





Silica fume effect on fracture parameters and cracking pattern maps of recycled aggregate concrete

Özgür Çakır¹ , Hasan Dilbas^{1,2*} 

¹Yıldız Technical University, Civil engineering Faculty, Civil Engineering Department, 34220, İstanbul, Turkey

²Yuzuncu Yil University, Engineering Faculty, Civil Engineering Department, 65080, Van, Turkey

Highlights:

- Recycled aggregate concrete included silica fume
- Double-K fracture model and fictitious crack model/Finite element method
- Performans and crack pattern of reinforced recycled aggregate concrete beams included silica fume under vertical loads

Keywords:

- recycled aggregate,
- silica fume,
- fracture parameters, reinforced beam,
- finite element analysis

Article Info:

Research Article
Received: 08.05.2017
Accepted: 02.01.2018

DOI:

10.17341/gazimmfd.416471

Acknowledgement:

Correspondence:

Author: Hasan Dilbas
e-mail:
hasandilbas@yyu.edu.tr
hdilbas@yildiz.edu.tr
phone: +90 212 383 52 47

Graphical/Tabular Abstract

The paper demonstrates the determination of the fracture parameters of concretes included recycled aggregate (RA) and silica fume (SF) and the crack pattern of a reinforced recycled aggregate concrete (RAC) beam. Double-K fracture model (DKFM) is considered in this paper and the required parameters for DKFM are obtained from the model simulated using finite element method (FEM) in Abaqus. Moreover, the crack pattern of the reinforced RAC beam is examined on a finite element (FE) model in Abaqus.

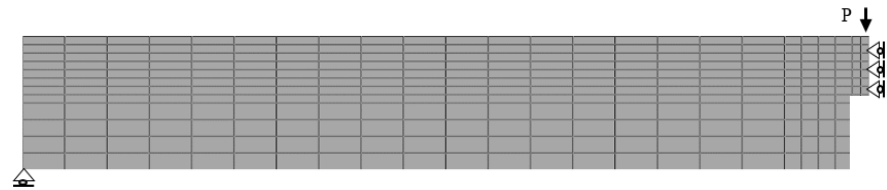


Figure A. Half of notched beam finite element model

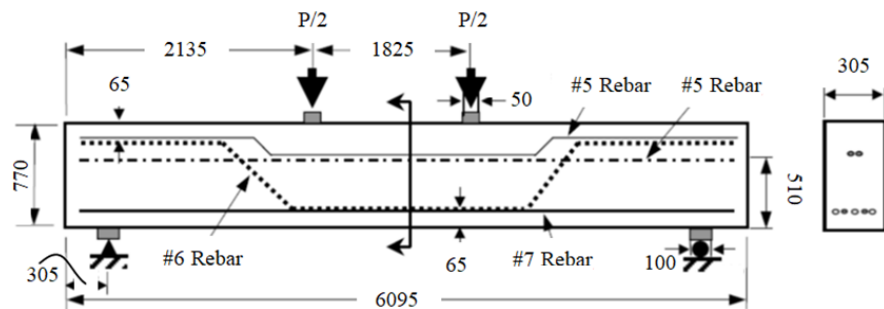


Figure B. Details of the beam used in Abaqus

Purpose:

This study aims to investigate the effect of RA and SF on fracture parameters of concrete and crack pattern of a reinforced beam.

Theory and Methods:

In the simulation parts, geometric nonlinearity and material nonlinearity is considered. The required parameters of materials for modelling in Abaqus depend on the experiments. In the modeling, two FE models are considered (Fig.A-B). Concrete and rebar in the models are considered as solid and rod elements, respectively. Concrete damaged plasticity for concrete material and simple plasticity for rebar material are used. The concrete-rebar bond is considered as full-bond.

Results:

Both SF and RA use at various ratios in concrete has an effect on fracture properties is found. 30% RA with 5% SF use in concrete results better performance in concrete. If both RA and SF are used, the number of cracks decreases in the reinforced beam, but the depth of cracks increases and initial cracking toughness increases in the reinforced beam.

Conclusion:

The implemented study of fracture behavior of concretes with or without RA and SF reveals that the conventional concrete fracture models could be used to determine the fracture parameters of RAC. Also, it is found that although RA inclusion in concretes decreases the rigidity of the beam, approximately equal elastic bearing capacity of the beam is obtained.



Silis dumanının geri kazanılmış agregalı beton kırılma parametreleri ve çatlak haritası üzerine etkisi

Özgür Çakır¹, Hasan Dilbas^{1, 2*}

¹ Yıldız Teknik Üniversitesi, İnşaat Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 34220, İstanbul, Türkiye

² Yüzüncü Yıl Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 65080, Van, Türkiye

Ö N E Ç İ K A N L A R

- Geri kazanılmış agregaya içeren ve silis dumanı katkılı betonlar
- Çift-K kırılma modeli ve hayali çatlak modeli / Sonlu elemanlar yöntemi
- Geri kazanılmış agregaya ve silis dumanı içeren donatılı kirişlerin düşey yük altında performansı ve çatlak haritaları

Makale Bilgileri

Araştırma Makalesi

Geliş: 08.05.2017

Kabul: 02.01.2018

DOI:

10.17341/gazimmfd.416471

Anahtar Kelimeler:

Geri kazanılmış agregaya,
silis dumanı,
kırılma parametreleri,
donatılı kiriş,
sonlu elemanlar yöntemi

ÖZET

Bu çalışma, doğal (NA) ve geri kazanılmış agregaya (RA) ile silis dumanı (SF) içeren betonların kırılma parametrelerinin belirlenmesini içeren ve betonarme bir kiriş elemanda çatlakların durumunu inceleyen bir çalışmadır. Kırılma modellerinden çift-K kırılma modeli bu çalışmada dikkate alınmış ve gerekli veriler sonlu elemanlar metodu (FEM) kullanılarak Abaqus paket programında oluşturulan modelin çözümünden elde edilmiştir. Abaqus hayali çatlak modeli simülasyonlarında, geometrik non-lineerite ve malzeme non-lineeritesi göz önüne alınarak modeller kurgulanmış ve simülasyonlarda kullanılan gerekli malzeme parametreleri (basınç, çekme, E-modülü, vs.) deneysel verilere dayanmaktadır. FEM analizleri sonrası kırılma parametreleri hesaplanmış, geleneksel beton için oluşturulan kırılma modellerinden çift-K kırılma modelinin, RAC kırılma parametreleri ve kırılma davranışı tespitinde de kullanılabileceği belirlenmiş, ayrıca farklı oranlarda RA ve SF kullanımının çatlak ilerlemesi ve kırılma özellikleri üzerinde etkisinin olduğu tespit edilmiştir. Çatlak haritalarını belirlemek üzere oluşturulan ve farklı oranlarda RA ve SF içeren FEM modellerine ait sonuçlar incelendiğinde, RA ile SF'nin beraber kullanılması; RAC ilk çatlama tokluğunu artırdığı ve donatılı RAC kirişte daha az sayıda fakat daha derin çatlakları oluşturduğu görülmüştür. Ayrıca, RA içeren donatılı kirişlerin rijitliklerinin NA içeren donatılı kirişin rijitliğine göre daha az olmasına rağmen, RA içeren donatılı kirişlerin NA içeren donatılı kiriş ile yaklaşık aynı elastik taşıma kapasitesine sahip olduğu belirlenmiştir.

Silica fume effect on fracture parameters and cracking pattern maps of recycled aggregate concrete

H I G H L I G H T S

- Recycled aggregate concrete included silica fume
- Double-K fracture model and fictitious crack model / Finite element method
- Performans and crack pattern of reinforced recycled aggregate concrete beams included silica fume under vertical loads

Article Info

Research Article

Received: 08.05.2017

Accepted: 02.01.2018

DOI:

10.17341/gazimmfd.416471

Keywords:

recycled aggregate,
silica fume,
fracture parameters, reinforced
beam,
finite element analysis

ABSTRACT

The paper demonstrates the determination of the fracture parameters of concretes included recycled aggregate (RA) and silica fume (SF) and the crack pattern of a reinforced concrete beam. Double-K fracture model (DKFM) is considered in this paper and the required parameters for DKFM are obtained from the model simulated using finite element method (FEM) in Abaqus. In the simulation parts geometric nonlinearity and material nonlinearity is considered and the parameters of materials for modelling applications depends on the experiments. The fracture parameters are calculated after obtaining the FEM model analyses. The implemented study of fracture behavior of the conventional and recycled aggregate concretes with and without SF and RA reveals that the conventional concrete fracture models (double-K fracture model) could be used to determine the fracture parameters and fracture behavior of RAC and both SF and RA use in concrete has an effect on fracture properties is found. Moreover, crack pattern of a reinforced concrete beam with and without RA and SF is investigated. According to the results, number of cracks decrease but the depth of cracks increase and initial cracking toughness increases if both RA and SF are used at various ratios in the concretes. Although RA inclusion in concretes decreases the rigidity of the beam, approximately equal elastic bearing capacity of the beam is found.

*Sorumlu Yazar/Corresponding Author: cozgur@yildiz.edu.tr, hasandilbas@yyu.edu.tr / hdilbas@yildiz.edu.tr / Tel: +90 212 383 52 47

1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

Birçok ülkede, yapı uygulamalarında malzemelerin geri kullanımı üzerine düzenlemeler ve işlemler yapılmış ve birçok ülke yapısal atıkları tekrar kullanmak için geri kazanılmış agregaya (RA) dönüştürmeye başlamıştır. Türkiye’de 6306 sayılı Kentsel Dönüşüm Kanunu mevcut yapıların durumunu düzenlemektedir ve bu kanun ile mühendislik hizmeti almamış, kent planına uymayan ve afet riski (deprem vs.) taşıyan yapıların yıkılması ve yürürlükteki standartlara ve yerel yönetimlerin kent planına uygun olarak inşası gerekmektedir. Birkaç on yıllık periyotta, Türkiye’de riskli yapıların yıkılacağı ve tekrar inşa edileceği tahmin edilmektedir. Bu aşamada, yapı ve yıkıntı atığı miktarında artış beklenmektedir. Atıkların çeşitli yapısal ve yapısal olmayan alanlarda çevreye zarar verilmeksizin bertaraf edilmesi, bu aşamada, hayati önem taşımaktadır. Bu türden atıklar için uygulanan en yaygın yaklaşım atıkların yer dolgularında ve yol altlarında kullanılmasıdır, fakat bu yaklaşım çevreye geri dönüşü olmayan zararlar verebilmektedir.

RA’nın betonda kullanımı üzerine çeşitli araştırmalar geri kazanılmış agregalı betonların (RAC) mekanik, fiziksel ve durabilite özelliklerini belirlemek için yapılmış olsa da, RAC kırılma parametreleri ve çatlak gelişimi üzerine az çalışma literatürde bulunmaktadır. Malzemenin kırılma davranışı göz önüne alındığında, mikro ölçekte çatlak nedenli bir kesitin taşıma kapasitesinin yitirilmesi ve bunun sonucu olarak orta ölçekte yapısal bir elemanın göçme kaybıyla makro ölçekte yapının bu durumdan olumsuz etkilenmesi -hatta bazen göçebilmesi- kırılma davranışının önemini göstermektedir. Diğer yünden, genellikle betonarme yapılarda, çatlağın oluşumunu izleyen dönemde betonarme elemanların çevresel dış etkilere açık hale gelmesi ve dış etkilere olumsuz etkilenmesi (örn., klorür nedeniyle korozyon) sıklıkla karşılaşılan durumlardan birisidir.

Literatürdeki çalışmalar incelendiğinde, RA’nın düşük yoğunluğa sahip olduğu [1], su emme kapasitesinin yüksek olduğu [2], düşük elastisite modülü ve düşük dayanıma sahip olmasından dolayı [3, 4] betonda kullanımı durumunda beton özelliklerini olumsuz etkilediği [2, 5] belirtilmektedir. RAC kırılma özellikleri incelendiğinde, RA’nın tokluk üzerinde etkili olduğu görülmektedir. Reis ve Jurumenh [6] çalışmasında geri kazanılmış döküm kumunu kullanılmış ve polimerik epoxy ile geri kazanılmış döküm kumunun betonda kullanımı ile kırılma tokluğu artışı elde etmiştir. Casuccio vd. [7] RA içeren deney numuneleri üretmiş ve iri agrega içeren beton numunelere ait sonuçlarla karşılaştırma yapıldığında RAC’nun düşük dayanımlı, elastisite modüllü ve kırılma tokluklu olduğu sonucuna varmıştır. Kapsamlı bir Çin kaynakları araştırmasına göre RAC mekanik özellikleri (basınç, kayma ve çekme gerilmeleri) geleneksel betona (NAC) göre düşüktür ve RAC dayanımları betonda artan RA kullanım oranı ile düşmektedir [8]. Ayrıca, RAC pik şekil değiştirme değeri NAC pik şekil değiştirme değerinden büyük olsa da, RAC elastisite modülü betonda artan RA kullanım oranıyla ters orantılı olarak azalmaktadır.

