204.
- Wittmann, F. H., 1983, Structure of concrete with respect to crack formation. in Fracture Mechanic of Concrete, Wittmann, F.H., Ed., Elsevier, London/ New York, 43.
- Wittmann, F. H., 1986, Estimation of the modulus of elasticity of calcium hydroxide. Cement and Concrete Research, 16, 971-972.
- Wu, K. and Zhou, J., 1987, The influence of the matrix-aggregate bond on the strength and brittleness of concrete. In Bonding in cementitious composites, S. Mindess and S.P. Shah (eds.), vol. 114, Materials Research Society, 29-34.
- Wu, X. , Li, D., Wu, X. and Tang, M.,1987, Modification of the interfacial transition zone between aggregate and cement paste. In Bonding in cementitious composites, S. Mindess and S.P. Shah (eds.), vol. 114, Materials Research Society, 35-40.
- Zhang, M.H. ,and Gjrv, O.E.,1990, Micro-structure of the interfacial zone between lightweight aggregate and cement paste. Cement and Concrete Research. 20, 610-618.

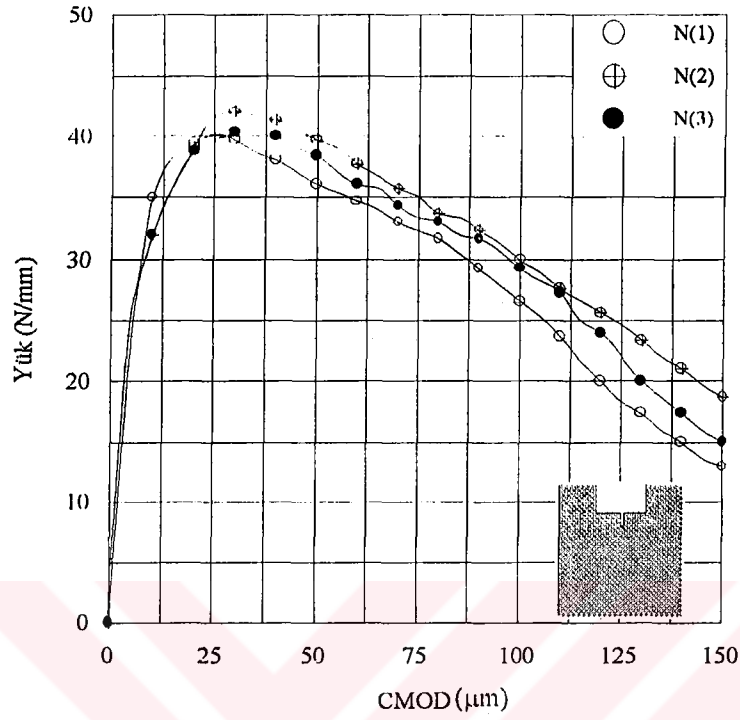
EK-1. ANSYS GERİLME ANALİZİ KOMUT SATIRLARI

```

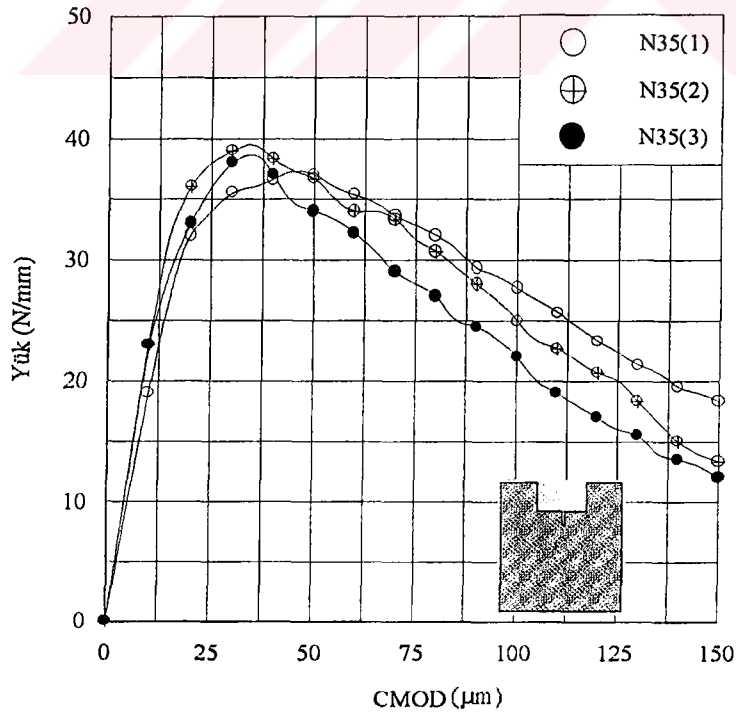
/PREP7
/VIEW,1,1,1,1
BLOCK,-77.5,77.5,-90,90,15,30,
BLOCK,-22.5,22.5,70,90,15,30,
VSBV,1,2
BLOCK,-2.5,2.5,55,70,15,30,
VSBV,3,1
ET,1,SOLID92
MP,EX,1,1E5
MP,NUXY,1,0.25
CM,_Y,VOLU
VSEL,, ,2
CM,_Y1,VOLU
CHKMSH,'VOLU'
CMSEL,S,_Y
VMESH,_Y1
CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1
CMDELE,_Y2
/UI,MESH,OFF
FINISH
/SOLU
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,11
/GO
SFA,P51X,1,PRES,10
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,12
/GO
SFA,P51X,1,PRES,10
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,3
/GO
DA,P51X,ALL,
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH

