



## Effect of slot depth on the behavior of double-slotted reinforced concrete beam systems

Alper Aldemir\*

Department of Civil Engineering, Hacettepe University, Ankara, 06580, Turkey

### Highlights:

- Double slotted RC beam
- Relocation of plastic hinge zone
- Effect of depth of slot

### Keywords:

- Double slotted RC beam
- Slot depth
- Displacement capacity
- Finite element model
- Nonlinear analysis

### Article Info:

Received: 13.12.2016

Accepted: 20.02.2017

### DOI:

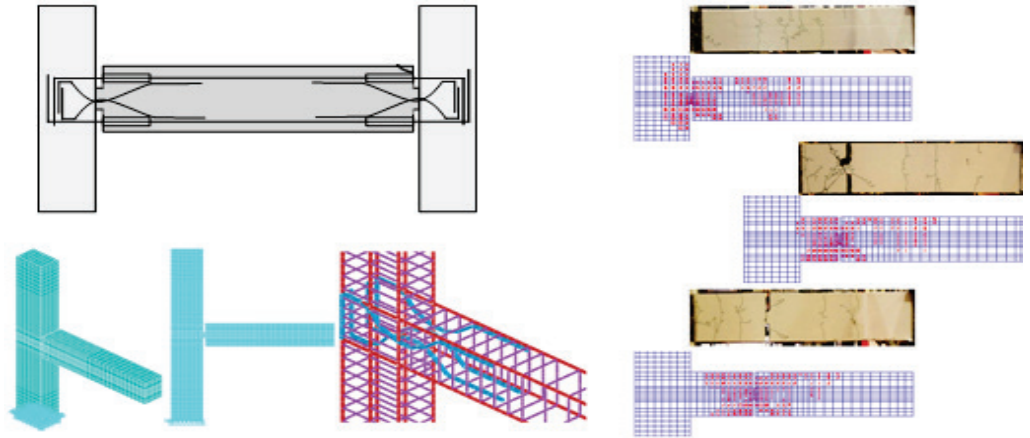
10.17341/gazimmfd.416378

### Acknowledgement:

### Correspondence:

Author: Alper Aldemir  
e-mail:  
alperaldemir@hacettepe.edu.  
tr  
phone: +90 312 297 7328

### Graphical/Tabular Abstract



**Purpose:** This study aims to investigate the effect of the slot depth on the performance of RC beams. The performance of the beam was measured by considering the plastic rotation capacity under increasing transverse load demands.

### Theory and Methods:

The performance of double-slotted beams are examined by using 3D finite element models considering the nonlinear material properties of both the concrete and the reinforcing steel. The numerical models were verified by utilizing some experimental database from the literature. Then, numerical models were formed for different slot depth / beam height ratios, i.e. 0.125, 0.150, 0.200, 0.300 and 0.400. The load – displacement and moment – rotation curves of the selected specimens were determined under increasing transverse load. In the scope of this study, the effect of slot depth at different slot positions were also investigated. To this end, the slots were positioned at the face of the column, at a distance of 300mm from the face of the column and at a distance of 500mm from the face of the column.

### Results:

The results of the parametric study revealed that the slot depth / beam height ratio of 0.30 gave the most favorable results as far as load – displacement and moment – rotation curves were considered. In other words, the determined slot depth / beam height ratio, i.e. 0.30, resulted in the optimum use of material since this ratio provided more shear capacity. In addition, the loss in the stiffness was determined as about 10%. Thus, the double-slotted beams would not cause a significant change in the boundary condition of the connected columns, implying a negligible effect on the stability of the columns.

### Conclusion:

In this study, the effect of slot depth on the behavior of double-slotted reinforced concrete beams was investigated by comparing force - displacement and moment - rotation curves. It was observed that double-slotted reinforced concrete beam systems are good alternatives as far as ductility and capacity are taken into consideration. It was also determined that significant increase in displacement and rotational capacity could be obtained with the application of sufficient slot depth. It was important to note that analysis methods for conventional reinforced concrete were quite sufficient in terms of both capacity and crack estimations of double-slotted beams. In addition, this system was also suitable for lumped plasticity, which is widely used in nonlinear modeling of conventional reinforced concrete frame structures. This is because, the critical section, where the plastic hinge formation is expected, could readily be located in double-slotted beams.