Arezoumandi vd. [9] %0-30-50-70-100 oranlarında iri agrega kullanarak kırılma enerjisi üzerine iri agrega etkisini araştırmış ve sonuçları çeşitli araştırmacılar ve CEB-FIP Model code-2010 tarafından önerilen denklemlerde elde edilen sonuçlarla karşılaştırmıştır. Sonuç olarak, CEB-FIP Model code-2010 ve Bazant tarafından önerilen denklemlerin yakın sonuçlar verdiği bulunmuştur. Riaz vd. [10] %25-50-75-100 oranlarında RA kullanmış ve RAC mekanik davranışı incelenmiştir. %25 RA kullanımının mekanik parametreleri pek etkilemediği fakat basınçta en düşük kırılma tokluğunun %100 RA içeren betonlarda görüldüğü ifade edilmiştir. Diğer yünden, pik eğilme yükünün betonda artan RA kullanımı ile azalmasına rağmen eğilme sırasında çatlak ağzı açılma değerinin (CMOD) en büyük yük altında pek değişmediği bulunmuştur. Choubey vd. [11] çift-K kırılma modeli ve hayali çatlak modeli uygulamalarını, çeşitli oranda RA içeren RAC üzerinde simülasyonla test etmişler, RAC kırılma parametrelerini irdelemişler ve simülasyonda gerekli deneysel parametreleri birçok ampirik ilişki (örn., basınç dayanımı-elastisite modülü ilişkisi) çıkartarak kullanmışlardır. RA’nın betonda artan oranda kullanımı ile RAC kırılma parametrelerinin (K_{IC}^{ini} ve K_{IC}^{un}) azalma gösterdiğini rapor etmişlerdir. Diğer yünden, Chen vd. [12] fiber katkılı geri kazanılmış agregalı betonları çeşitli sıcaklık derecelerine maruz bırakmış ve bu betonların kırılma tokluklarını hesaplamışlardır. Bu çalışmada, fiber katkısının ilk çatlak oluşumunu ertelediği ve fiberlerin betonda çatlak açılmasını engelleyerek kırılma enerjisi ve kırılma tokluk değerlerini artırdığı rapor edilmiştir [12].

Donatılı betonarme kirişler bakımından RAC kullanımı irdelendiğinde geleneksel betonlara yakın RAC davranışının gözlemlendiği literatürde gözlenmektedir. Örneğin, Ignjatović vd. [13] yaptıkları çalışmada %0-50-100 oranlarında RA kullanmışlar, RAC içeren donatılı kiriş üzerinde eğilme davranışını incelemişler ve donatılı betonarme kirişte %0-50-100 RA içeren RAC kullanımı durumunda, NAC içeren kirişle benzer yük-düşey yer değiştirme değerleri elde etmişlerdir. Choi ve Yun [14] RAC içeren kirişlerin kesme kuvveti etkisi altındaki davranışlarını incelemişler ve doğal agregalı betonlarla ve geri kazanılmış agregalı betonlarla üretilen kirişlerde kesme davranışının benzer olduğu sonucuna varmışlardır. Knaack ve Kurama [15] çalışmalarında, artan iri RA içeriği ile RAC içeren kirişlerin daha fazla düşey yer değiştirme yaptıklarını ve kiriş rijitliklerinde RA içeriği nedeniyle düşüşler gözlemlendiğini rapor etmişlerdir.

Literatüre bakıldığında, mineral katkılı (örn., silis dumanı, uçucu kül ve öğütülmüş yüksek fırın cürufu) ve geri kazanılmış agregalı betonların kırılma parametreleri üzerine sınırlı sayıda çalışmanın gerçekleştirildiği görülmektedir. Bu makale çalışmasıyla, literatürdeki açığı doldurmak ve bu alana katkı sağlamak amacıyla RAC kırılma parametreleri üzerine sistematik bir çalışma yapılmıştır. Aşağıdaki başlıklarda belirtileceği üzere, literatüre katkı sağlayacağı düşünülmektedir:

- Bu çalışma, deneysel sonuçlara dayanarak geleneksel beton kırılma modellerinin geri kazanılmış agregalı beton üzerine uygulamalarını araştırmaktadır ve deney sonuçlarından elde edilen veriler (basınç gerilme-şekil değiştirme verisi vs.) kırılma modelleri parametrelerinin belirlenmesi için FEM simülasyonlarında kullanılmıştır.
- Bu çalışma, çeşitli oranlardaki mineral katkı (örn., silis dumanı (SF)) kullanımının RAC çift-K kırılma modeli (DKFM) ve hayali çatlak modeli (FCM) sonuçları üzerine etkisinin araştırılmasını içermektedir. Kırılma parametreleri belirlenmesinde, FEM simülasyonlarında geometrik non-lineerite ve malzeme non-lineeritesi dikkate alınmıştır.

Pik yük (P_u) ve kritik çatlak ağzı açılma değeri ($CMOD_c$) DKFM için gerekmektedir ve kırılma deneyleri sonuçlarından bu veriler çekilerek kullanılmaktadır. Deney verisi eksikliğinden dolayı, gerekli parametreler bir sonlu elemanlar paket programı olan Abaqus'te çentikli kiriş numunelerinin modellenmesi ile elde edilmiştir. İhtiyaç duyulan RAC ve NAC parametreleri, RAC ve NAC 'nun mühendislik parametrelerinin deneysel olarak belirlendiği Ref. [16]'dan alınmış ve FCM simülasyonlarında giriş verisi olarak kullanılmıştır. Ayrıca, geometrik özellikleri Ref. [17]'de tanımlanan donatılı bir kiriş, sonlu elemanlar programında (Abaqus) modellenmiş ve bu kirişe ait yük-düşey yer değiştirme, çatlak haritası-çatlaklara ait genişleme özellikleri irdelenmiştir. Donatılı kiriş modelinde de geometrik non-lineerite ve malzeme non-lineeritesi dikkate alınmıştır. Abaqus simülasyonlarında malzeme bünye modellerinden Concrete Damage Plasticity (CDP) beton malzemesi modeli olarak programda kullanılmıştır. Ayrıca, beton kırılma parametreleri ile betonarme kiriş simülasyon sonuçları arasındaki ilişkiler de yorumlanmıştır.

2. YÖNTEM (METHOD)

Bu çalışma, çift-K kırılma modelinin (DKFM) geri kazanılmış agregalı betonlara (RAC) uygulamasını, çeşitli oranlarda (%0-30-40-70-100) geri kazanılmış agrega (RA) içeriği ile çeşitli oranlarda (%0-5-10) silis dumanı (SF) mineral katkısının kırılma parametreleri üzerine etkisini ve ayrıca SF mineral katılı RAC 'nin donatılı kiriş performansı üzerine etkisini incelenmektedir.

2.1. Beton Kırılma Parametreleri Belirlenirken Kullanılan Beton Malzeme Özellikleri (Material Properties for Concrete Fracture Parameters Determination)

Bu çalışmada kullanılan temel parametreler (basınç, elastisite modülü, vs.), deneylere dayanan verileri içeren Ref. [16]'dan alınmıştır. FCM'de beton özelliklerinin belirlenmesinde gerekli olan (elastisite modülü (E_c), tek eksenli çekme dayanımı (f_t), kırılma enerjisi (G_F) ve yumuşama fonksiyonu) parametrelerden elastisite modülü ve çekme dayanımı Ref. [16]'dan alınmıştır. Yapılan deneysel çalışmada [18], NAC ve RAC'nin poisson oranının aynı olduğu ifade edilmektedir. Buradan hareketle bu

çalışmada poisson oranı NAC ve RAC için 0,2 kabul edilmiştir. Diğer parametreler (kırılma enerjisi (G_F) ve yumuşama fonksiyonu) literatürde tanımlanan eşitliklerden elde edilmişlerdir (Eş. 1 - 4) [19-21].

Oh vd. [19] çalışmasında NAC kırılma enerjisi hesabı için şu denklemi önermektedir (Eş. 1).

$$G_F = C f_t \frac{d}{E_c} \quad (1)$$

Burada birimler, G_F için N/mm, E_c ve f_t için N/mm², 'd' en büyük tane çapı boyutu ve birimi mm, C ise bir sabit ve değeri 56,24 'tür ve bu çalışmada Eş. 1 NAC 'nun G_F değerini belirlemek için kullanılmıştır. Diğer yönden RAC için G_F değerini Xiao vd. [20] Eş. 2'yi önermiştir.

$$G_F = b \frac{f_c}{E_c} \left(\frac{d}{d_{20}} \right)^{b_1} \left(\frac{t}{t_{20}} \right)^{b_2} \quad (2)$$

Burada; $b=85,93$, $b_1=0,125$, $b_2=0,211$, d en büyük tane çapı (mm), t kür süresi (gün), $d_{20} = 20$ mm, $t_{20} = 30$ gün, $\lambda = 1,0$, f_c beton basınç dayanımı ve E_c elastisite modülüdür. Bu çalışmada, d en büyük tane çapı 32mm olarak Eş.1 ve Eş. 2'de ve t kür süresi 28 gün olarak Eş. 2'de dikkate alınmıştır.

Betonun gerilme-şekil değiştirme davranışında düşen kollar için yumuşama fonksiyonu, çatlak yüzeyler boyunca σ kohezif gerilmesi ile ilişkilidir ve çatlak açılma yer değiştirmesi (w) kohezif gerilme fonksiyonunda bir değişkendir. Non-lineer yumuşama fonksiyonu $\sigma(w)$ (Eş. 3) ve betonun toplam kırılma enerjisi G_F Ref. [21]'de şu şekilde verilmektedir (Eş. 4):

$$\sigma(w) = f_t \left\{ \left[1 + \left(\frac{c_1 w}{w_c} \right)^3 \right] \exp \left(\frac{c_2 w}{w_c} \right) - \frac{w}{w_c} (1 + c_1^3) \exp(-c_2) \right\} \quad (3)$$

$$G_F = w_c f_t \left\{ \frac{1}{c_2} \left[1 + 6 \left(\frac{c_1}{c_2} \right)^3 \right] - \left[1 + c_1^3 \left(1 + \frac{3}{c_2} + \frac{6}{c_2^2} + \frac{6}{c_2^3} \right) \right] \right\} \left\{ \frac{\exp(-c_2)}{c_2} - \left(\frac{1 + c_1^3}{2} \exp(-c_2) \right) \right\} \quad (4)$$

Burada; c_1 ve c_2 birer sabit (Eş. 5) ve w_c kohezif gerilmenin sıfır olduğu çatlak dibinde en büyük çatlak açılma yer değiştirmesidir. NAC ve RAC için Eş. 2 ve Eş. 3'te bulunan G_F değerleri ile c_1 , c_2 ve λ değerleri Eş. 5'te verilen eşitliklerden elde edilerek Eş. 4'te yerlerine konular. Sonuç itibarıyla, w_c Eş. 4'te hesaplanır. Bulunan w_c Eş. 3'te yerine konular ve kohezif gerilme fonksiyonu çatlak açılma yer değiştirmesi cinsinden tek bilinmeyenli olarak elde edilir.

$$c_1 = \left(\frac{d}{8}\right)^{0,75}, \quad c_2 = \left(0,92 - \frac{d}{400}\right)\lambda, \quad \lambda = 10 - \left(\frac{f_{ck}}{2f_{ck0}}\right)^{0,7} \quad (5)$$

Burada f_{ck0} 10 MPa ve f_{ck} karakteristik dayanımdır ve f_{ck} yerine f_{cu} alınabilir. Beton serilerine ait f_{cu} değerleri ve elde edilen sabitler Tablo 1’de verilmektedir. Ayrıca beton serileri isimlendirmelerine ait açıklamalar Tablo 2’de yer almaktadır.

2.2. Üç-Noktadan Eğilme Deneyi için Hayali Çatlak Modeli Simülasyonu

(Fictitious Crack Model Simulation For Three-Point Bending Test)

Bu çalışmada, basit mesnetle mesnetlenmiş 2 boyutlu bir kiriş ele alınmış (Şekil 1), bu kirişten elde edilen sonuçlar

ile %0-30-40-70-100 RA ve %0-5-10 SF katkılı betonlar için DKFM parametreleri belirlenmesi hedeflenmiştir. COD değerleri, çentikli kirişin Abaqus’te modellenmesi ve analizi ile elde edilmiştir. Oluşturulan model, doğrusal dörtgen birim elemanlar (linear quadrilateral element (CPS4R)) ile oluşturulmuştur (Şekil 1). RILEM Technical Committee-50-FMC’e uygun B=100 mm genişlikli, D=200 mm yükseklikli ve S=2000 mm açıklıklı üç noktadan yüklemeli basit mesnetli kiriş (TPBT) çentik uzunluğu/yükseklik=0,5 oranlı ilk çatlak içermektedir. Sonlu elemanlar analizi, simetriden dolayı kirişin yarısı üzerinde gerçekleştirilmiştir. Modelde beton malzemesi, Abaqus ‘te malzeme bilgi girişi kısmında bulunan “Concrete Damaged Plasticity” (CDP) kullanılarak tanımlanmıştır. Betonun maruz kaldığı yük altındaki davranışının -pik yük öncesini ve ötesini hasar davranışını da kapsayacak şekilde- parametrik olarak Abaqus’te

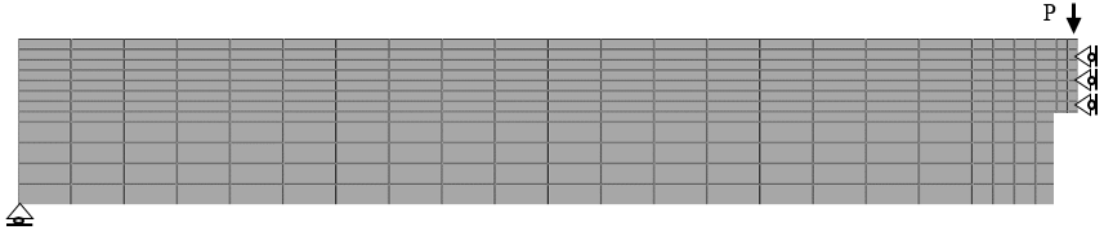
Tablo 1. Beton numunelerin malzeme özellikleri (Material properties of concrete specimens)