```

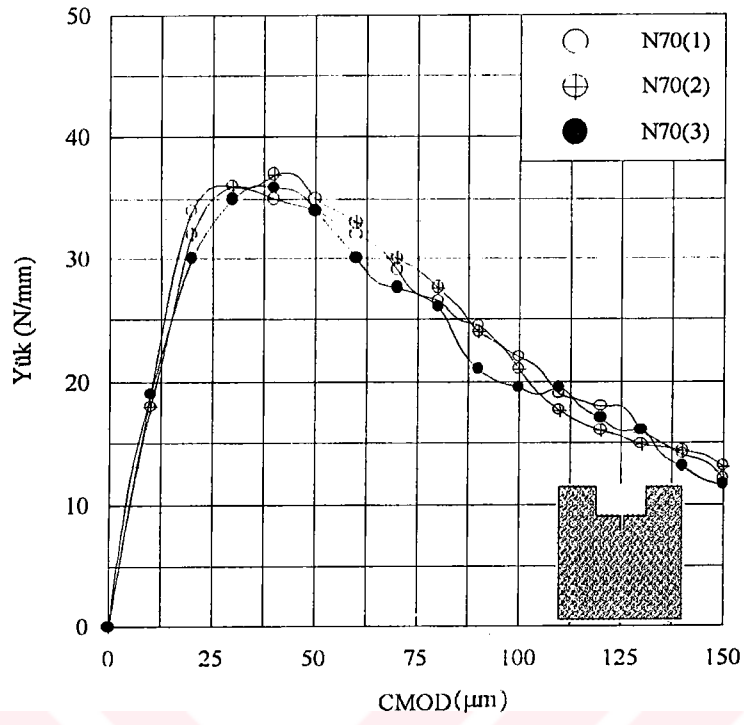
EK-2. ÇEKME DENEYİ SONUÇLARININ GRAFİK OLARAK GÖSTERİMİ



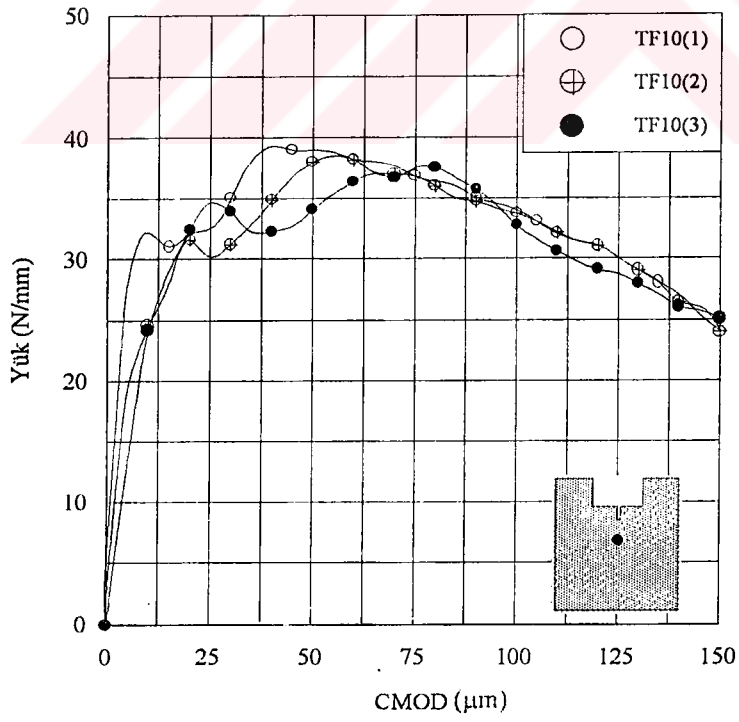
Şekil Ek-2.1 N Numunesi



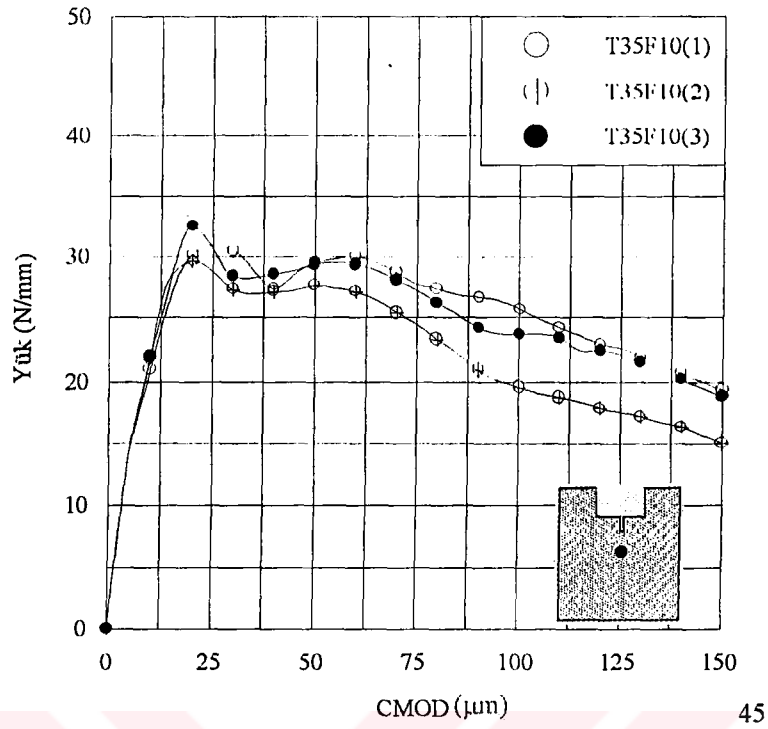
Şekil Ek-2.2 N35 Numunesi



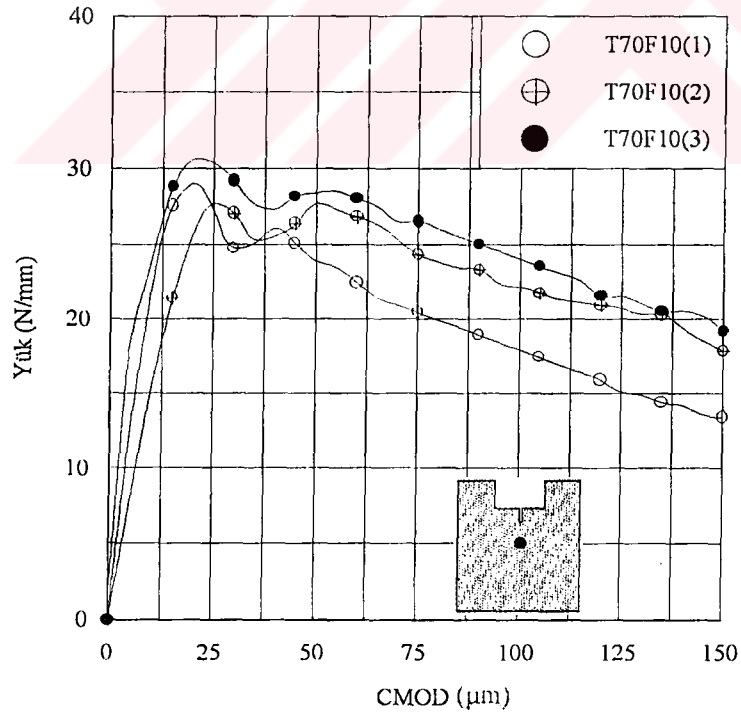
Şekil Ek-2.3 N70 Numunesi



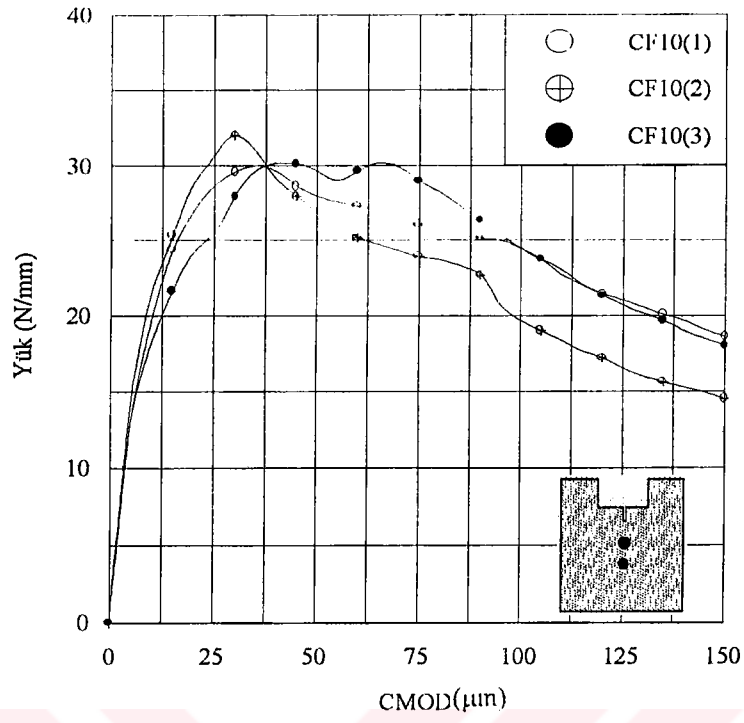
Şekil Ek-2.4 TF10 Numunesi



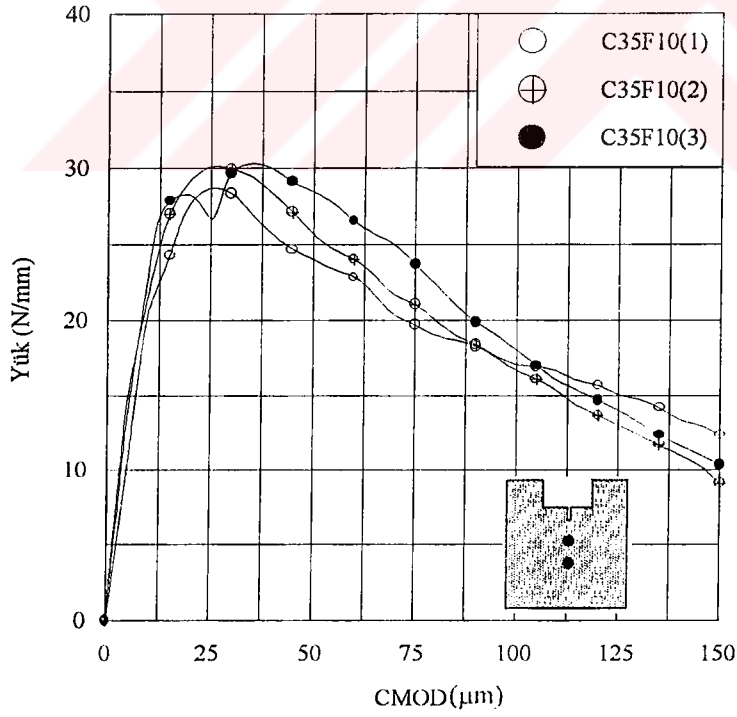
Şekil Ek-2.5 T35F10 Numunesi



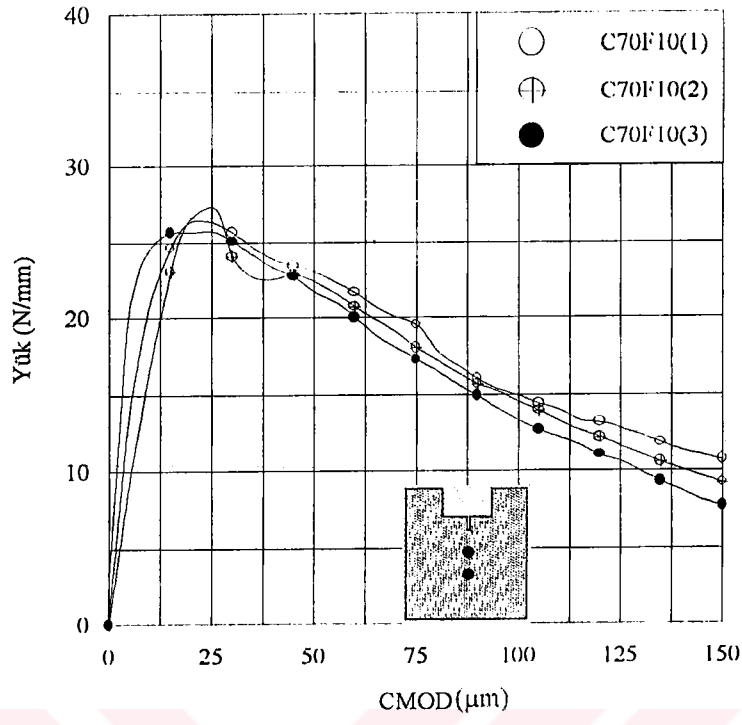
Şekil Ek-2.6 T70F10 Numunesi



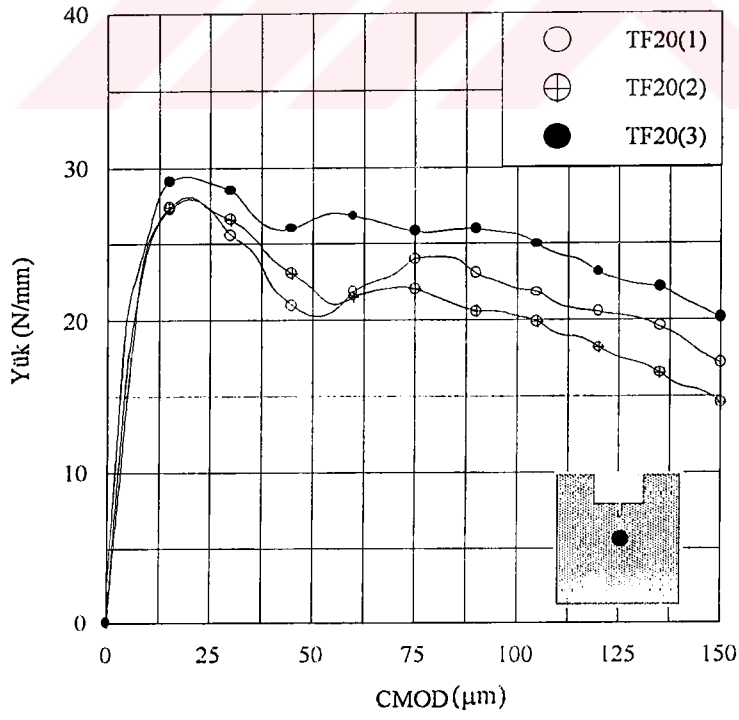
Şekil Ek-2.7 CF10 Numunesi



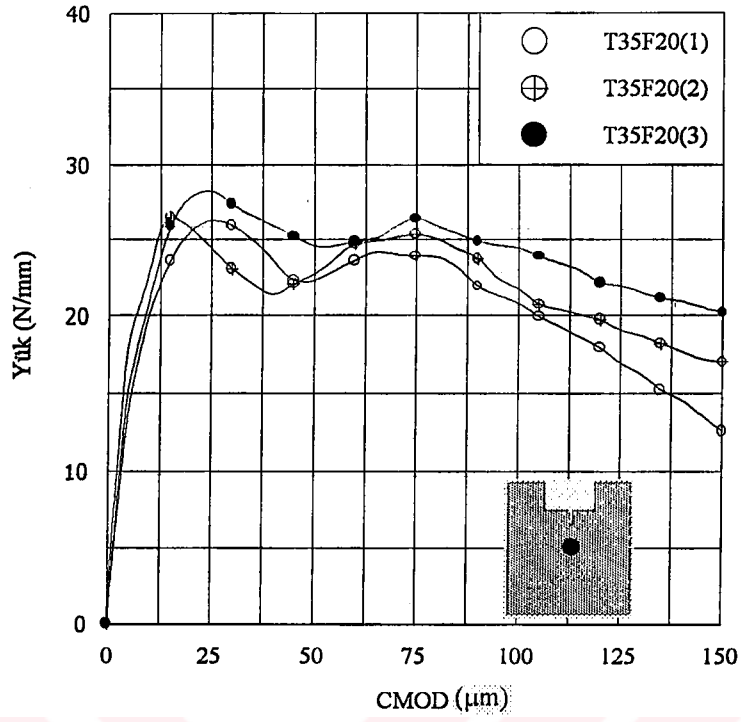
Şekil Ek-2.8 C35F10 Numunesi



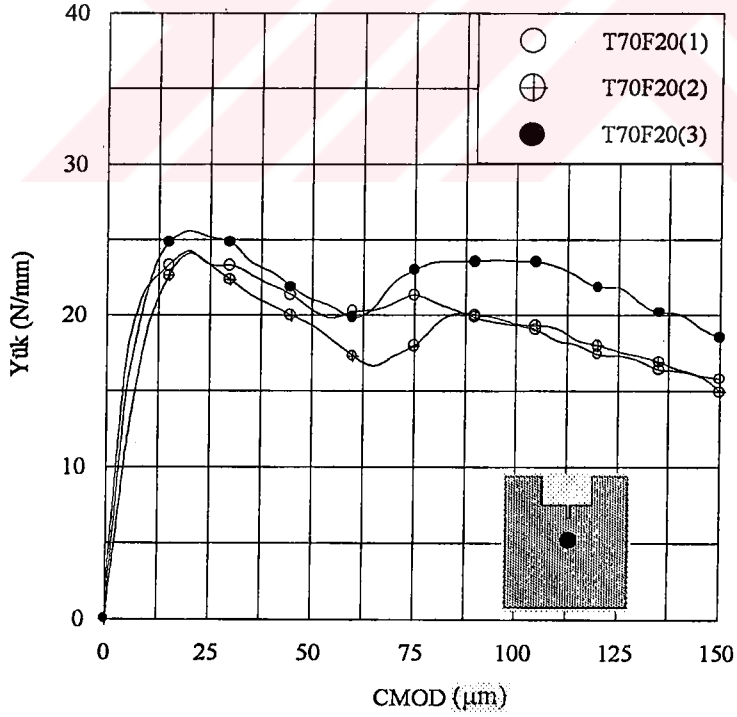
Şekil Ek-2.9 C70F10 Numunesi



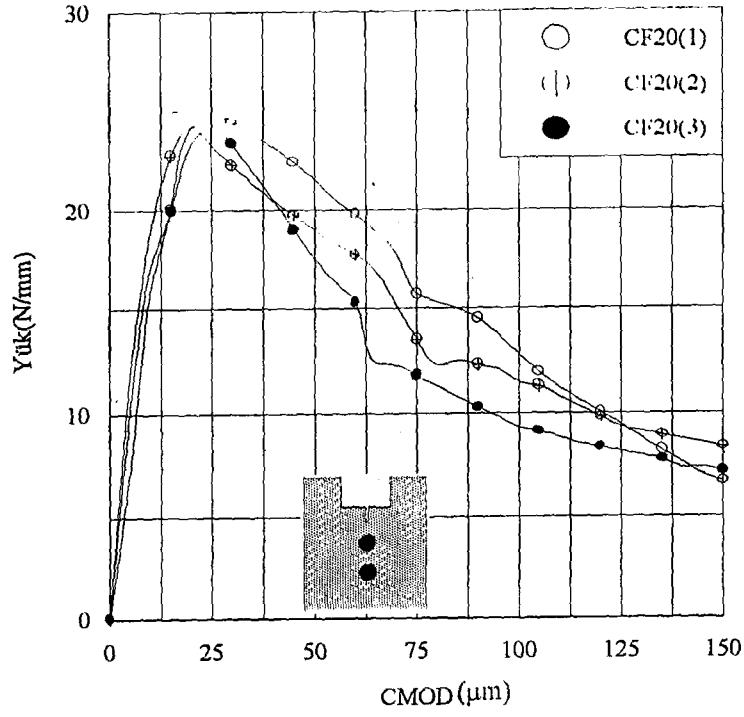