## Çift oluklu betonarme kiriş sistemlerinde boşluk derinliğinin davranışa etkisi

Alper Aldemir\*<sup>ID</sup>

Hacettepe Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Ankara, Türkiye

### Ö N E Ç I K A N L A R

- Çift oluklu betonarme kiriş
- Plastik mafsal konumunu değiştirme
- Oluk derinliği etkisi

#### Makale Bilgileri

Geliş: 13.12.2016

Kabul: 20.02.2017

#### DOI:

10.17341/gazimmfd.416378

#### Anahtar Kelimeler:

Çift oluklu betonarme kiriş,  
oluk derinliği,  
deplasman kapasitesi,  
sonlu eleman modeli,  
doğrusal olmayan analiz

#### ÖZET

Bu çalışma, çift oluklu betonarme kiriş sistemlerinde (ÇOBK), monotonik yükleme etkisi altında sonlu eleman analizleri vasıtasıyla oluk derinliğinin davranışa etkisini incelemektedir. Çalışmada; ilk olarak, literatürde deneysel olarak incelenmiş üç adet ÇOBK sisteminin 3B doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri gerçekleştirilmiş ve numerik model tahminlerinin deneysel çalışma sonuçlarını ne ölçüde yansıttığı araştırılmıştır. Araştırmanın ikinci aşamasında ise; gerçekleştirilen numerik model vasıtasıyla, literatürdeki incelenen numunelerin oluk derinliği değiştirilmiş ve oluk derinliğinin kirişin davranışına etkisi incelenmiştir. Oluk derinliği / Kiriş yüksekliği oranı olarak 0,125, 0,150, 0,200, 0,300 ve 0,400 kullanılmıştır. Numerik çalışmada sadece oluk derinliğinin etkisini irdelemek maksatlı tüm kesit ve donatı detayları sabit tutulmuştur. Analizler gerçekleştirilirken, kolondaki düşey yük etkisi ve konsol kiriş ucunda monotonik yer değiştirme dikkate alınmıştır. Numerik modelde hem beton hem de donatı çeliği için doğrusal olmayan malzeme kullanılmıştır. Modellerin performansı karşılaştırılırken yük kapasitesi, deplasman kapasitesi ve dönme kapasiteleri incelenmiştir. Gerçekleştirilen analizler sonucunda tüm plastik mafsal lokasyonları için Oluk derinliği / Kiriş yüksekliği oranı olarak 0,300 değerinin daha iyi sonuçlar sunduğu gözlemlenmiştir.

## Effect of slot depth on the behavior of double-slotted reinforced concrete beam systems

### H I G H L I G H T S

- Double slotted RC beam
- Relocation of the plastic hinge
- Effect of depth of slot

#### Article Info

Received: 13.12.2016

Accepted: 20.02.2017

#### DOI:

10.17341/gazimmfd.416378

#### Keywords:

Double slotted RC beam,  
slot depth,  
displacement capacity,  
finite element model,  
nonlinear analysis

#### ABSTRACT

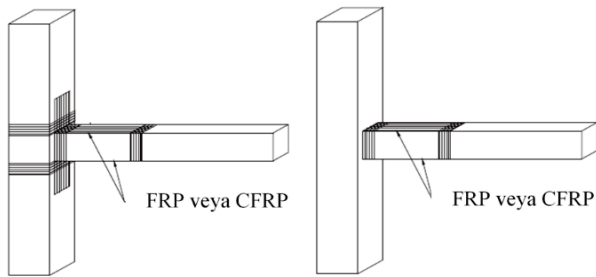
This study investigates the effect of the depth of the slot on the behavior of double-slotted RC beam (DSB) systems under monotonic loading by utilizing finite element analysis. Firstly, 3D nonlinear finite element analyses of three experimentally tested specimens in literature were performed in order to examine the ability of the numerical model to predict the experimental behaviour. In the second part of the research, this verified numerical model was used to investigate the effect of the depth of the slot on the beam behavior by changing the slot depth. The slot depth / beam height ratio was assumed to be 0.125, 0.150, 0.200, 0.300 and 0.400 in the parametric study. None of the geometrical properties and reinforcement details were modified in these analyses as the control variable was the depth of the slot. During analyses, the vertical load effect on the column and the monotonic displacement at the end of the cantilever beam were taken into account. In addition, nonlinear material properties of concrete as well as reinforcing steel were considered. The performance of models were classified by comparing the load, displacement and rotation capacities of DSB systems. As a result, it was observed that the slot depth / beam height ratio of 0,300 performed better for each plastic hinge location.

