

TÜBİTAK

ARAŞTIRMA PROJESİ

GELİŞME RAPORU

(*Bilimsel Rapor*)

PROJE NO : 215M870
RAPOR NO : 1
RAPOR DÖNEMİ : 15/4/2016 - 15/4/2017
PROJE YÜRÜTÜCÜSÜ : Prof. Dr. Kağan Tuncay

BİLİMSEL RAPORDA OLMASI GEREKEN BİLGİLER

1. Dönem içinde projeyle ilgili bilimsel ve teknik gelişmeler proje planı ile karşılaştırılarak verilmeli, elde edilen veriler ile varılan ara sonuçlar, varsa materyal, yöntem ve kapsam değişikleri belirtilmeli ve tartışılmalıdır.
2. Dönem içindeki idari gelişmeler (yardımcı araştırcı ve personel değişikliği, ek süre, yürütütçünün kurum değişikliği ve varsa diğer destekleyen kuruluşlarla sürdürülen işbirliği, vb. konularındaki bilgiler) verilmelidir.
3. Proje çalışmaları kabul edilen çalışma takvimine uygun yürümüyorsa gerekçeleri açıklanmalıdır.
4. Bir sonraki dönem içinde yapılması planlanan çalışmalar (öneri formundan farklı bir durum olmuş ise) belirtilmelidir.
5. Destekleyen diğer kuruluşlarla ilgili sorunlar var ise ayrıntıları ve çözüm önerileri sunulmalıdır.

Bilgi Notu:

- TÜBİTAK tarafından kabul edilebilir geçerli bir mazeret bildirilmeksızın; proje gelişme raporlarının sözleşmede belirtilen tarihlerde, proje sonuç raporlarının ise, sözleşmede belirtilen proje bitiş tarihinden itibaren 2 (iki) ay içinde gönderilmemesi halinde, ilgili rapor dönemine ait Proje Teşvik İkramiyeleri (PTİ) ödenmeyecektir.

- Proje ekibi tarafından, TÜBİTAK desteği ile yürütülmekte/sonuçlandırılmış olan projeler kapsamında yapılan yayınlarda [makale, kitap, bildiri (sözlü sunum/poster sunum), tez, yayılım vb.] proje sözleşmesi ve TÜBİTAK Araştırma ve Yayın Etiği Kurulu Yönetmeliği (AYEK) gereğince ilgili proje numarası ile birlikte TÜBİTAK desteği belirtilmelidir.

- 03/11/2012 tarihinden sonra sonuçlanan projelerde, projelerin yürütücü ve araştırmacılarını ödüllendirmek amacıyla Proje Performans Ödülü (PPÖ; ppo.tubitak.gov.tr) uygulamasına başlanmıştır. Bu uygulamaya paralel olarak proje çıktılarının değerlendirilmesi de ARDEB Proje Takip Sistemi (ardeb pts.tubitak.gov.tr) üzerinden yapılmaktadır. Bu kapsamında projenize ait çıktıların PTS'ye yüklenmesi önem taşımaktadır.

BİLİMSEL GELİŞME RAPORU EK SAYFASI

(Proje No.:215M870)

(Her madde için gerektiği kadar alan ve ek sayfa kullanabilirsiniz)

1. Dönem İçinde Projeye İlgili Bilimsel ve Teknik Gelişmeler

ÖZET

Proje üç senelik bir TÜBİTAK 1001 projesidir. Projenin temel amacı iç basınçlı betonarme enerji tünelерinin basınç altındaki davranışlarının anlaşılmasına yenilikçi deneysel ve sayısal yöntemler kullanarak tasarım ilkeleri ve tasarım araçları geliştirmektir. Basınçlı enerji tüneleri hidroelektrik enerji sistemlerinin önemli bir parçası olup tasarım ve performans açısından klasik kuru tünelерden yükleme ve işletme açısından farklılık gösterir. Baraj rezervuarında depolanan su, kapakların açılması ile enerji tüneline dolar ve basınçlı bir şekilde tribüne iletilir. Bu esnada ani basınç artışına maruz kalan tünel, kuru tünelerin aksine yüksek iç basınç altındadır. Bu tür dinamik bir deneyin laboratuvar ortamında yapılması mümkün olmadığından beton davranışını en iyi şekilde tahmin edebilecek modern sayısal araçlara ihtiyaç bulunmaktadır. Son on beş yıldır kullanımı giderek yaygınlaşan parça etkileşim tabanlı bir metot olan peridinamik yaklaşımı kullanılacaktır. Bağ-bazlı peridinamik metodu üst üste geçmiş kafes görüntüsü verdiği için bu çalışmada sayısal analiz metodu kısaca OLM (Overlapping Lattice Method – Örtüşen Kafes Metodu) olarak bahsedilecektir. Laboratuvar ortamında gerçekçi deney düzenekleri ile kalibre ve test edilecek olan OLM, daha sonra dinamik çatlak oluşumunu, ilerlemesini ve dağılımını tahmin etmek üzere kullanılacaktır. Elde edilen deneysel ve sayısal analizler neticesinde ise bir tasarım aracının oluşturulması hedeflenmektedir. Bu amaç doğrultusunda sayısal ve deneysel çalışmalar planlanmıştır.

Bu rapor proje başlangıcından itibaren geçen ilk 12 aylık süreçte elde edilen araştırma sonuçlarını içermektedir. Laboratuvarımızda mevcut sarf malzemeler kullanılmaya devam edilmiş, elimizde bulunmayan deneysel araştırma için gerekli olan teçhizat ise tedarik edilmiştir. Proje kapsamında birinci yıl içinde çalışılmış olan üç iş paketi bulunmaktadır. Gelişme raporunda ilk olarak peridinamik analiz motorunun hazırlanması ve kalibrasyon çalışmaları sunulmaktadır (İş Paketi 3). Daha sonra betonarme tünel kaplama deney düzeneğinin tasarım ilkeleri ve detayları verilmektedir (İş Paketi 1). Son kısımdaysa betonarme tünel kaplama deneyleri ve kaya yerine kullanılacak malzemenin geliştirilmesi konuları sunulmuştur (İş Paketi 2). Proje önerisinde birinci ve üçüncü İş Paketlerinin 15/04/2017 tarihinde tamamlanması, ikinci iş paketinin ise 15/04/2018 tarihinde tamamlanması planlanmıştır. 15/04/2016 – 15/04/2017 tarihleri arasında projede kaydedilen bilimsel ve teknik gelişmelerin sunulduğu bu raporda, tamamlanmış olan birinci ve üçüncü iş paketlerine dair detaylar ve devam etmekte olan ikinci iş paketine dair gelişmeler bulunmaktadır.

LİTERATÜRDE BULUNAN BETONARME İÇ BASINÇLI TÜNELLER İLE İLGİLİ ÇALIŞMALAR

Tünel kaplama tasarımda elastisite teorisi kullanarak oluşan gerilmeleri tahmin etmeye yönelik ilk çalışmalar Biot (1935) ve Westergaard (1938) tarafından yapılmıştır. Daha sonra önerilen tünel yaklaşım metodunda ise iç basınç altında tünelin radyal deplasmanı belirlenerek gerekli destek miktarının hesaplanması hedeflenmiştir. 1960'larda ortaya çıkan Yeni Avusturya Tünel Metodunda ise mevcut kaya dayanımının mümkün olduğunda dikkate alınması, püskürtme beton ile ilk önlemlerin alınmasının ardından tünel deplasmanlarının ölçülmesine ve gözlemlenen deplasmana göre mümkün olduğunda esnek ve deplasman yapabilen destek kullanılması hedeflenmiştir. Gelişmeler ağırlıklı olarak karayolu tüneleri esas alınarak kaydedilmiştir. Tünel kaplama tasarımda kullanılan ve özellikle iç basınçlı tünelerin tasarımda sıkılıkla tercih edilen bir yöntem de rölatif rıjilik yaklaşımıdır. Bu yaklaşımı göre genellikle eksenel simetrik çözümler kullanılarak kaplama ile kaya arasındaki yük paylaşımı elastik analiz ile tespit edilip, kaplamada oluşan iç kuvvetler belirlenerek tasarım gerçekleştirilir. 1980'lerden itibaren ise tünel tasarımda, diğer alanlarda olduğu gibi, sayısal çözümlerin ağırlık kazanmaya başladığı ve elastik ötesi davranışın modellendiği sonlu eleman, ayrık eleman gibi modelleme tekniklerinin ön plana çıktığı söylenebilir.

İç Basınçlı tünelerde kullanılan kaplamalar aşağıdaki tiplerde yapılmaktadır:

- Kaplamasız ve geçirimsiz
- Püskürtme beton ve yarı geçirimsiz
- Donatısız beton ve yarı geçirimsiz
- Betonarme ve az geçirimsiz
- Ard germeli beton ve az geçirimsiz
- Çelik ve geçirimsiz
- Kompozit ve geçirimsiz

Yukarıda sunulan alternatiflerden beton kullanımını öngören kaplamalarda çatlama olması beklenildiğinden oluşacak çatlak genişliğine göre yarı veya az geçirimsiz durum olabilemektedir. Basınçlı tünelerde, klasik tünel prensiplerinden farklı olarak iç basınç altında performans kriterlerinin sağlanması gereklidir. Dış basıncın artması ile tünel çevresindeki kayada mevcut olan çatlaklı yapı artmaktadır. Çatlaklılardan sızan su yeni yüzey su kaynaklarının oluşmasına ve heyelan tehlikesinin ortayamasına sebep olmaktadır. Kayanın su etkisi ile çatlaklı yapısının artması ise kemerleme etkisi ile oluşan kayanın taşıma gücünde düşüşe sebep olmaktadır. Sürekli artan enerji ihtiyacı sonucunda iç basınçlı tüneller ülkemizde giderek daha fazla kullanılmaya başlanmıştır. Ekonomik nedenlerden dolayı beton/betonarme kaplamaların tercih edildiği görülmektedir. Son yıllarda tamamlanan enerji tünelleri arasında Arkun (13655 m), Kandil (9513 m), Kale (4226 m), Tefen (3200 m), Topçam (7460 m), Dim (4221 m) ve Akkay (12430 m) enerji tünellerini sayabiliyoruz (parantez içinde tünel uzunlukları verilmiştir). Çok sayıda enerji tünelinin de inşaatına devam edilmektedir.

Tünel tasarımda genellikle kaplamanın iç basınç yükünün en az %30'unu taşıyacağı varsayımlı yapılır (Sinha 1989). Kaplamanın düşük oranlarda (yaklaşık %50'nin altında) iç basınç yükü taşıyabileceğinin varsayımlı yapılmaması için kaplama-kaya kontak enjeksiyonunun çok dikkatli bir şekilde yapılması gereklidir. Enjeksiyonda kullanılan basınç miktarları 2-25 bar arası değişebilmektedir. Yüksek basınçlı durumlar, kaplamanın ard germeye tabi tutularak çatlak kontrolü sağlanması durumuna karşılık gelmektedir. Tasarımda kullanılan iç basınç miktarının dinamik etkiler için büyütülmesine ilişkin katsayının 1-2 arasında bir faktör olarak alınması gereği de önemli hususlardandır (Sinha 1989). Yüksek basınçlı durumlarda geçirimsiz kaplamanın yapılması önerilmektedir.

Kaplamanın az veya yarı geçirimsiz olduğu beton veya betonarme için tasarımda en önemli parametre çatlak genişliğidir. Basınçlı enerji tünellerde çatlak genişliği sınırını belirleyen bir tasarım kılavuzu bulunmamaktadır. Ülkemizde yürürlükte olan yapı tasarım yönetmeliği TS-500-2000, nemli koşullar için servis çatlak genişliğini 0.2-0.3 mm mertebesinde vermektedir. ASTM C-76-15 (Betonarme Menfez ve Atık Boru Standardı) ise basınçlı betonarme borular için çatlak sınırını 0.25 mm olarak vermektedir. Kanada Betonarme Boru Birliği (CCPA 2004), betonarme borularda taşıma gücünün 0.3 mm çatlak genişliğine karşı gelen yük olarak alınmasını önermektedir. Görüldüğü üzere mevcut yönetmeliklerde çatlak genişlik sınırı 0.3 mm civarında sunulmaktadır. İşletme esnasında çatlak genişlikleri açılır, ancak sonrasında tünel dış su basıncı sızmalar sebebi ile artar ve çatlak genişlikleri azalır. Basınçlı tünellerde, tünel işletim performansını, kaçan su miktarını ve donatı gerilmelerini belirleyen en önemli faktör çatlak genişliği olduğundan tasarımda bir parametre olarak değerlendirilmesi önemlidir.

Literatürde betonarme iç basınçlı tünelleri deneysel ve sayısal olarak araştıran çok az sayıda çalışma bulunmaktadır. 1980'li yillardan itibaren beton kaplamalı enerji tünellerinin yarı geçirgen olduğunu kabul eden çalışmalar yapılmıştır (Schleiss 1986, Fernandez 1994, Schleiss 1997). Ancak bu çalışmaların tümü sayısal olarak dairesel kesitler için yapılmış olup herhangi deneysel bir bileşen içermemektedir. Çalışmalar tünel çevresindeki mevcut su basıncını tahmin ederek kaplamadaki çatlak genişliği ve çatlakların arasındaki mesafe ile su kaçışı arasında kurulan basit analitik modellere dayanmaktadır. Ülkemizdeki enerji tünellerinin çoğunlukla ters at nalı şeklinde olması, mevcut yeraltı suyu seviyeleri hakkında yetersiz veri olması, çalışmalarda kullanılan beton çatlak modellerinin son derece basit olmasından dolayı bu çalışmaların iç basınçlı tünel tasarımda yetersiz olduğu görülmektedir. Yapısal çatlakların oluşturduğu risk üzerine çok az sayıda çalışma bulunmaktadır (örneğin Chung ve diğerleri 2001). Ancak bu çalışmalarda beton kaplamanın nasıl ve neden çatladığı değil, mevcut çatlaklı sistemde parça düşmesi riski hesaplanmaya çalışılmaktadır. Sonlu eleman modelleri ile kaplamadaki gerilmelerin hesaplanması üzerine yapılan çalışmalarda beton kaplama bir kabuk eleman olarak formulasyona girdiği için çatlakların hassas olarak tahmini mümkün olmamaktadır (Olumide 2013, Zhou ve diğerleri 2015). Bu çalışmalardaki ortak eksiklikleri sayısal sonuçların herhangi bir deneysel sonuçla mukayese edilmemiş olmasıdır

Mevcut projede iç basınçlı betonarme enerji tünelерinin basınç altındaki davranışlarının anlaşılmasına yenilikçi deneysel ve sayısal yöntemler kullanarak ışık tutmayı hedeflemektedir. Deneylerde kaya ortamı, benzer elastisite modülüne sahip beton olarak ele alınması planlanmıştır. İç basınç yükünün ise tünel kaplamasına pistonlar vasıtası ile etki etirilmesi düşünülmüştür. Deneyler esnasında kaplama ve kaya deformasyonları ile çatlak uzunluk ve genişlikleri detaylı olarak ölçülecektir. Deneylerin simülasyonu için ise son on beş yıldır kullanımı giderek yaygınlaşan parça etkileşim tabanlı bir metot olan peridinamik yaklaşımı kullanılacaktır.

PERİDİNAMİK (ÖRTÜŞEN KAFES METODU) ANALİZ MOTORONUN HAZIRLANMASI VE KALİBRASYONU (İŞ PAKETİ 3)

Betonda Çatlakların Açılması ve İlerlemesi ile İlgili Gelişmeler

1960'lı yıllarda başlayarak, betonda çatlakların oluşmasını ve ilerlemesinin sayısal olarak incelenmesi için çok sayıda araştırma yapılmıştır. Rashid (1968) tarafından önerilen malzeme rijitlik matrisinin (yani yayılı çatlak yaklaşımı) değiştirilmesi öncü çalışmalarдан biri olarak değerlendirilebilir. Hillerborg ve diğerleri (1976) ve Bažant ve Oh'un (1983) çalışmalarında geliştirilen gerilme-birim şekil değiştirme modelleri, karakteristik bir uzunluk ölçüği ve çatlak enerjisi tanımının yardımıyla, sayısal modellerde rastlanılan düğüm noktalarının dağılımına bağlı sonuçların azaltılmasına yol açmıştır (Rots 1988, TNO Diana 2008, Palermo ve Vecchio 2003). Çatlak oluşumunu tahmin etmek için geliştirilen iki tür yayılı çatlak modeli bulunmaktadır. Bunlardan ilki dönen bilen çatlak yöntemi (Rots 1988, Vecchio ve Collins 1986), diğeriyse sabit çatlak yönü yöntemidir (William ve diğerleri 1987). Sürekliklilik esasına bağlı kalınarak geliştirilen sonlu elemanlar yönteminin temel dezavantajı, gerçek çatlak açıklıkları yerine bir ölçme uzunluğu boyunca ortalama gerimlerle çalıştırılarak çatlağın gerçekçi bir şekilde modelde temsil edilememesidir. Bu gelişmeye paralel olarak çatlak açılmasının daha iyi modellenmesi için sonlu elemanlar arasında temas elemanları ve yaylar kullanılarak ayrık çatlak modelleri de geliştirilmiştir (Ngo ve Scordelis 1967, Blaauwendraad 1985, Ingraffea ve Sauma 1985, Koutromanos ve Sing 2012). Ayrık elemanlar yoluyla çatlakların modellenmesinin mevcut avantajlarına rağmen, çatlakların yerlerinin önceden belli olmaması, sayısal yapının simülasyon süreci içinde defalarca tekrar yaratılmasının gereklmesi ve çatlak bölgesinde ve süreklilik durumunun devam ettiği bölgelerde farklı bünye modellerin tanımlanması gerekmese ayrık çatlak modellerinin temel dezavantajları olarak görülmektedir.

Aslında sonlu eleman yönteminin geliştirilmesinden önce birçok araştırmacı kafes sistemlerinin kullanılması yoluyla, kuvvet akışını ve yük taşıma kapasitesi mekanizmalarını yapısal elemanlar yardımıyla açıklamaya çalıştı. Mörsch (1909) betonarme kırışlarından kayma iletimi için ünlü kafes benzemesini önerdi. Wagner (1929) ince metal kırışların ilk burkulma yüklerinden daha fazla kesme yükü taşıdıkları durumda gösterdikleri davranışını açıklamak için benzer bir yaklaşım geliştirdi. Hrennikoff (1941) elastik problemlerini çözmek

İN YINE BİR KAFES MODELİNİ KULLANDI. BAHSI GEÇEN YAKLAŞIMLAR SAYISAL MODELLERİN HENÜZ MEVCUT OLMADIĞI YILLarda YAKLAŞIK MÜHENDISLIK ÇÖZÜMÜ AMAÇLI GELİŞTİRİLMİŞTİR. 1960'lı YILLarda SAYISAL MODELLERİN ORTAYA ÇIKMASIYLA ARAŞTIRMALARIN SÜREKLİLİK ESASINA BAĞLI KALINARAK GELİŞTİRİLEN SONLU ELEMANLAR YÖNTEMİ ÜZERİNDE YOĞUNLAŞTUĞI ANCAK 1970'li YILLarda ÖZELLİKLE DOGRUSAL OLМАYAN DAVRANIŞIN MODELLENMESİNDE YAPISAL ELEMAN YAKLAŞIMININ YENİDEN KULLANILMAYA BAŞLANDIĞI ANLAŞıLMAKTADIR. SIKIŞMA ALANI TEORİSİ (MITCHELL ve COLLINS 1974), YUMUŞATILMIŞ KAFES MODELLERİ, KAFES KIRIŞ MODELİ (SCHLAICH ve DIĞERLERİ 1987) GİBİ ÇALIŞMALAR BU TİP ARAŞTıRMALARA ÖRNEK TEŞKİL ETMEKTEDİR. ÖZELLİKLE SCHLAICH ve DIĞERLERİNİN (1987) ÖNERDİĞİ KAFES KIRIŞ MODELİ TASARIMDA GENİS BİR UYGULAMA ALANI BULMUŞTUR. Bu MODELLER, BİR KAFES SİSTEMLİ KULLANıLARAK YAPı VE KUVVET AKIŞının MODELLENMESİ İÇİN ORTAK BİR YAKLAŞIMI PAYLAŞıMTADIR.

Silling (2000) tarafından geliştirilen bir parçacık etkileşim modeli olan bağı temelli peridinamik (PD) aslında benzer bir gelişim çizgisinde görülebilir. Bağı temelli PD'de, her nokta çiftli kuvvet fonksiyonuyla komşu noktalarla etkileşime girer ve hasar, uzama kritik değeri aşlığında bağların kopmasına izin vererek dâhil edilir. Çatlağın oluşturulmasından sonra yumuşayarak da olsa yük taşımaya devam eden malzemeler için, bağı kuvveti uzamanın doğrusal olmayan bir fonksiyonu olabilir. Son on yılda, doğrusal olmayan problemler için PD (Silling ve Bobaru 2005, Silling ve diğerleri 2007, Mitchell 2011) kullanılarak çok sayıda teorik ve sayısal model geliştirildi ve doğrulandı. Betonda çatlak oluşumunu ve ilerlemesini modellemek için kırış elemanlarının kullanımı son yıllarda çok sayıda araştırmalara konu olmuştur (Schlangen ve Van Mier 1992, Tuniki, Van Mier 2013). Bu çalışmalarında çatlak kritik zorlamalara ulaştıktan sonra sistemden elemanları kaldırarak yarı-gevrek tepkiyi benzetilmeye çalışılmıştır. Kafes yaklaşımı mezo ölçekli araştırmalarda (Cusatis ve diğerleri 2003, Van Mier 2013), agregalar, çimento ve ara yüzey geçiş bölgelerini farklı malzeme sabitleri ile ayrı ayrı modellemek için de kullanılmıştır. Dolayısıyla kafes yaklaşımı beton çatağının çok ölçekli bir modeli olarak da düşünülebilir (Van Mier 2013).

Bu projede betonda çatlakların oluşumu ve ilerlemesini örtüşen kafes modeli (OLM) olarak adlandırılan yeni bir yaklaşım modellenmesi planlanmıştır. OLM yaklaşımı kafes analojisine benzemekle beraber PD yaklaşımında kullanılan PD ufkı kavramını da içermektedir. OLM mezo ölçekte (yani birkaç milimetre örgü çözünürlüğü) çalışmaktadır. Ancak pratikliği korumak amacıyla beton tek fazlı süreklilik arz eden bir ortam olarak modellenmektedir (agrega, çimento ayrı fazlar olarak ele alınmamaktır). Literatürde sunulan yaklaşılardan farklı olarak, yumuşama etkisi için tepkisi için yeni bir kalibrasyon yaklaşımı geliştirilmiştir. Yavaş yüklemelerin modellenmesi için sıralı doğrusal analiz (SLA) teknigi ve belirtik entegrasyon metodu için özel olarak geliştirilmiş olan yeni bir teknik kullanılmaktadır. Dinamik yüklemelerde ise belirtik entegrasyon metodu kullanılmaktadır. OLM sayısal olarak malzeme testleriyle kalibre edildikten sonra, kırış eğilme, ölçekli baraj, çekme rijitleşmesi ve betonarme kırış deneyleri sayısal olarak modellenerek doğrulama çalışması yapılmıştır. Daha sonra da geliştirilen simülasyon platformu kullanılarak dinamik iç basınçlı tünel simülasyonları

gerçekleştirilmiştir. Geliştirilen OLM simülasyon platformu proje kapsamında yapılacak olan iç basınçlı tünel deneylerinin statik ve dinamik yüklemeler altında davranışını incelemeye hazır hale getirilmiştir.

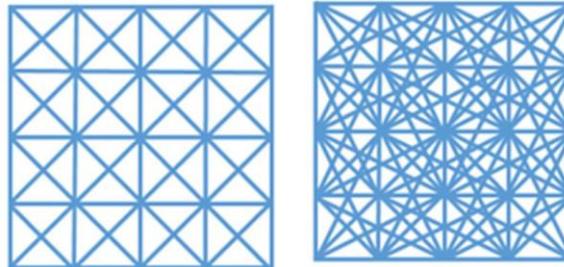
Örtüsen Kafes Metodu (OLM)

Sürekli ortamlar mekanığının temel denklemleri yer değiştirme fonksiyonlarının türevlerine bağlıdır. OLM metodunda ise yer değiştirme fonksiyonlarının kendileri kullanılmaktadır. Dolayısıyla çatıklärın etrafında klasik sayısal metotlarda karşılaşılan türevlerin sınırsız olma durumu ile karşı karşıya gelmemektedir. OLM aslında katı mekanığı problemleri için Newton'un denklemlerinin süreksiz ortamlar için yeni bir formülasyonu olarak da değerlendirilebilir. İntegral denklemler sürekli veya süreksiz ortamlarda da geçerliliklerini korumaktadırlar. Hasar, malzeme davranışı denklemlerinin bir parçası olarak peridinamik modellerde yer almaktadır. Bu özellikler çatıklärın kendiliğinden oluşup ilerlemesinin modellenmesine imkân vermektedir. Son on yılda doğrusal olmayan davranışlar için de birçok peridinamik model geliştirilmiştir (Silling ve Bobaru 2005, Silling ve diğerleri 2007, Mitchell 2011).