Şekil Ek-2.10 TF20 Numunesi



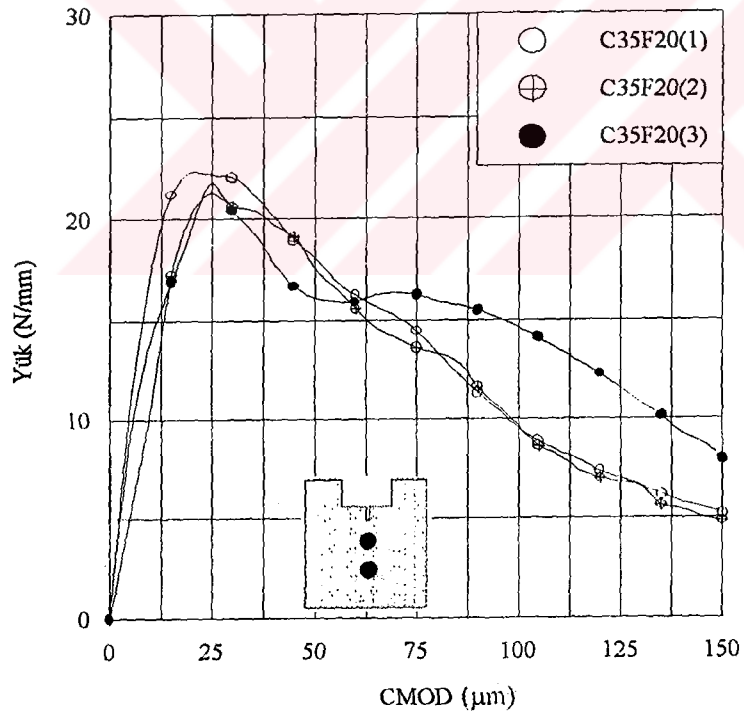
Şekil Ek-2.11 T35F20 Numunesi



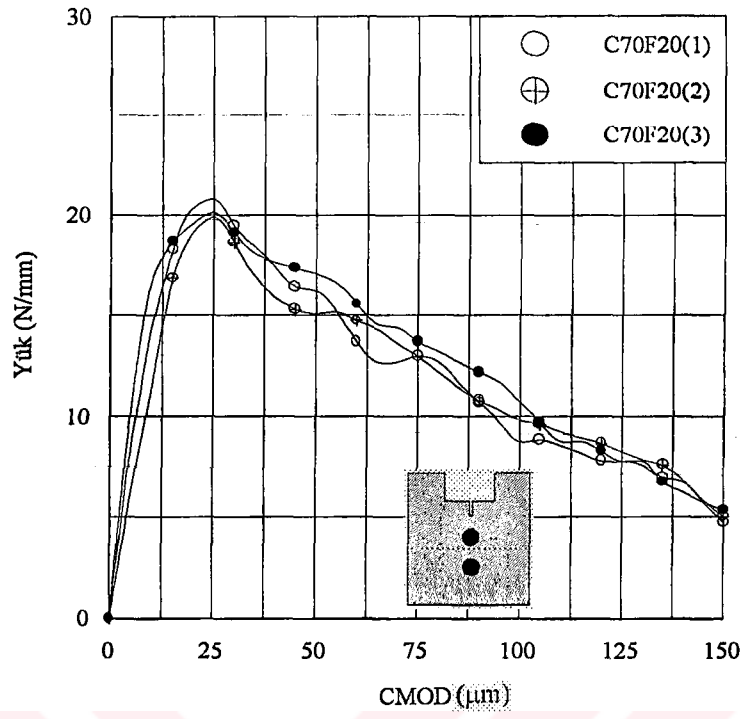
Şekil Ek-2.12 T70F20 Numunesi



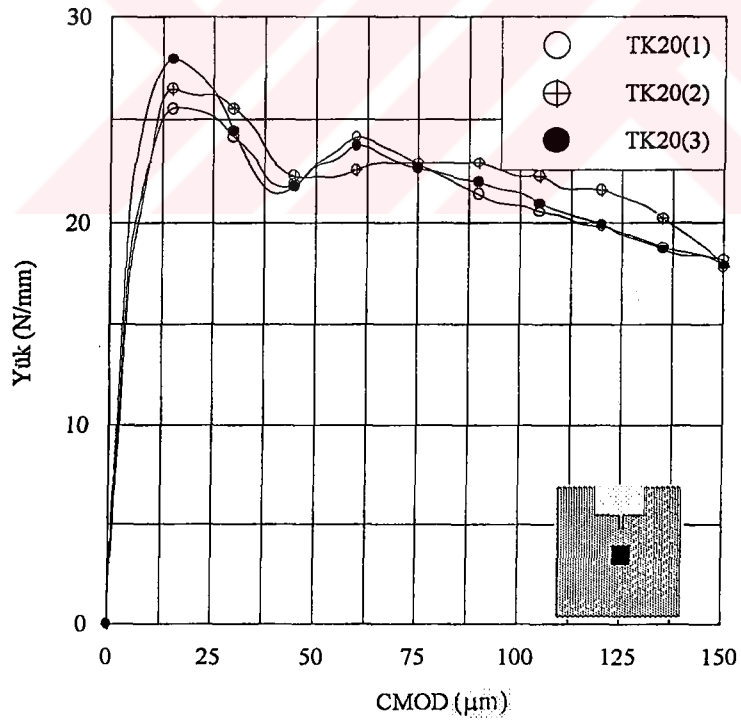
Şkil Ek-2.13 CF20 Numunesi



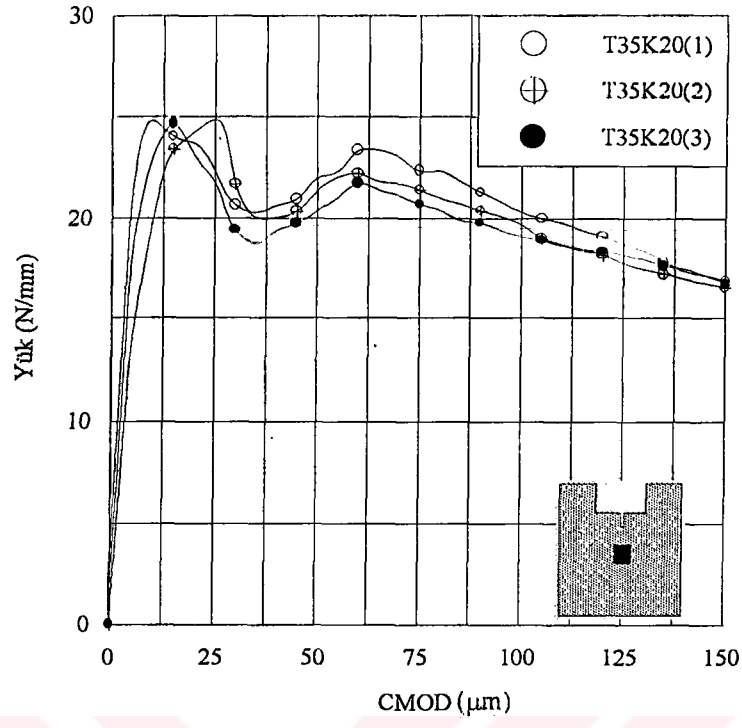
Şkil Ek-2.14 C35F20 Numunesi



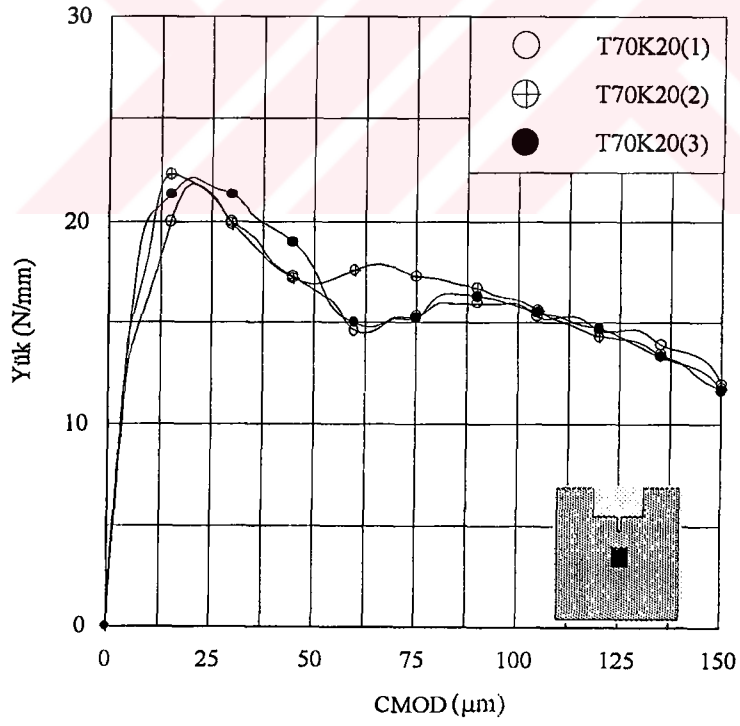
Şekil Ek-2.15 C70F20 Numunesi



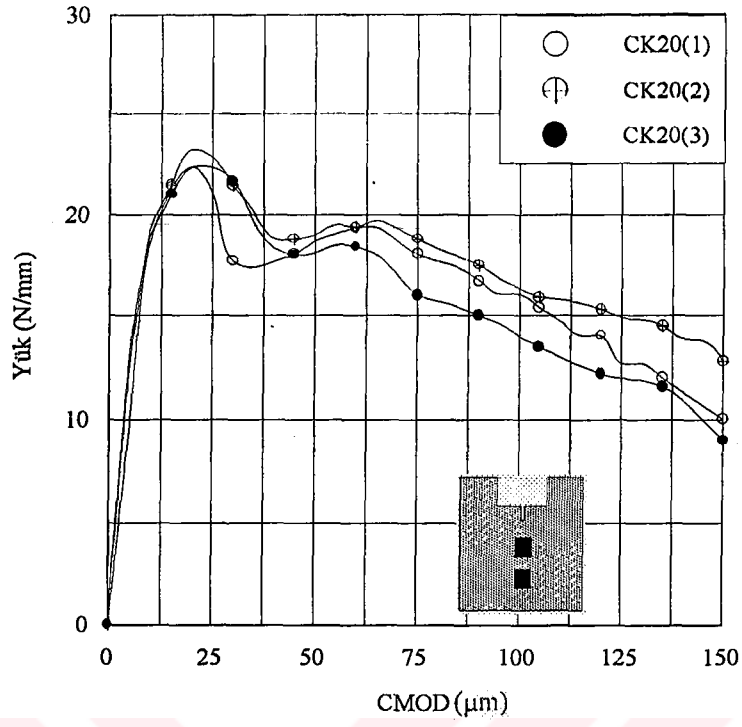
Şekil Ek-2.16 TK20 Numunesi



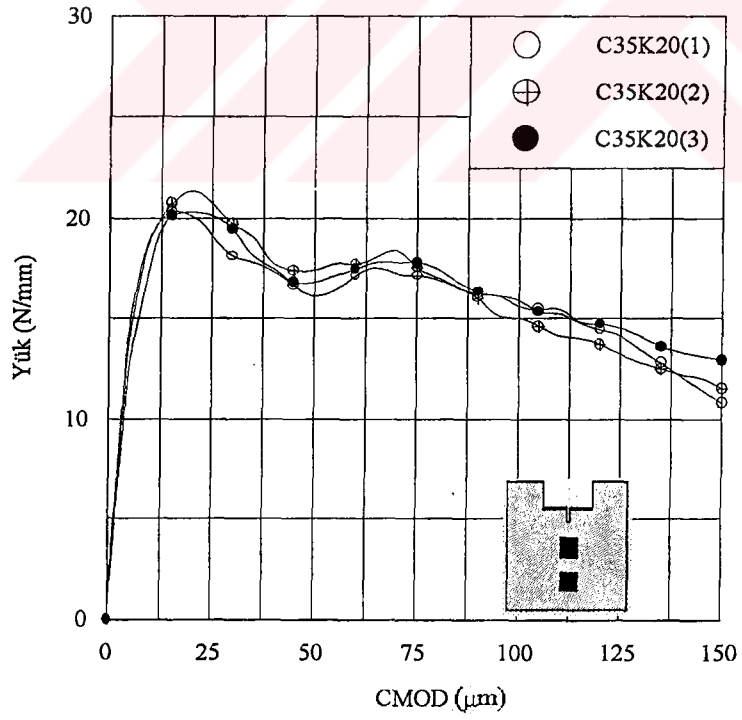
Şekil Ek-2.17 T35K20 Numunesi



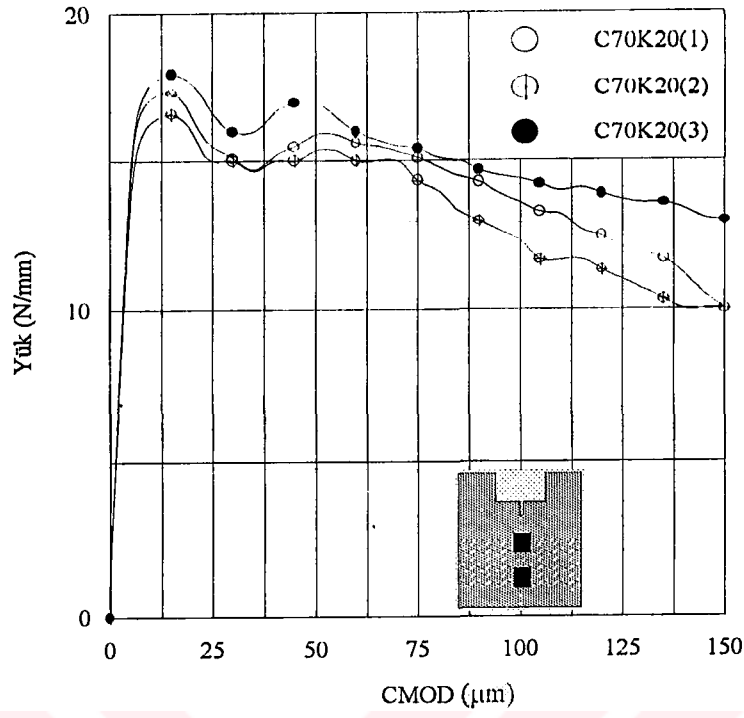
Şekil Ek-2.18 T70K20 Numunesi



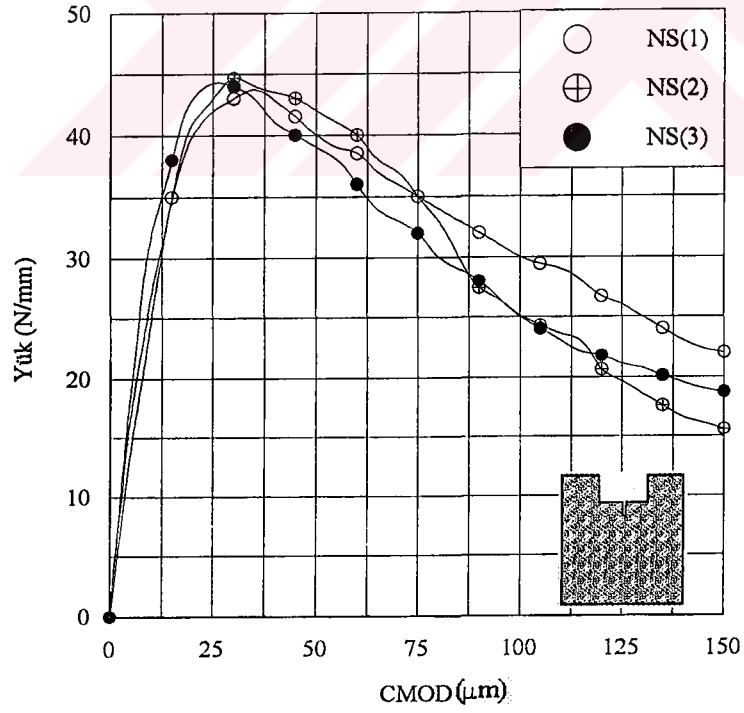
Şekil Ek-2.19 CK20 Numunesi



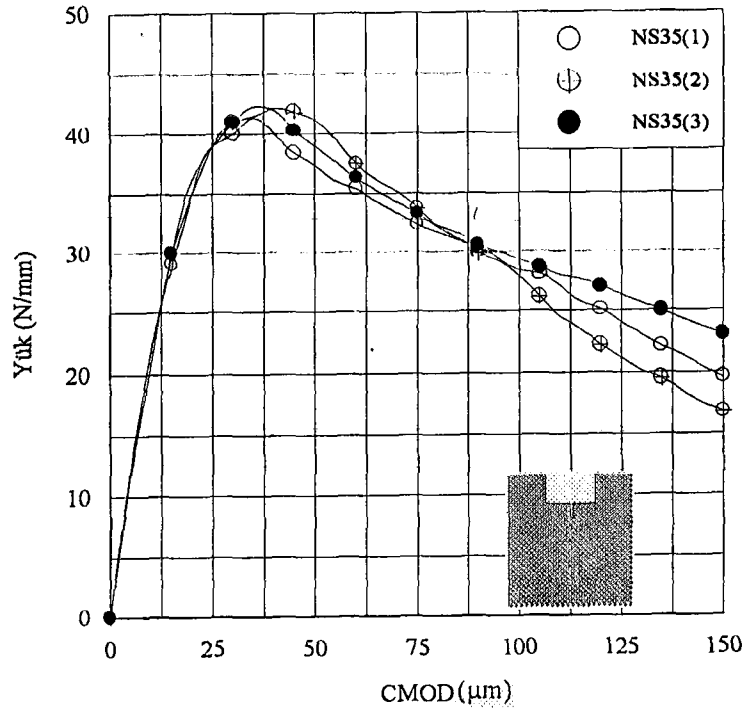
Şekil Ek-2.20 C35K20 Numunesi