Karışım	SF, %	RA, %	f_{cu} , MPa	E_c , MPa	f_t , MPa	f_t/f_{cu}	G_F , (N/m)	Nonlineer yumuşama fonksiyonu parametreleri		
								c_1	c_2	λ
NAC	0	0	35,8	28095	2,25	0,063	100,9	2,16	7,34	8,50
RA1C	0	40	33,0	23437	2,24	0,068	120,9	2,16	7,41	8,58
RA2C	0	30	34,1	25167	2,41	0,071	116,4	2,16	7,38	8,55
RA12C	0	70	29,1	22896	1,58	0,054	109,2	2,16	7,52	8,70
RA123C	0	100	24,9	13805	1,29	0,052	154,9	2,16	7,63	8,83
NACSF5	5	0	39,9	25619	2,62	0,066	128,8	2,16	7,24	8,38
RA1CSF5	5	40	34,8	25541	2,52	0,072	117,0	2,16	7,37	8,53
RA2CSF5	5	30	35,2	25571	2,97	0,084	118,2	2,16	7,36	8,51
RA12CSF5	5	70	33,2	22026	1,92	0,058	129,5	2,16	7,41	8,57
RA123CSF5	5	100	30,6	17668	1,58	0,052	148,8	2,16	7,48	8,65
NACSF10	10	0	45,5	27721	3,4	0,075	154,5	2,16	7,10	8,22
RA1CSF10	10	40	37,2	24968	2,46	0,066	128,0	2,16	7,31	8,46
RA2CSF10	10	30	38,5	21162	2,63	0,068	156,3	2,16	7,27	8,42
RA12CSF10	10	70	28,9	22098	1,62	0,056	112,3	2,16	7,52	8,71
RA123CSF10	10	100	31,3	21581	2,07	0,066	124,6	2,16	7,46	8,63

Tablo 2. Karışım isimlerinin açıklamaları (The notations of mixtures)

Karışım	İsim açıklımı	
1. Grup	NAC	NA1 ve NA2 içeren beton
	RA1C	RA1 ve NA2 içeren beton
	RA2C	NA1 ve RA2 içeren beton
	RA12C	RA1 ve RA2 içeren beton
	RA123C	RA (RA1, RA2 ve RA3) içeren beton
2. Grup	NACSF5	NA1 ve NA2 ile %5 SF içeren beton
	RA1CSF5	RA1 ve NA2 ile %5 SF içeren beton
	RA2CSF5	NA1 ve RA2 ile %5 SF içeren beton
	RA12CSF5	RA1 ve RA2 ile %5 SF içeren beton
	RA123CSF5	RA (RA1, RA2 ve RA3) ile %5 SF içeren beton
3. Grup	NACSF10	NA1 ve NA2 ile %10 SF içeren beton
	RA1CSF10	RA1 ve NA2 ile %10 SF içeren beton
	RA2CSF10	NA1 ve RA2 ile %10 SF içeren beton
	RA12CSF10	RA1 ve RA2 ile %10 SF içeren beton
	RA123CSF10	RA (RA1, RA2 ve RA3) ile %10 SF içeren beton

NA1: doğal ince agregası, NA2: doğal iri agregası NA3: doğal agregası
RA1: geri kazanılmış ince agregası, RA2: geri kazanılmış iri agregası RA3: geri kazanılmış kum



Şekil 1. Çentikli yarım kiriş sonlu elemanlar modeli (Half of notched beam finite element model)

tanımlanabilmesini sağlayan Beton Hasar Plastisitesi Modeli (Concrete Damaged Plasticity Model (CDP)) teorisi akış fonksiyonu Lubliner ve diğ. tarafından ileri sürülmüş ve ardından Lee ve Fenves tarafından modifiye edilmiş, modifikasyon işlemini Lee ve Fenves, Eş. 6'ya göre tanımlamışlardır [22].

$$F = \frac{1}{1-\alpha} \left(\bar{q} - 3\alpha\bar{p} + \beta \left(\bar{\varepsilon}^{pl} \langle \bar{\sigma}_{max} \rangle - \gamma \langle \bar{\sigma}_{max} \rangle \right) - \bar{\sigma} \left(\bar{\varepsilon}_c^{pl} \right) \right) \quad (6)$$

Burada, $\bar{\varepsilon}^{pl}$ birim şekil değiştirme (pl ifadesi plastik olduğunu gösterir) ve α parametresi Eş. 7'ye göre hesaplanır. Eş. 7'de σ_{b0} iki eksenli basınç dayanımı ve σ_{c0} tek eksenli basınç dayanımıdır [22].

$$\alpha = \frac{\left(\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}} \right) - 1}{2 \left(\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}} \right) - 1} \quad (7)$$

Eş. 6'da, \bar{q} Mises eşdeğer efektif gerilmesi ve \bar{p} hidrostatik basınç gerilmesidir. $\beta(\bar{\varepsilon}^{pl})$ fonksiyonu, cebirsel olarak maksimum asal efektif gerilme $\bar{\sigma}_{max}$ pozitif olduğu zaman, akış fonksiyonunda açığa çıkar (Eş. 8)[22]:

$$\langle x \rangle = \frac{1}{2} (|x| + x) \cdot \beta(\bar{\varepsilon}^{pl}) \quad (8)$$

$$\beta(\bar{\varepsilon}^{pl}) = \frac{\bar{\sigma}_c(\bar{\varepsilon}^{pl})}{\bar{\sigma}_t(\bar{\varepsilon}^{pl})} (1 - \alpha) - (1 + \alpha)$$

$\beta(\bar{\varepsilon}^{pl})$ fonksiyonunda; $\bar{\sigma}_c(\bar{\varepsilon}^{pl})$ ve $\bar{\sigma}_t(\bar{\varepsilon}^{pl})$ sırasıyla basınç ve çekme efektif kohezif gerilmeleridir [22]. İki eksenli basınç durumunda, $\bar{\sigma}_{max} = 0$ olur ki bu durumda $\beta(\bar{\varepsilon}^{pl})$ aktif değildir ve sadece α parametresi kalır.

Eş. 6'da kullanılan γ , Eş. 9'da akış yüzeyinin şekli olarak tanımlanır ve maksimum efektif asal gerilme $\bar{\sigma}_{max}$ negatif olduğunda aktiftir, ki γ şöylece hesaplanır [22]:

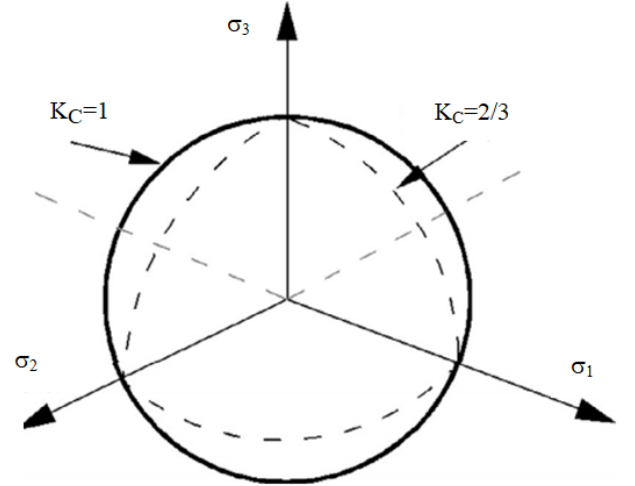
$$\gamma = \frac{3(1 - K_c)}{2K_c - 1} \quad (9)$$

K_c ifadesi Eş. 9'da, çekmenin basınca oranını ifade eder ve deviatorik düzlemde akış yüzeyinin şeklini tanımlamaktadır (Şekil 2).

CDP, akış potansiyel fonksiyonu $G(\sigma)$ 'yı kullanır ki, bu fonksiyon Drucker-Prager hiperbolik fonksiyonundan bağımsız şekilde şöylece tanımlanır[22]:

$$G(\sigma) = \sqrt{(\varepsilon \sigma_{t0} \tan \psi)^2 + q^2} - \bar{p} \tan \psi \quad (10)$$

Eş. 10'da ε eksantristeyi ifade eder ve plastik potansiyel fonksiyonunun yaklaştığı asimtottaki oranı verir, σ_{t0} eksenel çekme gerilmesini ifade eder, ψ p-q düzleminde ölçülen açıdır (dilation angle) ki yüksek basınçta p-q düzleminde ölçülür. Şekil 3 bahsedilen plastik potansiyel yüzeyini ve akış yüzeyini göstermektedir [22]. Şekil 4 ise oluşan eksantristeyi ve açığı (dilation angle) şematik olarak göstermektedir [22].



Şekil 2. Deviatorik düzlemde akış yüzeyi (Flow surface at deviatoric plane)

CDP'de hasar durumu Eş. 11 ile tanımlanmaktadır.

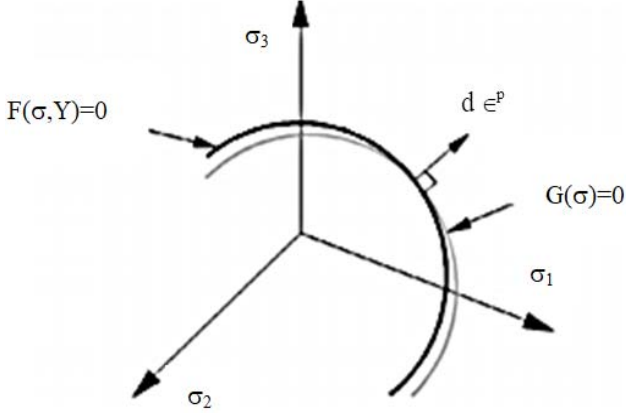
$$\sigma = (1 - d) \bar{\sigma} = (1 - d) E_0 : (\varepsilon - \varepsilon^{pl}) \quad (11)$$

Hasar parametresi d basınç ve çekmenin bir fonksiyonu olarak tanımlanabilir ki, bu durum [22]:

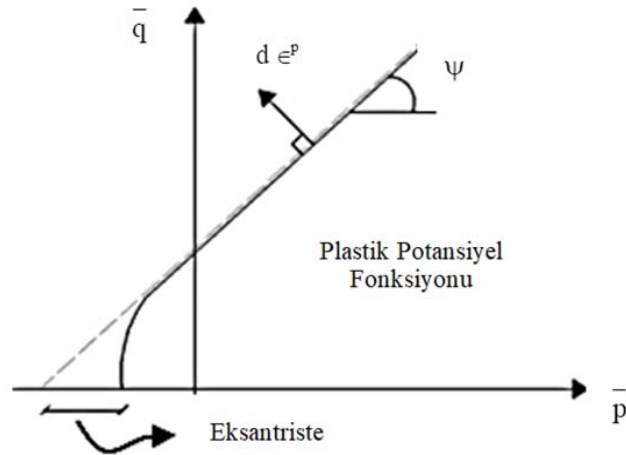
$$(1 - d) = (1 - s_t d_c) (1 - s_c d_t) \quad (12)$$

Eş. 12'de s_t ve s_c sırasıyla çekme ve basınç rijitlikleri değişimlerini ifade eder (Şekil 5-7). Ayrıca, CDP'de Devaut-Lions yaklaşımına göre viskoplastik

regülerizasyonu tanımlanır ve μ viskozite parametresi CDP’de girildiği vakit, plastik birim şekil değiştirme tensörü değişir ve hasar ekstra zaman kullanılarak çıkarılır [22]. Eş. 13, birim şekil değiştirme oranını viskoplastik regularizasyonla tanımlamaktadır[22]:



Şekil 3. Deviatorik düzlemde plastik potansiyel yüzey ve akış yüzeyi
(Plastic potential surface and flow surface at deviatoric plane)



Şekil 4. Meridyen düzleminde eksantriste ve açı oluşumu
(Eccentricity and dilation angle formation at meridian plane)

$$\dot{\epsilon}_v^{pl} = \frac{1}{\mu} (\dot{\epsilon}^{pl} - \dot{\epsilon}_v^{pl}) \quad (13)$$

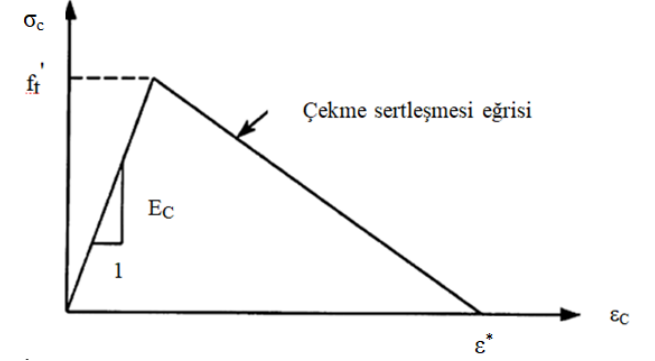
Ayrıca, visko plastik hasar artışı Eş. 14 ile tanımlanır [22].

$$\dot{d}_v = \frac{1}{\mu} (d - d_v) \quad (14)$$

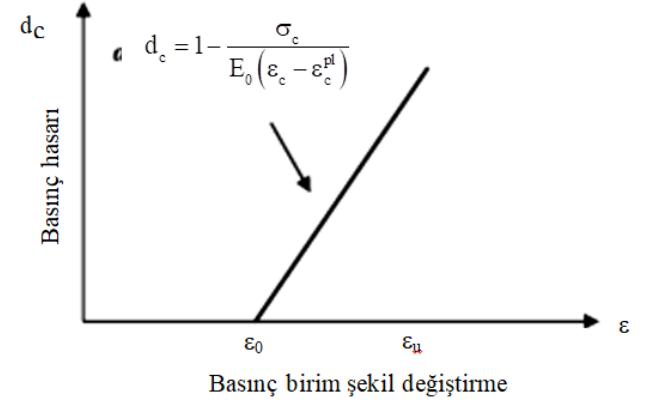
Burada, d_v ifadesi viskoz rijitlik azalış değeridir. Gerilme ile birim şekil değiştirme ilişkisi, viskoplastik modelde Eş. 15 ile şöylece tanımlanır [22]:

$$\sigma = (1 - d_v) E_0 : (\epsilon - \epsilon_v^{pl}) \quad (15)$$

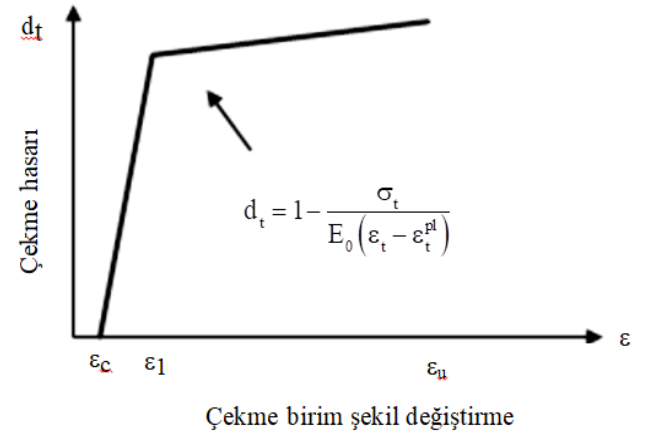
CDP’nin plastisite bölümünde “dilation angle, eccentricity, the stress ratio f_{b0}/f_{c0} , K_c ve viscosity” parametreleri program varsayılan değerleri alınmıştır. Alınan varsayılan değerler, dilation angle= 40°, eccentricity=0,1, f_{b0}/f_{c0} =1,16, K_c =0,666 ve viscosity=0 şeklindedir.