Geliştirilen OLM modelinde, her bir düğüm noktası, yerel olmayan etkileri hesaba katmak için ufuk (δ) olarak adlandırılan önceden belirlenmiş bir mesafedeki tüm düğüm noktaları ile etkileşime girer. Böylece klasik modellerin aksine lokal olmayan etkileri de içerir. Şekil 1'de görüldüğü gibi etki alanı parametresinin artırılmasıyla lokal olmayan etkiler ve aynı zamanda birçok çatık yönü de hesaplamalara katılabilmektedir. Ufuk değeri genellikle düğüm noktaları arasındaki en küçük mesafenin bir çarpanı ile ifade edilir (örneğin $\delta=1.5d$ veya $\delta=3.01d$). Ufuk tanımının bir diğer etkisi de klasik kafes modellerinde gözlenen çatıklär tahminlerinin düğüm noktalarının dağılımına ve oryantasyonuna bağlı olması durumunu da kısmen ortadan kaldırmasıdır. OLM ufkunun sıfıra yaklaşması ve düğüm noktası sayısının artırılması durumunda, hasarsız problemler için, klasik sürekli ortam mekanığı sonuçlarıyla örtüsen sonuçlar elde edilmektedir (Silling ve diğerleri 2003, Weckner ve Abeyaratne 2005).

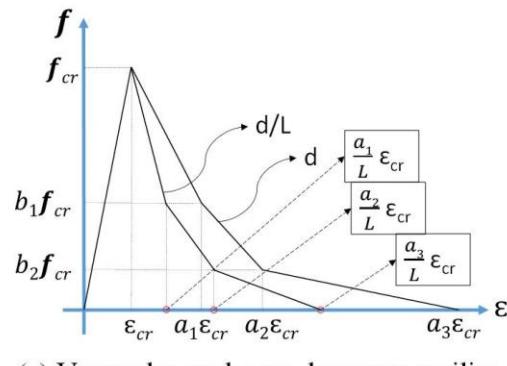
İki boyutlu problemlerde düzgün dağıtılmış (düğüm noktaları arasındaki en kısa mesafe d) düğüm noktaları için her bir düğüm noktası ufuk değerinin $1.5d$ olması durumunda 8, ufuk değerinin $3.01d$ olması durumundaysa 28 noktayla etkileşim halindedir. Tüm düğüm noktaları etkileşim içinde oldukları düğüm noktalarıyla eksenel yük aktarımı yapmaktadır. Kafes elemanlarının doğrusal elastik limitler içindeki davranışları aktarılan yükün çekme veya basma olmasından bağımsızdır. Kafes elemanlarında aktarılan kuvvet kritik birim şekil değiştirmeye (ϵ_{cr}) ulaşılana kadar doğrusaldır. Bu değerin aşılması durumunda kafes elemanı yumuşamaya başlayacak ancak klasik bağ-temelli klasik PD yaklaşımının aksine yük taşımaya devam edecektir (Şekil 1). Kafes elemanlarının elastisite modülü ve kafes eleman alanının çarpımı olan değeri EA basit bir enerji prensibi yardımıyla hesaplanmaktadır. İlk olarak problem geometrisi desteklerden arındırılmakta ve sabit bir gerinim alanı uygulanmaktadır. Doğrusal

elastik bir malzeme için malzemede saklanacak elastik enerji analitik olarak hesaplanmaktadır. Daha sonra aynı gerinim alanı örtüsen kafes modeline uygulanmakta ve saklanan elastik enerji hesaplanmaktadır. Hesaplanan enerjilerin oranı OLM'de kullanılması gereken EA değerini vermektedir.

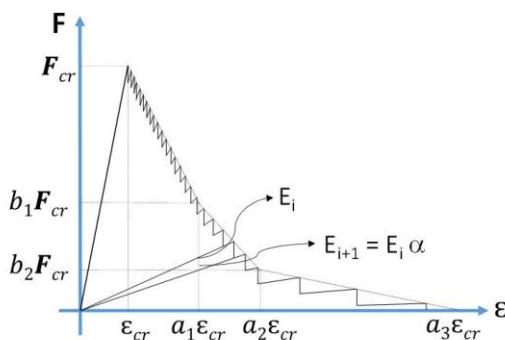


(a) Ufuk $\delta=1.5d$

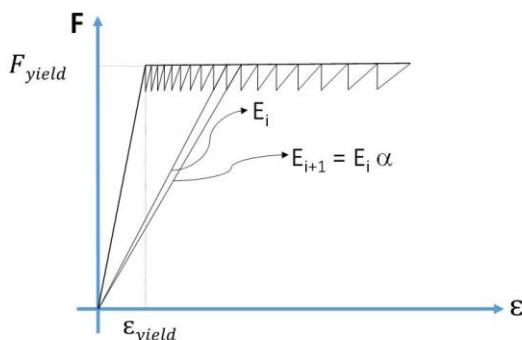
(b) Ufuk $\delta=3.01d$



(c) Varsayılan malzeme davranışları gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisi
($b_1=0.6$, $b_2=0.2$)



(d) SLA uygulaması



(e) Çelik Elemanları

Şekil 1. a. OLM ufkunun illüstrasyonu ($ufuk=1.5d$ ve $ufuk=3.01d$), b. Beton malzeme davranışları, d. SLA uygulaması, e. Çelik malzeme davranışları.

OLM gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisi için basit kurallar kullanmaktadır. Böylece modelde kalibre edilebilecek oldukça az sayıda parametre bulunması amaçlanmıştır. Bununla birlikte, uygulanan kuvvetler sonucunda çatlakların oluşması ve ilerlemesi, kafes elemanlarının karmaşık bağlantı ve hasar sırası tarafından belirlenir. Model izotropik olarak başlamakta ve hasarın yönüne ve büyülüğüne göre anizotropi gelişmektedir. Her ne kadar kafes elemanlarının uzunlukları mm-cm mertebesinde olsa da tüm kafes elemanları için homojen hale getirilmiş gerilme-birim şekil değiştirme ilişkileri kullanılarak OLM'nin pratik bir simülasyon aracı olması hedeflenmiştir. Bununla beraber her kafes elemanı için çatlak enerjisinin aynı olması sağlanarak sayısal analizlerin ölçekte bağımsız olması sağlanmıştır. Çatlak enerjisi normalleştirme kuralı bir sonra ki bölümde detaylı bir şekilde verilmiştir. OLM'nin geliştirilmesindeki temel amaç hem çatlakların dağılımının ve aralıklarının, ve sistem ölçügröße gerilme-birim şekil değiştirme eğrilerinin hepsinin aynı anda ve mümkün olduğu kadar az kalibrasyon gerektiren parametre ile tahmin edilmesidir.

OLM'nin ihtiyacı olan malzeme özellikleri betonun elastisite modülü, çekme mukavemeti, çatlak enerjisi ve Şekil 1'de gösterilen parçalı doğrusal yumuşama eğrisinde kullanılan

parametrelerdir (a_1 , a_2 , a_3 , b_1 , b_2). Yaptığımız sayısal çalışmalar literatürde betonun yumuşaması için önerilen modellerin OLM'de kullanılan kafes elemanları için olduğu gibi kullanılamayacağını göstermiştir. Mevcut yumuşama modelleri çekme deneylerinde ölçülen ortalama yer değiştirmeye değerlerine bağlıdır. OLM'de ise elde edilen sistem gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri kafes elemanlarında kullanılan yumuşama eğrisinin kompleks bir fonksiyonudur. Dolayısıyla, çekme gerilmesi-ortalama yer değiştirmeye eğrileri sayısal olarak hesaplanarak parçalı doğrusal yumuşama eğrisinde kullanılan parametrelerin kalibre edilmesi yoluna gidilmiştir. Değişik kafes elemanı uzunlukları için OLM parametreleri (a_1 , a_2 , a_3 , b_1 , b_2) sonlu elemanlar metodunda kullanılan yönteme benzer bir kurala göre değiştirilmiştir (Bažant ve Oh 1983).

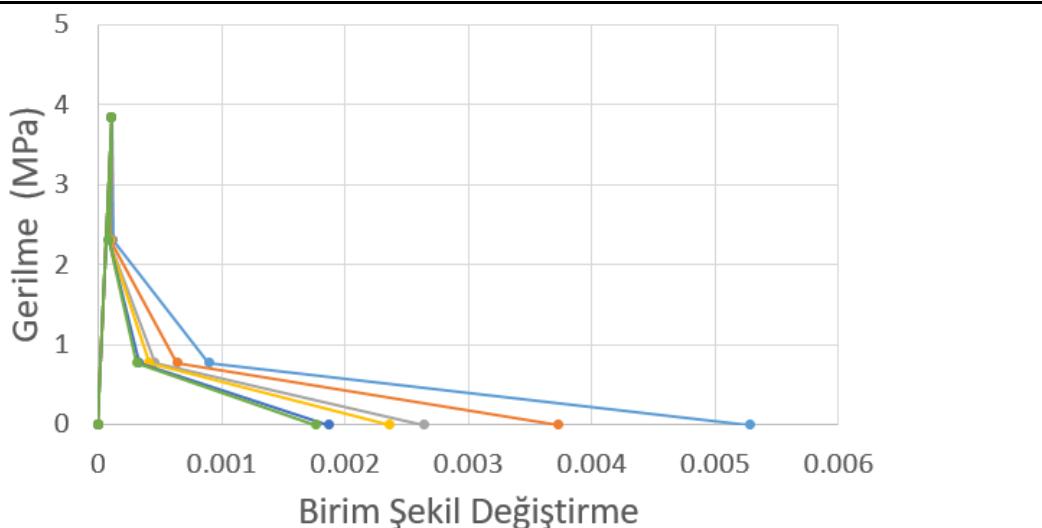
Çatlak Enerjisi Normalleştirme Kuralı

Örtüsen kafes metodunda farklı uzunluklarda kafes elemanları bulunmaktadır. Şekil 1'de verilen gerilme-birim şekil değiştirme eğrisinin elemanın uzunluğuna göre normalleştirilmesi, yani elemanın uzunluğu ne olursa olsun çatlak enerjisinin aynı olması gerekmektedir. Aynı normalleştirme kuralı aynı malzeme özelliklerini taşıyan farklı OLM uygulamalarında da yine benzer bir şekilde uygulanabilecektir.

Şekil 1'de verilen gerilme-birim şekil değiştirme eğrisi d_s uzunlığında bir kafes elemanı için elde edilmiş olsun. Aynı malzeme özelliklerine sahip ama uzunluğu d_s değerinden daha uzun (h) olan farklı bir kafes elemanını ele alalım. Kafes elemanlarının uzunlıklarının yeteri kadar küçük olduğu varsayılsa, her bir kafes elemanında sadece tek bir çatlak olacağı öngörlülebilir. Bu durumda d_s değerinden daha uzun olan elemanların sadece d_s kadarlık kısmı çatlaktan etkilenenecek geri kalan kısmı elastik davranışına devam edecektir. Kafes elemanın çatlayacağı birim şekil değiştirme değeri yine ε_{cr} olacaktır. Ancak çatlak açıldıktan sonra birim şekil değiştirme değeri arttıkça, çatlağın taşıdığı gerilme azalacak dolayısıyla elastik davranışın bölgelerdeki birim şekil değiştirme değeri azalacaktır. Bu durumda h uzunlığındaki bir kafes elemanı için a'_1 , a'_2 , a'_3 değerleri, doğrusal elastik ve çatlak bölgesinin seri olarak yük aktardığını düşünerek aşağıdaki şekilde yazılabilir

$$\begin{aligned} a'_1 &= \frac{b_1(h - d_s)}{h} + \frac{a_1 d_s}{h} \\ a'_2 &= \frac{b_2(h - d_s)}{h} + \frac{a_2 d_s}{h} \\ a'_3 &= \frac{a_3 d_s}{h} \end{aligned} \tag{1}$$

OLM parametreleri b_1 ve b_2 'nin değerleri ise uzunluğa göre değişmemektedir. OLM ufkunun $\delta=3.01d$ olduğu zaman altı çeşit eleman uzunluğu bulunmaktadır (d , $1.41d$, $2d$, $2.24d$, $2.83d$, $3d$). Şekil 2'de $\delta=3.01d$ için örnek gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri verilmiştir. Burada a_1 , a_2 , a_3 , b_1 , b_2 değerleri sırasıyla 3.1 , 40 , 240 , 0.6 ve 0.2 alınmıştır. $d_s=0.005$ m, $d=0.025$ m, $E_c=35.7$ GPa, $\varepsilon_{cr}=1.11e-04$ olarak alındığı zaman G_f değeri 151 N/m olarak hesaplanmıştır.



Şekil 2. Altı farklı uzunlukta kafes elemanı için çatlak enerjisi normalleştirme kuralı ile elde edilmiş gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri. Eğrilerin altında kalan alan kafes elemanın uzunluğu arttıkça azalmaktadır. Ancak toplam harcanan enerji bu alanın elemanın toplam uzunluğu ile çarpıldığında elde edildiği için değişmemektedir.

Şekilde gösterilen 6 çizgi elemanın boyaları uzadıkça altlarında kalacak alan azalacak şekilde (d , $1.41d$, $2d$, $2.24d$, $2.83d$, $3d$) uzunlukları için elde edilmiş gerilme-birim şekil değiştirme eğrileridir.

Sıralı Doğrusal Analiz

Dinamik etkilerin ihmali edilebileceği problemler için örtüsen bir kafes yaklaşımı ile modellenen sistemin kuvvet-yer değiştirme davranışını Rots (2001) tarafından önerilen Sıralı Doğrusal Analiz (SLA – Sequentially Linear Analysis) yaklaşımı kullanılarak araştırılmaktadır. Benzer bir yaklaşım Schlangen ve van Mier (1992) tarafından malzeme testlerini simülle etmek amacıyla gerilme durumuna bağlı olarak sonlu elemanlar metodunda eleman kaldırma yoluyla uygulanmıştır. Rots (2001) ise metodu doğrusal olmayan yapı mekanığı problemlerinin çözümünde başarıyla kullanmıştır. DeJong ve diğerleri (2008) bu yöntemi sonlu elemanlar çerçevesinde oransal olmayan yükler için daha da geliştirmiştir. SLA yinelemeler olmaksızın elastik analiz gerektiren, kuvvet-yer değiştirme eğrisinde olabilecek geri çekmelere bile tepki verebilen ve programlaması oldukça kolay bir yaklaşımdır. Analiz sonuçları, analizin ardışık elastik doğasından ötürü genellikle inişli çıkışlıdır ve monotonik davranış yük-yer değiştirme eğrisinin zarfı olarak kabul edilir.

SLA aşağıdaki aşamalar ile özetlenebilir:

- 1) Uygulanan referans yükler altında örtüsen kafes modelinin doğrusal elastik analizi yapılır ve en yüksek talep/kapasite oranına (eleman gerilmesi / gerilme mukavemeti) sahip olan kafes elemanını bulunur,
- 2) Şekil 1d'de verilen testere dış eğrisini takip edecek şekilde en kritik elemanın rijitlik değeri azaltılır,
- 3) Hasar gören eleman rijitlik değeri azaltılır ve analiz tekrarlanır,

- 4) Bütün kritik gerilme altındaki elemanların etkin rıjilik modülünü azaltılarak hasarın artacağı şekilde 1-3 adımları tekrarlanır.

Örtüsen kafes modelini önceden belirlenmiş bir eleman boyutu ve ufkı ile otomatik olarak oluşturan ve SLA adımlarını doğrusal cebirsel denklemler kümesinin çözümünü PCG (eşlenik gradyan) metodu yardımıyla iteratif olarak elde eden bir yazılım geliştirilmiştir. Aşağıda verilen statik sayılabilen yükler altında yapılmış deneylerin sayısal modellenmesinde SLA yaklaşımı kullanılmıştır.

Sayısal Kalibrasyon Yöntemi

OLM simülasyonunun gerçekleştirilebilmesi için aşağıdaki parametrelere ihtiyaç vardır:

- E_c : Elastisite modülü
- f_t : Çekme mukavemeti (veya $\epsilon_{cr}=E_c/f_t$)
- G_f : Çatlak enerjisi
- a_1, a_2, a_3, b_1, b_2 : Şekil 1c'de d_s uzunlığında bir kafes elemanı için gereken model sabitleri

E_c , f_t , G_f değerlerinin bilinmesi durumunda d_s uzunlığındaki bir kafes elemanın a_1, a_2, a_3, b_1, b_2 değerlerinin kalibre edilmesi gerekmektedir. Bu parametreler çekme deneylerinin mevcut olması durumunda sayısal sonuçların direk olarak deney sonuçlarıyla mukayese ederek kalibre edilmektedir. Çekme deneyi sonuçlarının olmaması durumundaysa çekme davranışını tahmin etmek için kullanılan analitik modeller kullanılarak kalibrasyon yapılmaktadır.

İlk deneysel kalibrasyon çalışmasında Gopalaratnam ve Shah (GS) (1985) ve Cornelissen ve diğerlerinin (COR) (1986) gerçekleştirdikleri gerilme testleri kullanılmıştır. E , f_{cr} , ve G_f değerleri GS için 29.1 GPa, 3.41 MPa, 0.054 kN/m COR için ise 21.0 GPa, 3.47 MPa, 0.1 kN/m olarak almıştır. Çekme deneyinde kullanılan çentik yükseklikleri ve numune genişlikleri GS için 3 mm ve 13 mm, COR için ise 5 mm ve 5 mm olarak rapor edilmiştir. Deneylerde uzama ölçümelerinin alındığı mesafeler GS için 83 mm, COR için ise 35 mm olarak belirtilmiştir. Deneylerde düğüm noktaları arasındaki en kısa mesafe $d=1$ mm (GS) ve $d=2.5$ mm (COR) olarak seçilmiştir. Düğüm noktalarının yerleri ve düğüm noktaları/kafes elemanları ilişkileri kurulduktan sonra deneysel yük-yer değiştirme eğrisine en yakın sonucu veren a_1, a_2, a_3, b_1 ve b_2 değerleri, rapor edilen ve hesaplanan çatlak enerjileri arasındaki farkı en aza getirecek şekilde kalibre edilmiştir. Boyut etkisini azaltmak için yukarıda detayları verilen çatlak enerjisi normalleştirme kuralı uygulanmıştır (denklem 1).

Değişik deneyler ve OLM ufkı için kalibre edilmiş a_1, a_2, a_3 değerleri Tablo 1'de $d_s=1$ mm değeri için verilmiştir. Gerinme ekseni ile ilgi parametreler olan b_1 ve b_2 için 0.6 ve 0.2 değerleri, çatlak enerjisi, d_s ve OLM ufkundan bağımsız olarak, tüm incelemelerimizde en iyi seçenekler olarak ortaya çıkmıştır. OLM ufkunun $\delta=1.5d$ olduğu durum için deneysel ve sayısal model sonuçları Şekil 3'de verilmiştir. Sayısal modellemenin sonunda elde edilen

Tablo 1 Kalibrasyon sonuçları ($d_s = 1$ mm).

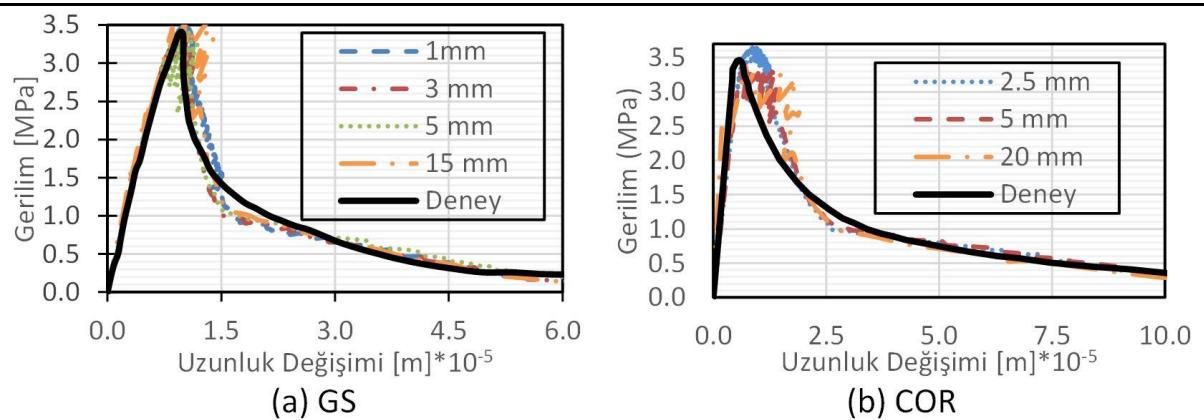
	<i>GS</i> $G_f=5$ 4 N/m	<i>COR</i> $G_f=100$ N/m	<i>Sayısal</i> <i>model</i> $G_f=70N/m$	<i>Petersson</i> $G_f=124 N/m$	<i>Petersson</i> $G_f=150 N/m$	<i>Baraj</i> $G_f=60$ N/m	<i>Baraj</i> $G_f=100$ N/m	<i>Baraj</i> $G_f=150$ N/m	<i>Çekme</i> <i>rjitleşmesi</i> $G_f=60 N/m$
$\delta=1.5d$									
a₁	6.6	9	6.4	7.5	7.5	15	12.5	10	-
a₂	75	100	120	200	250	30	60	125	-
a₃	450	700	600	1200	1400	300	500	650	-
$\delta=3.01d$									
a₁	12	12.5	12.4	15.5	15.5	20	17.5	15.5	15.5
a₂	75	100	120	200	250	30	60	125	150
a₃	450	700	600	1200	1400	300	500	650	1000

çatıak görünümüyse Şekil 4'de görülebilir. Bu şekilde renkler gerinim değerinin kritik birim şekil değiştirme değerinden 0.02'ye kadar olan değişimini göstermektedir. Yer değiştirme büyüklükleri çok küçük olduğundan şekillerde amplifikasyon faktörü 20 olarak kullanılmıştır. Deneyel ve sayısal sonuçların büyük d değerleri için bile yakın olduğu gözükmemektedir.

OLM ufkunun arttırılması sonucunda ($\delta=3.01d$) elde edilen sonuçlar Şekil 5 ve Şekil 6'da verilmiştir. Ufkun artırılması sadece a₁ değerini etkilemektedir. OLM ufkunun 3.01d olduğu durumda, 1.5d olarak alındığı duruma göre çatıak, çentikle işaretlenmiş bölgenin dışına çıkmaktadır. Bunun nedeni uzun diyagonal elemanların çentik bölgesindeki düğüm noktalarını çentikli bölgenin dışındaki düğüm noktalarına bağlamasıdır. Küçük d değerleri kullanıldığı zaman bu durumun ortadan kalkması beklenmektedir. Daha tarafsız bir şekilde OLM ufkunun sayısal sonuçlara etkisinin araştırılması için sayısal bir deney yapılmıştır. Bu deneyde çentikli bölgenin yüksekliği Şekil 7 ve Şekil 8'de görüldüğü gibi oldukça büyük alınmıştır. Böylece çentikli bölgede yer alan düğüm noktalarının dışında kalan düğüm noktalarıyla etkileşimi azaltılmıştır. E, f_{cr}, G_f, ve ölçüm uzunluğu değerleri 27.0 GPa, 3.1 MPa, 0.07 kN/m, ve 48 mm olarak alınmıştır. Gerilme-yer değiştirme eğrisi için Cornelissen (1986) tarafından geliştirilmiş denklem kullanılmıştır:

$$\frac{f(u)}{f_{cr}} = \left(1 + \left(c_1 \frac{u}{u_{ult}}\right)^3\right) \exp\left(-c_2 \frac{u}{u_{ult}}\right) - \frac{u}{u_{ult}} (1+c_1^3) \exp(-c_2), \quad 0 < u_n < u_{n,ult} \quad (2)$$

Bu denklemde, f_{cr} tek eksenli çekme mukavemetini, c₁ (3.0) ve c₂ (6.93) denklem sabitlerini, u_{ult} nihai yer değiştirmeyi ($5.136 * G_f / f_{cr}$), ve u ölçüm uzunluğu içinde kalan ortalama çatıak açıklığını ifade etmektedir. Sonuçlar Şekil 7 ve Şekil 8'de verilmektedir. Bu deneyin iki önemli sonucu göze çarpmaktadır: i- OLM ufkunun artırılması yumuşama bölgesinde daha iyi sonuçlara yol açmaktadır, ii-Yukarıda bahsedilen çatıak enerjisi normalleştirme kuralı büyük ufk değerleri için iyi sonuçlar vermektedir ancak eleman uzunlukları çentik yüksekliğine göre yeterince küçük olmalıdır.