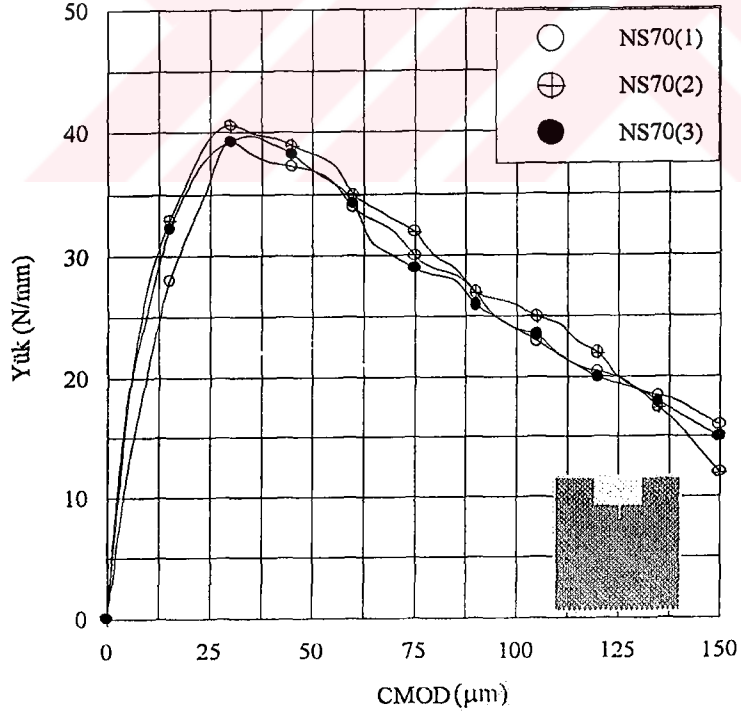
Şekil Ek-2.21 C70K20 Numunesi



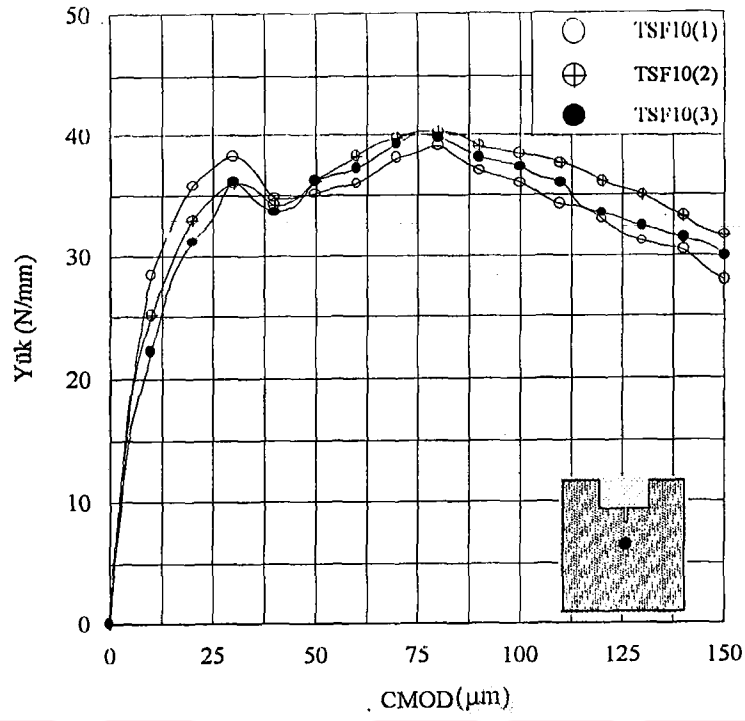
Şekil Ek-2.22 NS Numunesi



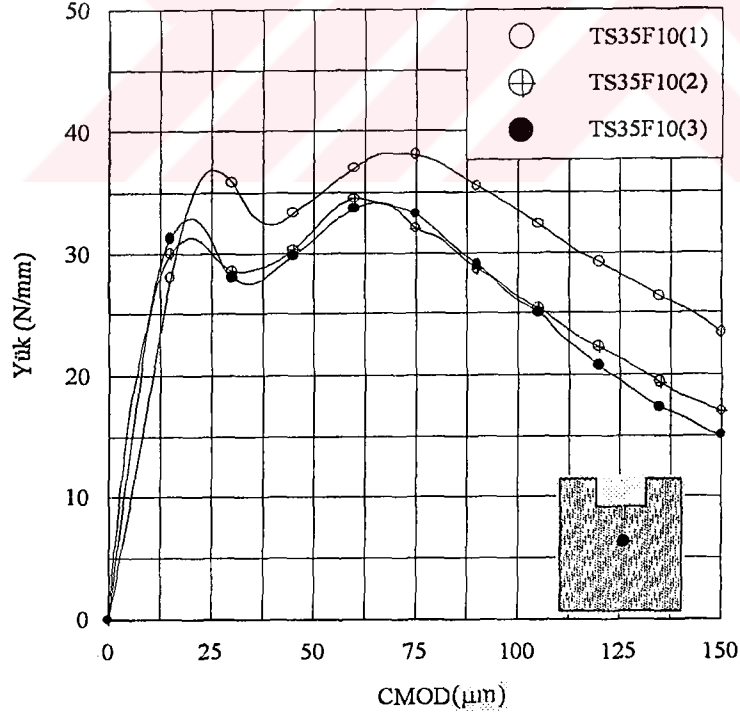
Şekil Ek-2.23 NS35 Numunesi



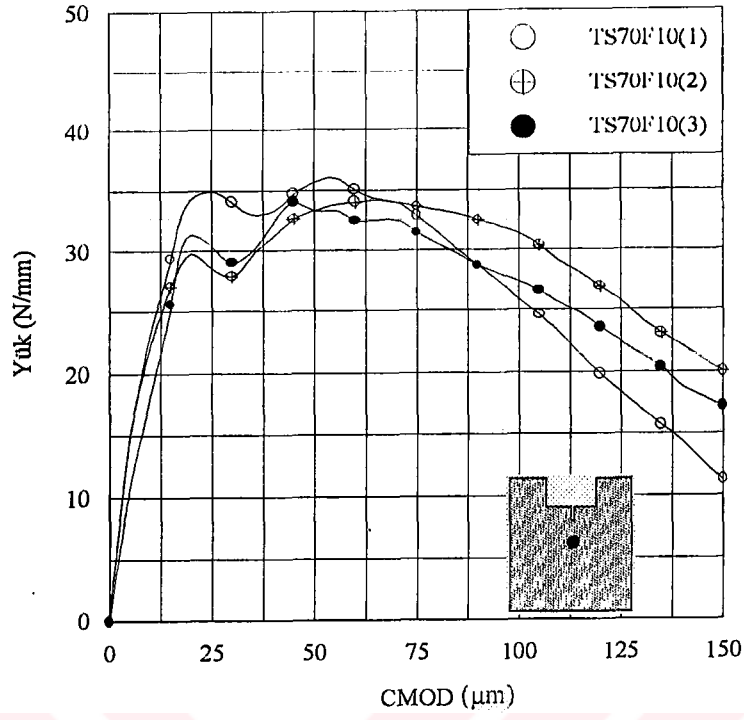
Şekil Ek-2.24 NS70 Numunesi



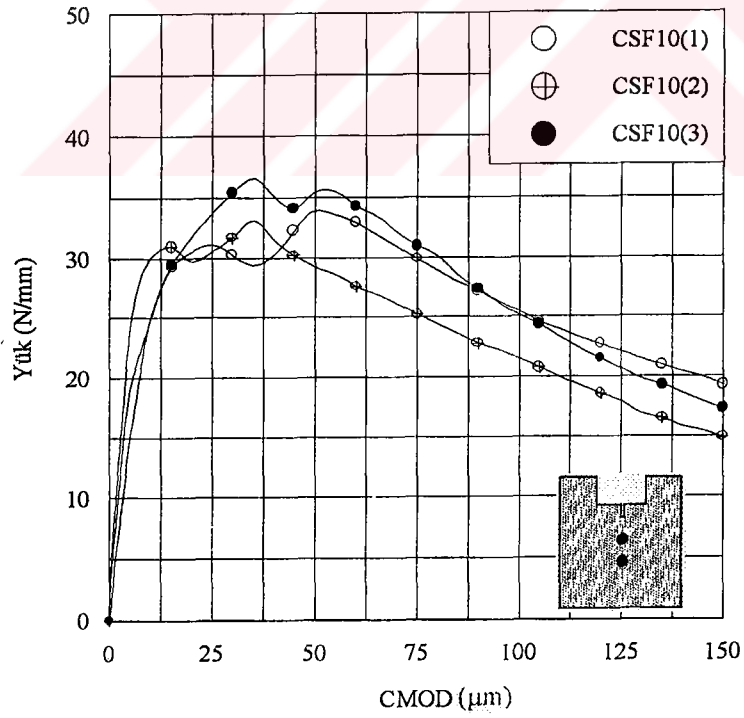
Şekil Ek-2.25 TSF10 Numunesi



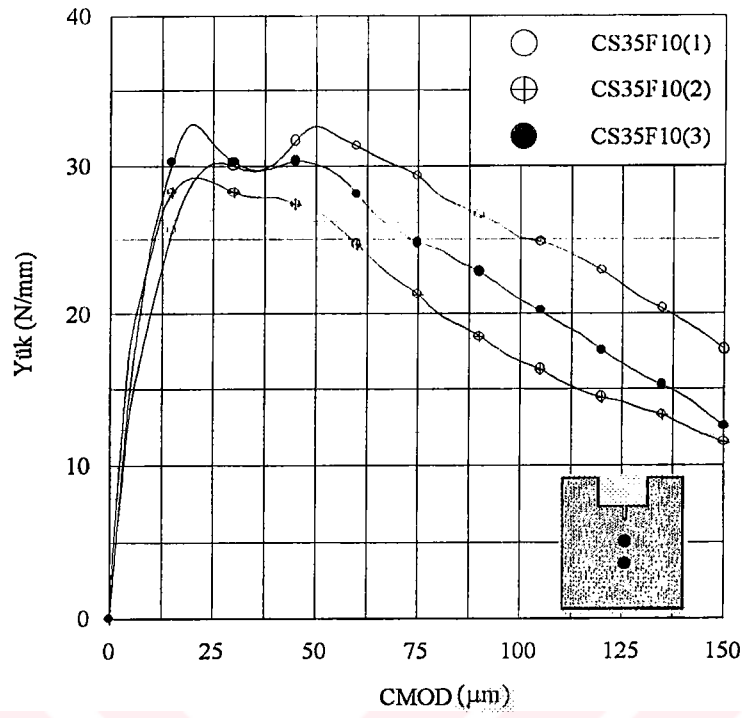
Şekil Ek-2.26 TS35F10 Numunesi



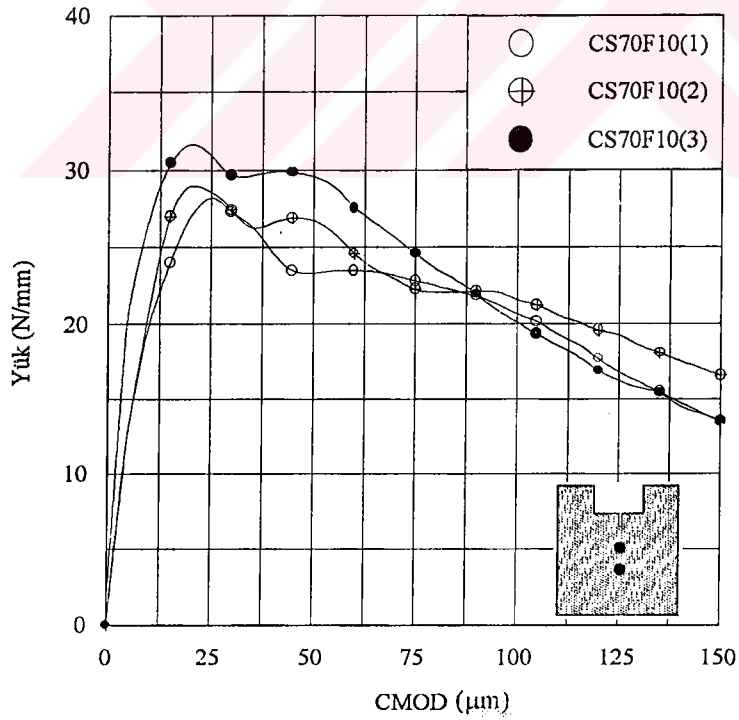
Şekil Ek-2.27 TS70F10 Numunesi



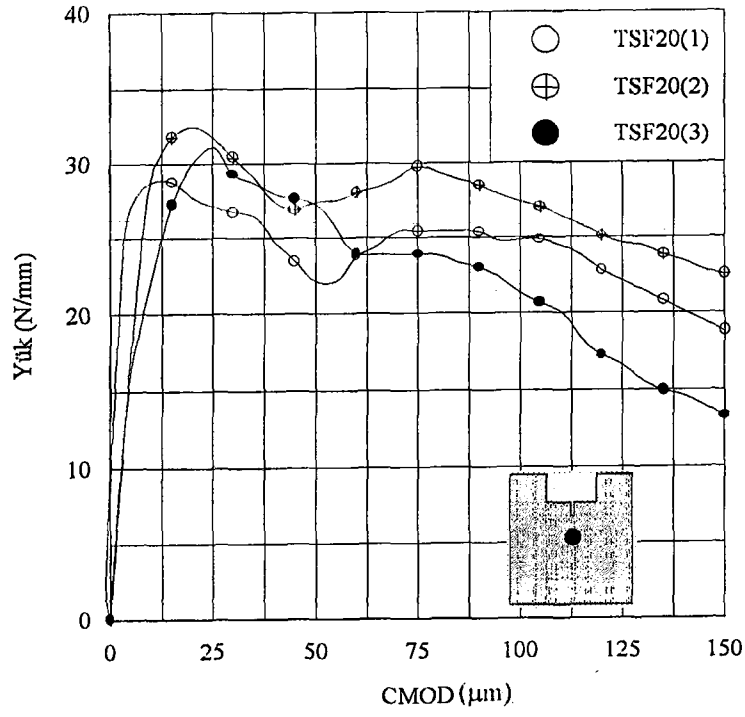
Şekil Ek-2.28 CSF10 Numunesi



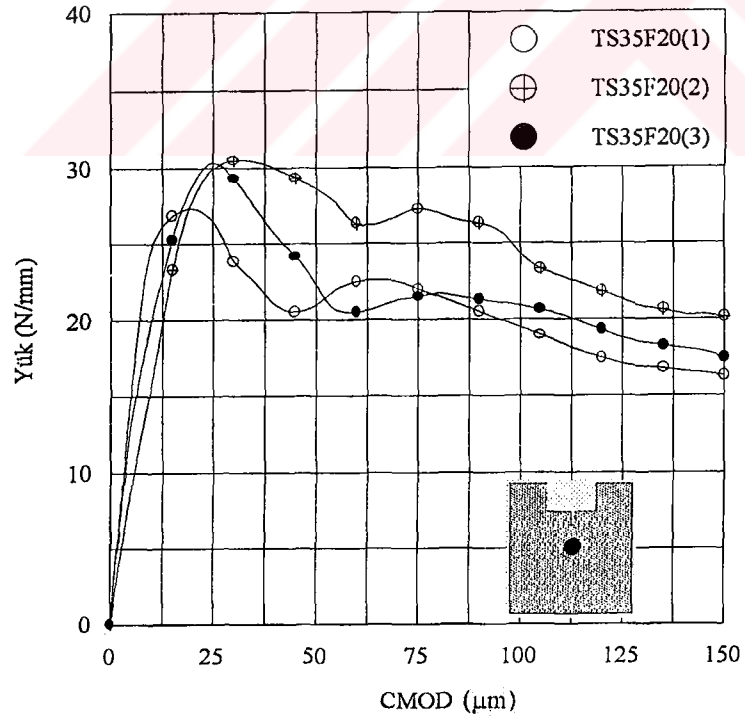
Şekil Ek-2.29 CS35F10 Numunesi



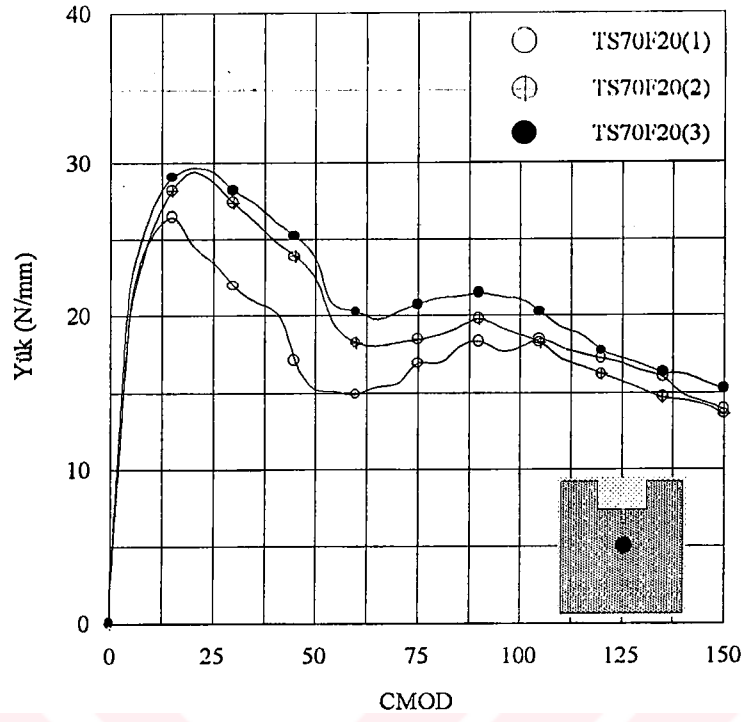
Şekil Ek-2.30 CS70F10 Numunesi