Şekil 5. Çekmede gerilme sertleşmesi (Tension stiffening model)



Şekil 6. Beton basınç hasarı parametresi-basınç birim şekil değiştirmesi ilişkisi (The relationship of compressive damage parameter–compressive strain for concrete)



Şekil 7. Beton çekme hasarı parametresi-çekme birim şekil değiştirmesi ilişkisi (The relationship of tensile damage parameter–tensile strain for concrete)

Bu çalışmada kullanılan ilgili malzeme parametreleri Ref. [16]'dan alınmış ve modelleme için ilgili parametreler Tablo 1'de verilmiştir.

2.3. Çift-K Kırılma Modeli Parametreleri
(Double-K Fracture Model Parameters)

Bu çalışmada, üç noktadan yüklemeli test numunesi için çift-K kırılma parametreleri hesabında ağırlık fonksiyonları metodu (WFM) kullanılmıştır. WFM, evrensel 4 terimli ağırlık fonksiyonu olarak kullanılmış ve literatürde birçok farklı analitik metot çift-K kırılma parametrelerini belirlemek üzere tanımlanmıştır: Basitleştirilmiş eşdeğer kohezif kuvvet metodu (Simplified equivalent cohesive force method (SECFM)), ağırlık fonksiyonu metodu (weight function method (WFM)), Gauss–Chebyshev integral metodu (Gauss–Chebyshev integral method (GCIM)) ve basitleştirilmiş Green fonksiyonu metodu (simplified Green's function method (SGFM))[11].

P_u and $CMOD_c$ değerleri, Abaqus FCM simülasyonundan çift-K kırılma parametreleri için elde edilmiştir. Çift-K kırılma parametreleri Eş. 16-25 kullanılarak hesaplanmıştır.

Gerilme şiddeti faktörü [23, 24]:

$$K_I = \sigma_N \sqrt{Dk(\alpha)} \quad (16)$$

Burada σ_N , nominal veya karakteristik dayanımdır. $k(a)$ ve σ_N birer fonksiyondur (Eş.17-18) [23, 24]:

$$k(\alpha) = \sqrt{\alpha} \frac{1,99 - \alpha(1 - \alpha)(2,15 - 3,93\alpha + 2,7\alpha^2)}{(1 + 2\alpha)(1 - \alpha)^{1,5}} \quad (17)$$

$$\sigma_N = \frac{3S}{4BD^2} (2P + w_g S) \quad (18)$$

Burada w_g kirişin birim uzunluktaki ağırlığıdır. S kiriş mesnet açıklığı, a ilk çatlak uzunluğu, B kiriş genişliği, D kiriş yüksekliğidir. Ayrıca, Eş. 16 ve Eş. 18 ilk çatlama tokluğu (initial cracking toughness K_{IC}^{ini}) ve kararsız kırılma tokluğu (unstable fracture toughness K_{IC}^{un}) belirlenmesi için kullanılabilir. İlk çatlama tokluğu (K_{IC}^{ini}) P_{ini} ilk çatlama yükünden dolayı a_0 ilk çatlak uzunluğunun ucundaki değer iken, kararsız kırılma tokluğu (K_{IC}^{un}) P_u pik yükünden dolayı a_c efektif çatlak uzunluğunun ucundaki değerdir.

Çatlak ağzı açılma genişliği (CMOD) bir fonksiyondur (Eş. 19) ve $V(\alpha)$ fonksiyonuna bağlı olarak değişir (Eş.20).

$$CMOD = \frac{6PSa}{BD^2 E_c} V(\alpha) \quad (19)$$

$$V(\alpha) = 0,76 - 2,28\alpha + 3,78\alpha^2 - 2,04\alpha^3 + \frac{0,66}{(1 - \alpha)^2} \quad (20)$$

Burada, a_c değeri a' 'ya eşit ve P değeri P_u 'ya eşittir. a_c değeri, P yükü en büyük değerini aldığı anda eşdeğer-elastik çatlak uzunluğu olarak tanımlanabilir. Çentikli kiriş deneylerinde, herkesçe bilindiği üzere, ilk çatlama yükü tespiti zordur. Bundan dolayı, ilk çatlama tokluğu (K_{IC}^{ini}) değerinin belirlenmesi için ters bir analitik yöntem kullanılmıştır. Pik yük etkisi altında etkili çatlak genişlemesi değeri lineer asimtotik süperpozisyon varsayımı göz önüne alınarak hesaplanmıştır. Eş. 21'de belirtildiği üzere, Eş. 21 ilk çatlama tokluğu (K_{IC}^{ini}) hesaplamada kullanılabilir [23, 24]:

$$K_{IC}^{ini} = K_{IC}^{un} - K_{IC}^C \quad (21)$$

Burada, K_{IC}^C betonun kohezif tokluğudur ve Eş. 22'den elde edilir [23, 24]:

$$K_{IC}^C = \frac{2}{\sqrt{2\pi a}} \left\{ \begin{array}{l} A_1 a \left[2s^{0,5} + M_1 s + \frac{2}{3} M_2 s^{1,5} + \frac{M_3}{2} s^2 + \frac{2}{5} M_4 s^{2,5} \right] + \\ A_2 a^2 \left[\frac{4}{3} s^{1,5} + \frac{M_1}{s} s^2 + \frac{4}{15} M_2 s^{2,5} + \frac{4}{15} M_4 s^{3,5} + \frac{M_3}{6} \left\{ 1 - \left(\frac{a_0}{a} \right)^3 - 3s \frac{a_0}{a} \right\} \right] \end{array} \right\} \quad (22)$$

Burada, $s = (1 - a_0/a)$, $A_1 = \sigma_s$ ($CTOD_c$), ve $A_2 = (f_t - \sigma_s$ ($CTOD_c$)) / $(a - a_0)$ bağıntılarıyla hesaplanırlar ve M_1, M_2, M_3 ve M_4 ağırlık fonksiyonu parametreleridir. Eş. 22'de, kritik etkili çatlak uzamasına neden olan pik yükleme durumundan dolayı a değeri a_c 'ye eşittir. Yük değeri en büyük halini aldığı zaman, çatlak ucu açılma yer değiştirmesi ($CTOD$) kritik çatlak ucu açılma yer değiştirmesi ($CTOD_c$) halini almaktadır. Kritik çatlak ucu açılma yer değiştirmesi ($CTOD_c$) değeri Eş. 23'ten hesaplanmaktadır [11].

$$CTOD_c = CMOD_c \left\{ \left(1 - \frac{a_0}{a_c} \right)^2 + \left[1,081 - 1,149 \frac{a_c}{D} \right] \left[\frac{a_0}{a_c} - \left(\frac{a_0}{a_c} \right)^2 \right] \right\}^{0,5} \quad (23)$$

Ayrıca, çatlak ucundaki kohezif gerilme değeri ($\sigma(w)$)-yer değiştirme (w) değerleri Eş. 3'te yerine konularak hesaplanabilir.

Dört terimli evrensel ağırlık fonksiyonuna ait kullanılan ağırlık fonksiyonu parametreleri (M_1, M_2 ve M_3) a/D ile tanımlı bir fonksiyondur (Eş. 24-25). M_1, M_2 ve M_3 aşağıdaki gibi hesaplanır [23, 24]:

i= 2 için,

$$M_i = \left[a_i + b_i \frac{a}{D} \right] \quad (24)$$

i=1 ve 3 için,

$$M_i = \frac{1}{\left(1 - \left(\frac{a}{D} \right) \right)^{1,5}} \left[a_i + b_i \left(\frac{a}{D} \right)^1 + c_i \left(\frac{a}{D} \right)^2 + d_i \left(\frac{a}{D} \right)^3 + e_i \left(\frac{a}{D} \right)^4 + f_i \left(\frac{a}{D} \right)^5 \right] \quad (25)$$

Eş. 24 ve Eş. 25’te kullanılan $a_i, b_i, c_i, \dots, f_i$ parametreleri Tablo 3’teki gibidir.

2.4. Donatılı Kiriş Çatlak Haritası (Cracking Pattern of Reinforced Beam)

Bu bölümde, kiriş geometrik detayları Ref. [17]’de verilen bir donatılı kirişin sonlu eleman modeli oluşturulmuş ve bu model üzerinde sistematik yükleme analizleri yapılmıştır. Analizlerdeki amaç NAC ’ye yakın mekanik özellikler sergileyen RA1CSF10 ve RA2CSF10 betonlarının betonarme davranışları ile çatlak haritalarını incelemek ve karşılaştırmaktır. NAC, kontrol betonu olarak kullanılmış ve geleneksel betondur. Diğer yönden RA1CSF10 ve RA2CSF10 gelişmiş özelliklere sahip – yeni nesil beton olarak tanımlanabilir – ve bünyesinde RA ile SF içermektedir. Ayrıca, RA1CSF10 ve RA2CSF10 ’e ait performans parametreleri (örn., basınç dayanımı) NAC ile yaklaşık aynı düzeydedir[18]. Bu çalışmada, donatılı kiriş sonuçları üzerinde çatlama haritası değerlendirmesi yapılmış ve ayrıca yük-düşey yer değiştirme eğrileri üzerinde irdelemelerde bulunulmuştur. Kiriş, Şekil 8’de görüleceği üzere, basit mesnetli ve kesme donatısızdır. Kiriş analizlerde maksimum 120 kN düşey yükü yüklenmiştir.

2.4.1. Kiriş özellikleri (Beam properties)

Kiriş 6095 × 770 × 305 mm boyutlarında ve 5485 mm’lik kısmi eğilmeye maruzdur. Uygulanan yükler arasındaki mesafe 1825 mm’dir [17].

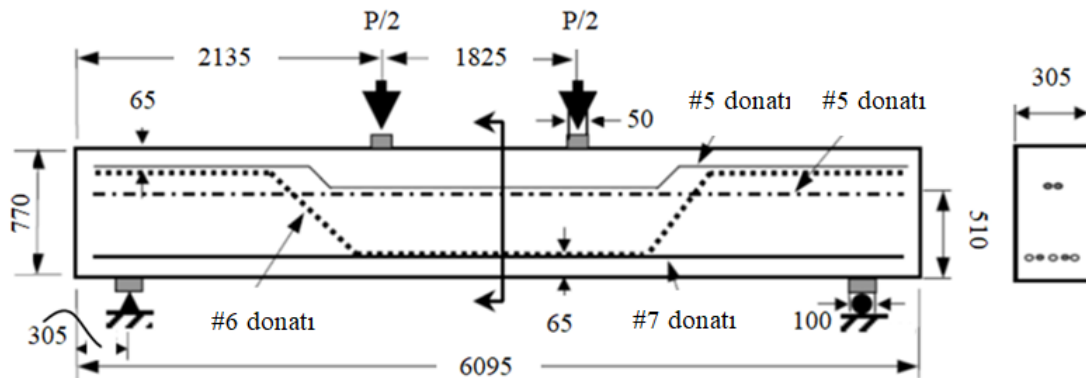
2.4.2. Kiriş malzeme özellikleri (Material properties of beam)

Kirişte kullanılan beton malzeme özellikleri deneysel verilere dayanmaktadır ve Ref. [16]’dan alınmıştır. Basınç ve çekme gerilmesi-birim şekil değiştirme verileri yükselen ve düşen dallara sahiptirler [16]. Donatılı kiriş modeli Abaqus’te simüle edilmiş ve beton malzemesi “Concrete Damaged Plasticity (CDP)” kullanılarak modellenmiştir. CDP, beton elemanlarda kırılma mekanizmalarının uygun şekilde tanımlanmasını kolaylaştıran ve yüklemelerin ileri durumlarında betonun davranışı açısından betonarme yapıların simüle edilmesinde çok kullanışlı olan bir modeldir [25]. Çok eksenli yük kombinasyonları altında betonun kırılması tek eksenli duruma göre farklı olmaktadır. Bu kombinasyonlar, tek eksenli yükleme altında da oluşmaktadır (Şekil 9). Abaqus’te, bir çeşit Mohr-Coulomb tipi basınç yüzeyi ve çatlak algılama yüzeyi kullanılmaktadır. Ayrıca, elasto-plastik teori kullanılarak beton modellenebilmektedir. Modelde, ağırlıklı olarak basınç gerilmesi betonun asal gerilme bileşenleridir ve izotropik sertleşme kuralı dikkate alınmaktadır (isotropic hardening rule). CDP ’de, betonda çatlak oluşmasına rağmen çatlama beton çekme gerilmesini karşılayabilmekte ve çekme yükü taşıyabilmektedir (gerilme sertleşmesi) (Şekil 5) [26]. Betonun lifleri arasındaki bu yük transferi gerçekleşmektedir.