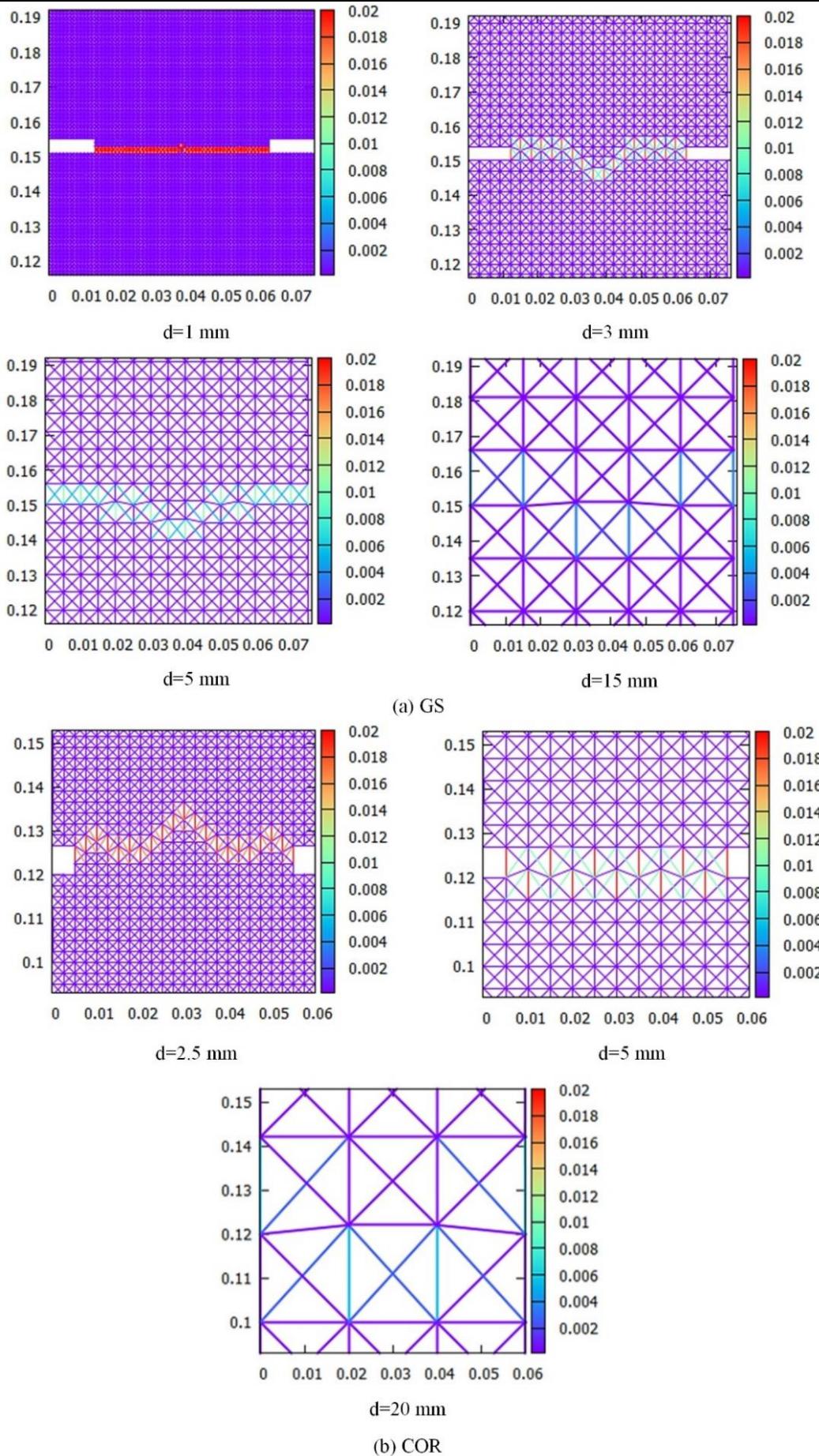
Şekil 3. Kuvvet-uzunluk değişimi eğrileri (ufuk =1.5d) a. Gopalaratnam ve Shah (1985), b. Cornelissen ve diğerleri (1986).

Örtüşen Kafes Elemanlarında Oluşan bir Çatlak için Çatlak Enerjisinin Hesaplanması

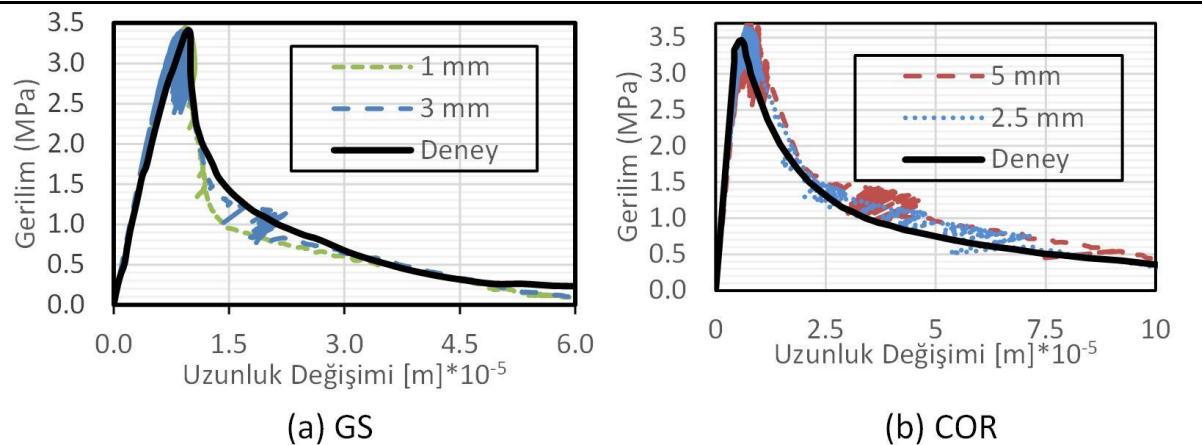
Çatlak enerjisi G_f birim çatlak alanını açmak için harcanan enerji olarak tanımlanmıştır. Bu tanımı kullanarak Şekil 1c'de verilen kuvvet-birim şekil değiştirme eğrisi ve çatlak enerjisi normalleştirme kuralı kullanılarak G_f değeri yaklaşık olarak herhangi bir simülasyon yapmadan hesaplanabilir. Şekil 9'da örnek bir 1x1'lik bir OLM problemi için düğüm noktaları ve kafes elemanları gösterilmiştir. Düğüm noktaları arasındaki en kısa mesafe $d=0.05$ olarak alındığında ve OLM ufkı olarak $3.01d$ alındığında toplam düğüm noktası sayısı 441 olmaktadır. Altı farklı uzunlukta kafes elemanı bulunmaktadır. Toplam kafes elemanı sayısı 5436 olarak hesaplanmıştır. Kafes elemanlarının uzunluklarına göre dağılımı aşağıdaki şekildedir:

- U1: uzunluk d , eleman sayısı 840
- U2: uzunluk $1.41d$, eleman sayısı 800
- U3: uzunluk $2d$, eleman sayısı 798
- U4: uzunluk $2.24d$, eleman sayısı 1520
- U5: uzunluk $2.83d$, eleman sayısı 722
- U6: uzunluk $3d$, eleman sayısı 756

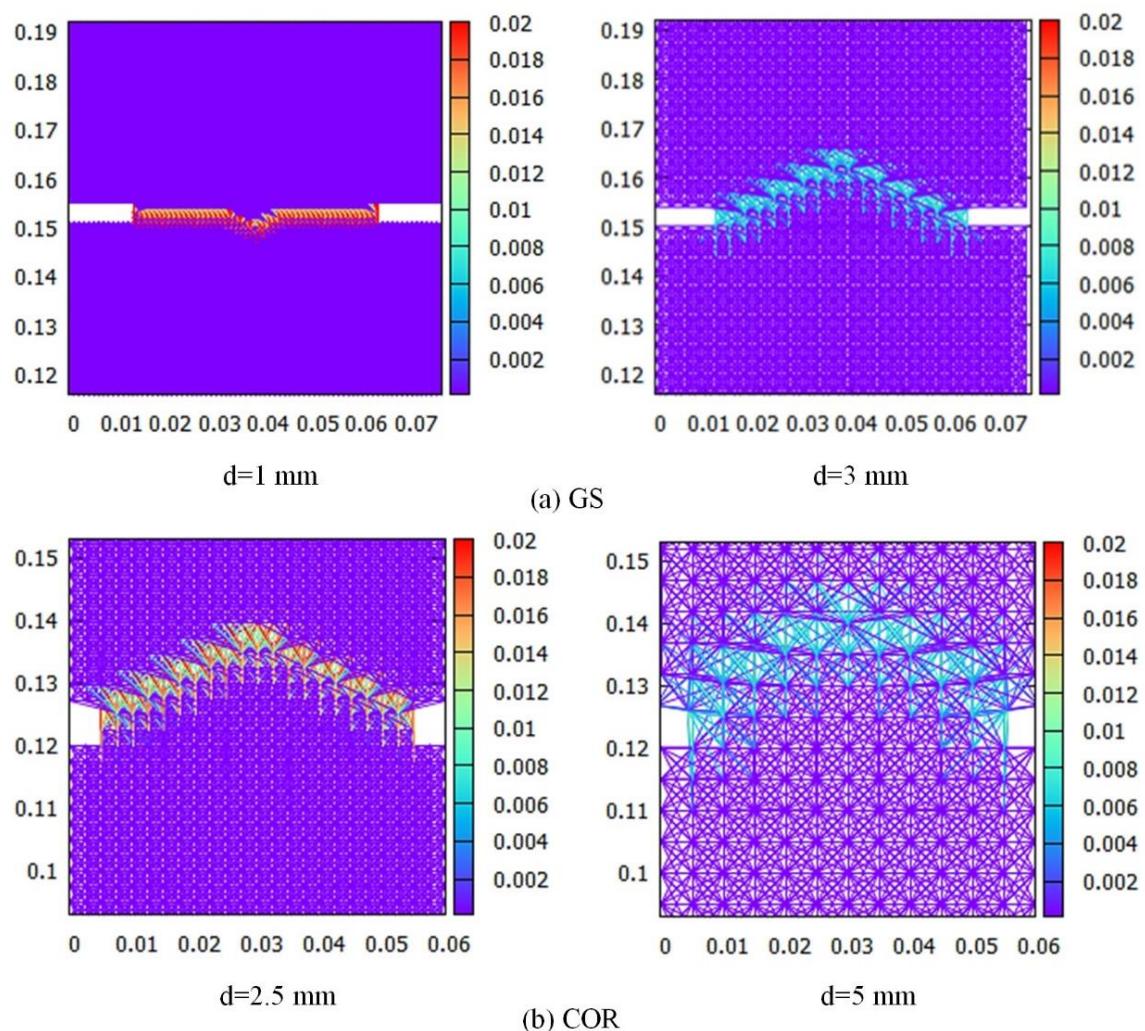
Tüm kafes elemanlarının sadece bir noktada çatlayacağı varsayılar ve yukarıda detayları verilen normalleştirme kuralı uygulanırsa hangi uzunlukta olursa olsun kafes elemanlarının tamamen koptuğu zaman harcayacağı enerji birbirlerinin aynı olacaktır. Ancak incelemesi gereken husus herhangi bir yönde ve uzunlukta olan çatlağın keseceği eleman sayısıdır. Örneğin Şekil 9b'de gösterilmiş problemi boydan boyaya kesen çatlak 21 U1, 40 U2, 42 U3, 118 U4, 76 U5 ve 63 U6 kafes elemanını kesmektedir. Toplam çatlayan eleman sayısını, çatlağın uzunluğunun d 'ye oranına böldüğümüz zaman $r=18$ sayısı elde edilmektedir. Farklı çatlak boyları ve yönleri ile hesaplama tekrarlandığı zaman Şekil 3c için bu rakam $r=17,85$, 3d için ise $r=18,5$ olarak hesaplanmıştır. Yeteri kadar düğüm noktası olması durumunda, çok farklı



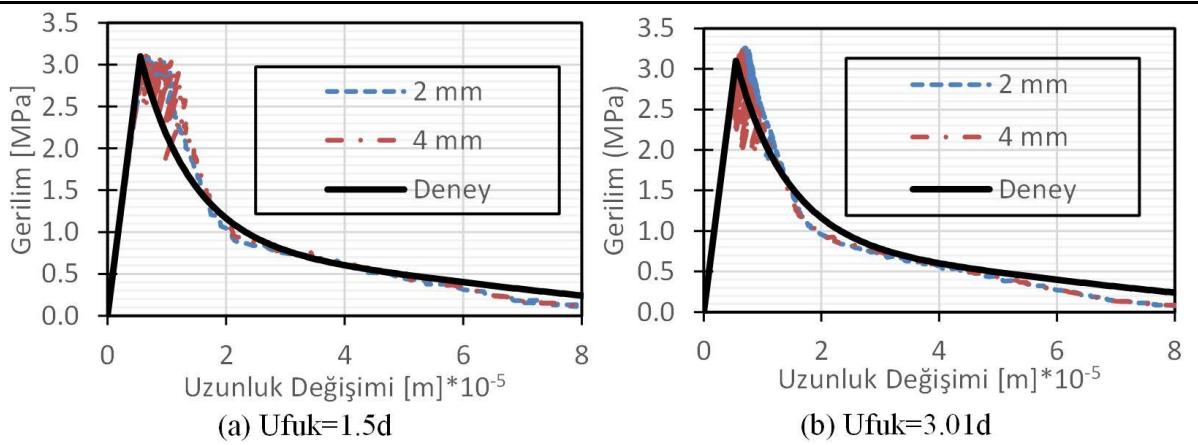
Şekil 4. Çatlık görünümü (ufuk = $1.5d$) a. Gopalaratnam ve Shah (1985), b. Cornelissen ve diğerleri (1986).



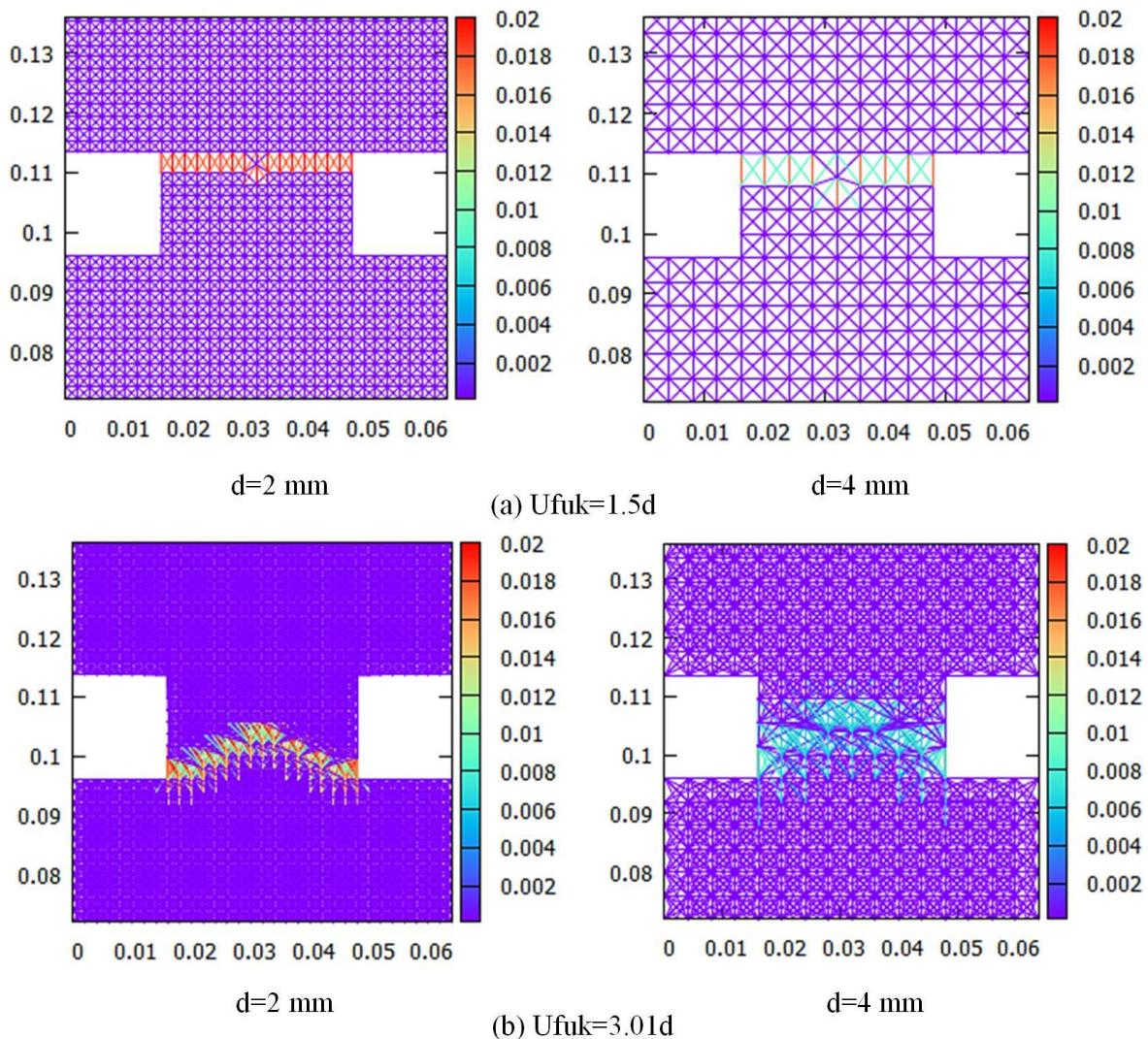
Şekil 5. Kuvvet-uzunluk değişimi eğrileri (ufuk = $3.01d$) a. Gopalaratnam ve Shah (1985), b. Cornelissen ve diğerleri (1986).



Şekil 6. Çatlak görünümü (ufuk = $3.01d$) a. Gopalaratnam ve Shah (1985), b. Cornelissen ve diğerleri (1986).



Şekil 7. Sayısal örnek için kuvvet-uzunluk değişimi eğrileri a. ufuk=1.5d, b. ufuk=3.01d.



Şekil 8. Sayısal örnek için çat�ak görünümü kuvvet-uzunluk değişimi eğrileri a. ufuk=1.5d, b. ufuk=3.01d.

çat�ak yönü ve uzunluğu için hesaplama tekrarlandığında değişimin en fazla 3-4% mertebesinde olduğu görülmektedir. Dolayısıyla herhangi bir çat�ağın kestiği eleman sayısının çat�ak uzunluğu/d sayısına oranı yaklaşık olarak 18 olarak kabul edilebilir. Çat�ak enerjisi normalleştirme kuralı uygulandığında uzunlıklarından bağımsız olarak harcanan çat�ak

enerjisi aynı olacağından aşağıdaki formülasyonda (a_1 , a_2 , a_3 , b_1 , b_2) parametrelerinin elde edildiği d_s ölçüği kullanılacaktır. Daha büyük bir ölçekte formulasyon tekrar edildiğinde, çatlak enerjisi normalleştirme kuralı kullanıldığı takdirde aynı sonuçlar elde edilecektir.

Çatlak enerjisi aşağıdaki denklemden hesaplanabilir

$$G_f = \text{Çatlamış eleman sayısı}$$

$$\begin{aligned} & \times \frac{\text{kuvvet - yer değiştirme eğrisinin altında kalan alan}}{\text{Çatlık Uzunluğu} \times \text{Kalınlık}} \\ & = r \times \frac{\text{kuvvet - yer değiştirme eğrisinin altında kalan alan}}{d_s \times w} \end{aligned} \quad (3)$$

Burada w çatlağın kalınlığını ifade etmektedir. Bu denklemde r değeri ($r = 18$) sabit olarak kabul edilmekte olduğundan herhangi bir eleman tipi için kuvvet-yer değiştirme eğrisinin altında kalan alanın hesaplanması çatlak enerjisinin hesaplanması için yeterli olacaktır. Yaptığımız modelleme çalışmalarında OLM ufkunun 3.01d olduğu zaman kafes elemanlarının eksenel rıjtliğinin $EA=C E_c d_s w$ olarak ifade edilebileceği tespit edilmiştir. Bu denklemde bulunan C parametresi ufkun 3.01d olduğu zaman 0.105 olarak hesaplanmıştır. Bu bilgiler ışığında G_f denklemi aşağıdaki şekilde yazılabilir

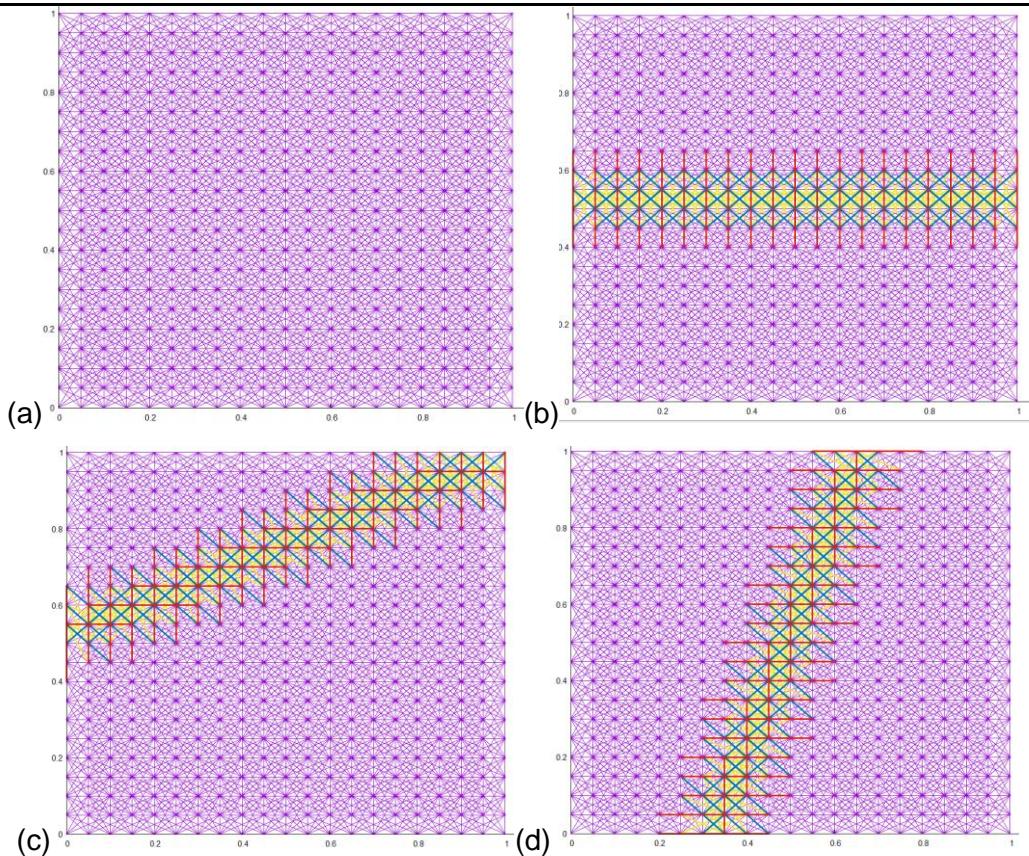
$$\begin{aligned} G_f &= 0.5 r C E_c d_s \varepsilon_{cr}^2 ((1 + b_1)(a_1 - 1) + (b_1 + b_2)(a_2 - a_1) + b_2(a_3 - a_2)) \\ &= 0.945 E_c d_s \varepsilon_{cr}^2 (a_1(1 - b_1) + a_2 b_1 + a_3 b_2 - 1 - b_1) \end{aligned} \quad (4)$$

Çatlak enerjisine etki eden parametreleri incelediğimizde en önemli etken olarak $E_c f_c \varepsilon_{cr}$ ve $a_3 b_2$ çarpımları olduğu gözükmektedir. Bu yöntemle hesaplanan G_f değerleri Tablo 1'de verilmiş olan sayısal modelleme ile kalibre edilen G_f değerleri ile mukayese edildiğinde sonuçların birbirine son derece yakın çıktıgı görülmektedir (Tablo 2). Elde edilen denklemin kalibrasyon çalışmaları hızlandırdığı ve kolaylaştırıldığı belirtilmelidir.