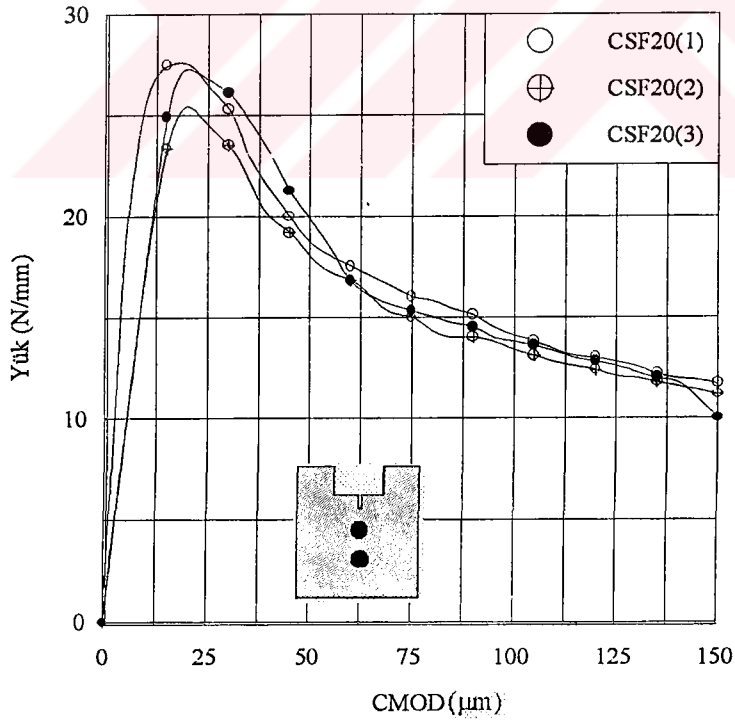
Şekil Ek-2.31 TSF20 Numunesi



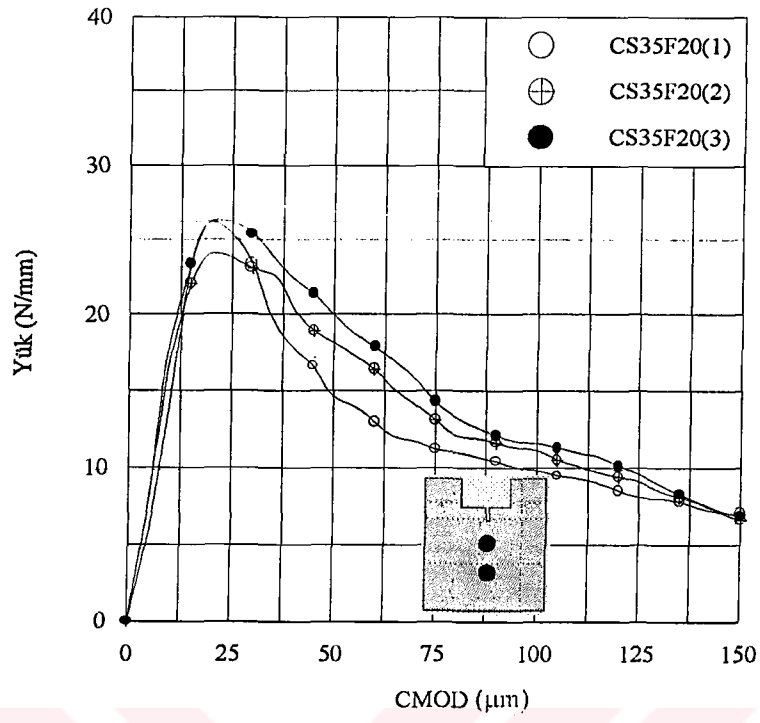
Şekil Ek-2.32 TS35F20 Numunesi



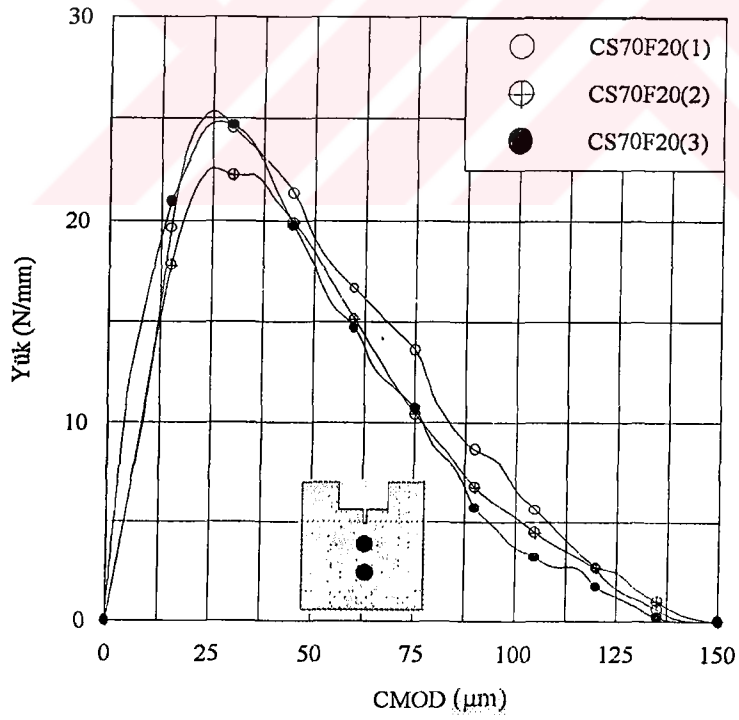
Şekil Ek-2.33 TS70F20 Numunesi



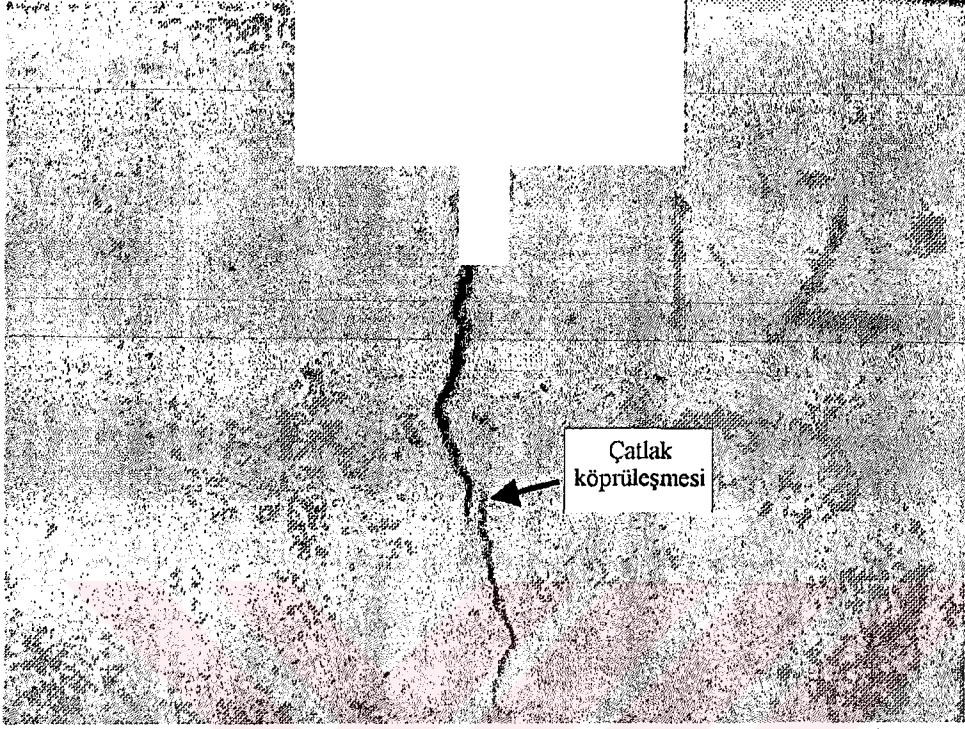
Şekil Ek-2.34 CSF20 Numunesi



Şekil Ek-2.35 CS35F20 Numunesi



Şekil Ek-2.35 CS70F20 Numunesi

EK-3. ÇATLAK KÖPRÜLEŞMESİ**Şekil Ek-3.1 Çatlak Köprüleşmesi**

EK-4. CSF20 NUMUNESİ**Şekil Ek-4.1 CSF20 Numunesi**

EK-5. CEKME NUMUNESI SONLU ELEMEN-KIRILMA PROGRAMI*** CEKME NUMUNESI SONLU ELEMEN-KIRILMA PROGRAMI**

```

character*2 fname
character*6 fname1
real*4 Nd(6000,2),Ndy(6000,2),agy(2),agr(2),ctod(2)
real*8 se(6,6),s(18000,600),F(18000),us(5),Fe(6)
integer*4 ele(12000,3),crs(6),elas(12000)

```

```

* Numune Boyutlari