Modelleme aşamasında, CDP ’nin plastisite bölümünde “dilation angle, eccentricity, the stress ratio f_{b0}/f_{c0} , K ve viscosity” beton parametreleri program varsayılan değerleri

Tablo 3. Ağırlık fonksiyonu parametreleri (M_1, M_2, M_3) (The parameters of weight function (M_1, M_2, M_3))

i	a_i	b_i	c_i	d_i	e_i	f_i
1	0,0572011	-0,8741603	4,0465668	7,89441845	7,8549703	3,18832479
2	0,4935455	4,43649375				
3	0,340417	-3,9534104	16,1903942	16,0958507	14,6302472	-6,1306504



Şekil 8. Donatılı kirişe ait donatı ve kesit özellikleri (Schematic view of the reinforced beam)

alınmıştır. Alınan değerler dilation angle=40, eccentricity=0,1, the stress ratio $f_{b0}/f_{c0}=1,16$, $K=0,666$ ve viscosity=0 şeklindedir. Basınç ve çekme hasarları (compression damage ve tension damage) parametreleri Ref. [16]'den alınmıştır. Basınç ve çekme hasarları Şekil 5-7'de gösterilmektedir. Beton hasarı; çekme davranışında ve basınç davranışında yumuşama aralığında pik yük sonrasında şekillendiği kabul edilmiştir.

Çelik donatıların izotropik ve mükemmel plastik davranış sergilediği varsayılarak akma dayanımının 400MPa'da olduğu, elastisite modülünün 200GPa olduğu ve poisson oranının 0,3 olduğu kabul edilmiştir. Akma davranışına ait veriler tablo verileri (tabular data) şeklinde programda tanımlanmış ve veriler donatıya ait Tablo 4 'teki gibidir.

2.4.3 Sonlu elemanlar yönteminde kirişin modellenmesi (Modelling beam in finite element method)

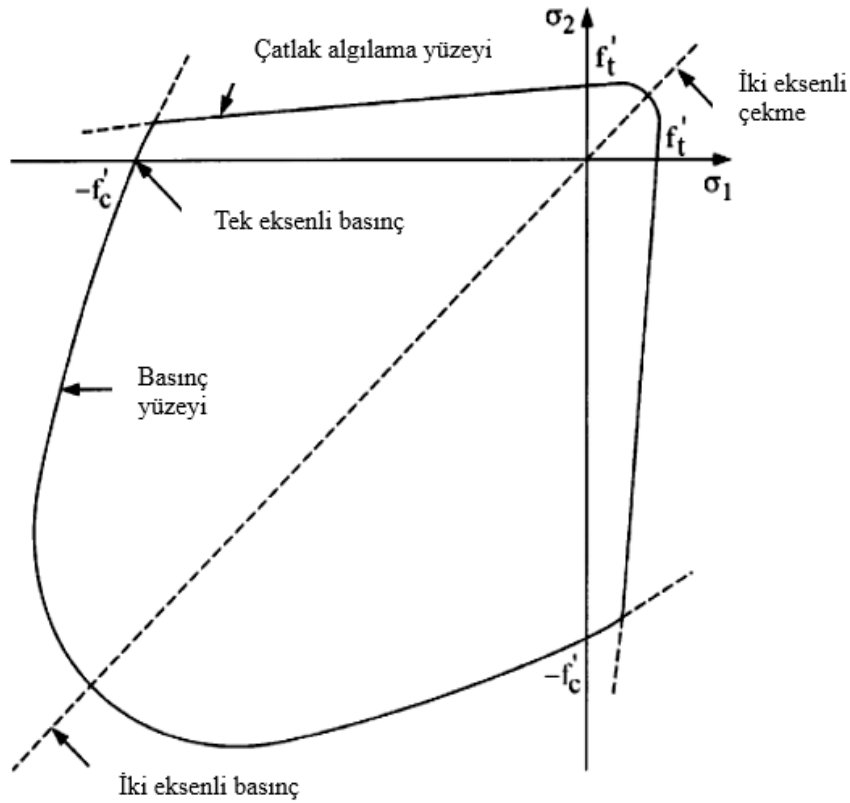
Kiriş modelinde, 2 noktalı lineer çubuk elemanlar (T3D2) donatılar için ve 8 noktalı heksahedral elemanlar (brick) beton için kullanılmıştır. Donatılar, betona gömülmüş ve

gömme yöntemi simulyasyonda modellenmiştir. Gömme yönteminde donatı ile beton arasındaki bağın tam olduğu ve donatının sıyrılma yapmayacak şekilde davrandığı modellenmiştir. FEM modeli, Abaqus/Standard'ta "statik" analizde gerçekleştirilmiştir.

3. SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR (RESULTS AND DISCUSSIONS)

3.1. Beton Kırılma Parametreleri (Fracture Parameters Of Concrete)

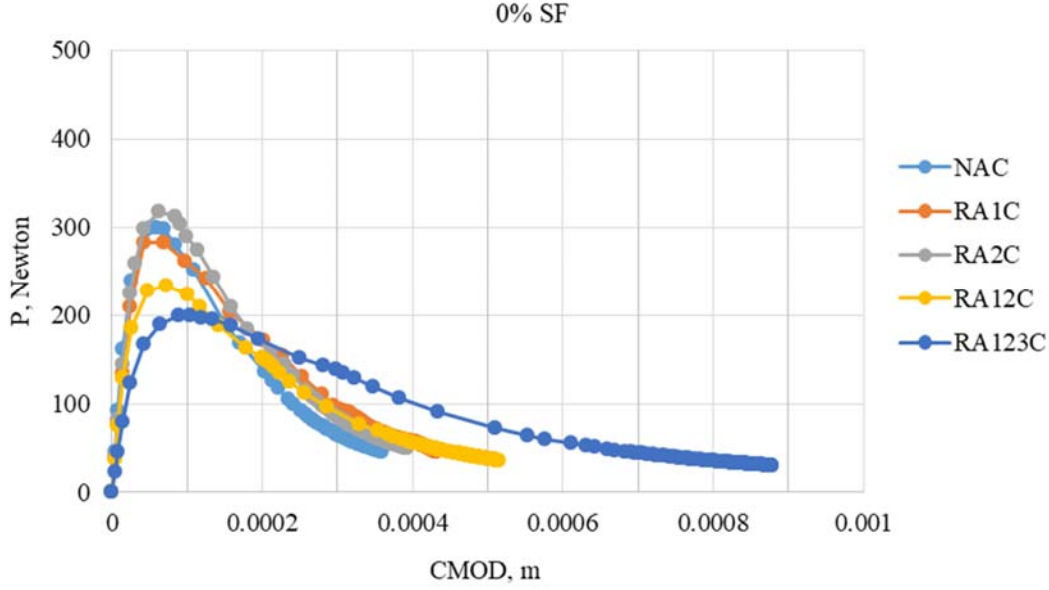
Farklı kullanım oranlarındaki RA (%0-30-50-70-100) ve SF (%0-5-10) içerikli betonlar için FCM 'de yük-CMOD eğrileri ve diğer ilgili parametreler elde edilmiştir. Elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri Şekil 10-12'da gösterilmektedir. Şekil 10-12'dan görüleceği üzere, betonda RA (%0-30-50-70-100) ve SF (%0-5-10) kullanımı durumunda yük-CMOD eğrilerinin uçları birleşmemektedir. Burada, malzeme non-lineeritesi ve geometrik non-lineeritenin etkili olduğu söylenebilir. Literatüre bakıldığında, yük-CMOD eğrilerin uçlarının birleştiği ve



Şekil 9. Düzlem gerilme halinde beton kırılma yüzeyi (The failure surface of concrete in plane stress)

Tablo 4. Donatı malzeme özellikleri (Material properties of the reinforcement)

Elastisite modülü	Akma gerilmesi	Akma birim şekil değiştirmesi	Kopma dayanımı	Kopma birim şekil değiştirmesi
200 GPa	400 MPa	0,002	400 MPa	0,20



Şekil 10. RA ve %0 SF içeriğinin P-CMOD eğrisi üzerine etkisi (Influence of RA and 0% SF contents on P-CMOD curves)

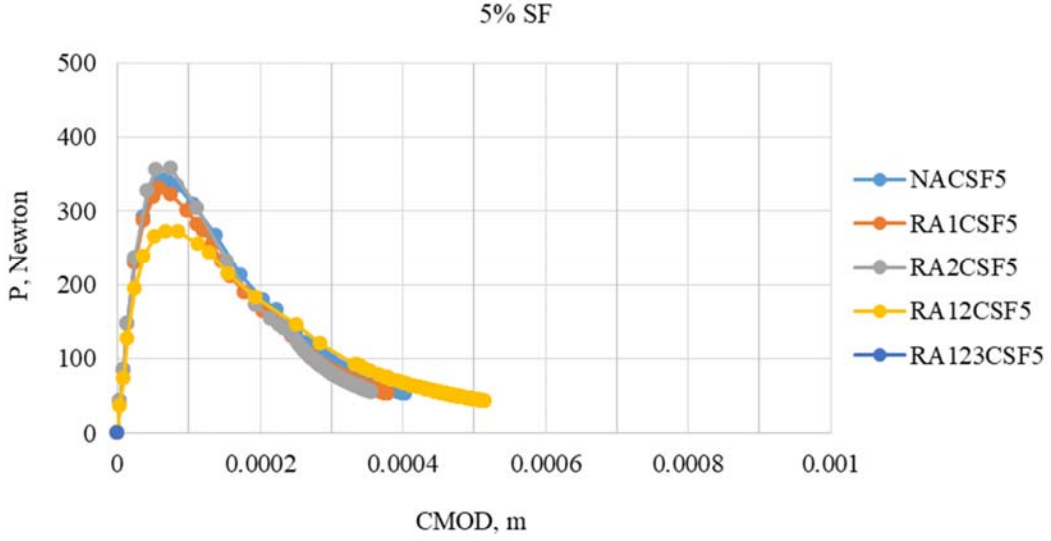
birleşim nedeninin FCM'in temel kabullerinden kaynaklandığı ve oluşturulan FCM modelinde malzemede ve geometride lineerite kullanıldığı bilgisinden bahsedilmektedir [11]. Ayrıca, betonda artan RA kullanımı ile P_u pik yük değerinin azaldığı, fakat artan SF kullanımı ile P_u pik yük değerinin arttığı gözlenmektedir (Şekil 10-13). SF kullanımının betonları rijitleştirdiği sonucuna varılmıştır (Şekil 10-13 ve Tablo 1). Şekil 13'de pik yük (P_u)-betonda RA kullanım oranı ilişkisi gösterilmektedir. Şekil 13'deki sonuçlara göre, betonda artan RA içeriği P_u 'ü azaltmaktadır. Örneğin, RA1C, RA12C ve RA123C için pik yük değişim oranları sırasıyla %-5,70, %-22,04, ve %-33,37 'tir (NAC 'ye göre bağlı olarak). Ayrıca, %30 RA ve %0-5 SF kullanımı pik yük değerini artırmıştır. Örneğin RA2C için pik yük değeri değişim oranı %5,77'dir (NAC 'ye göre bağlı olarak). Diğer yönden %10 SF ve değişen oranlarda RA kullanımı durumunda genellikle pik yük değeri azalmıştır.