Örtüsen Kafes Modelinin Yapısal Eleman Testleriyle Doğrulaması

Kiriş Deneyi

İlk olarak Petersson (1981) tarafından gerçekleştirilmiş olan üç noktalı eğilme deneyi, OLM'nin eğilmeden dolayı oluşan çatıkları ne seviyede tahmin edebildiğini değerlendirmek üzere sayısal olarak modellenmiştir (Şekil 10). E , f_{cr} , ve G_f değerleri sırasıyla Petersson tarafından raporlandığı gibi 30.0 GPa, 3.33 MPa, 0.124 kN/m olarak alınmıştır. Eğilme deneyi modellenmeden önce OLM parametrelerinin elde edilmesi gerekmektedir. Bunun için sayısal çekme deneyleri yapılarak sonuçlar Cornelissen modeliyle karşılaştırılmıştır. Sayısal model 0.305 m yüksekliğinde olup 5 mm (OLM ufkı 1.5d) ve 15 mm (OLM ufkı 3.01d) çentik yükseklikleri kullanılmıştır. Ölçüm uzaklışı 45 mm olarak alınmıştır. Kalibre edilmiş OLM parametreleri Tablo 1'de verilmiştir. Daha sonra kiriş için OLM düğüm noktaları ve elemanları tanımlanmıştır. Düğüm noktaları arasında en kısa mesafe $d=5$ mm olarak alınmıştır. Elde edilen çatlak dağılımları Şekil 9'da verilmiştir. Burada kalın çizgiler deneysel verileri, kesik çizgiler ise her iki OLM ufkı değeri için elde edilen sayısal sonuçları göstermektedir. Deneysel

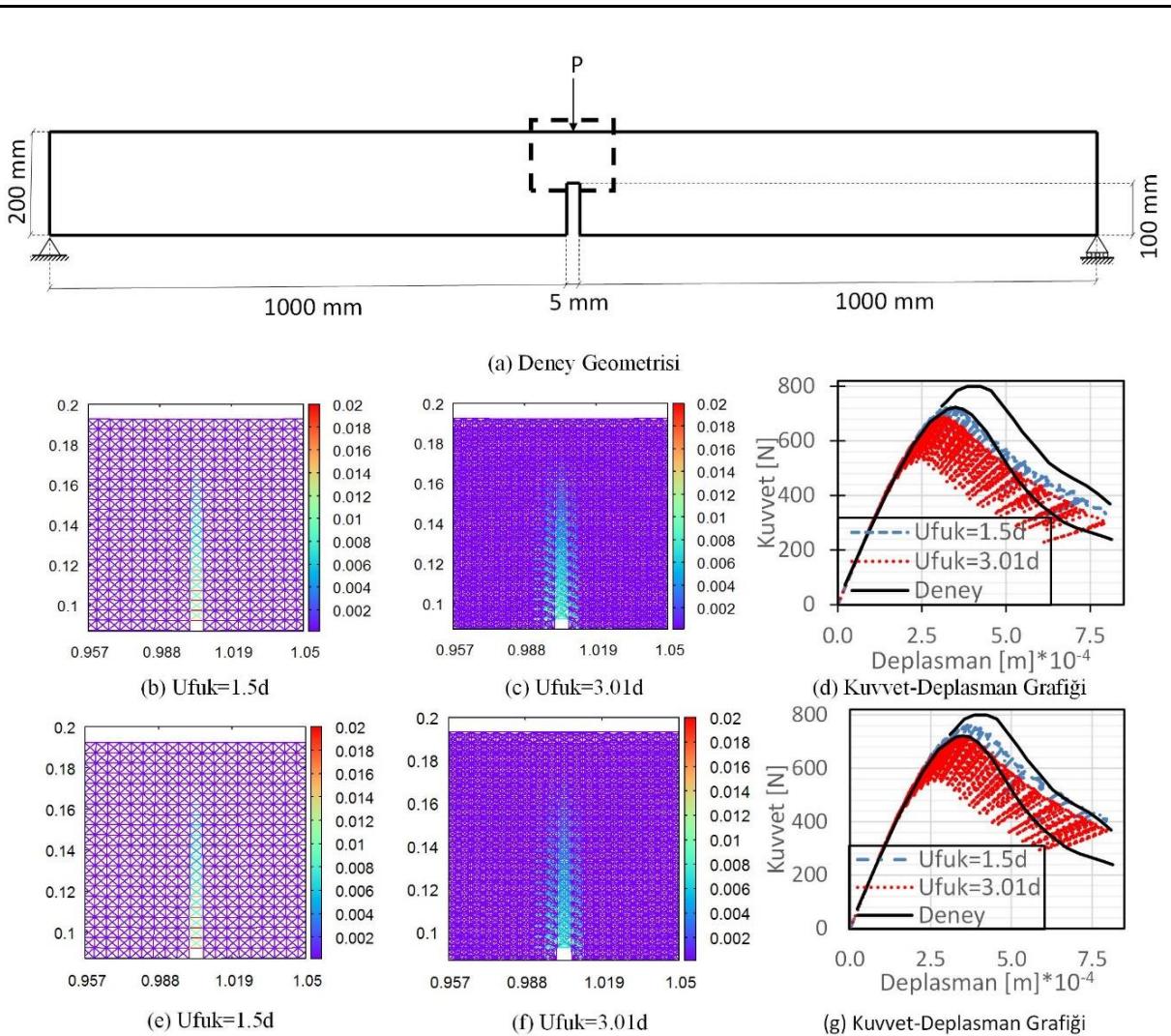


Şekil 9. a. OLM ufkunun 3.01d olduğu durum için 1x1'lik bir bölge için kafes elemanlarının dağılımı, b-d farklı çatılar uzunlukları ve yönleri için çatlamış elemanların gösterimi. Farklı renkler farklı uzunluktaki kafes elemanlarını göstermektedir.

Tablo 2. Sayısal kalibrasyon sonuçlarıyla (Tablo 1), denklem 3'ün çatılar enerjisi değerleri için mukayesesı.

	GS	COR	Sayısal	Petersson	Petersson	Baraj	Baraj	Baraj	Çekme rıjiteşmesi
Sayısal Model	54 N/m	100 N/m	70 N/m	124 N/m	150 N/m	60 N/m	100 N/m	150 N/m	60 N/m
Denklem 4	52 N/m	108 N/m	65 N/m	133 N/m	158 N/m	66 N/m	107 N/m	156 N/m	60 N/m

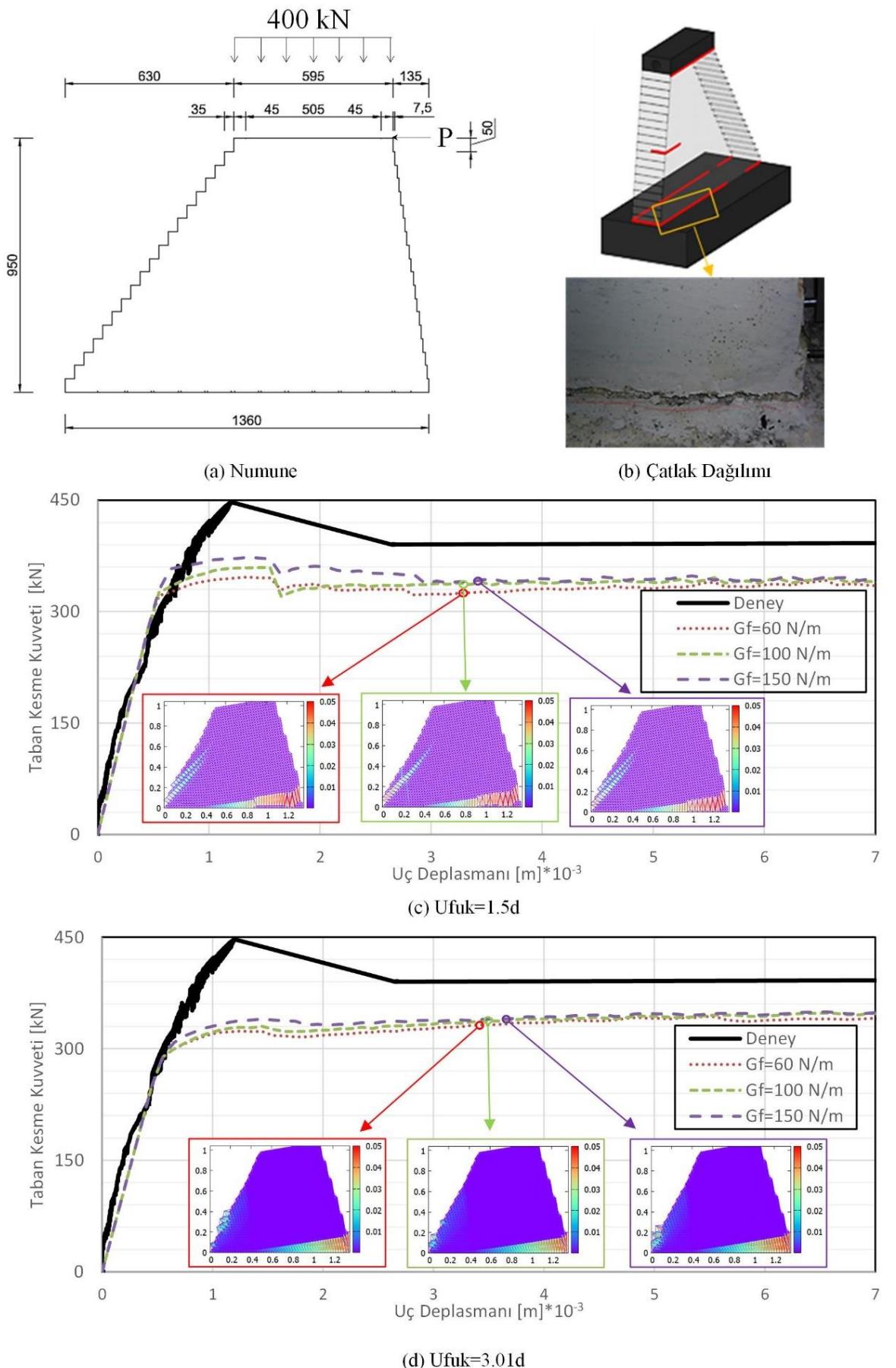
ortamda bulunan belirsizlikler göz önüne alındığında sayısal sonuçların deneysel verilerle kabul edilebilir seviyede yakınlık gösterdiği görülmektedir. Çatılar enerjisini simülasyon sonuçlarına olan etkisini değerlendirebilmek için tüm diğer parametreler sabit tutularak çatılar enerjisini 0.15 kN/m alınarak simülasyonlar tekrarlanmıştır. Artan çatılar enerjisiyle beraber simülasyon sonuçlarının deneysel sonuçlara daha da yaklaşığı görülmektedir (Şekil 10). Hassas olarak elde edilmesi oldukça zor olan ve büyük bir ihtiyalle betonda mekansal farklılıklar gösteren çatılar enerjisini çatılar oluşumu, ilerlemesi ve dağılımı problemlerinde ne kadar önemli bir parametre olduğu bu basit örnekle açık bir şekilde görülmektedir.



Şekil 10. a. Deney geometrisi, b-c-d. Çatıak görünümü, kuvvet-deplasman eğrilerinin mukayesesi ($G_f=124 \text{ N/m}$), e-f-g. Çatıak görünümü, kuvvet-deplasman eğrilerinin mukayesesi ($G_f=150 \text{ N/m}$)

Ölçekli Baraj Testi

Melen Barajının 1/75 ölçekli modeli üç farklı ölçekli deprem hareketi için pseudo-dinamik teste tabi tutulmuştur (Aldemir 2016). Deneyin orjinal kurulumu baraj kesitinin alt yarısının incelenmesine izin vermektedir. Atalet ve hidrodinamik yük etkileri yatay yönde etki eden hidrolik pistonlar yardımıyla deneyele ele alınmıştır. En yakın iki düğüm noktası arasındaki mesafe $d=25 \text{ mm}$ olarak alınmıştır. İlk doğrulama deneyi olan kiriş deneyinde kullanılan sayısal kalibrasyon tekniği ölçekli baraj deneyi için de tekrarlanmıştır. G_f değeri deneysel olarak elde edilmediği için üç farklı G_f değeri için kalibrasyon ve simülasyon tekrarlanmıştır (0.06 kN/m, 0.1 kN/m and 0.15 kN/m). E , f_{cr} ve baraj kesitinin kalınlığı sırasıyla 10.5 GPa, 2.9 MPa and 200 mm olarak alınmıştır. Deneyele baraj kesitinin üst 300 mm'lik bölümünde yer alan kafes elemanları özel olarak üretilmiş dişli çelik plaka tarafından desteklenerek elastik kalması sağlanmıştır. Öncelikle düşey yönde 400 kN büyüklüğünde yük uygulanmıştır. Daha sonra da yatay yönde yükleme uygulanmıştır. Deneysel veriler ve simülasyon sonuçları Şekil 11'da verilmiştir. Barajın elastik rıjtılığı neredeyse tam olarak tahmin edilmekle beraber yatay yük kapasitesi 20% kadar daha az tahmin edilmektedir.

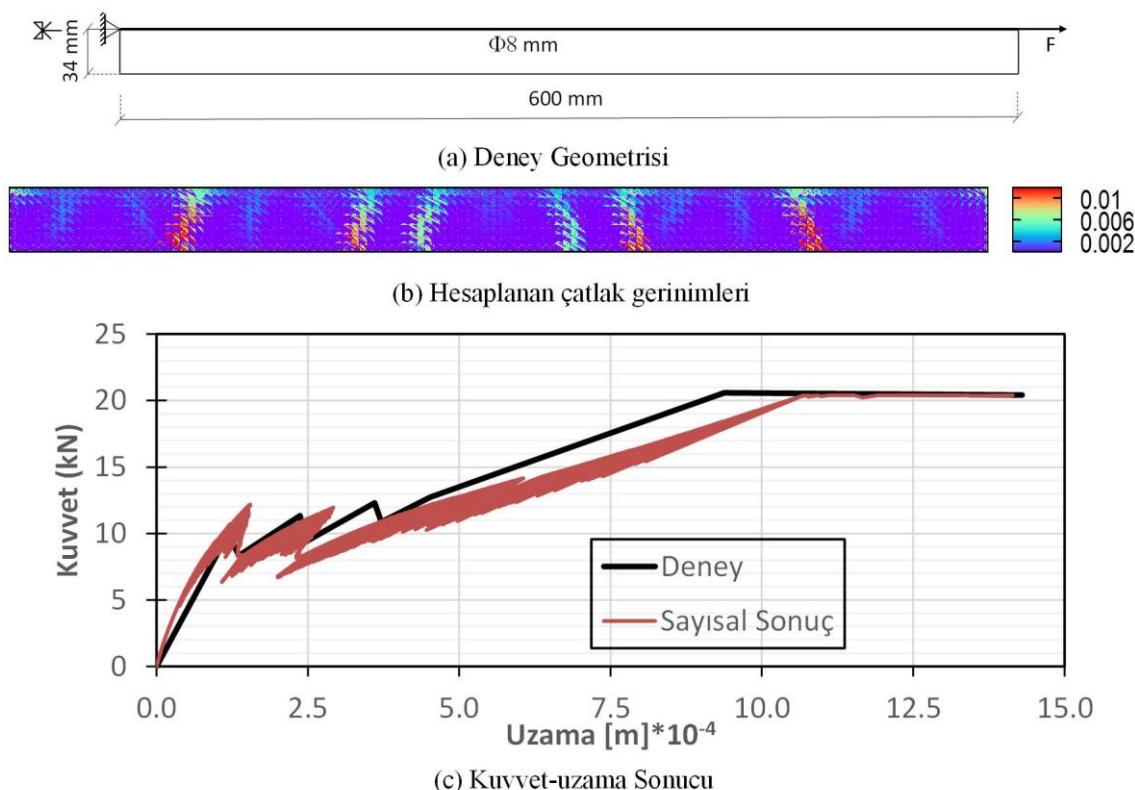


Şekil 11. a. Deney geometrisi, b. Deneysel çat�ak dağılımı, c-d Deneysel ve sayısal kuvvet-uç deplasman eğrileri.

Barajın yer değiştirmesiyle makul bir şekilde tahmin edilmiş, yük taşıma kapasitesinin yaklaşık 1.5 mm yer değiştirme değerine ulaşıldığında düşüğü doğru olarak tahmin edilmiştir. Şekil 11'da çatlak dağılımı da gösterilmektedir (en üst yer değiştirme değerinin 3.5 mm olduğu durum). Sayısal olarak elde edilen çatlak dağılımı deneyel çatlak dağılımıyla örtüşmektedir. Bu doğrulama testinde çatlak enerjisinin etkisi oldukça sınırlı olduğu görülmüştür.

Çekme Rijitleşmesi

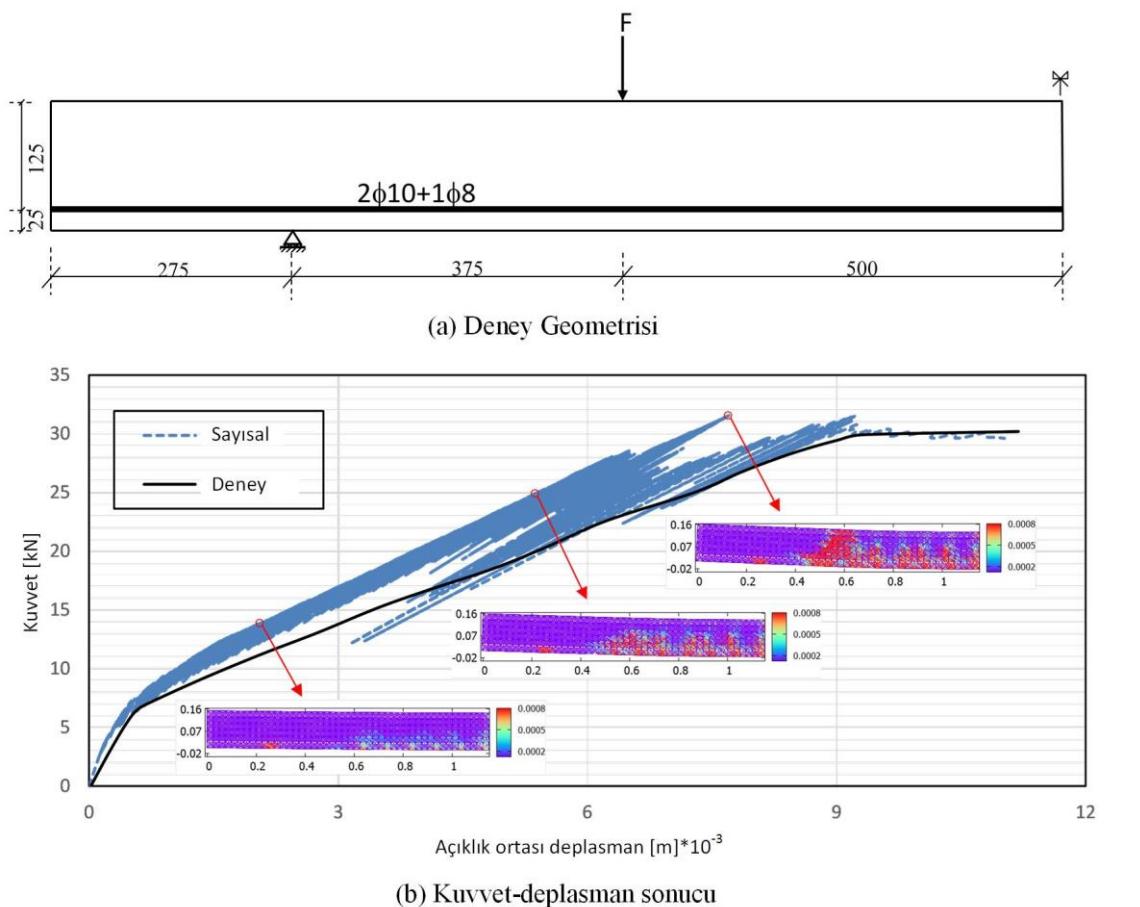
OLM'nin beton ve çelik donatı arasındaki yük aktarımını ne derecede tahmin edebildiğini test etmek için çekme rijitleşmesi deneyi sayısal olarak modellenmiştir. Bu deneyde çelik donatının etrafı betonla kaplandıktan sonra çelik donatının uçlarından tek yönlü çekme kuvveti uygulanmaktadır. Böylece çelik donatı ve beton arasındaki yük aktarımı ve ilgili çatlak aralığı incelenmektedir. OLM'nin doğrulanması için Gijsbers ve Hehemann (1977) tarafından gerçekleştirilmiş deneyler seçilmiştir. Deneyde kullanılan betonun kesit alanı 68 mm x 68 mm, donatının çapı ise $\phi 8$ mm olarak rapor edilmiştir. Simetriden dolayı deneyin sadece yarısı modellenmiştir. Düğüm noktaları arasındaki en kısa mesafe $d=5$ mm olarak alınmış ve sadece OLM ufkunun 3.01d değeri için simülasyon gerçekleştirilmiştir. Simetriden dolayı üst tarafta yatay yönde harekete izin veren makaralı destek yerleştirilmiştir. Donatının sol ucunun ise yer değiştirmesine izin verilmemiştir. E , f_{cr} , ve G_f değerleri sırasıyla 28.0 GPa, 2.5 MPa, 0.06 kN/m olarak alınmıştır. Kalibre edilmiş OLM parametreleri Tablo 1'de verilmiştir. Donatı için elastisite modülü ve akma gerilmesi sırasıyla 192.3 GPa and 400 MPa olarak kullanılmıştır. Simetriden dolayı donatı alanının sadece yarısı hesaba alınmıştır. Çelik ve beton düğüm noktaları arasında yer alan kafes elemanlarının davranışının daha iyi modellenmesi için yaptığımız çalışmalar yük aktarımının gerçekleşmesi için bu elemanların betonun çekme mukavemetinin en az 70%'i kadar bir mukavemete ihtiyacı olduğu görülmüştür. Çelik-beton kafes elemanlarının önce elastik daha sonra da plastik bir yük-deformasyon eğrisi ile tanımlanması bir ilk öneri olarak kullanılmıştır. Deneyin ilk kısmında yük yaklaşık olarak 13 kN civarındayken çatlaklar açılmaya başlamıştır. Deneyin ikinci kısmında ise çatlaklar daha da açılmış ve çelik donatının taşıdığı yükün oranı artmaya başlamıştır. Deneyin son aşamasındaysa uygulanan yük yaklaşık olarak 20 kN civarındayken çelik donatı akma gerilmesine ulaşmaktadır. Şekil 12'de görüldüğü üzere simülasyon sonuçları deneyel sonuçlarla uyum içindedir. Şekilde görülen yük anı düşüşleri yeni çatlakların oluşma anlarını göstermektedir. Bu düşüşlerin de deneyel verilerle uyum içinde olduğu görülmektedir. Bu doğrulama OLM'nin betonarme modellemesinde de hem kuvvet-yer değiştirme eğrisini hem de çatlakların oluşumunu, ilerlemesini ve dağılımını tahmin etmekte kullanılabilecek önemli bir araç olduğunu göstermektedir.



Şekil 12. a. Deney geometrisi, b. Sayısal çatlak gerinimleri, c. Kuvvet-uzama eğrilerinin mukayesesı.

Betonarme Kiriş Deneyi

Son doğrulama testi olarak Walraven (1978) tarafından gerçekleştirilmiş olan betonarme kiriş deneyi seçilmiştir. Düğüm noktaları arasındaki en kısa mesafe $d=25$ mm olarak alınmış ve OLM ufkı olarak $3.01d$ kullanılmıştır. Kiriş kalınlığı, E , f_{cr} , and G_f değerleri sırasıyla 200 mm, 25.0 GPa, 2.5 MPa ve 0.06 kN/m olarak alınmıştır (Walraven 1978). Kirişin yüksekliği 150 mm, uzunluğuysa 2300 mm olarak rapor edilmiştir. Donatı olarak $2\phi 10 + 1\phi 8$ mm kullanılmıştır. Donatının elastisite modülü ve akma gerilmesi 210.0 GPa and 440 MPa olarak alınmıştır. Simetriden dolayı kirişin yarısı modellenmiştir. Simetri durumundan dolayı kirişin sağ ucundaki düğüm noktalarının yatay yönde yer değiştirmesine izin verilmemiştir (Şekil 13). Gijsbers ve Hehemann (1977) tarafından rapor edilmiş elastisite modülü ve çatlak enerjisi Walraven (1978) tarafından verilmiş değerlerle çok yakın olduğundan aynı OLM parametreleri kullanılmıştır (Tablo 1). Çelik-beton düğüm noktaları arasında kullanılan kafes elemanları bir önceki doğrulama testinde anlatıldığı şekilde modellenmiştir. Deneyel veriler ve OLM simülasyonları Şekil 13'de mukayese edilmiştir. OLM ilk çatlak yükünü oldukça hassas bir şekilde tahmin edebilmektedir. Bundan sonra çatlaklı rıjtlik değeri kirişin orta noktasındaki yer değiştirme 5 mm değerine gelene kadar biraz daha fazla tahmin edilmektedir. Bu noktadan sonra sonuçlar oldukça yakın bir şekilde seyretmektedir. Çatlakların arasındaki mesafelerin yaklaşık olarak 10 cm olduğu görülmektedir. Kirişin nihai kapasitesinin de deney sonuçlarıyla uyum içinde olduğu görülmektedir.