* write(*,*)'Numune Yuksekligi      d  :'
d=136.0
* write(*,*)'Numune Boyu           L  :'
L=172.0
* write(*,*)'Eleman Boyu           Le :'
Le=2.0
* write(*,*)'Çene Genişliği        a  :'
a=54.0
* write(*,*)'Boşluk Genişliği      b  :'
b=30.0
* write(*,*)'Centik Genisligi      wn :'
wn=4.0
* write(*,*)'Boşluk Yuksekligi     hb :'
hb=30.0
* write(*,*)'Centik Yuksekligi     hn :'
hn=20.0
write(*,*)'File Name (Max. 2 character)'
13 read(*,13) fname
format(A2)
fname1=fname/' '.dat'
nod=0
x=0

```

```

* Eleman Nodlarinin Belirlenmesi
do while(x.le.L)
y=0
if((x.gt.a).and.(x.lt.(L-a))) y=y+hb
if((x.gt.(a+b)).and.(x.lt.(L-a-b))) y=y+hn
do while(y.le.d)
nod=nod+1
Nd(nod,1)=x
Nd(nod,2)=-y
y=y+Le
enddo
x=x+Le
enddo

```

```

open(1,file=fname1)
open(2,file='Nod_El.dat')
open(3,file='P_ctod.dat')
do i=1,nod
write(2,*) i,Nd(i,1),Nd(i,2)
Enddo

```

```

*   Eleman Numaralarinin Belirlenmesi
nrow=d/Le+1
eln=1
do i=1,nod-nrow
t=d
ax=Nd(i,1)
ay=Nd(i,2)
cx=Nd(i+1,1)
cy=Nd(i+1,2)
if((ax.GE.a).AND.(ax.LT.(L-a-Le))) t=t-hb
if(ax.EQ.(a+b)) t=t-hn
nrow=t/Le+1
bx=Nd(i+nrow,1)
by=Nd(i+nrow,2)
if(ay.EQ.by.AND.ax.EQ.cx) then
ele(eln,1)=i
ele(eln,2)=i+1
ele(eln+1,1)=i
ele(eln+1,2)=i+nrow
eln=eln+2
elseif(ay.EQ.by.AND.ax.NE.cx) then
ele(eln,1)=i
ele(eln,2)=i+nrow
eln=eln+1
elseif(ay.NE.by.AND.ax.EQ.cx) then
ele(eln,1)=i
ele(eln,2)=i+1
eln=eln+1
endif
enddo
nrow=d/Le+1
do i=nod-nrow+1,nod-1
ele(eln,1)=i
ele(eln,2)=i+1
eln=eln+1
enddo
eln=eln-1

```

```

*   Agrega Yerlestirilmesi
write(*,*)'Agrega var mi (E/H)'
read(*,13) Agvar