Şekil 14'ten görüleceği üzere, RA ile $CMOD_c$ arasında bir genel ilişki bulunmaktadır. Bu ilişki, RA kullanım oranının %0'dan %100'e kadar artmasıyla $CMOD_c$ 'nin artması şeklindedir (%40 RA kullanımı hariç). $CMOD_c$ artışının nedeni, RA 'nın çekme ve basınç dayanımı değerleri üzerindeki etkisi şeklinde açıklanabilir ki RA kullanımı düktilitiyi artırmaktadır (Ref. [16]'da beton enerji yutma kapasitesi ve çekme/basınç oranı ile irdelenmiş ve betonda artan SF ve RA kullanım oranının çekme/basınç oranını artırdığı ve dolayısıyla düktülitenin arttığı ifade edilmiştir). Diğer yönden, %0-5-10 SF ile %100 RA kullanımı $CMOD_c$ değerini azalttığı bulunmuş, fakat $CMOD_c$ değerinin NAC $CMOD_c$ değerinden yüksek olduğu bulunmuştur. Şekil 15'te a_c/D ile betondaki RA içeriği ilişkisi verilmektedir. Şekil 15'ten görüleceği üzere, tüm a_c/D değerleri yaklaşık olarak birbirine eşittir (%40 RA kullanımı durumu istisna olarak). Diğer yönden, $CTOD_c$ -RA ve $CMOD_c$ -RA grafiklerine

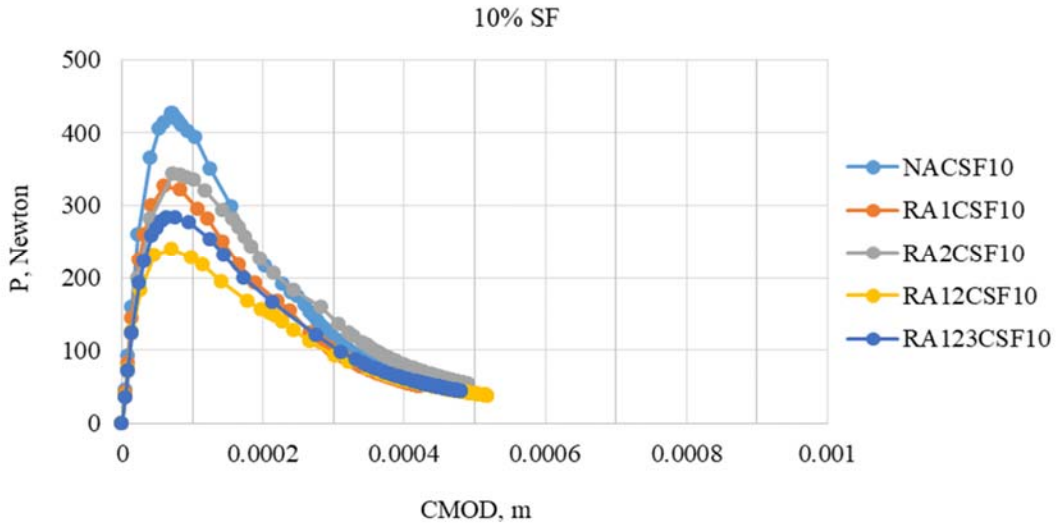
bakıldığında aralarında trend olarak benzerlik olduğu fark edilmektedir (Şekil 14 ve 16). Literatüre bakıldığında, Choubey ve diğ [11] yaptığı çalışmada a_c/D değerlerinin %30'a kadar RA kullanımında azaldığı ve %30 'dan fazla RA kullanımında arttığı ifade edilmektedir. Bu etkinin, bu çalışmada pek gözlenmediği artışların marjinal seviyede kaldığı söylenebilir. Malzemenin kırılmaya ve/veya çatlamaya karşı göstermiş olduğu direnç olarak tanımlanabilen kırılma tokluğu, malzemenin yük altındaki mekanik davranışı esnasında dikkate alınan ve mühendislikte yaygınlıkla kullanılan parametrelerden birisidir. Kırılma tokluğu, kırılma bölgesi çevresinde üç farklı safhayı etkilediği ve şekillendirdiği düşünülmektedir: 1) çatlak başlaması, 2) kararlı çatlak ilerlemesi ve 3) kararsız çatlak ilerlemesi [12]. Lineer elastik kırılma mekanikine dayanan geleneksel tek kırılma parametrelili modelin betonun kırılma davranışını tanımlamada yetersiz kaldığı fakat çift-K kırılma modelinin literatürdeki boşluğu doldurduğu söylenebilir. Çift-K kırılma modeline bakıldığında malzemeler için aşağıdaki durumları varsaydığı görülmektedir [12] (K , betonun ölçülen kırılma tokluk değeridir):

- $K < K_{ic}^{ini}$ durumunda, malzemede çatlak başlaması öncesi elastik deformasyonların oluştuğu,
- $K = K_{ic}^{ini}$ durumunda, malzemede çatlak başlaması,
- $K_{ic}^{un} < K < K_{ic}^{ini}$ durumunda, malzemede kararlı çatlak ilerlemesi oluştuğu,
- $K < K_{ic}^{un}$ durumunda, malzemede kararsız çatlak ilerlemesi başladığı,
- $K > K_{ic}^{un}$ durumunda, malzemede kararsız çatlak ilerlemesi oluştuğu.

Şekil 17-19'da kırılma parametreleri değerleri gösterilmektedir. Şekil 17-19'dan görüleceği üzere, betonda



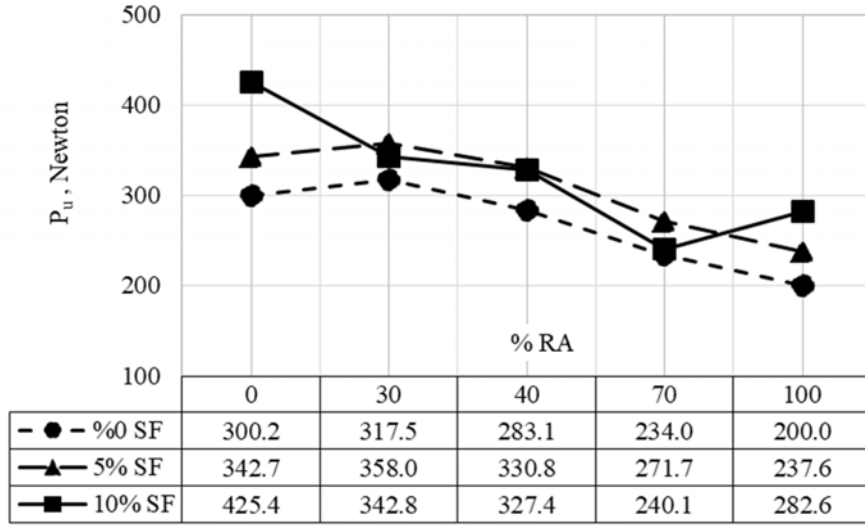
Şekil 11. RA ve %5 SF içeriğinin P-CMOD eğrisi üzerine etkisi (Influence of RA and 5% SF contents on P-CMOD curves)



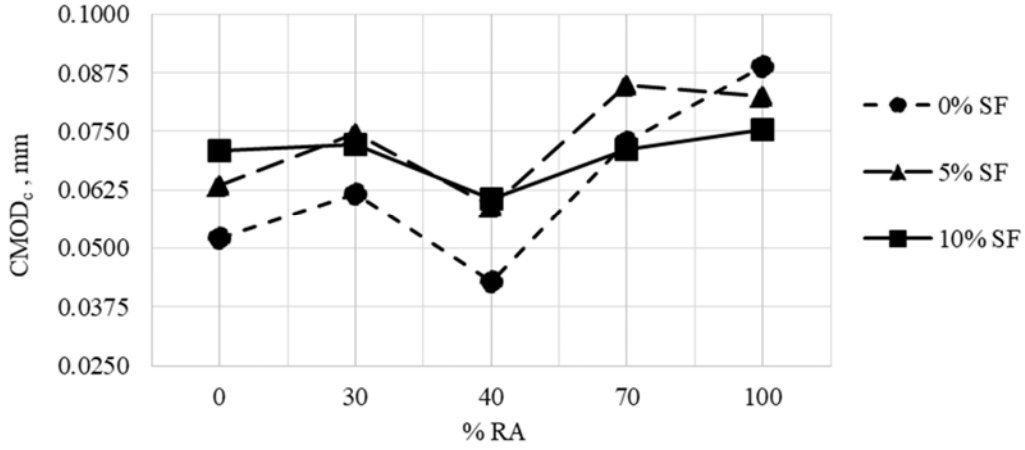
Şekil 12. RA ve %10 SF içeriğinin P-CMOD eğrisi üzerine etkisi (Influence of RA and 10% SF contents on P-CMOD curves)

artan oranlarda RA kullanımı sonucu K_{ic}^{un} ve K_{ic}^{ini} değerleri olumsuz etkilenmiş, bu değerleri azaltmıştır. Fakat %30 RA ve %0-5 SF kullanımı betonun kırılma parametrelerini artırmıştır. Örneğin, K_{ic}^{un} değerleri irdelendiğinde RA2C, RA1C, RA12C ve RA123C 'de görülen değişimler % +6,0, % -5,5, % -21,9 ve % -33,2 kadar olmaktadır (NAC 'ye göre bağıl olarak). Bulunan sonuçlar literatürle paralellik göstermektedir ve betonda artan iri RA kullanımı durumunda kırılma parametrelerinin düştüğü rapor edilmektedir [11]. Fakat kırılma parametreleri (K_{ic}^{un} ve K_{ic}^{ini}) mineral katkısız betonda %30 RA kullanımı durumunda artmamakta ve düşmektedir [11]. Ayrıca, betonda %30 RA kullanımı durumunda kırılma parametrelerinin (K_{ic}^{un} ve K_{ic}^{ini}) değerlerinde görülen

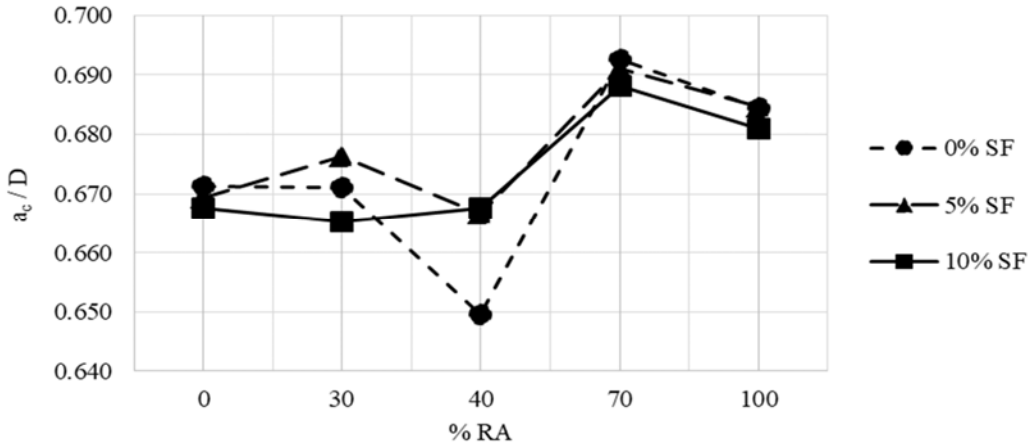
değişimin marjinal olduğu ve $K_{ic}^{ini} / K_{ic}^{un}$ oranının tüm betonlar için yaklaşık aynı olduğu ifade edilmektedir [11]. Yapılan bu çalışmada ise, $K_{ic}^{ini} / K_{ic}^{un}$ oranının % RA ile ilişkisinin pek net olmadığı, %0-5-10 SF kullanım durumunda da durumun değişmediği bulunmuştur (Şekil 20). Literatüre göre farklılığın; ilk olarak RA 'da gözlenen çeşitlilikten kaynaklandığı (ki malzeme özelliklerinin alındığı Ref. [16]'de RA içeriğinin çeşitli kirleticilerden oluştuğu ve örneğin iri RA'da eski beton kalıntısının %84,64 olduğu bilgisi verilmektedir), ikinci olarak literatürde belirtilen çalışmada (Ref. [11]) sonuçların teorik verilerden derli verilerin sonuçları olduğu ve bu çalışmada ise sonuçların deneysel verilerden derli verilerin sonuçların olduğu söylenebilir.



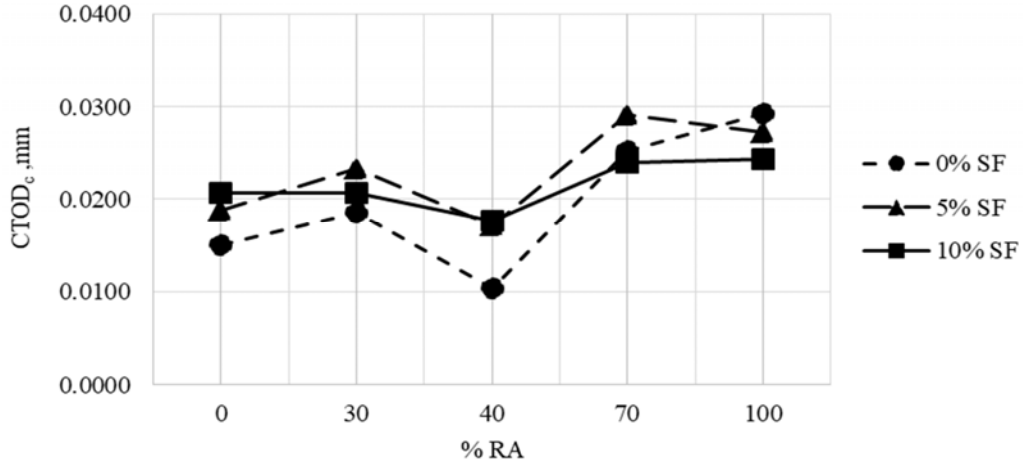
Şekil 13. RA ve SF kullanımının pik yüke (P_u) etkisi (Influence of RA and SF contents on peak load)



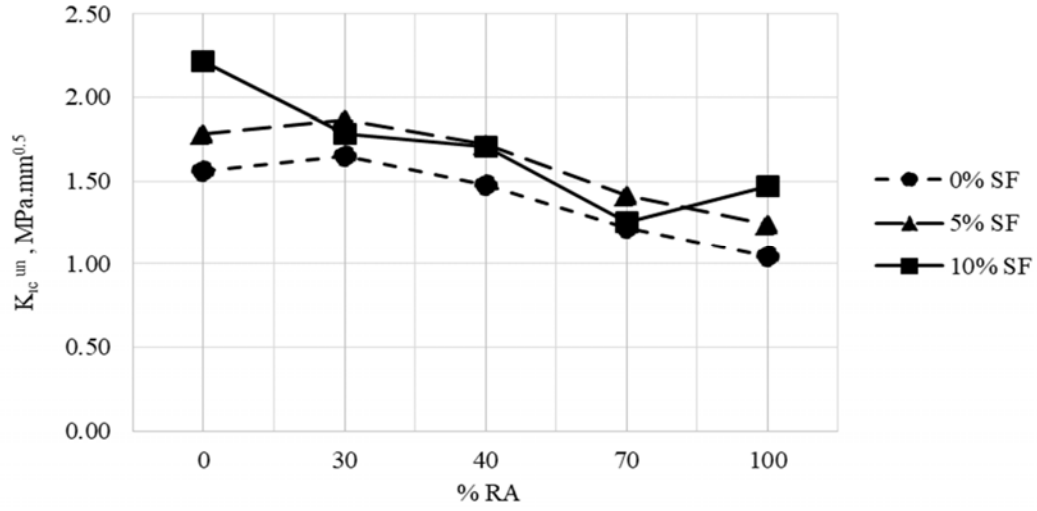
Şekil 14. RA ve SF kullanımının $CMOD_c$ üzerine etkisi (Influence of RA and SF contents on $CMOD_c$)