Şekil 13. a. Deney geometrisi, b. Kuvvet-orta nokta deplasman eğrilerinin mukayesesi.

Belirtilik Entegrasyon

Dinamik problemlerin çözümü için çoğunlukla kullanılan örtük entegrasyon yöntemi yerine belirtilik entegrasyon yöntemi tercih edilmiştir. Bu tercihin nedeni çatınlıkların sistem rıjitlik matrisinde yarattığı çok büyük ve ani değişimlerden dolayı denge denklemlerini iterasyon yöntemleriyle sağlanmasındaki zorluklardır. Dinamik analizlerde kullanılan denklemler aşağıdaki gibi yazılabılır:

$$M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku = f \quad (5)$$

Burada M = kütle matrisi (diyagonal), C= enerji sönüm matrisi, K=rıjitlik matrisi, u=yer değiştirme vektörü, f=dış yük vektörünü göstermekte olup Rayleigh enerji sönüm matrisi ($C=\alpha M+\beta K$) yaklaşımı kullanılmıştır. Doğrusal olmayan problemlerde K sekant rıjitlik matrisi olarak alınmaktadır. Sönüm matrisinin hesabında kullanılan rıjitlik matrisi başlangıç rıjitlik matrisi olarak kullanılmıştır. Belirtilik entegrasyon için Chung ve Lee (1994) tarafından önerilmiş algoritma tercih edilmiştir. Algoritma aşağıdaki adımlardan oluşmaktadır:

1. Diyagonal M matrisini ve doğrusal olmayan kuvvet vektörünü hesapla

$$N = f - Ku - Cv_0$$

2. u_0 , v_0 , $N(u_0, v_0)$, f_0 ve a_0 değerlerinin ilk değerlerini hesapla $a_0 = M^{-1}(f_0 - N(u_0, v_0))$
3. Entegrasyon parametresi β değerini seç ($1 \leq \beta \leq 28/27$) ve aşağıdaki belirtilen parametreleri hesapla

$$\beta_1 = \Delta t^2 (1/2 - \beta), \quad \beta_2 = \Delta t^2 \beta, \quad \gamma_1 = -\Delta t / 2, \quad \gamma_2 = 3\Delta t / 2$$

4. Her adım için aşağıdaki değerleri hesapla

a. $a_{n+1} = M^{-1}(f_n - N(u_n, \dot{u}_n))$

b. $u_{n+1} = u_n + \Delta t \dot{u}_n + \beta_1 a_n + \beta_2 a_{n+1}$

c. $v_{n+1} = v_n + \gamma_1 a_n + \gamma_2 a_{n+1}$

5. Bir sonra ki zaman değerine git, $n=n+1$ ve simülasyon tamamlanana kadar dördüncü adımı tekrarla.

Geliştirilen OLM Yazılımının Özellikleri

Proje kapsamında geliştirilen OLM Fortran dili kullanılarak geliştirilmiştir. Program tek işlemci üzerinde çalışmakla beraber eğer gerek duyulması halinde paralel işlemcide çalışır hale de getirilmesi planlanmaktadır. OLM yazılımı beş adet input dosyasına ihtiyaç duymaktadır. Bu dosyalar aşağıdaki bilgileri içermelidir:

xxx.control.inp: Bu dosya temel simülasyon bilgilerini içermektedir. Bunların arasında kullanılacak Δt , Rayleigh sönüüm matrisi parametreleri, çıktı dosyaları ile ilgili bilgiler, OLM malzeme parametreleri (a_1, a_2, a_3, b_1, b_2), beton elastisite modülü, beton yoğunluğu, çelik donatının malzeme özellikleri bulunmaktadır. Ayrıca modellenenek malzemede bulunabilecek mevcut çatlakların olması durumunda çatlakların yerleri, uzunlukları ve çatlak açıklığı bilgileri de bu dosyada verilebilmektedir.

xxx.mesh.inp: Bu dosya modellenenek problemde kullanılacak düğüm noktalarının yerlerini ve kafes elemanları / düğüm noktaları ilişkilerini içermektedir. Ayrıca çalışılması istenen problemde birden fazla malzeme olması durumunda bu bilgiler de düğüm noktası ve kafes elemanı özelliklerinin arasında yer almaktadır. Benzer şekilde çelik donatı bilgisi de dosya içinde yer almaktadır.

xxx.boundary.inp: Bu dosya düğüm noktalarının sınır koşullarını içermektedir. Her düğüm noktasında iki serbestlik derecesi bulunmaktadır. Ayrıca bazı durumlarda sınır koşullarının sabit hızla belirli bir yönde hareket etmesi durumunda gerekli bilgi bu dosyada verilmektedir.

xxx.output.inp: Bu dosya çıktı bilgisini içermektedir. OLM programı her hangi bir düğüm noktasının yer değiştirme, hız veya ivme değerinin zamana göre değişimini kaydedebilmektedir. Bir başka seçenek ise iki düğüm noktası arasında herhangi bir yöneki göreceli yer değiştirme, hız ve ivmenin zamana göre değişiminin kaydedebilme özelliğidir. Bu dosyaların yanında istenen aralıklarla kafes elemanlarındaki gerinme, çatlaklış elemanlardaki erişilmiş en büyük gerinme gibi değerlerin mekana göre değişimi arzu edilen aralıklarla çıktı olarak ayrı dosyalara yazılabilmektedir. Bu bilgilerin dışında sistemin destek reaksiyonları ve reaksiyonların herhangi bir düğüm noktasındaki yer değiştirme, hız ve ivmeye göre değişimi de kayıt edilebilmektedir.

xxx.loading.inp: Bu dosyada dış yüklemelerle ilgili bilgiler yer almaktadır. Düzgün yük, tekil yük ve yamuk yük özelliklerini bulunmaktadır. Ayrıca tünel simülasyonlarında kullanılan belirli bir merkezden uygunlanmış yükler de modelleneilmektedir. Tüm yükler zamana göre değişebilmekte ve arzu edilen sayıda yükleme kombinasyonu kullanılabilmektedir. Bazı problemlerde yerçekimi yükü de önemli olduğu için ağırlığın hesaba katılması için gereken bilgiler yine bu dosyada yer almaktadır. Belirlik entegrasyon kısmında anlatıldığı gibi yavaş yüklemelerin hız kontrollü bir şekilde modellenmesi ile seçenek de burada bulunmaktadır.

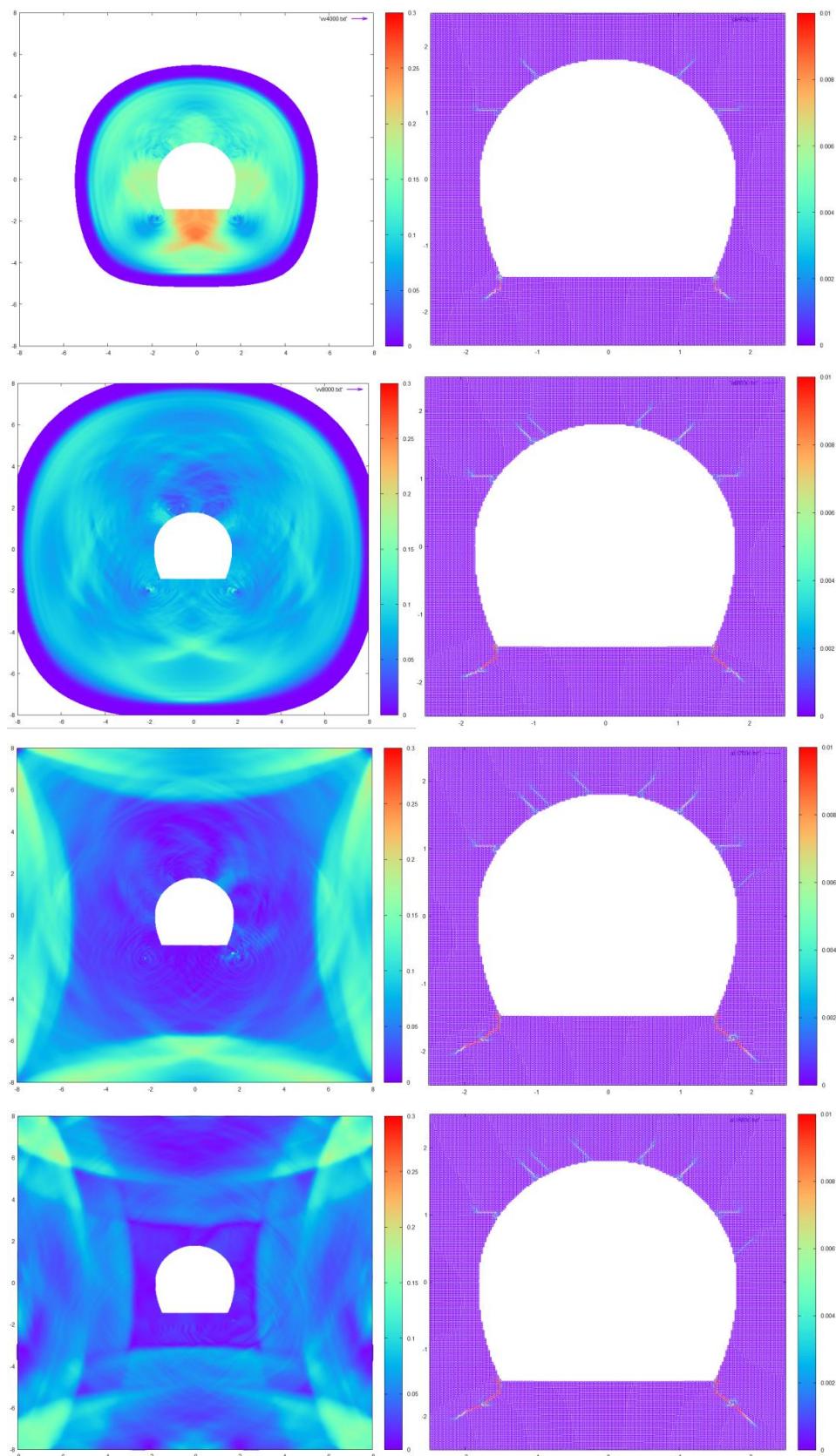
Örnek Basınçlı Tünel Simülasyonları

Bu çalışmada tünelin iç basıncının aniden artırılması durumunda ortaya çıkan şok dalgasının oluşumu önce betonarme kaplamada ve daha sonra kayada hasar yaratarak ilerlemesi geliştirilen OLM programı ile modellenmiştir. Modelin dış çeperine hem yatay hem de düşey doğrultuda doğrusal yaylar konulmuş, yay sabitleri eksenel simetri için geliştirilen program kullanarak elde edilen kaya elastisite modülüne ve merkeze olan uzaklığa bağlı bir fonksiyondan hesaplanmıştır. Tünelin su akış yönü doğrultusunda hareket etmediği varsayılmış ve tünel doğrultusunda iki donatı arası mesafe kadar modellenmiştir. Şok dalgası simülasyonlarında 394,827 nokta ve 1,574,750 kafes elemanı kullanılmıştır.

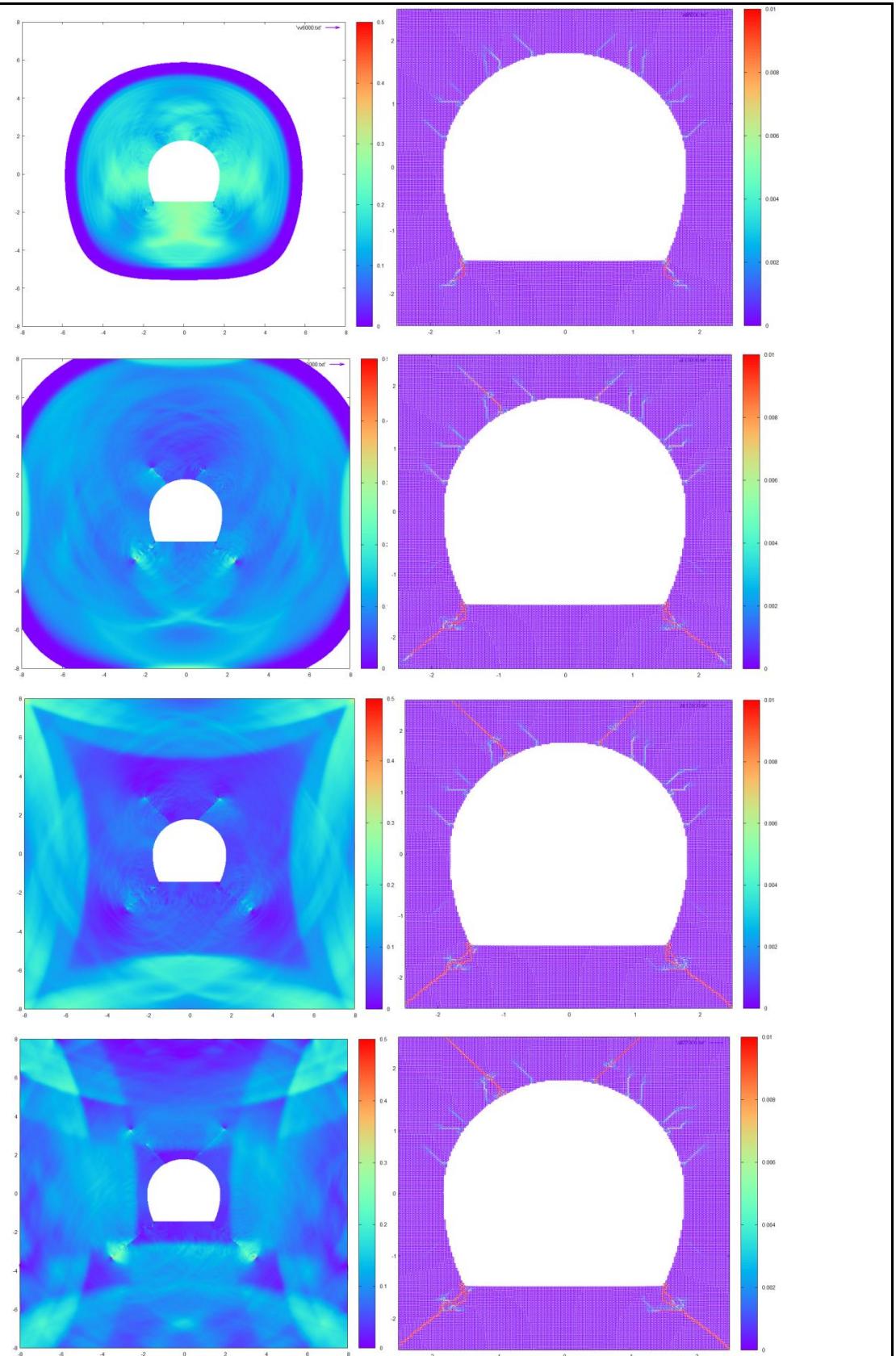
Örnek sayısal şok dalgası modelinde kullanılacak geometri Topçam (Ordu) Tünelinden birebir alınmıştır. Ters at nalı şeklinde alınan tünelin iç yarı çapı 1.80 m uzunluğundadır. Modelde, beton kaplama kalınlığı 0.40 m, kritik birim şekil değiştirme $\epsilon_{cr}=7.0e-05$, beton elastisite modülü olarak 23.75 GPa, Şekil 1'de gösterilen malzeme parametreleri ise beton düğüm noktaları arasındaki kafes elemanları için $a_1=5$, $a_2=40$, $a_3=300$, $b_1=0.6$, $b_2=0.2$, $d_s=0.005$ m değerleri alınmıştır. Bu değerler betonun çatlak enerjisini yaklaşık 46 N/m olarak belirlemektedir. Beton-çelik düğüm noktaları arasındaki kafes elemanları için ise elastoplastik davranış kabul edilmiş, $\epsilon_{cr}=7.0e-05$ olarak alınmıştır. Simülasyonlarda iki sıra $\phi 16$ mm kullanılmıştır. Donatı arası mesafe 20 cm alınmış, çeliğin elastiste modülü olarak 200 GPa, akma değeri olarak ise 450 MPa alınmıştır. Çeliğin aktıktan sonra plastik davranışının varsayılmıştır. Kaya elastisite modülü olarak sırasıyla $E_{kaya} = 3.25$ GPa, $E_{kaya} = 1.83$ GPa, $E_{kaya} = 0.92$ GPa, $E_{kaya} = 0.46$ GPa olarak alınmıştır. Son iki değer kayanın plastik deformasyondan dolayı daha yumuşak bir davranış gösterdiğinde sekant elastisite modülü olarak değerlendirilebilir. Kaya için kritik birim şekil değiştirme değeri ise 0.0005 olarak alınmıştır.

Yukarıdaki varsayımlarla elde edilen analizler sonucunda ortaya çıkan şok dalgasının hareketi Şekil 14 - 17'de görülebilir. Dalga 3 km/s'nin üzerinde bir hız ile betonarme sistemin içinden geçmekte ve kayanın elastik özelliklerine bağlı olarak daha yavaş bir şekilde devam etmektedir. Bu hareket sırasında çatlaklar oluşmakta ve çatlaklar basınç dalgasından daha yavaş bir şekilde ilerlemektedir. Çatlakların oluşması ve ilerlemesi durumunda küçük enerji salınımıları meydana gelmekte ve çatlağın ilerlemesine ve yeni çatlakların oluşumuna etki

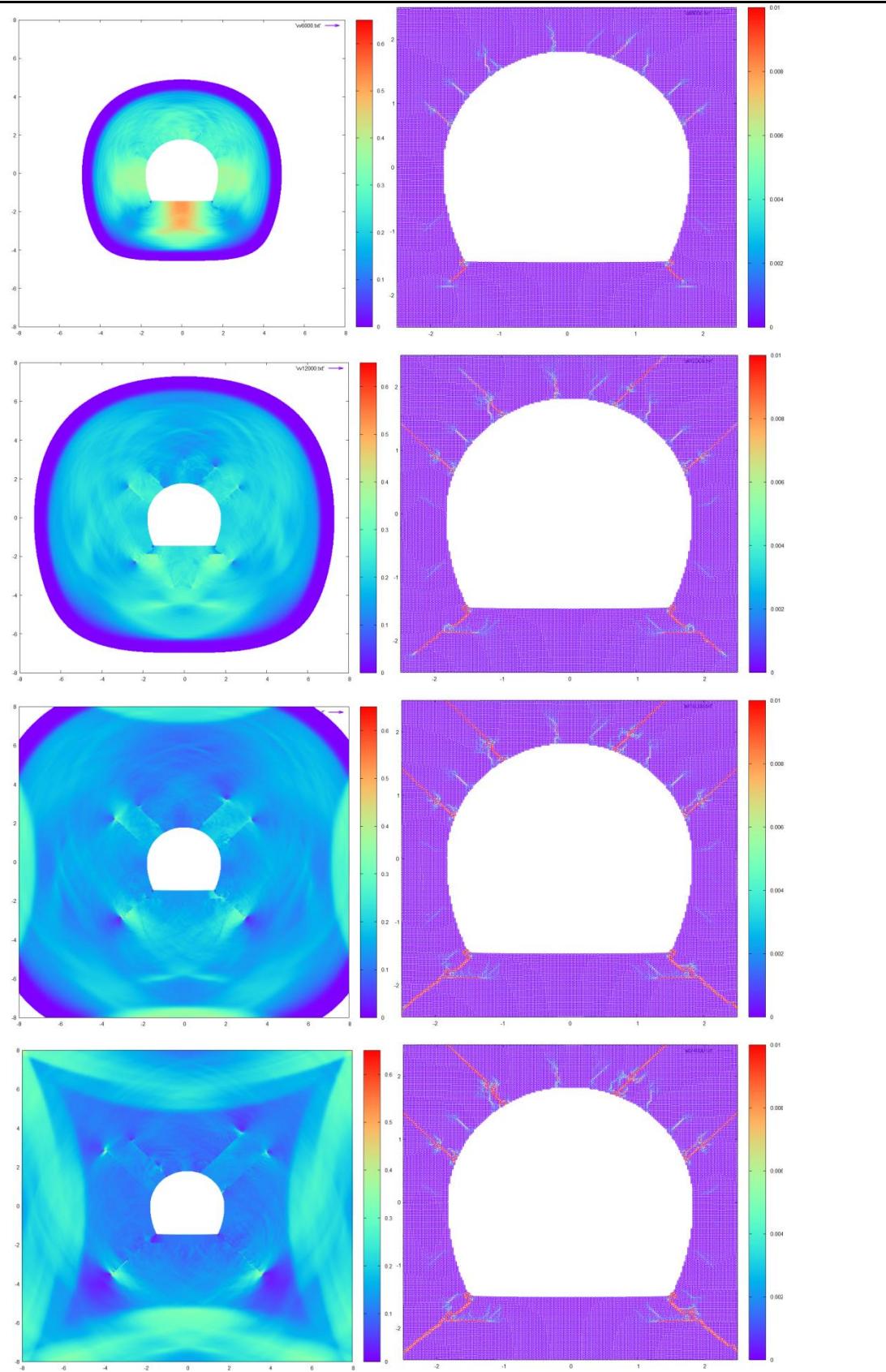
etmektedir. Dış duvarlara çarpan dalga yansımaktadır. Ancak bu dalga tünele geri dönmeden simülasyon sona erdiğinde hesaplamlalara herhangi bir etkisi olmamaktadır. Çatlak genişlikleri bir süre sonra değişmemeye başlamaktadır.



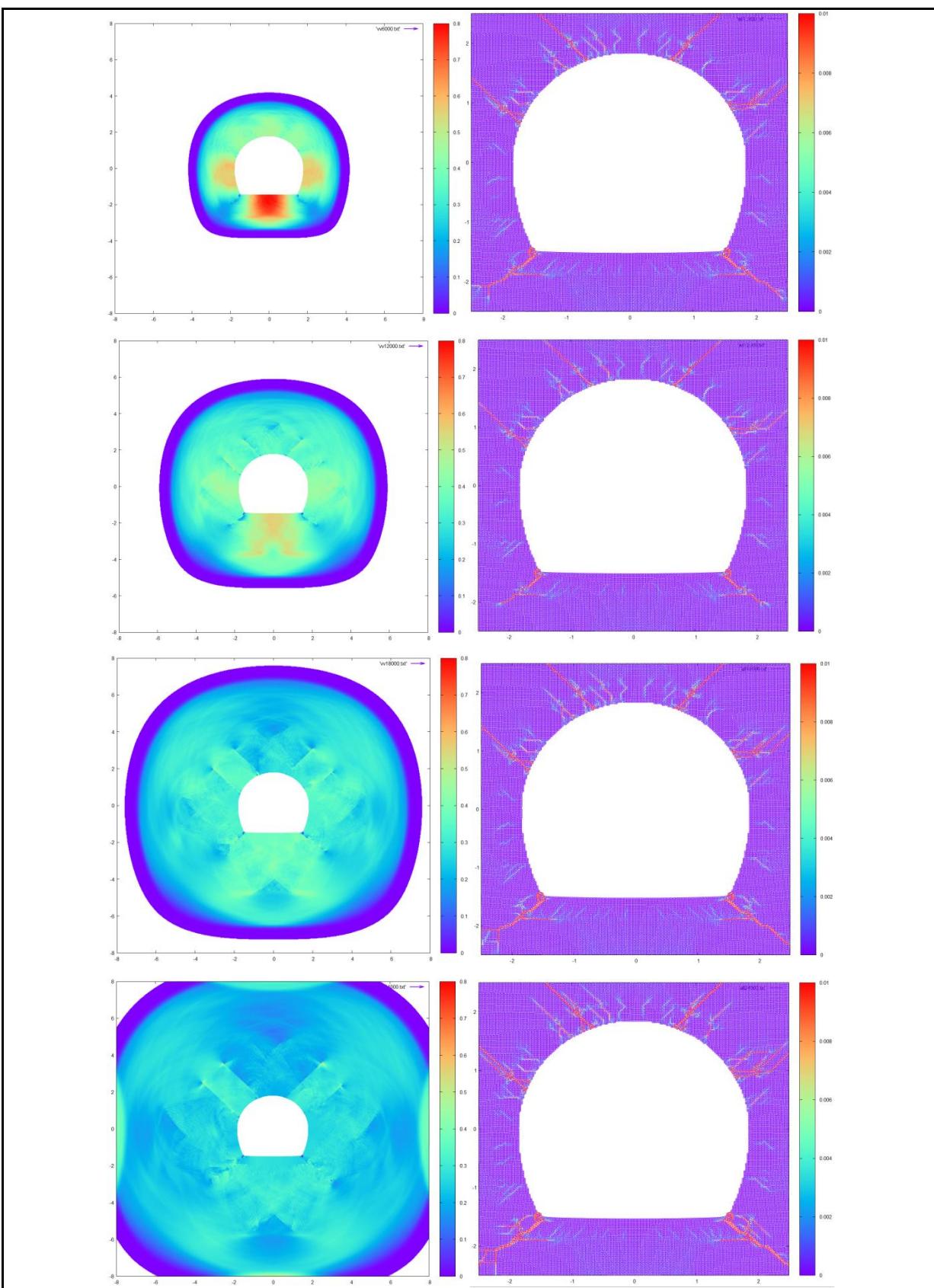
Şekil 14. $E_{kaya}=3.25$ GPa değeri için hız (m/s) ve çatlak grafikleri (2, 4, 6, 8 milisaniye). Çatlak grafiklerinde kırmızı renk yaklaşık olarak 0.3 mm değerine tekabül etmektedir.