```

```

if(Agvar.eq.'E'.or.Agvar.eq.'e') then
write(*,*)'Agrega sayisini gir'
read(*,14) nag
14 format(I1)
write(*,*)'Agrega capini gir'
read(*,15) dag
15 format(F4.0)
write(*,*)'Agreganin x koordinatini gir'
read(*,15) xag
x1=xag-dag/2-Le
x2=xag+dag/2+Le
do i=1,nag
agr(i)=dag/2
write(*,*)i,'. Agreganin y koordinatini gir'
read(*,15) agy(i)
agy(i)=-agy(i)
enddo
y1=agy(1)+dag/2+Le
y2=agy(1)-dag/2-Le
if(nag.eq.2) y2=agy(2)-dag/2-Le
endif
do i=1,nod
if(x1.eq.Nd(i,1).and.y1.eq.Nd(i,2)) n1=1
if(x2.eq.Nd(i,1).and.y2.eq.Nd(i,2)) exit
enddo
n2=i
do i=1,eln
if(ele(i,1).eq.n1) e1=i
if(ele(i,1).eq.n2) exit
enddo
e2=i
do j=1,nag
do i=e1,e2
point1=sqrt((xag-Nd(ele(i,1),1))**2+(agy(j)-Nd(ele(i,1),2))**2)
point2=sqrt((xag-Nd(ele(i,2),1))**2+(agy(j)-Nd(ele(i,2),2))**2)
if(point1.LE.agr(j).AND.point2.LE.agr(j)) then
ele(i,3)=1
elseif(point1.LE.agr(j).OR.point2.LE.agr(j)) then
ele(i,3)=2
endif
enddo
enddo

* write(*,*)'Eleman Boyu           Le:'
* write(*,*)'Eleman Yüksekliği    he:'
* write(*,*)'Eleman Genişliği      we:'
write(*,*)'Poisson Orani (0.0-0.20) : '
read(*,*) vp

```

```

he=2*sqrt((1-3*vp)/(1+vp))
print*, 'eleman yuksekligi      :', he
Le=2.
we=15.
ealan=we*he
einrt=we*he**3/12
do i=1,eln
if(ele(i,3).eq.1) then
elas(i)=36000
elseif(ele(i,3).eq.2) then
elas(i)=2500
else
elas(i)=32300
endif
enddo
ctod(1)=2699
ctod(2)=2797

```

* Band Genişliğinin Bulunması

```

nbw=0
do i=1,eln
c=3*(abs(ele(i,1)-ele(i,2))+1)
if(nbw<c) nbw=c
enddo
nq=3*nod
dinc=.0020
alfa=0.005
def=0.0
crs(1)=69
crs(2)=69
crs(3)=5528
crs(4)=1872
crs(5)=3605
us(1)=0.0
us(2)=0.0
us(3)=0.0

```

```

write(*,*) 'Harcın max. basınc dayanımı, (MPa) : '
read(*,*) ubdh
ucdh=0.10*ubdh      ! harcın max. çekme dayanımı
do while(ctod1.lt.0.150)
def=def+dinc
us(4)=-def
us(5)=def
do i=1,nq
F(i)=0
do j=1,nbw
s(i,j)=0

```

```
enddo  
enddo
```

```
* Eleman Rijitlik Matrisinin Bulunmasi  
do n=1,eln  
eal=elas(n)*ealan/Le  
eil=elas(n)*einrt/Le  
cs=(Nd(ele(n,2),1)-Nd(ele(n,1),1))/Le  
sn=(Nd(ele(n,2),2)-Nd(ele(n,1),2))/Le  
se(1,1)=eal*cs**2+12*eil*sn**2/Le**2  
se(1,2)=eal*sn*cs-12*eil*sn*cs/Le**2  
se(1,3)=-6*eil*sn/Le  
se(1,4)=-se(1,1)  
se(1,5)=-se(1,2)  
se(1,6)=se(1,3)  
se(2,2)=eal*sn**2+12*eil*cs**2/Le**2  
se(2,3)=6*eil*cs/Le  
se(2,4)=-se(1,2)  
se(2,5)=-se(2,2)  
se(2,6)=se(2,3)  
se(3,3)=4*eil  
se(3,4)=-se(1,3)  
se(3,5)=-se(2,3)  
se(3,6)=2*eil  
se(4,4)=se(1,1)  
se(4,5)=se(1,2)  
se(4,6)=-se(1,3)  
se(5,5)=se(2,2)  
se(5,6)=-se(2,3)  
se(6,6)=4*eil  
do i=1,5  
do j=i+1,6  
se(j,i)=se(i,j)  
enddo  
enddo
```

```
* Global Rijitlik Matrisinin Bulunmasi  
do i=1,6  
n1=3*ele(n,1)-3  
if(i.gt.3) n1=3*ele(n,2)-6  
do j=i,6  
n2=n1  
if(j.gt.3) n2=3*ele(n,2)-6  
s(i+n1,j+n2-i-n1+1)=s(i+n1,j+n2-i+n1+1)+se(i,j)  
enddo  
enddo  
enddo
```

```

*   Penalti Parametresinin Bulunmasi, CNST
    cnst=(s(1,1)+s(2,1)+s(3,1))*100000.
    do i=1,5
        k=3*crs(i)-2
        j=0
        if(i.eq.3) j=1
        s(k+j,1)=s(k+j,1)+cnst
        F(k+j)=F(k+j)+cnst*us(i)
    enddo

*   Band Solver Yardimiyla Denklem Cozumu
    print *, ' Forward Elimination '
    n1=nq-1
    do k=1,n1
        nk=nq-k+1
        if(nk.gt.nbw) nk=nbw
        do i=2,nk
            il=k+i-1
            c1=s(k,i)/s(k,1)
            do j=i,nk
                j1=j-i+1
                s(i1,j1)=s(i1,j1)-c1*s(k,j)
            enddo
            F(i1)=F(i1)-c1*F(k)
        enddo
        F(nq)=F(nq)/s(nq,1)
        do kk=1,n1
            k=nq-kk
            c1=1/s(k,1)
            F(k)=c1*F(k)
            nk=nq-k+1
            if(nk.gt.nbw) nk=nbw
            do j=2,nk
                F(k)=F(k)-c1*s(k,j)*F(k+j-1)
            enddo
        enddo
        write(1,*) 'node#   X-Deplasmani   Y-Deplasmani   Z-Donmesi'
        do i=1,nod
            k=3*i-2
            write(1, '(i4,3e15.4)') i,F(k),F(k+1),F(k+2)
        enddo

*   Reaksiyon Kuvvetlerinin Hesaplanmasi
    write(1,*) 'DOF#   Reaksiyon'
    do i=1,5
        k=3*crs(i)-2
        j=0

```

```

if(i.eq.3) j=1
Fr=cnst*(us(i)-F(k+j))
write(1,*) crs(i),Fr
enddo
Fr1=Fr
k=3*crs(4)-2
Fr=cnst*(us(4)-F(k))
ctod1=-2*F(3*ctod(1)-2)
write(3,'(2(f9.4,1x))') 1000*ctod1,-Fr/15
write(*,'(3(f9.4,1x))') 1000*ctod1,-Fr/15,def
if(Fr1.lt.Fr) dinc=1.036*dinc !1.036
sgmax=0.0
do n=4358,6468          ! 5330,5608
eal=elas(n)*ealan/Le
eil=elas(n)*einrt/Le
cs=(Nd(ele(n,2),1)-Nd(ele(n,1),1))/Le
sn=(Nd(ele(n,2),2)-Nd(ele(n,1),2))/Le
se(1,1)=eal*cs**2+12*eil*sn**2/Le**2
se(1,2)=eal*sn*cs-12*eil*sn*cs/Le**2
se(1,3)=-6*eil*sn/Le
se(1,4)=-se(1,1)
se(1,5)=-se(1,2)
se(1,6)=se(1,3)
se(2,2)=eal*sn**2+12*eil*cs**2/Le**2
se(2,3)=6*eil*cs/Le
se(2,4)=-se(1,2)
se(2,5)=-se(2,2)
se(2,6)=se(2,3)
se(3,3)=4*eil
se(3,4)=-se(1,3)
se(3,5)=-se(2,3)
se(3,6)=2*eil
se(4,4)=se(1,1)
se(4,5)=se(1,2)
se(4,6)=-se(1,3)
se(5,5)=se(2,2)
se(5,6)=-se(2,3)
se(6,6)=4*eil
do i=1,5
do j=i+1,6
se(j,i)=se(i,j)
enddo
enddo
do i=1,6
Fe(i)=0.0
do j=1,6
n1=3*ele(n,1)-3
if(j.gt.3) n1=3*ele(n,2)-6

```

```

Fe(i)=Fe(i)+se(i,j)*F(n1+j)
enddo
enddo
Fk=Fe(1)
if(Nd(ele(n,1),2).ne.Nd(ele(n,2),2)) Fk=-Fe(2)
bm=max(abs(Fe(3)),abs(Fe(6)))
sigma=-Fk/ealan+alfa*bm/(we*he**2/6)
if(ele(n,3).eq.1) then
cfac=1.25
elseif(ele(n,3).eq.2) then
cfac=.25
else
cfac=1.00
endif
sigma=sigma/cfac
if(sgmax.lt.sigma) then
sgmax=sigma
kl=n
Fx=Fe(1)
Fy=Fe(2)
Bmx=bm
Fm=Fk
endif
enddo
if(sgmax.ge.ucdh) then
n1=ele(kl,1)
n2=ele(kl,2)
elas(kl)=1
ylv=Nd(n1,2)
write(1,'(3i5,6(f9.3,1x))') kl,n1,n2,ylv,Fx,Fy,Fm,Bmx,sgmax
write(*,'(3i5,6(f9.3,1x))') kl,n1,n2,ylv,Fx,Fy,Fm,Bmx,sgmax
endif
enddo
do i=1,eln
write(2,*) i,ele(i,1),ele(i,2),ele(i,3),elas(i)
enddo
do i=1,nod
k=3*i-2
Ndy(i,1)=Nd(i,1)+F(k)
Ndy(i,2)=Nd(i,2)+F(k+1)
write(2,'(i4,2e15.4)') i,Ndy(i,1),Ndy(i,2)
enddo
close(1)
close(2)
close(3)
End

```

ÖZGEŞMİŞ

Paki TURĞUT, 1967 yılında Elazığ'da doğdu. 1993 yılında, F.Ü. Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümünden mezun oldu. F.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsünde, 1995 yılında Yüksek Lisansını tamamladı. Çalışma konuları, Betonun Kırılma Mekanikği, Genetik Algoritmalarıdır.