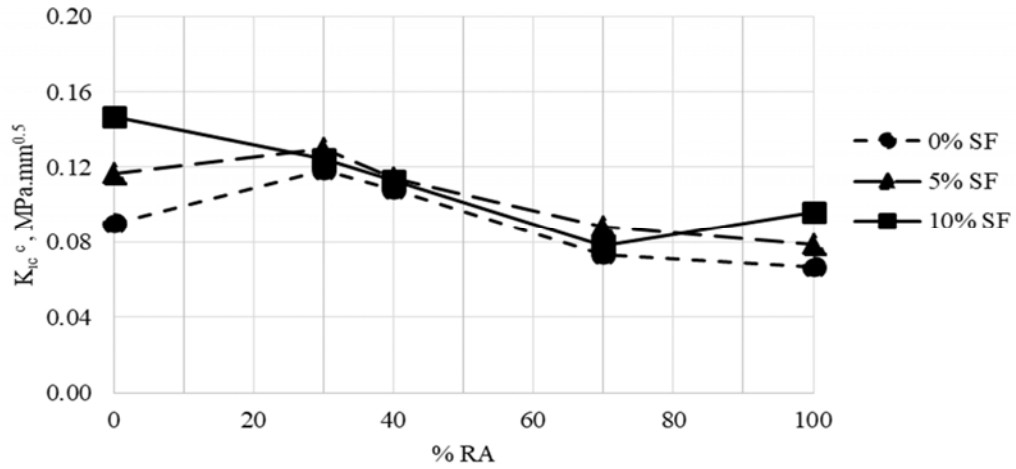
Şekil 15. RA ve SF kullanımının a_c/D üzerine etkisi (Influence of RA and SF contents on a_c/D)



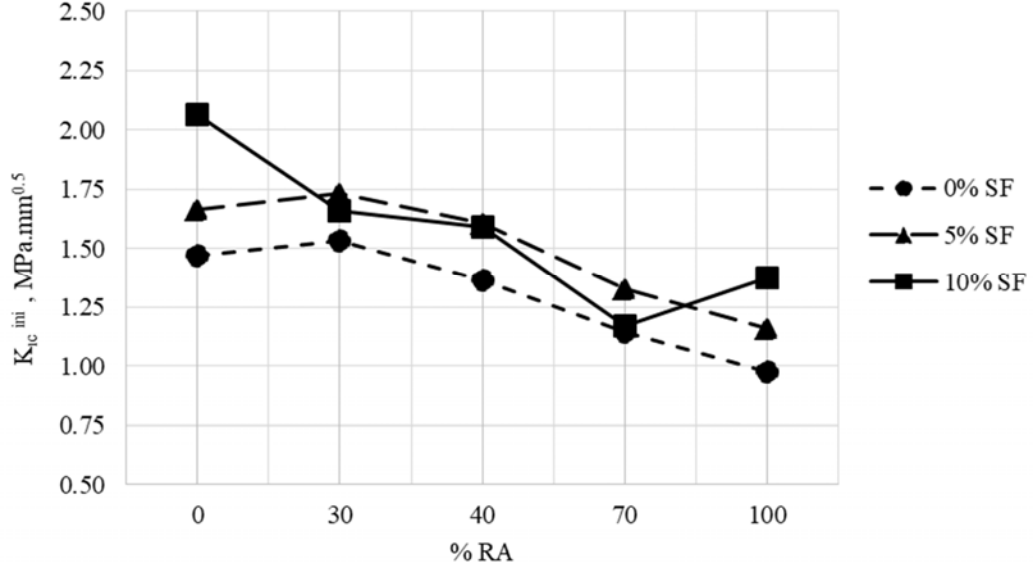
Şekil 16. RA ve SF kullanımının CTOD_c üzerine etkisi (Influence of RA and SF contents on CTOD_c)



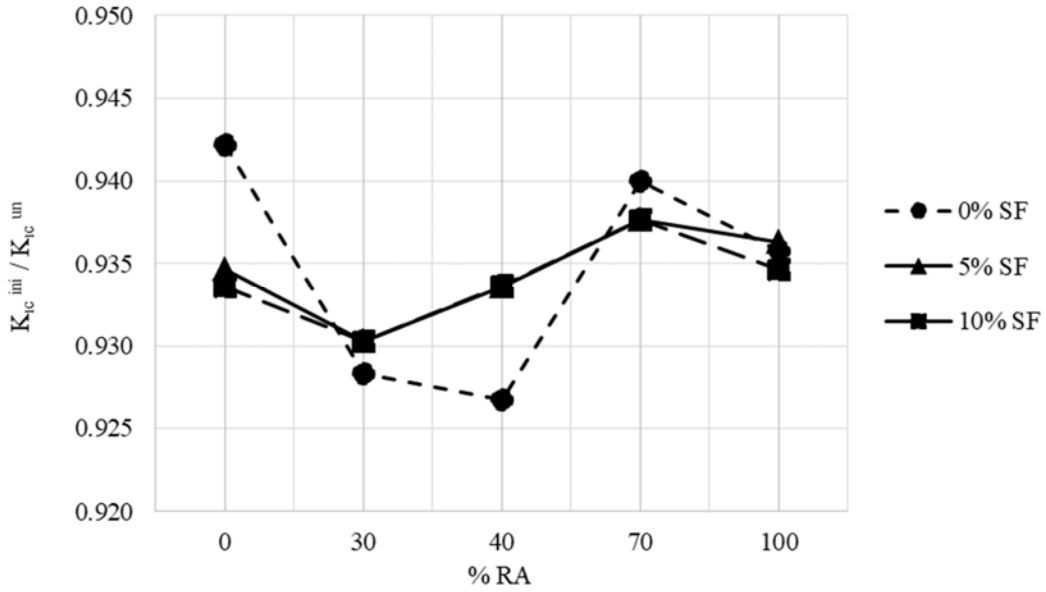
Şekil 17. RA ve SF kullanımının kararsız kırılma tokluğuna etkisi (Influence of RA and SF contents on unstable fracture toughness)



Şekil 18. RA ve SF kullanımının kohezif tokluğa etkisi (Influence of RA and SF contents on cohesive toughness)



Şekil 19. RA ve SF kullanımının ilk çatlama tokluğuna etkisi (Influence of RA and SF contents on the initial cracking toughness)



Şekil 20. RA ve SF kullanımının $K_{ic}^{ini} / K_{ic}^{un}$ üzerine etkisi (Influence of RA and SF contents on $K_{ic}^{ini} / K_{ic}^{un}$)

%10 SF ile NA ve %10 SF ile %100 RA kullanım durumlarında kırılma parametrelerinde (K_{ic}^{un} ve K_{ic}^{ini}) artış görülmektedir. Örneğin, geri kazanılmış agregalı betonların K_{ic}^{un} değerleri incelendiğinde RA123CSF5 ve RA123CSF10 'de görülen değişimler %19,2 ve %41,3 kadar olmaktadır (NAC 'ye göre bağıl olarak).

3.2. Donatılı Kiriş (Reinforced Beam)

Öncelikle ifade etmek gerekirse, betonlar arasından üç beton grubunun (NAC, RA1CSF10 ve RA2CSF10) seçilmesi ve donatılı kiriş modelinde malzeme özelliklerinin kullanılarak betonarme davranışlarının incelenmesi şu açılardan

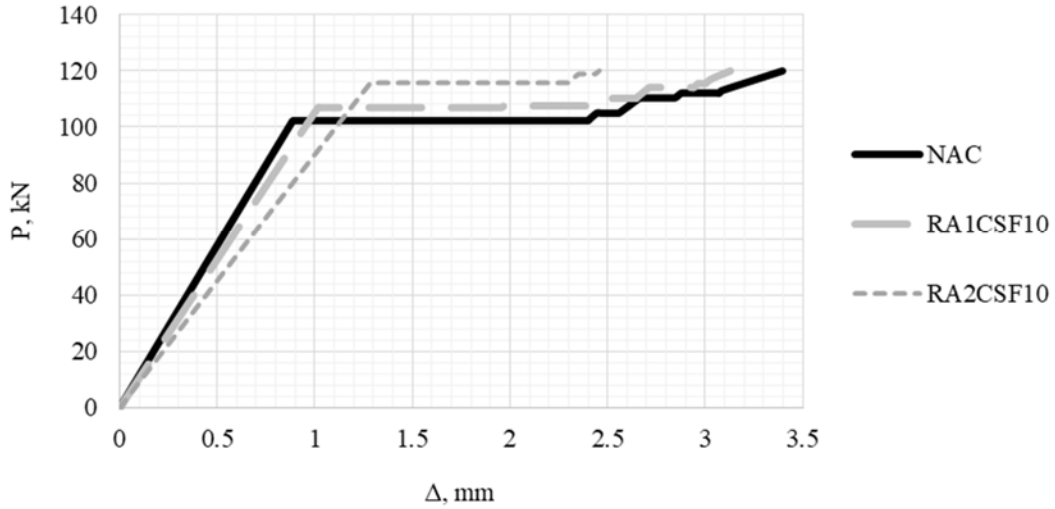
önemlidir: NAC kontrol betonudur ve geleneksel betonu temsil etmektedir. Bilindiği üzere, geleneksel beton yapılarda sıklıkla kullanılan betondur ve NAC gibi geleneksel beton davranışını sergilemektedir. RA1CSF10 ve RA2CSF10 yeni nesil betondur denilebilir ve geri kazanılmış agregalı betonlara göre gelişmiş özelliklere sahiptirler. RA1CSF10 ve RA2CSF10, biri atık diğeri yan ürün olan RA ve SF 'yi içermektedir ve bu betonların performans indikatörlerine bakıldığında (örn., basınç dayanımı) geleneksel beton (NAC) ile benzer özellikler [18] ve hatta bazı üstün özellikleri göstermektedir (örn., RA1CSF10 ve RA2CSF10 betonları NAC 'den daha hafifler [18]). Basınç dayanımı performansları göz önüne alındığında, RA1CSF10 ve RA2CSF10 betonlarının NAC yerine

kullanılabileceği bilgisi Ref. [16] tarafından önerilmektedir. Bu nedenle, RA1CSF10 ve RA2CSF10 betonları NAC ile karşılaştırılmalı olarak bir donatılı kirişte inceleneceklerdir.

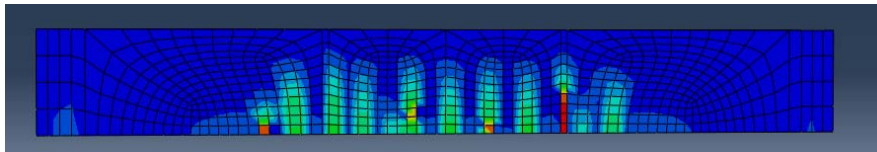
Şekil 21’de NAC, RA1CSF10 ve RA2CSF10 betonlarını içeren donatılı kirişlerin 120 kN’a kadarki yük altındaki davranışını içeren yük-orta nokta düşey yer değiştirme eğrileri gösterilmektedir. 120 kN’a kadarki davranışta, eğilme donatıları akmış ve kirişlerde elastik ve plastik davranış gözlemlenmiştir. Donatılarda akmanın başladığı yer, yük-düşey yer değiştirme eğrisindeki yük sabit kalırken şekil değiştirmelerin arttığı bölge alınmıştır. Bu durumda, akmanın öncesi elastik bölge ve sonrası ise plastik bölge olarak kabul edilmiştir. Şekil 21 dikkatlice incelendiğinde, RA1CSF10 ve RA2CSF10 içeren kirişlerin NAC içeren kirişten daha yüksek elastik taşıma kapasitelerine sahip oldukları ve herhangi bir aynı yük altında daha çok yer değiştirme yaptıkları sonucuna varılmıştır. Örneğin; NAC, RA1CSF10 ve RA2CSF10 için elastik taşıma kapasiteleri değerleri sırasıyla 102,2 kN, 106,9 kN ve 115,8 kN dur. Benzer sonuçlar literatürde rapor edilmektedir ve yapılan çalışmalarda RA içeren betondan imal kirişlerin düşey yer değiştirme ve çatlak genişliği değerlerinin doğal agrega içeren betondan imal kirişlere göre daha yüksek olduğu ve artan RA içeriği ile kesme dayanımı kapasitelerinin azaldığı belirtilmektedir [8]. Diğer yünden, RA içeriği ile betonarme kirişlerin rijitliklerinin azaldığı söylenebilir RAC içeren kirişlerin yüke maruz kaldıklarında daha çok düşey yer

değiştirme yaptıklarını göstermektedir. Kirişlerde gözlenebilecek düşük rijitliğin, düşük özelliklere sahip RA ‘dan kaynaklandığı söylenebilir (örn., RA, NA ‘ya göre daha düşük elastisite modülüne sahiptir [27]).