Şekil 15. $E_{kaya}=1.83$ GPa değeri için hız (m/s) ve çatlak grafikleri (3, 6, 9, 12 milisaniye). Çatlak grafiklerinde kırmızı renk yaklaşık olarak 0.3 mm değerine tekabül etmektedir.



Şekil 16. $E_{kaya}=0.92$ GPa değeri için hız (m/s) ve çatlak grafikleri (3, 6, 9, 12 milisaniye). Çatlak grafiklerinde kırmızı renk yaklaşık olarak 0.3 mm değerine tekabül etmektedir.



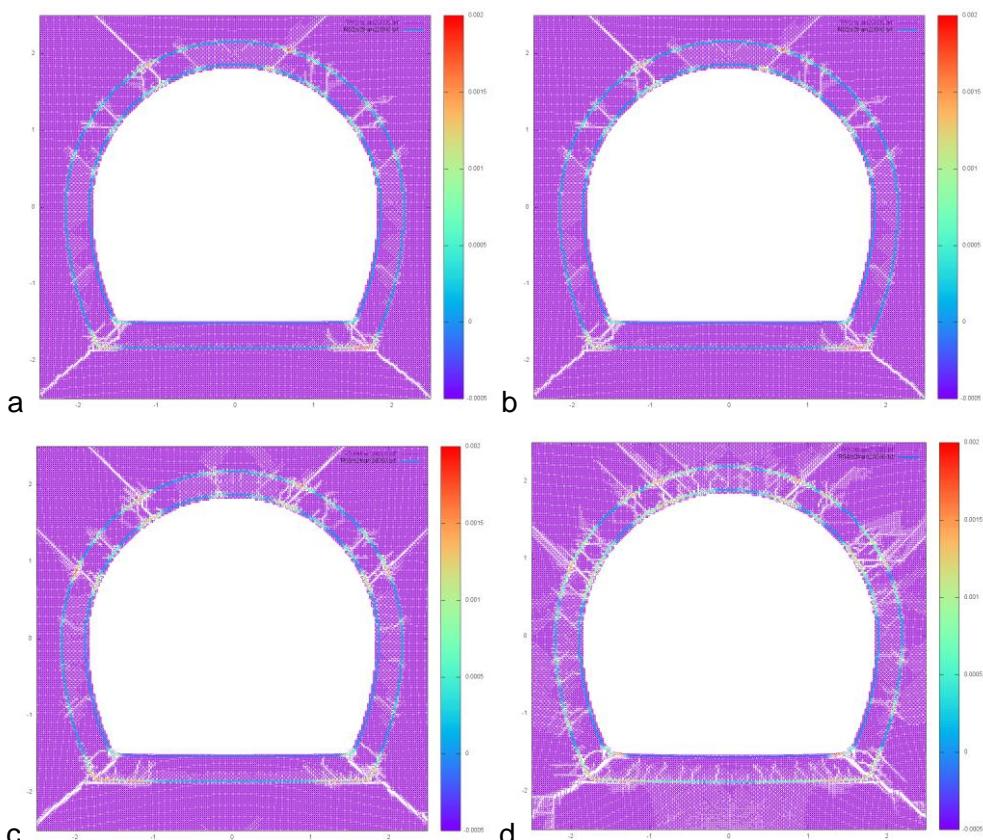
Şekil 17. $E_{kaya}=0.46$ GPa değeri için hız (m/s) ve çatıak grafikleri (3, 6, 9, 12 milisaniye). Çatıak grafiklerinde kırmızı renk yaklaşık olarak 0.3 mm değerine tekabül etmektedir.

Şekil 18'de donatı birim şekil değiştirme dağılımı gösterilmiştir. Bu şeilden de anlaşılacağı üzere donatı yerel olarak akma noktasına gelmektedir. Şekil 19'da ise her dört analiz için çatıak genişlikleri verilmiştir.

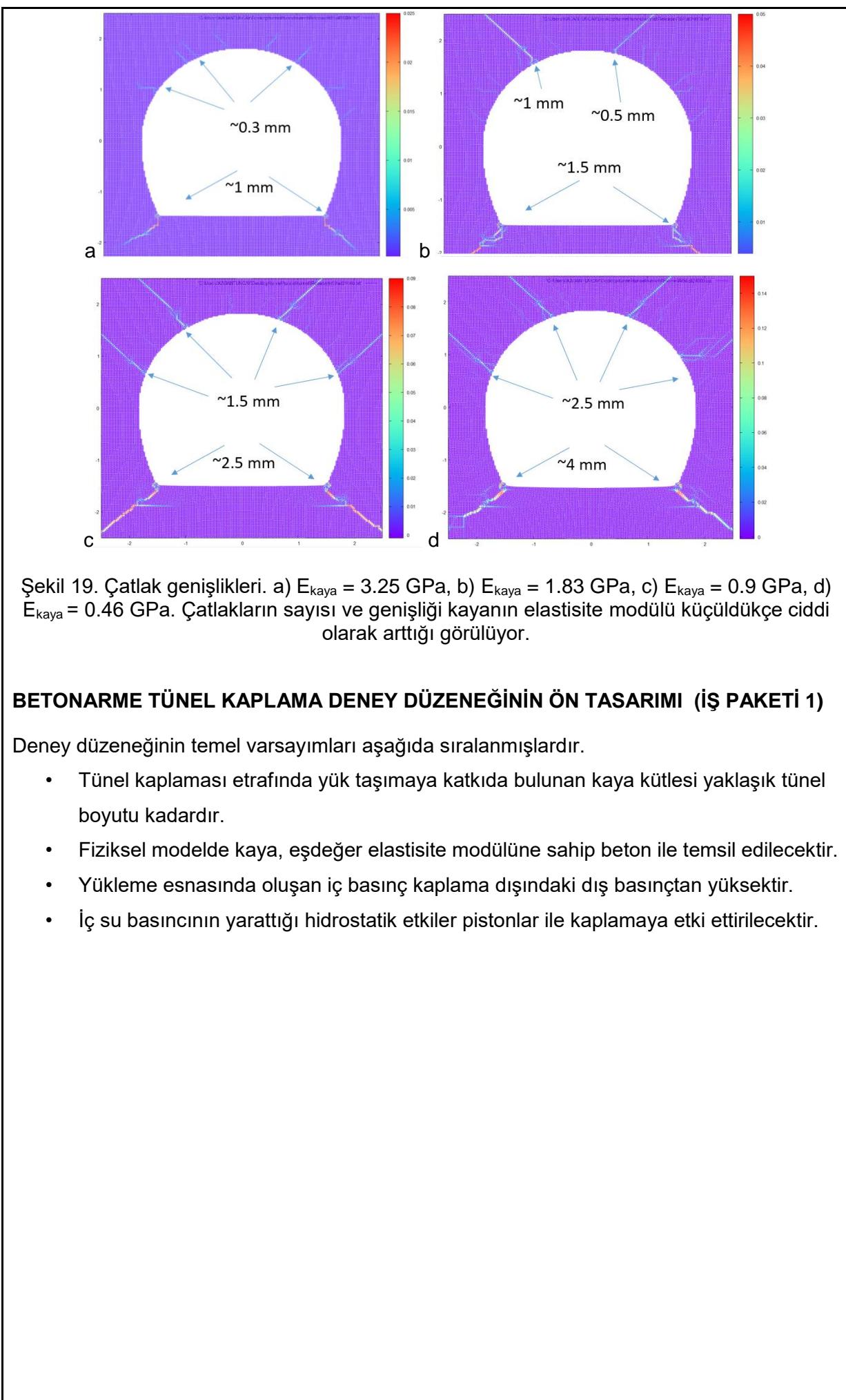
OLM sayısal modelleme sonuçları aşağıdaki gibi özetlenebilir:

- Çatıklärın sayısı ve genişliği kayanın elastisite modülü küçüldükçe ciddi olarak artmaktadır.
- İç basıncı tünelin arkasından ciddi destek almadan çatlamaması mümkün gözükmemektedir. Dolayısıyla kaplama-kaya kontak enjeksiyonunun çok dikkatli bir şekilde yapılması gereklidir.
- Donatının çatıklär açıklıklarının kontrolünde kontrol eden bir rol üstlendiği ancak çatlamayı makul seviyelerde tutacak tasarım kurallarının belirlenmesine ihtiyaç olduğu anlaşılmaktadır.
- Ters at nalının alt köşelerinde ciddi gerilim yoğunlaşmalarının olabileceği anlaşılmaktadır.

Yukarıda verilen örnek simülasyonlardan görüldüğü gibi OLM programı hem statik hem de dinamik yükler altında beton ve betonarme problemlerini çözmeye hazır hale getirilmiştir. Projenin devamında deneyel verilerle iç basıncı tüneller için doğrulanacak ve projede hedeflendiği gibi iç basıncı tüneller için tasarım ilkeleri ve tasarım araçlarının geliştirilmesinde önemli bir rol olacaktır.



Şekil 18. Donatıdaki birim şekil değiştirme dağılımları. a) $E_{kaya} = 3.25$ GPa, b) $E_{kaya} = 1.83$ GPa, c) $E_{kaya} = 0.9$ GPa, d) $E_{kaya} = 0.46$ GPa. Donatının lokal olarak aktığı gözlemlenmiştir.

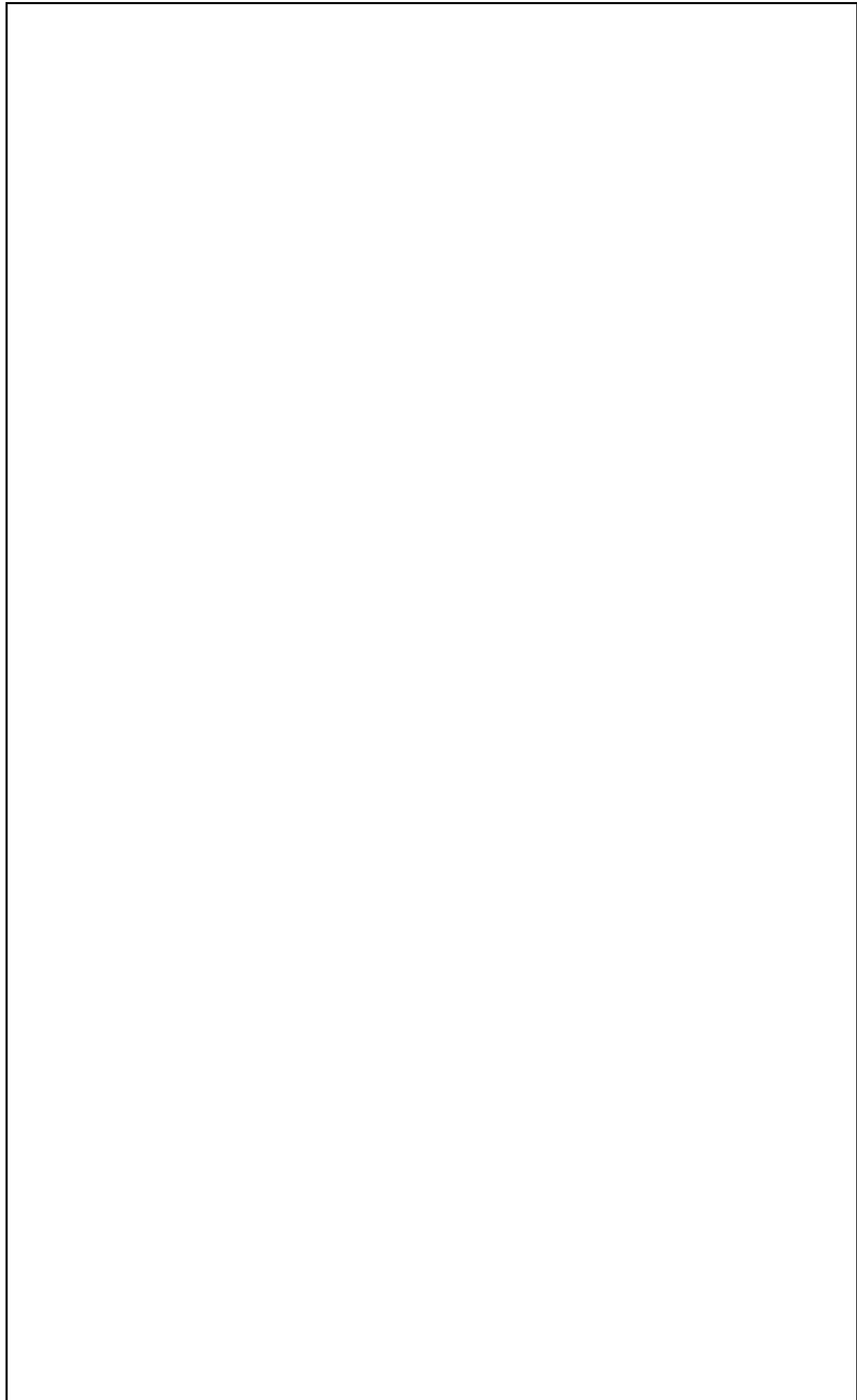


Şekil 19. Çatlak genişlikleri. a) $E_{kaya} = 3.25$ GPa, b) $E_{kaya} = 1.83$ GPa, c) $E_{kaya} = 0.9$ GPa, d) $E_{kaya} = 0.46$ GPa. Çatlakların sayısı ve genişliği kayanın elastisite modülü küçüldükçe ciddi olarak arttığı görülmüyor.

BETONARME TÜNEL KAPLAMA DENYEĞİNİN ÖN TASARIMI (İŞ PAKETİ 1)

Deney düzeneğinin temel varsayımları aşağıda sıralanmıştır.

- Tünel kaplaması etrafında yük taşımaya katkıda bulunan kaya kütlesi yaklaşık tünel boyutu kadardır.
- Fiziksel modelde kaya, eşdeğer elastisite modülüne sahip beton ile temsil edilecektir.
- Yükleme esnasında oluşan iç basınç kaplama dışındaki dış basınçtan yüksektir.
- İç su basıncının yarattığı hidrostatik etkiler pistonlar ile kaplamaya etki ettirilecektir.



KAYA YERİNE KULLANILACAK BETONUN GELİŞTİRİLMESİ VE BETONARME TÜNEL KAPLAMA DENEYLERİ (İŞ PAKETİ 2)

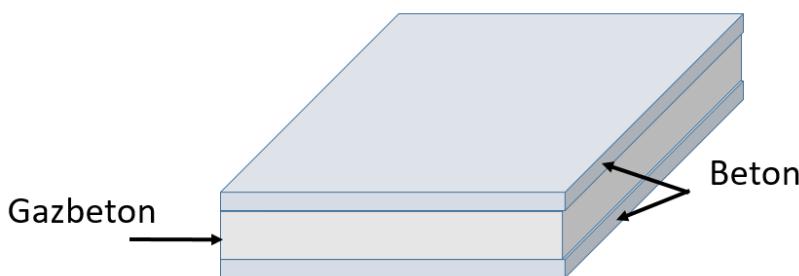
Kaya Yerine Kullanılacak Betonun Geliştirilmesi Konusunda Kaydedilen Gelişmeler

Projede kaya özelliklerinin laboratuvar ortamında elastisite modülü benzer beton ile fiziksel olarak modellenmesi planlanmıştır. Çatlaksız bir kayanın granit, granadiorit, andezit veya dezit gibi kuvvetli olması durumunda elastisite modülü 40-100 GPa değerlerine ulaşabilmektedir. Ancak kayanın çatlaklı olması durumunda (Hoek indeksi GSI=30 ve 50), etkin elastisite modülü yaklaşık 4 ve 8 GPa değerlerine düşebilmektedir. Deney elemanı boyutlarına uygun bir kaya kütlesini laboratuvar ortamına zarar vermeden getirmek mümkün olmadığından kaya kütlesi yerine eşdeğer elastisite modülüne sahip (4 ve 8 GPa) beton kullanılması hedeflenmiştir.

İlk deney için eşdeğer elastisite modülünün 8 GPa olduğu durum seçilmiştir. Bu değeri elde etmek için kaya kütlesi için kompozit bir tasarım tercih edilmiştir. Bunun için tünel deneyinin 20 cm olan derinliği gösterildiği şekilde tasarlanmıştır. Eşdeğer kayanın efektif elastisite modülü aşağıdaki denklem tarafından hesaplanabilir

$$E = \frac{E_c t_c + E_g t_g}{t} \quad (6)$$

Burada t_c , t_g , t , E_c sırasıyla beton kalınlığını, araya koyulacak malzemenin kalınlığını, toplam kalınlığını (20 cm), betonun elastisite modülünü ve araya koyulacak malzemenin elastisite modülünü ifade etmektedir. Betonun alt ve üst katman olarak kullanılması (5'er cm kalınlığında, hedeflenen $E_c=14$ GPa) ve araya koyulacak malzemenin gazbeton olarak seçilmesi durumunda (10 cm kalınlığında, $E_g=2.75$ GPa) eşdeğer elastisite modülü 8.37 GPa olarak hesaplanmaktadır (Şekil 20). Katmanların beraber çalışması için yatay yönde kuvvet aktarabilecek dik yönde çubuklar yerleştirilmiştir. Kullanılan betonun karışım oranları ve uygulama ile ilgili detaylar deney düzeneğinin sunulduğu bir sonra ki bölümde verilmiştir.



Şekil 20. Eşdeğer elastisite modülü 8.37 GPa olması hedeflenen kompozit sistem.

Eşdeğer elastisite modülünün 4 GPa olarak hedeflenmesi durumunda, ilk deney için tasarlanan betonun ($E_c=14$ GPa) kullanımı beton katmanlarının çok ince olmasını gerektireceğinden farklı seçenekler geliştirme ihtiyacı bulunmaktadır. Literatürde deneysel malzeme çalışmaları mukavemeti ve elastik modülünü artırma hedefli olduğundan bu konuda yeni deneysel çalışmaların yapılması gerekmıştır. Düşük elastisite modülünün doğal olarak

mukavemeti düşürüp davranışı çok kırılgan haline getirmesinden dolayı örneklerde fiber kullanılması uygun bulunmuştur. Yaptığımız çalışmalarda farklı bağlayıcılar, fiber tipi ve miktarları ve farklı agregalar kullanarak çok sayıda beton örneği geliştirilmiştir (Şekil 21). Örneklerin isimleri beton içinde kullanılan bağlayıcıları ifade etmektedir. C sadece çimento içermektedir. S çimento ve cüruf karışımlarını temsil etmektedir. L çimento ve kireç karışımını ifade etmektedir. M çimento, cüruf ve kireç karışımını, P ise bunlara ek olarak perlit içermektedir. Üç örnek dışında tüm karışımlarda fiber bulunmaktadır (C1, S1, L1). C1, C2 ve C3 örnekleri kontrol amaçlı üretilmiştir. C4 ve C6 çimento ve perlit içermektedir. Yapılmış olan karışımın ağırlık oranları Tablo 3'de verilmiştir. Beton karışımının 7 gün basınç mukavemetleri ise Tablo 4'de bulunmaktadır. Bu deneylerden sonra C1, S1, S2, C2, L2, C3, P5, M5 ve C6 örnekleri için elastisite modülü elde edilmiştir (Tablo 5). Silindir beton örneklerine uygulanan ardışık olarak yük üç defa arttırılıp sonra da azaltılmıştır. Elastisite modülü hesaplamaları için ikinci ve üçüncü yükleme verileri kullanılmıştır. Silindir numunelerin çapı ve 13 cm uzunluğunda boyuna bir bölümün uzunluk değişimi LVDT kullanılarak ölçülerek elde edilen basınç-gerinim grafiklerinden elastisite modülü hesaplanmıştır. C6 karışımından elde edilen bir örnek için elde edilmiş grafik Şekil 22'de verilmiştir. Çatlamaadan sonra gösterilen davranışın incelenmesi için ayrıca dört noktalı eğilme deneyleri yapılmıştır. C2, S2 ve L2 örneklerinin ortalama kuvvet-deplasman eğrileri Şekil 23'de verilmiştir. Yapılan deneyler sonucunda L2, P5 ve C6 örneklerinin hedeflenen eşdeğer elastisite modülüne yakın olduğu belirlenmiştir (Tablo 5). Önümüzdeki dönemde takip edilecek deneyel programda bu örneklerde kullanılan karışım oranlarında değişiklikler yapılması planlanmaktadır. Bunun yanı sıra farklı aggrega seçeneklerinin de değerlendirilmesi ve önümüzdeki dönemde yapılması planlanan son deneye eşdeğer elastisite modülünün yaklaşık 4 GPa olduğu durumun incelenmesi hedeflenmektedir.



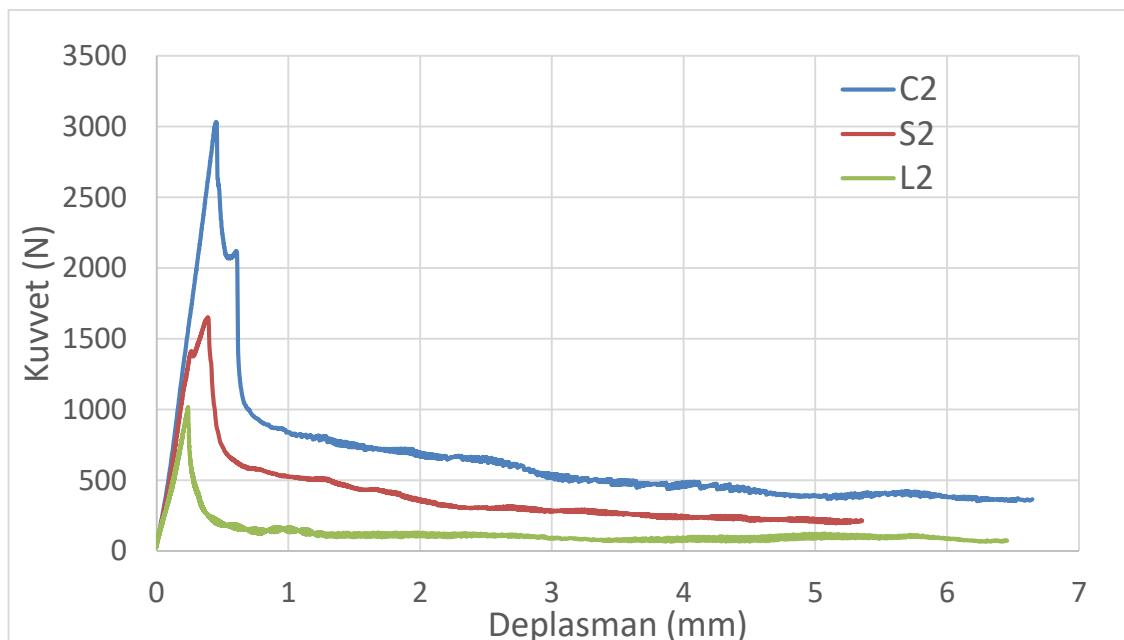
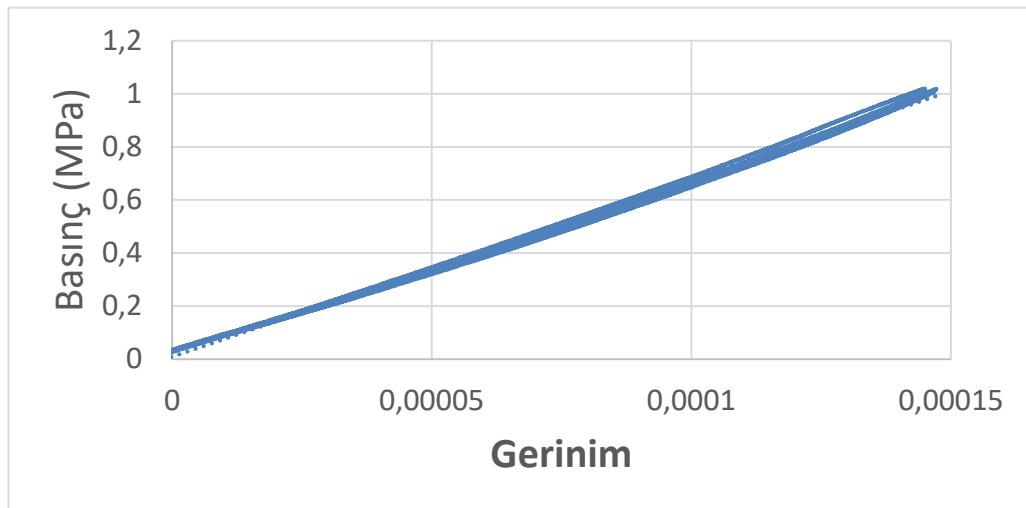
Şekil 21. Hazırlanan karışımlardan elde edilmiş örnekler.