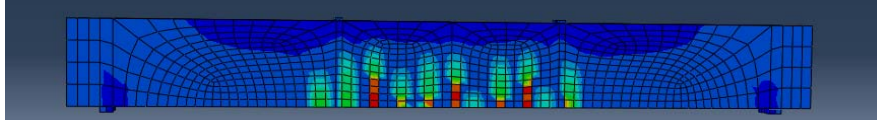
Şekil 22-24 kirişlere ait 120 kN altında oluşan çatlak dağılımı sonuçlarını içermektedir (plastik şekil değiştirmeler). Şekil 22-24 detaylı şekilde incelendiğinde, kirişlerde 120 kN altında çatlak dağılımının RA ve SF içeriğinden etkilendiği, NAC içeren kirişlere kıyasla büyük şekil değişimlerin ve büyük çatlak genişliklerinin fakat daha az sayıda çatlak RA1CSF10 ve RA2CSF10 içeren kirişlerde olduğu görülmektedir. Benzer sonuçlar literatürde Ref.[8] ‘da ifade edilmektedir. RA ve SF kullanımı durumunda çatlak sayılarında azalma gözlenmiş ve 120 kN yük altında NAC, RA1CSF10 ve RA2CSF10 için çatlak sayıları sırasıyla 11, 9 ve 6 olarak FEM analizleri sonucunda elde edilmiştir. Yukarıda “6.1 Kırılma Parametreleri” bölümünde de ifade edildiği üzere, NAC, RA1CSF10 ve RA2CSF10 betonları için ilk çatlama tokluk değerleri (K_{IC}^{ini}) Şekil 19 ‘da gösterilmektedir ve Şekil 19’dan anlaşılacağı üzere NAC, RA1CSF10 ve RA2CSF10 için ilk çatlama tokluk değerleri (K_{IC}^{ini}) RA2CSF10>RA1CSF10>NAC şeklindedir. Burada RA1CSF10 ve RA2CSF10 betonları sırasıyla %40 RA ile %10 SF ve %30 RA ile %10 SF içermektedirler. Betonların çatlak sayısı ve ilk çatlama tokluk (K_{IC}^{ini}) değerleri göz önüne alındığında, betonların ilk çatlama



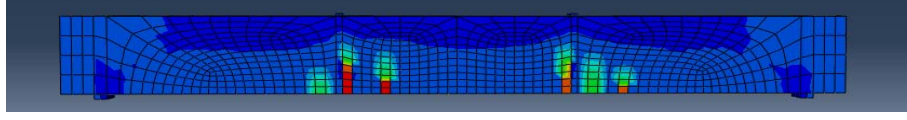
Şekil 21. Donatılı kirişin yük (P) - orta nokta düşey yer değiştirme (Δ) eğrisi (Load (P) -midspan deflection curve (Δ) of the reinforced beam)



Şekil 22. 120 kN yük altında NAC donatılı kirişinin çatlak haritası ve PEEQT plastik şekil değiştirmeler (Cracking patterns of the reinforced beam included NAC at 120kN and PEEQT strains)



Şekil 23. 120 kN yük altında RA1CSF10 donatılı kirişinin çatlak haritası ve PEEQT plastik şekil değiştirmeler (Cracking patterns of the reinforced beam included RA1CSF10 at 120kN and PEEQT strains)



Şekil 24. 120 kN yük altında RA2CSF10 donatılı kirişinin çatlak haritası ve PEEQT plastik şekil değiştirmeler (Cracking patterns of the reinforced beam included RA2CSF10 at 120kN and PEEQT strains)

toklukları (K_{IC}^{ini}) %0-5-10 SF ile %30 RA kullanımı durumunda artmış ve bu durum donatılı kirişte oluşan çatlak sayısını etkileyerek çatlak sayısını azaltmıştır. Ayrıca RA1CSF10 ve RA2CSF10 betonları için çekme/basınç oranı irdelendiğinde, %30 RA ve %10 SF içeren RA2CSF10 en yüksek çekme/basınç oranına sahip iken bu betonlar için çekme/basınç oranı sıralaması RA2CSF10>RA1CSF10>NAC şeklinde olmaktadır (Tablo 1) ve bu sıralama betonların düktilitelerini de ifade etmektedir. Sonuçlar derlendiğinde, betonların çatlak sayısı, ilk çatlama tokluk (K_{IC}^{ini}) değerleri ve düktiliteleri arasında paralellik olduğu görülmektedir ve sonuçlar birbirlerini desteklemektedirler. Diğer yönden Şekil 22-24 'den görüleceği üzere tüm kirişlerde, asimetrik çatlak dağılımı elde edilmiştir ve kirişlerdeki asimetrik çatlak dağılımında geometrik non-lineeritenin etkili düşünülmektedir.

4. SONUÇLAR (CONCLUSIONS)

Bu çalışma, çift-K kırılma modelinin (DKFM) ve hayali çatlak modelinin (FCM) geri kazanılmış agregalı betonlara (RAC) uygulamasını, çeşitli oranlarda (%0-30-40-70-100) geri kazanılmış agrega (RA) içeriği ile çeşitli oranlarda (%0-5-10) silis dumanı (SF) mineral katkısının kırılma parametreleri üzerine etkisini ve ayrıca SF mineral katılı RAC'nin donatılı kiriş performansı üzerine etkisini içermektedir. Bu kapsamda, deneylere dayanan verilerle (örn., basınç gerilmesi-birim şekil değiştirme, elastisite modülü) sonlu elemanlar yöntemi (FEM) kullanılarak birçok kiriş modeli oluşturulmuş ve oluşturulan modeller üzerinde çeşitli analizler yapılmıştır. Bu sistematik çalışma ile aşağıda açıklanan önemli sonuçlar elde edilmiştir.

Betonda artan RA kullanımı $CMOD_c$ 'u artırmaktadır ve ayrıca %5 SF ile çeşitli oranlarda RA kullanımı (%40 RA kullanımı hariç) $CTOD_c$ 'u artırmaktadır. $CTOD_c$ – RA ve $CMOD_c$ – RA eğrileri benzerliği elde edilmiştir. Betonda artan oranda RA kullanımı ile kırılma parametreleri değerleri (K_{IC}^{un} ve K_{IC}^{ini}) azalmıştır. Fakat %30 RA ile %0-5 SF kullanımı kırılma parametreleri değerlerini (K_{IC}^{un} ve K_{IC}^{ini}) artırmıştır. RA1CSF10 ve RA2CSF10 içeren donatılı kirişlerin elastik taşıma kapasitesi, geleneksel beton (NAC) içeren donatılı kirişin elastik taşıma kapasitesi değerinden daha yüksek bulunmuştur. RA1CSF10 ve RA2CSF10 içeren donatılı kirişlerin düşey yer değiştirme değerleri, geleneksel

beton (NAC) içeren kirişin düşey yer değiştirme değerinden daha yüksek olduğu elde edilmiştir. 120kN altında RA1CSF10 ve RA2CSF10 içeren donatılı kirişlerin çatlak sayısı NAC içeren donatılı kirişin çatlak sayısından daha az olduğu bulunmuştur. RAC içeren kirişlerin rijitlikleri NAC içeren kirişin rijitliğinden daha düşük bulunmuştur. Hem RA hem de SF kullanımı, betonarme kirişte çatlak oluşum sayısını azalttığı ve ilk çatlama tokluğunu artırdığı gözlenmiştir. Çatlak sayısı – ilk çatlama tokluğu – çekme/basınç oranı arasında ilişki olduğu, tokluğun artması ile çatlak sayısının azaldığı bulunmuştur.

Sonuç olarak, tasarımcılara ve araştırmacılara RA için tavsiye edilen kullanım oranı %30'dur. Ayrıca, %5 ve %10 SF kullanımı ile RAC performansı artış göstermiştir. Burada, betonlara ait performans artışı, sonlu elemanlar yöntemi ile oluşturulan modelde ve kırılma parametreleri üzerinde test edilmiş, uygun sonuçlar elde edilmiştir. Fakat RA kaynağından kaynaklanan RA'nın özelliklerindeki farklılıklardan dolayı, RAC'nin yapısal uygulamalarda kullanımı öncesi davranışını belirlemek üzere fiziksel, mekanik, durabilite özellikleri ve kırılma parametreleri tayini deneylerinin gerçekleştirilmesi uygun olacaktır.

KAYNAKLAR (REFERENCES)

1. Duan Z.H., Poon C.S., Properties of recycled aggregate concrete made with recycled aggregates with different amounts of old adhered mortars, Mater Des 58, 19–29, 2014
2. Kou S.C., Poon C.S., Long-term mechanical and durability properties of recycled aggregate concrete prepared with the incorporation of fly ash, Cem Concr Compos 37, 12–9, 2013
3. Dilbaş H., Çakır Ö., Şimşek M., Recycled Aggregate Concretes (RACs) for Structural Use: An Evaluation on Elasticity Modulus and Energy Capacities, Int J Civ Eng 15 (2), 247-261, 2017
4. Topçu I.B., Günçan N.F., Using Waste Concrete As Aggregate, Cem Concr Res 25, 1385–90, 1995
5. Akça K., Çakır Ö., İpek M., Properties of polypropylene fiber reinforced concrete using recycled aggregates, Constr Build Mater 98, 620–30, 2015
6. Reis J.M.L., dos Jurumenh M.A.G., Experimental investigation on the effects of recycled aggregate on

- fracture behavior of polymer concrete, *Mater Res* 14, 326–30, 2011
7. Casuccio M., Torrijos M.C., Giaccio G., Zerbino R., Failure mechanism of recycled aggregate concrete, *Constr Build Mater* 22, 1500–6, 2008
 8. Xiao J., Li W., Fan Y., Huang X., An overview of study on recycled aggregate concrete in China (1996–2011) *Constr Build Mater* 31, 364–83, 2012
 9. Arezoumandi M., Drury J., Volz J.S., Effect of Recycled Concrete Aggregate Replacement Level on the Fracture Behavior of Concrete, *J Front Constr Eng* 3, 1–8, 2014
 10. Riaz M.R., Hameed R., Ilyas M., Akram A., Siddiqi Z.A., Mechanical Characterization of Recycled Aggregate Concrete, *Pak J Engg Appl Sci* 16, 25–32, 2015
 11. Choubey R.K., Kumar S., Chakradhara Rao M., Modeling of fracture parameters for crack propagation in recycled aggregate concrete, *Constr Build Mater* 106, 168–78, 2016
 12. Chen G.M., Yang H., Lin C.J., Chen J.F., He Y.H., Zhang H.Z., Fracture behaviour of steel fibre reinforced recycled aggregate concrete after exposure to elevated temperatures, *Constr Build Mater* 128, 272–86, 2016
 13. Ignjatović I.S., Marinković S.B., Mišković Z.M., Savić A.R., Flexural behavior of reinforced recycled aggregate concrete beams under short-term loading, *Mater Struct* 46, 1045–59, 2013
 14. Choi W.C., Yun H.D., Shear strength of reinforced recycled aggregate concrete beams without shear reinforcements, *J Civ Eng Manag* 23, 1, 76-84, 2016
 15. Knaack A.M., Kurama Y.C., Behavior of Reinforced Concrete Beams with Recycled Concrete Coarse Aggregates, *J Struct Eng* 141, 3, 1-11, 2015
 16. Dilbas H., Geri Kazanılmış Agregalı Betondan Üretilen Bir Konsol Kirişin Mekanik Davranışının İncelenmesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yıldız Teknik Üniversitesi, İstanbul, 2014.
 17. Sinaei H., Mahdi S., Abna A.H., Aghaei M., Shariati A., Evaluation of reinforced concrete beam behaviour using finite element analysis by ABAQUS, *Sci Res Essays* 7, 2002–9, 2012
 18. Dilbas H., Şimşek M., Çakır Ö., An investigation on mechanical and physical properties of recycled aggregate concrete (RAC) with and without silica fume, *Constr Build Mater* 61, 50–9, 2014
 19. Oh B-H., Jang S-Y., Byun H-K., Prediction of fracture energy of concrete, *KCI Concr J* 11, 211–21, 1999
 20. Xiao J., Li W., Poon C., Recent studies on mechanical properties of recycled aggregate concrete in China-A review, *Sci China Technol Sci* 55, 1463–80, 2012
 21. Reinhardt H., Cornelissen H., Hordijk D., Tensile Tests and Failure Analysis of Concrete, *J Struct Eng* 112, 2462–77, 1986
 22. Genikomsou A.S., Polak M.A., Finite element analysis of punching shear of concrete slabs using damaged plasticity model in ABAQUS, *Eng Struct* 98, 38–48, 2015
 23. Xu S., Reinhardt H., Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle fracture, Part II: Analytical evaluating and practical measuring methods for three-point bending notched beams, *Int J Fract* 98, 151–77, 1999
 24. Jankowiak T., Lodygowski T., Identification of parameters of concrete damage plasticity constitutive model, *Found Civ Environ* 6, 53–69, 2005
 25. Dilbas H., Çakır Ö., Şimşek M., Kentsel Dönüşüm Sonucu Oluşan Molozların Geri Dönüşümle Betonda Kullanımı – Silis Dumanı Katkılı Geri Kazanılmış Agregalı Betonlar, 9. Ulus. Bet. Kongresi, Antalya, 387–98, 387-98, 2015.
 26. Xu S., Reinhardt H.W., Determination of double-Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle fracture Part I: experimental investigation of crack propagation, *Int J Fract* 98, 111–49, 1999
 27. Evangelista L., de Brito J., Mechanical behaviour of concrete made with fine recycled concrete aggregates, *Cem Concr Compos* 29, 397–401, 2007