Tablo 3. Düşük elastisite modülü elde etmek için kullanılan beton karışım oranları.

İsim	Çimento	Kireç	Cüruf	Su	Fiber	İnce Agrega	Kalın Agrega 1	Kalın Agrega 2	Perlit	Toplam
C1	3,14	0	0	3	0	12,27	21,15	8,46	0	48,02
S1	1,57	0	1,57	3	0	12,27	21,15	8,46	0	48,02
L1	1,57	1,57	0	3	0	12,27	21,15	8,46	0	48,02
C2	3,14	0	0	3	0,08	12,27	21,15	8,46	0	48,1
S2	1,57	0	1,57	3	0,08	12,27	21,15	8,46	0	48,1
L2	1,57	1,57	0	3	0,08	12,27	21,15	8,46	0	48,1
C3	3,14	0	0	2,04	0,08	25,26	14,25	7,13	0	51,9
S3	1,57	0	1,57	2,04	0,08	25,26	14,25	7,13	0	51,9
L3	1,57	1,57	0	2,04	0,08	25,26	14,25	7,13	0	51,9
C4	3,14	0	0	4	0,08	12,63	14,25	7,13	12,63	53,86
S4	1,57	0	1,57	4	0,08	12,63	14,25	7,13	12,63	53,86
L4	1,57	1,57	0	4	0,08	12,63	14,25	7,13	12,63	53,86
M5	2,09	1,05	1,05	2,72	0,08	23,42	13,22	6,61	0	50,24
P5	2,09	1,05	1,05	4	0,08	16,42	13,22	6,61	7	51,52
C6	3,14	0	0	4,08	0,08	28,27	0	0	8,85	44,42
S6	1,57	0	1,57	4,08	0,08	28,27	0	0	8,85	44,42
L6	1,57	1,57	0	4,08	0,08	28,27	0	0	8,85	44,42

Tablo 4. Beton örneklerinin 7 gün mukavemeti.

İsim	Mukavemet (MPa)			Ortalama
	İlk Örnek	İkinci Örnek	Üçüncü Örnek	
C1	4.63	3.97	5.06	4.55
S1	-	1.69	1.75	1.72
L1	-	1.12	1.19	1.15
C2	4.17	4.94	2.35	3.82
S2	2.03	2.72	2.21	2.32
L2	0.83	0.88	0.98	0.90
C3	3.79	2.74	2.50	3.01
S3	1.39	1.71	1.91	1.67
L3	0.93	1.28	0.82	1.01
C4	1.95	2.09	2.15	2.06
S4	0.87	1.08	0.92	0.96
L4	0.00	0.86	0.85	0.86
M5	2.88	2.86	2.00	2.58
P5	2.34	2.19	2.15	2.23
C6	1.73	1.68	1.73	1.71
S6	1.93	1.47	1.75	1.71
L6	1.11	0.98	1.06	1.05



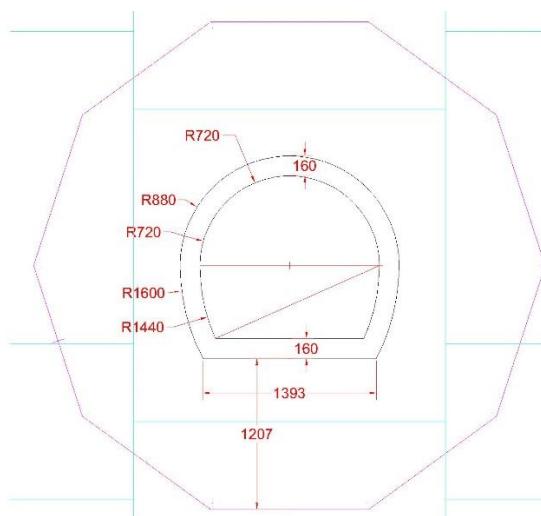
Tablo 5. Beton örneklerde ölçülen ortalama elastisite modülü değerleri.

İsim	Basınç Mukavemeti (MPa)	Çekme Mukavemeti (MPa)	Elastisite Modülü (GPa)	ϵ_{cr}
C1	6.15	1.67	22	0.00008
S1	3.36	1.05	9.7	0.00011
S2	2.96	1.26	8.15	0.00015
C2	9.64	2.34	21.9	0.00011
L2	2.12	0.69	6.2	0.00011
C3	4.05	1.55	13.1	0.00012
P5	1.15	1.01	5.6	0.00018
M5	4.42	1.39	15.9	0.00009
C6	2.59	0.66	5.65	0.00012

Deney Düzeneğinin Üretimi

Tünel geometrisi olarak ülkenizde tercih edilen ters at nali olarak seçilmiştir. Boyutlar Topçam (Ordu) Tünelinden aynen alınmış ve projede önerildiği gibi 0.4 oranına küçültülmüştür. Deney düzeneğinin iç yarıçapı 72 cm, betonarme kaplama kalınlığı ise 16 cm olarak belirlenmiştir. Deney düzeneği 20 santimetre yüksekliğinde bir kesit olarak üretilmiştir. Tünel kaplamasının dışındaki kaya katmanı ortalama yaklaşık 1 metre kalınlığındadır. Deney geometrisi Şekil 24'de verilmiştir.

Eşdeğer elastisite modülünün yaklaşık 8 GPa olması için her biri 5 cm kalınlığında iki beton katmanı, arasında ise 10 cm kalınlığında gazbeton blok tasarılanmıştır (Şekil 20). Betonun yaklaşık 10 MPa basınç dayanımına sahip olacağı öngörülmüştür. Kullanılan beton reçeteleri Tablo 6'da verilmiştir.



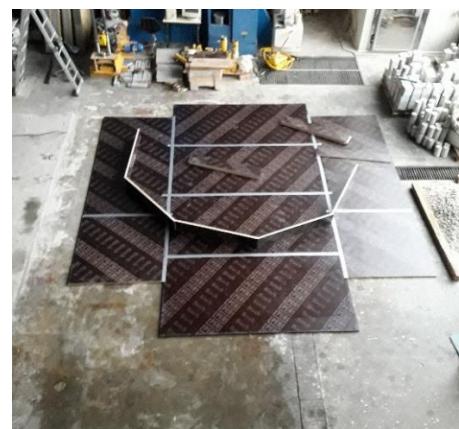
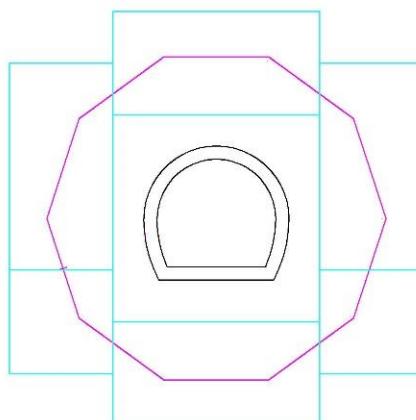
Şekil 24. Deney geometrisi.

Tablo 6. Deneyde kullanılan beton reçeteleri.

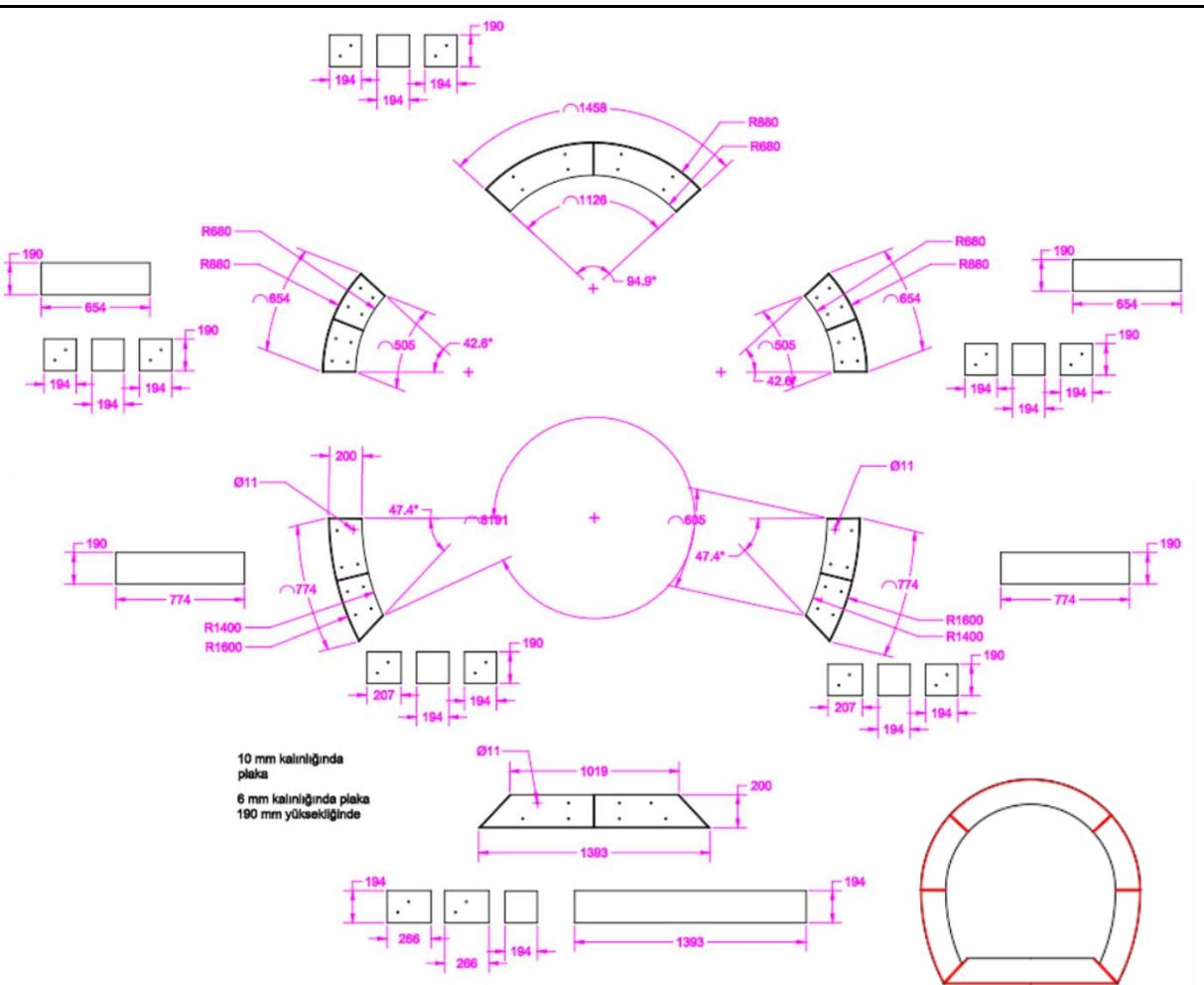
	Birim	Alt Beton Katman	Üst Beton Katman	Tünel Kaplama
Çimento 32.5	kg	50	50	55.6
Su	kg	50	50	30.2
Kum (0-3 mm)	kg	220.9	220.9	102.7
Agrega (3-12 mm)	kg	156.3	156.3	119.3
ACE 450	kg	0	0	0.1
Karışım	adet	3	3	2
Beklenen E	MPa	16000	16000	30000
Beklenen f_c	MPa	10	10	25

Deney yapılacak alanın altı kontrplak ile kaplanmış ve tünelin düz bir satır üzerinde durması sağlanmıştır. Kontrplak tasarımları Şekil 25'de sunulmuştur. Test alanının alt kısmında sürtünmeyi asgari seviyeye indirmek ince teflon plaka yerleştirilmiştir. Teflonun aşınmaması için teflon plakanın üzeri plastik şilte ile kaplanmıştır.

Kayayı temsil eden kısmın dış sınırı için kontrplak kalıp üretilmiştir. Kalıp geometrisi, her parçası 125 cm uzunluğunda olan düzgün ongen olarak tasarlanmıştır. Parçalar birbirlerine vida ile sabitlendikten sonra ek yerleri yapıştırılmıştır. Kayayı temsil eden kısmın iç sınırı için altı parçadan oluşan özel çelik kalıp imal edilmiştir (Şekil 26). Çelik kalıbın kalınlığı ve deney düzeneğinin yerden yüksekliği sırasıyla 1 cm ve 20 cm olarak belirlenmiştir.



Şekil 25. Deney yerleşim planı ve kontrplakların yerleştirilmesi.



Şekil 26. Kayayı temsil eden kısmın iç sınırı için altı parçadan oluşan çelik kalıp.

Eşdeğer kaya davranışını elde etmek için kullanılan iki beton katman arasına konulan gazbeton blokların yerleşim planı beton hazırlanmadan önce belirlenmiş, kesilmiş ve numaralandırılmıştır (Şekil 27). Gazbeton blokların yerleştirilmesinde paspaylarına özen gösterilmiştir. Hem blokların yerleşimini ayırmak hem de üç katmanın beraber çalışmasını sağlayabilmek için yatay yönde yük aktarımı yapmak üzere 8 mm x 80 mm boyutlarında vidalar yardımıyla gazbeton bloklar yerden 5 cm yükseltilmiştir (Şekil 27). Üst beton katman ile gazbeton blokların beraber çalışabilmesi için 8 mm x 60 mm boyutlarında vidalar kullanılmıştır. Gazbeton bloklar hazırlanıktan sonra alt beton katman (5 cm kalınlığında) dökülmüş ve henüz sertleşmeden gazbeton bloklar beton katmanın üzerine yerleştirilmiştir (Şekil 28). Daha sonra da üst beton katman dökülmüştür (Şekil 29). Üst ve alt beton katmanlar için kullanılan beton karışımlarından 7. gün ve deney gününde kırılmak üzere 6 adet 7.5 cm x 7.5 cm x 32.5 cm boyutlarında dikdörtgen prizma ve 12 adet 15 cm x 30 cm boyutlarında silindir deney numuneleri alınmıştır (Şekil 30). Deney için dökülen betonların 7. Gün basınç mukavemetleri Tablo 7'de verilmiştir. Hazırlanan diğer örneklerin basınç ve dört noktalı eğilme testleri deney günü yapılacaktır.



Şekil 27. Gazbeton tasarıtı ve uygulaması.



Şekil 28. Alt beton katmanın dökümü ve gazbeton blokların beton katman üzerine yerleştirilmesi.



Şekil 29. Üst beton katmanın dökümü.

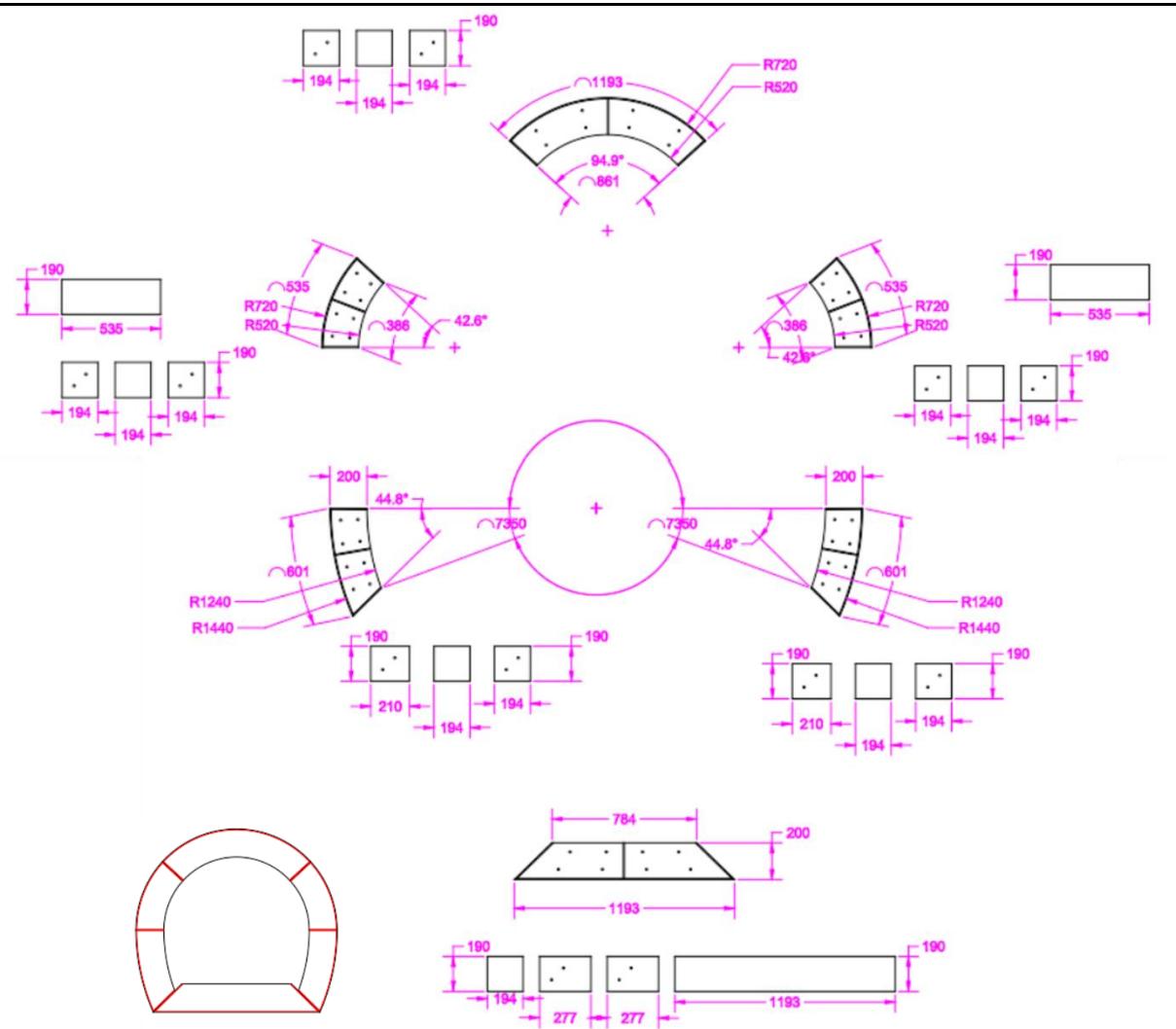


Şekil 30. Beton numuneleri.

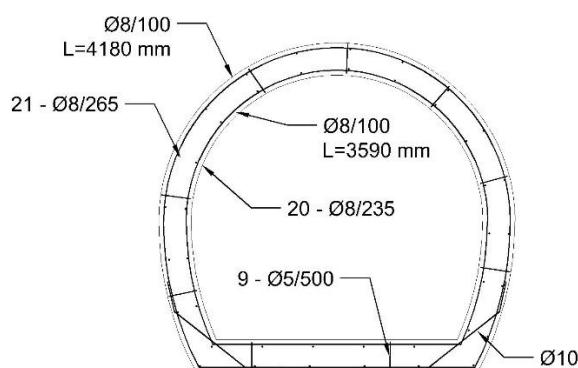
Tablo 7. Yedi gün sonunda örneklerin ulaştığı basınç mukavemetleri.

	Alt Katman (MPa)	Üst Katman (MPa)
Mukavement	2.841	1.768
	4.591	3.114
	4.654	3.613

Tünelin kuvvet uygulanacak iç kısmına altı parçadan oluşan özel çelik kalıp imal edilmiştir (Şekil 31). Betonarme tünel kaplamasında iki sıra 8 mm çapında donatı ve 2 sıra 18 adet 8 mm çapında boyuna donatı kullanılmıştır. Donatıların birbirilerine olan paralel uzaklığını sabit tutabilmek için 9 adet (2 sıra) 5 mm'lik donatı yerleştirilmiştir. İki köşede 10 cm yüksekliğinde (kesit ortasında) 10 mm çapında 45 cm uzunluğunda iki güçlendirme donatısı kullanılmıştır (Şekil 32 ve Şekil 33).



Şekil 31. Tünelin kuvvet uygulanacak iç kısmı için imal edilmiş altı parçadan oluşan özel çelik kalıp.



Şekil 32. Ölçek oranında (0.4) küçültürtmiş donatı detayı.



Şekil 33. Kaplama donatısının yerleştirilmesi.

Tablo 8. Deneyde kullanılan donatı boyutları.

	Gerçek donatı		Deneyde kullanılan donatı	
	\emptyset	S_1	\emptyset	S_2
Boyuna	14	30	8	25
Halka	18	20	8	10
Köşe	14	20	10	20

Donatı hesaplarında aşağıda verilen formülasyon kullanılmıştır. Tünelin ve deneyin aynı donatı/beton oranına sahip olmaları için aşağıdaki eşitliği sağlamaları gerekmektedir

$$\rho = \frac{\pi r_1^2 L_1}{L_1 H_1 S_1} = \frac{\pi r_2^2 L_2}{L_2 H_2 S_2}$$

H_1 ve H_2 , sırasıyla tünel ve deneyde kullanılmış kaplama kalınlıklarına ($H_1=400$ mm, $H_2=160$ mm), S_1 ve S_2 , sırasıyla tünel ve deneyde kullanılmış donatı aralıklarını ifade etmektedir. Tünel kaplamasında 14 mm ve 18 mm çapında donatı kullanılırken, deneyde 8 mm ve 10 mm çapında donatı kullanılmasına karar verilmiştir. Aşağıda verilen eşitlik kullanıldığında, deneyde kullanılacak donatı aralıkları Tablo 8'de gösterildiği şekilde bulunmuştur.

$$\frac{r_1^2}{r_2^2} = \frac{H_1 S_1}{H_2 S_2}$$

Donatı hazırlanıktan sonra kaplamanın altı teflon ile kaplanmış, tünelin iç kısmına özel olarak imal ettirilen çelik kalıp yerleştirilmiş ve yağlanmıştır. Daha sonra da Tablo 6'da verilen oranlar kullanılarak tünel kaplaması için beton hazırlanmış ve kalıba yerleştirilmiştir.

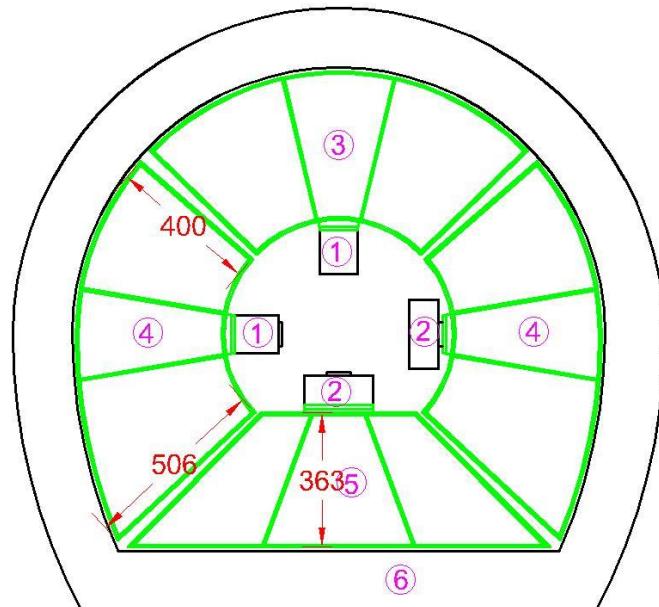
Yükleme parçaları yatay ve düşey yönlerde 30 ton kapasite taşıyacak şekilde tasarlanmıştır (Şekil 34). Bu kapasite tünel kaplamasına uygulanacak basıncın 1.30 MPa değerine kadar çıkarmaya yeterlidir. Böylece proje önerisinde hedef olarak verilen 1 MPa değerine rahatlıkla ulaşılabilecektir. Bu basınç seviyesi tünelin bağlandığı rezervuardaki su seviyesinin tünele göre 130 m daha yukarıda olması durumuna karşılık gelmektedir. Örnek olarak aldığımız Topçam Tünelinde bu seviye yaklaşık olarak 80 m'dir. Kuvvetin eşit dağıılması ve noktasal yüklemeler oluşmaması için plakaların önüne 1 cm kalınlığında kauçuk şılteler yapıştırılmıştır. İki yönde de pistonları karşılayan yük hücreleri bulunmaktadır (Şekil 35). Piston ve yük hücrelerinin arası düşey yönde 264 cm uzunluğunda daire kesitli 2.5 cm yarıçaplı dolu gövdeli çelik ve yatay yönde 343 cm uzunluğunda 160 mm x 65 mm x 8 mm uzunluğunda iki adet C kesitli çelik parça bulunmaktadır. Deney için yapılacak yükleme iki yönlüdür. Şekil 34'de görüldüğü üzere sol taraftaki piston ve sağ taraftaki yük hücresi arasında ve üst taraftaki piston ve alt taraftaki yük hücresi arasında basmaya çalışacak birer bağlantı elemanı gerekmektedir. Ayrıca, iki yüklemenin de eksantrik olmaması için bu ara elemanların birbirlerinin içinden geçebilmesi gerekmektedir. Bu sebeple, dolu gövdeli ve küçük çaplı bir daire kesit ve iki C kesitli çelik kullanılması uygun görülmüştür. Bağlantı elemanları TS-648 hükümlerine göre tasarlanmıştır. Burkulma sayıları metodu ile basınç gerilmesi tahkikinde çubuk kapasitesini çubuğu narinliği ile bağlantılı burulma katsayısını (ω) kullanarak düşürülür:

$$\left(\omega = \frac{\sigma_{\text{gem}}}{\sigma_{\text{bem}}} \right) \quad \omega \cdot \frac{S}{F} \leq \sigma_{\text{gem}}$$

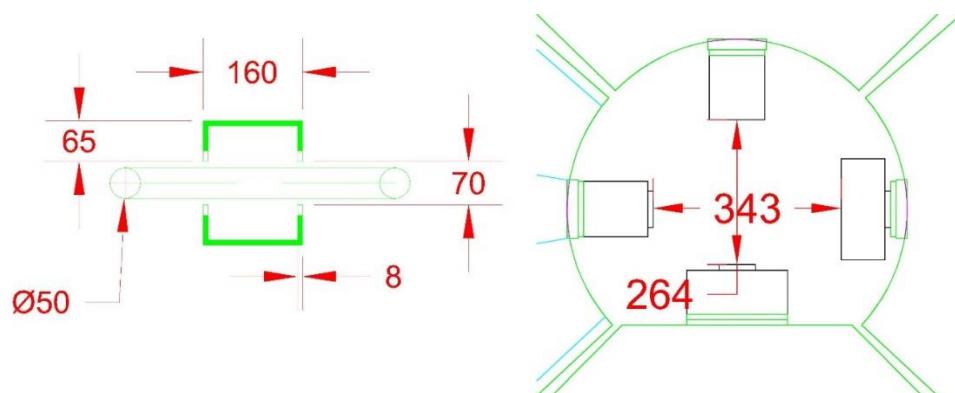
Burulma katsayısının elde edilmesi için ilk olarak çubuğu narinlik katsayısının (λ) bulunması gerekmektedir. Narinlik katsayı uzunluğun atalet yarıçapına bölünmesi ile bulunur:

$$\lambda = \frac{L_x}{i_x}$$

Narinlik katsayı (λ), 20'den küçük olan elemanlar için burulma katsayı (ω), 1 kabul edilir. Narinlik katsayı (λ), 20'den büyük olan elemanlar için burulma katsayı (ω), TS 648 Çizelge 6'dan alınmalıdır. İki adet C kesitin narinlik katsayıları x ve y yönlerinde 20'den küçük olduğu için kuvvet uygulandığında oluşacak basınç bulunmuş, ve mukavemeti ile kıyaslandığında güvenlik katsayı 2.5 olarak bulunmuştur. Dolu daire kesitin narinlik katsayı 20'den büyük olduğu için burulma katsayı TS 648 Çizelge 6'dan alınmış ve mukavemeti ile kıyaslandığında güvenlik katsayı 1.5 olarak bulunmuştur (Tablo 9).



Şekil 34. Yükleme plakaları. 1. Pistonlar, 2. Yük hücreleri, 3. Yük aktarma plakaları, 4. Yük aktarma plakaları, 5. Yük aktarma plakaları, 6. Beton kaplama



Şekil 35. Piston-Yük hücreleri.

Tablo 9. Bağlantı elemanlarının geometrik özellikleri.

2 Adet 160 mm x 65 mm x 8 mm C kesitl

Uzunluk	mm	343
Alan	mm ²	3200
Atalet Momenti 1	mm ⁴	10847573
Atalet Momenti 2	mm ⁴	14092160
Atalet Yarıçapı 1	mm	58.22256
Atalet Yarıçapı 2	mm	66.36113
λ1- Narinlik	-	5.891187
λ 2- Narinlik	-	5.168688

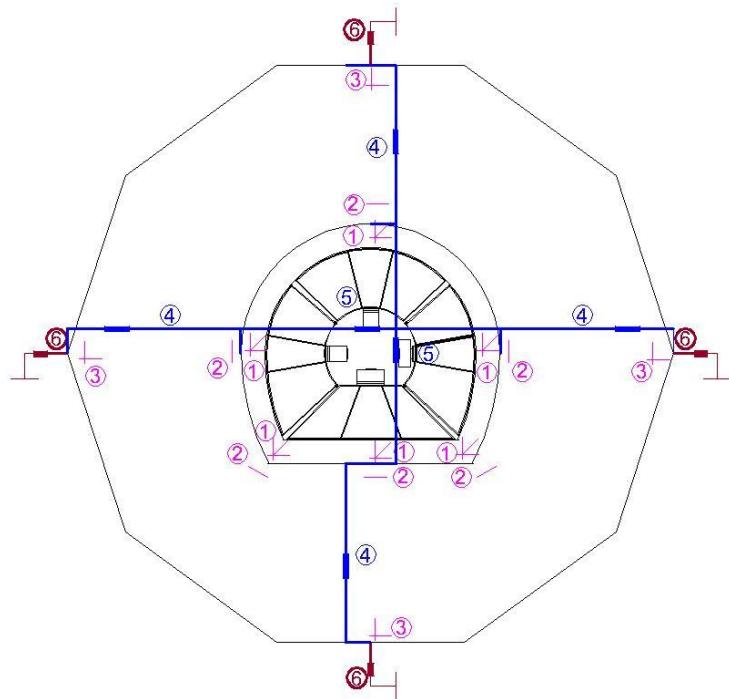
5 cm içi dolu daire kesit

Uzunluk	mm	265
Alan	mm ²	1963.495
Atalet Momenti	mm ⁴	306796.2
Atalet Yarıçapı	mm	12.5
λ-Narinlik	-	21.2
ω-Burkulma Katsayısı	-	1.03

Kuvvet	N	300000
Basınç	MPa	93.75
Güvenlik Katsayısı	-	2.506667

Kuvvet	N	300000
Basınç	MPa	157.3724
Güvenlik Katsayısı	-	1.493273

İlk deneyde 32 gerinme ölçer ve 10 LVDT kullanılması planlanmıştır. Kaplamada oluşan birim şekil değiştirme tensörünü ölçmek için, Şekil 36'da 1 numara ile gösterilen, 1 cm boyunda gerinim ölçerlerden oluşan üç yönlü rozetlerden 6 adet kullanılacaktır. Rozetler 16 cm kalınlığındaki kaplamanın iç yüzeyinden 4 cm uzaklığa yerleştirilecektir. Bu rozetlerin ardında, kayadaki tünel kaplamasına paralel birim şekil değiştirme dağılımını ölçme amacıyla deney düzeneğinin merkezine dik olacak şekilde ve kaya-kaplama birleşiminin 5 cm arkasında, Şekil 36'da 2 numara ile gösterilen, **12 cm uzunluğunda** 6 adet gerinim ölçer yerleştirilecektir. Deneysel sistemin dış sınıra yakın Şekil 11'de 3 numara ile gösterilmiş 4 noktada 6 cm uzunluğunda gerinim ölçerler ile iki yönlü olarak birim şekil değiştirmeler ölçülecektir. Bu ölçümelerin amacı kaya yerine kullanılan kompozit malzemenin eşdeğer elastisite modülünü tahmin etmektir. Daha uzun mesafede ortalama birim şekil değiştirmeler ölçme amacıyla Şekil 36'da 4 numara ile gösterilen 4 adet LVDT kullanılacaktır. Benzer bir ölçüm 2 adet LVDT ile düşey ve dikey yönde tüneldeki deformasyon ölçülecektir (numara 5). Tünel düzeneğinin yatay yönde hareketlerini takip edebilmek için ise Şekil 36'da 6 numara ile gösterilmiş 4 adet LVDT kullanılacaktır.



Şekil 36. İlk deney için kullanılacak ölçüm sistemi.

REFERANSLAR

- Aldemir, A. (2016), "Seismic Performance Evaluation of Roller Compacted Concrete Gravity Dams By Pseudo Dynamic Testing", Ph.D. Thesis, Middle East Technical University, Ankara, Turkey.
- Bažant, Z.P. ve Oh, B.H. (1983), "Crack Band Theory for Fracture of Concrete", *Materials and Structures (RILEM)*, **16**, 155–177.
- Biot, M. A. 1935. "Effect of certain discontinuities on the pressure distribution in a loaded soil", *Physics*, **6**, 367-375.

- Blaauwendaad, J. (1985), "Realisations and Restrictions - Application of Numerical Models to Concrete Structures", *Finite element analysis of reinforced concrete structures, Proceeding of US-Japan Seminar*, (Meyer C., Okamura H. Eds.), ASCE, 557-578.
- Chung, J., ve Lee, M.L. (1994), 'A New Family of Explicit Integration Methods for Linear and Non-Linear Structural Dynamics', *Int. Journal for Numerical Methods in Engineering*, 37, 3961-3976.
- Chung, S.K., Synn, J.H., Park, C., Sunwoo, C., Park C., ve Choi, S.O. (2001), "Design Criteria for the Reinforcement of a Water Pressure Tunnel Driven by TBM", *Geosystem Engineering*, 4, 43-49.
- Cornelissen, H.A.W., Hordijk, D.A. ve Reinhardt, H.W. (1986), "Experimental Determination of Crack Softening Characteristics of Normal Weight and Lightweight Concrete", *Heron*, 31(2), 45-56.
- Cusatis, G., Bazant, Z.P. ve Cedolin, L. (2003), "Confinement-Shear Lattice Model for Concrete Damage in Tension and Compression: I. Theory", *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, 129, 1439-1448.
- DeJong, M.J., Hendriks, M.A.N. ve Rots, J.G. (2008), "Sequentially Linear Analysis of Fracture under Non-Proportional Loading", *Engineering Fracture Mechanics*, 75, 5042-5056.
- Gijsbers, F.B.J. ve Hehemann, A.A. (1977), "Some Tensile Tests on Reinforced Concrete", Report BI-77-61, TNO Inst. *For Building Mat. and Structures*, Delft.
- Gopalaratnam, V.S. ve Shah, S.P. (1985), "Softening Response of Plain Concrete in Direct Tension", *ACI Journal*, 3, 310-323.
- Hillerborg, A., Modéer, M. ve Petersson, P. E. (1976), "Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements", *Cement and Concrete Research*, 6, 773-782.
- Hrennikoff, A. (1941), "Solution of Problems of Elasticity by the Framework Method", *Journal of Applied Mechanics*, 8, 169–175.
- Ingraffea, A.R. ve Saouma, V. (1985), "Numerical Modelling of Discrete Crack Propagation in Reinforced and Plain Concrete", *Fracture Mechanics of Concrete*, 4, 171-225.
- Koutromanos, I. ve Shing, P.B. (2012), "A Cohesive Crack Model to Simulate Cyclic Response of Concrete and Masonry Structures", *ACI Structural Journal*, 109, 349-358.
- Mitchell, D. ve Collins, M.P. (1974), "Diagonal Compression Field Theory-a Rational Model for Structural Concrete in Pure Torsion", *ACI Structural Journal*, 71, 396-408.
- Mitchell, J.A. (2011), "A Nonlocal, Ordinary, State-Based Plasticity Model for Peridynamics", SAND2011-3166. Sandia National Laboratories, Albuquerque.
- Mörsch, E. (1909), "Concrete-Steel Construction", McGraw-Hill, New York. (English translation by E. P. Goodrich).
- Ngo, D. ve Scordelis, A.C. (1967), "Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Beams", *ACI Structural Journal*, 64, 152-163.

- Olumide, B. F. (2013), "Numerical coupling of stress and seepage in the design of pressure tunnels under high internal water pressure", International Journal of Engineering and Technology, 3, 235-244.
- Palermo, D. ve Vecchio, F.J. (2003), "Compression Field Modeling of Reinforced Concrete Subjected to Reversed Loading: Formulation", *ACI Structural Journal*, **100**(5), 616–625.
- Petersson, P.E. (1981), "II Crack growth and development of fracture zones in plain concrete and similar materials", 1I Report TVBM-1006, Division of Building Materials, Lund Institute of Technology, Lund, Sweden.
- Rashid, Y.R. (1968), "Analysis of Prestressed Concrete Pressure Vessels", *Nuclear Engng. and Design*, **7**(4), 334-344.
- Rots, J.G. (1988), "Computational Modelling of Concrete Fracture", Ph.D. Dissertation, Delft University of Technology, Delft.
- Rots, J.G. (2001), "Sequentially Linear Continuum Model for Concrete Fracture", In: de Borst R, Mazars J, Pijaudier-Cabot G, van Mier JGM, Balkema AA, editors, *Fracture mechanics of concrete structures*, The Netherlands: Lisse, **2**, 831–839.
- Schlaich, J., Schäfer, K. ve Jennewein, M. (1987), "Toward a Consistent Design of Structural Concrete", *Journal of the Prestressed Concrete Institute*, **32**(3), 74-150.
- Schlangen, E. ve Van Mier, J.G.M. (1992), "Experimental and Numerical Analysis of the Micro-Mechanisms of Fracture of Cement- Based Composites", *Cement and Concrete Composites*, **14**, 105-118.
- Schleiss, A. J. (1986), "Design of pervious pressure tunnels", Water Power & Dam Construction, 38, 21-26.
- Schleiss, A. J. (1997), "Design of reinforced concrete linings of pressure tunnels and shafts", International Journal on Hydropower and Dams, 4, 88-94.
- Silling, S.A. (2000), "Reformulation of Elasticity Theory for Discontinuities and Long- Range Forces", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **48**(1), 175-209.
- Silling, S.A., Zimmermann, M. ve Abeyaratne, R. (2003), "Deformation of a Peridynamic Bar", *Journal of Elasticity*, **73**, 173-190..
- Silling, S.A. ve Bobaru, F. (2005), "Peridynamic Modeling of Membranes and Fibers", *International Journal of Nonlinear Mechanics*, **40**, 395-409.
- Silling, S.A., Epton, M., Weckner, O., Xu, J. ve Askari, A. (2007), "Peridynamics states and constitutive modeling", *Journal of Elasticity*, **88**, 151-184.
- Sinha, R. 1989. "Underground Structures: Design and Instrumentation", Elsevier.
- TNO Diana, (2008), Diana User's Manual.
- Van Mier, J.G.M. (2013), "Concrete Fracture a Multiscale Approach", CRC, Boca Raton.
- Vecchio, F.J. ve Collins, M.P. (1986), "The Modified Compression-Field Theory for Reinforced Concrete Elements Subjected to Shear", *ACI Structural Journal*, **83**(2), 219-231.
- Wagner, H. (1929), "Ebene blechwandträger mit sehr dünnem stegblech (Metal Beams with Very Thin Webs)", *Zeitschrift für Flugtechnik und Motorloftschiffahrt*, **20**, 8-12.

- Walraven, J.C. (1978), "The Influence of Depth on The Shear Strength of Lightweight Concrete Beams without Shear Reinforcement", Report 5-78-4, Stevin Laboratory, Delft University of Technology, Delft.
- Weckner O., ve Abeyaratne R. 2005. "The effect of long-range forces on the dynamic bar", Journal of Mechanics and Physics of Solids, 53, 705–728.
- Westergaard, H. M. 1938. "A problem of elasticity suggested by a problem in soil mechanics; soft material reinforced by numerous strong horizontal sheets", Contributions to Mechanics of Solids, Stephen Timoshenko Sixtieth Anniversary Volume, MacMillan Co., New York, 268-277.
- Willam, K., Pramono, E. ve Sture, S. (1987), "Fundamental Issues of Smeared Crack Models", *Proceedings of SEM-RILEM International Conference on Fracture of Concrete and Rock*, S.P. Shah and S.E. Swartz (Eds.), 192-207, SEM, Bethel.
- Zhou, Y., Su, K., ve Wu H. (2015), "Hydro-mechanical interaction analysis of high pressure hydraulic tunnel", Tunneling and Underground Space Technology, 47, 28-34.

2. Dönem İçinde İdari Gelişmeler

- Çatınak modellemesi için geliştirdiğimiz yaklaşımın sayısal kalibrasyon kısmını başarıyla geliştiren Beyazıt Bestami Aydın 31/05/2016 – 03/01/2017 tarihleri arasında projeye katkıda bulunmuştur. Beyazıt Bestami Aydın Yüksek Lisans Programımızdan başarıyla mezun olmuş ve Doktora Programımızda araştırmalarına devam etmektedir.
- Projede sayısal modelleme üzerine çalışması öngörülen doktora öğrencisi Milad Bybordian'ın Bursiyer olarak 02/06/2016 tarihi itibarıyla projeye eklenmesi talebi yaklaşık iki ay sonra 26/07/2016 tarihinde Mühendislik Araştırma Destek Grubu tarafından red edilmiştir. Red sebebi resmi olarak tarafımıza iletilmemiştir.
- Projede deneysel modelleme üzerine çalışması öngörülen doktora öğrencisi Armin Taghipour'un Bursiyer olarak 16/01/2017 tarihi itibarıyla projeye eklenmesi talebi 07/02/2017 tarihinde Mühendislik Araştırma Destek Grubu tarafından red edilmiştir. Red sebebi resmi olarak tarafımıza iletilmemiştir.
- Projeyi bu iki doktora öğrencisi ile yürütmemi planladığımız için Bursiyer taleplerimizin red edilmeleri çalışmalarımızı yavaşlatmıştır. Bursiyer olarak araştırma projelerinde çalışacak doktora öğrencisi bulmakta büyük zorluk yaşadığımız için iki adet yüksek lisans öğrencisini projeye destek vermesi zorunluluğu ortaya çıkmıştır.
- Projede sayısal modelleme üzerine çalışmak üzere Deprem Çalışmaları Yüksek Lisans Programında öğrenimine devam eden Gökberk Işık'ın Bursiyer olarak 06/03/2017 tarihi itibarıyla projeye eklenmesi talebimiz Mühendislik

Araştırma Destek Grubu tarafından kabul edilmiştir. Gökberk Işık, Beyazıt Bestami Aydın'dan devraldığı sayısal modelleme ile ilgili araştırmalara başlamıştır. Gökberk Işık tez çalışmalarını bitirene kadar projede görev alması planlanmaktadır.

- Projede deneysel modelleme üzerine çalışmak üzere İnşaat Mühendisliği Yüksek Lisans Programında öğrenimine devam eden Münci Tunç Kalaycıoğlu Bursiyer olarak 10/03/2017 tarihi itibarıyla projeye eklenmesi talebimiz Mühendislik Araştırma Destek Grubu tarafından kabul edilmiştir. Münci Tunç Kalaycıoğlu deneysel düzeneğin tasarlanması, imalatı ve deneysel çalışmaların koordinasyonunda Şubat ayından beri aktif olarak görev almaktadır. Münci Tunç Kalaycıoğlu'nun tez çalışmalarını bitirene kadar projede görev alması planlanmaktadır.

3. Proje Çalışma Takvimine Uygun Yürümüyorsa Gerekçeleri

Proje çalışma takvimine uygun bir şekilde yürümektedir.

4. Bir Sonraki Dönemde Yapılması Planlanan Çalışmalar

15/04/2017 – 15/10/2017 döneminde proje önerisinde belirtildiği üzere iki iş paketinde çalışmaların devam etmesi planlanmaktadır:

- İkinci İş Paketi (Betonarme Tünel Kaplama Deneyleri ve kaya yerine kullanılacak betonun geliştirilmesi): İlk deney en geç Mayıs ilk haftasında tamamlanacaktır. İlk deneyde tasarlanan yükleme ve ölçüm sisteminin performansları ölçülecektir. Eksikliklerin görülmesi durumunda tasarım yenilenecek ve birinci deney tekrar yapılacaktır. Elde edilen tecrübe ileümüzdeki altı aylık dönemde iki deney daha yapılması planlanmaktadır. Bu deneylerden biri eşdeğer kaya elastisite modülüsünün 8 GPa olduğu durum için diğer ise eşdeğer kaya elastisite modülüsünün 4 GPa olduğu durum için yapılacaktır. Bu dönemde yapılacak ikinci deneyin projenin ilk deneyinde olduğu gibi beton-gazbeton-beton katmanlarıyla kompozit bir yapı oluşturarak yapılması planlanmaktadır. Üçüncü deney ise ilk dönemde yaptığımız çalışmaları devam ederek geliştireceğimiz düşük elastisite modülüne sahip beton ile yapılması planlanmaktadır. Bu deneyler basınç dağılımının daha iyi gözlenebilmesi için basınç ölçerlerin kullanılması hedeflenmektedir. Ayrıca donatının taşıdığı yükün dağılımını daha iyi karakterize edebilmek için donatı üzerine de gerinim ölçerler yerleştirilecektir. Dönem sonunda ilk iki deneyin detaylı olarak sonuçlarının raporlanması hedeflenmektedir.
- Beşinci İş Paketi (Tünel Kaplama Analizleri): Bu iş paketinde ilk dönem sonunda doğrulaması ve geliştirilmesi tamamlanan OLM programı ve paket sonlu elemanlar programları kullanılacaktır. Öncelikle deneyel sonuçların sayısal olarak tahmin edilmesi yönünde çalışmalar yürütülecektir. Bu kapsamda betonun malzeme

davranışı bir önceki dönemde kaydedilen ve yukarıda belirtilen metodlar kullanılacaktır. Dönem sonunda ilk üç deneyin sayısal modellemelerinin tamamlanmış olması planlanmaktadır.

5. Destekleyen Diğer Kuruluşlarla İlgili Sorunlar Varsa Ayrıntıları ve Çözüm Önerileri

Herhangi bir sorun bulunmamaktadır.

6. Dönem İçinde Proje Kapsamında Yapılan veya Hazırlanan Yayınlar ve Toplantılarda Sunulan Bildiriler

Sıra	Cıktı türü	Yazarlar	Başlık	Yayın yeri	Durumu*
1	Uluslararası Yayın	Beyazıt Bestami Aydın, Kağan Tuncay, Barış Binici	Overlapping Lattice Modeling for Concrete Fracture Simulations Using Sequentially Linear Analysis	Structural Concrete	Kabul edildi ancak hakemlerin istedikleri son değişiklikler halen yapılmaktadır.
2	Uluslararası Konferans Bildirisı	Kağan Tuncay, Barış Binici, İsmail Özgür Yaman	Computational Modelling of Pressurized Reinforced Concrete Tunnel Linings	ACE 2016 International Congress on Advances in Civil Engineering	Yayınlandı
3	Uluslararası Konferans Bildirisı	Kağan Tuncay, Barış Binici, İsmail Özgür Yaman	Collapse Simulation of a Pressurized Concrete Tunnel Lining	ICONHIC 2016 1st International Conference on Natural Hazards & Infrastructure	Yayınlandı

* Hakem değerlendirmesinde, Yayınlanması kabul edildi, Yayınlandı