\*Sorumlu Yazar/Corresponding Author: alperaldemir@hacettepe.edu.tr/ Tel: +90 312 297 7328

## 1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

Betonarme sistemlerde, sismik tasarım aşamasında kuvvetli kolon – zayıf kiriş prensibinin sağlanması oldukça önem arz etmektedir. Bu prensip sağlanmadığında, betonarme sistemlerde sismik etkilerden kaynaklı deplasman taleplerini karşılamak oldukça zorlaşmakta ve daha da önemlisi yatay stabilite için hayati öneme sahip düşey elemanların aşırı hasar görmesi de kaçınılmaz olmaktadır. Bu senaryo, deprem gibi yatay deplasman talepleri bulunan yük etkilerinde olabilecek en olumsuz senaryodur. Bunun için, günümüz sismik tasarım şartnamelerinde [1, 2] kuvvetli kolon – zayıf kiriş kontrolleri bulunmaktadır. Böylece plastik mafsallarda oluşması garanti altına alınmıştır. Fakat, plastik mafsallarda oluşumunun kirişlere yönlendirilmesi sismik taleplerin karşılanabileceğini garanti altına almamaktadır. Bir başka deyişle, düşey elemanların hasarlarının sınırlandırılmasına yönelik bu müdahale, yatay elemanların deplasman kapasitelerinin kontrol edilmesi gerekliliğini getirmektedir. Ek olarak kolon – kiriş birleşimlerinin de talepleri karşılayabilmesi esastır.

Bu nedenle, sismik tasarımda kesme hasarını ortadan kaldırmak için, kesme tasarımında kapasite tasarımı kullanılmıştır [1]. Ayrıca, literatürde kirişlerin deplasman kapasitelerini arttırmaya yönelik oldukça fazla çalışma da bulunmaktadır. Bu çalışmalarda, genellikle Lifli Polimer (FRP) veya Karbon Lifli Polimer (CFRP) ile sargılama [3, 4] veya çelik fiber katkılı beton uygulanması [5] yöntemleri kullanılmış ve böylece kirişlerin yetersiz plastik dönme kapasiteleri arttırılmaya çalışılmıştır [6, 7]. Bu yöntemlere ek olarak bazı çalışmalarda kolon-kiriş birleşim noktasındaki noksanlardan kaynaklı hasarı engellemek [8] için plastik mafsallarda oluşumunu kolon-kiriş birleşim noktasından uzaklaştırılmaya çalışılmıştır (Şekil 1). Plastik mafsallarda yerinin kaydırılmasına yönelik birçok çalışma vardır [9,10]. Bu çalışmalarda, kolon yüzünden uzaklaştırılan plastik mafsalla, i- kolon-kiriş birleşimi hasarının engellenmesine [11], ii- kuvvetli kolon – zayıf kiriş prensibine uyulmaya [12] ve iii- kolon – kiriş birleşimindeki aşırı yatay donatı taleplerinin azaltılmasına çalışılmaktadır [13, 14].



**Şekil 1.** Kirişlerde Kullanılan FRP veya CFRP Sargılama Yöntemleri (FRP or CFRP wrapping applications for beams) [9]

Dalalbashi vd. [11] plastik mafsallarda oluşumunun kolon-kiriş birleşimindeki hasarı kontrol etmede etkili olduğunu öne sürmüştür. Eslami vd. [9]'de

plastik mafsallarda oluşumunun kaydırılmasıyla hem kiriş kapasitesinin arttırılacağını hem de birleşim hasarının engelleneceğini iddia etmiştir. Kiriş uç bölgeleri sargılanarak oluşabilecek iki farklı hasar kontrol edilmeye çalışılmaktadır. Son yıllarda FRP sargılamanın dışında hem kiriş hasarını kontrol edebilecek hem de yine aynı mantıkla kolon-kiriş birleşim hasarlarını minimize edecek bir yöntem olarak tek oluklu kiriş sistemleri geliştirilmiştir. Oluklu kiriş sistemi fikri ilk defa 1999 yılında Okhubo vd. [10] tarafından ortaya atılmıştır. Okhubo vd. [10] oluşturdukları tek oluklu kiriş sisteminin çevrimsel yük etkisi altında testlerini gerçekleştirmiş ve sistemin yaklaşık 0,04rad'lık bir dönme kapasitesine sahip olduğunu belirlemişlerdir. Bu sistemlerin daha sonra döşeme ile etkileşimi incelenmiştir [11]. Son yıllarda ise tek oluklu kiriş sistemlerinin kolon – kiriş birleşim hasarlarını sınırlandırmadaki etkisi incelenmiştir [12]. Kısacası tek oluklu kiriş sistemlerinde [15] çelik yapılarda çokça kullanılan zayıflatılmış kiriş bağlantılarına [16] benzer bir şekilde betonarme kirişte bir oluk açılmak suretiyle kirişin plastik mafsallaşması istenen bölgeyi kontrol edilebilmektedir.

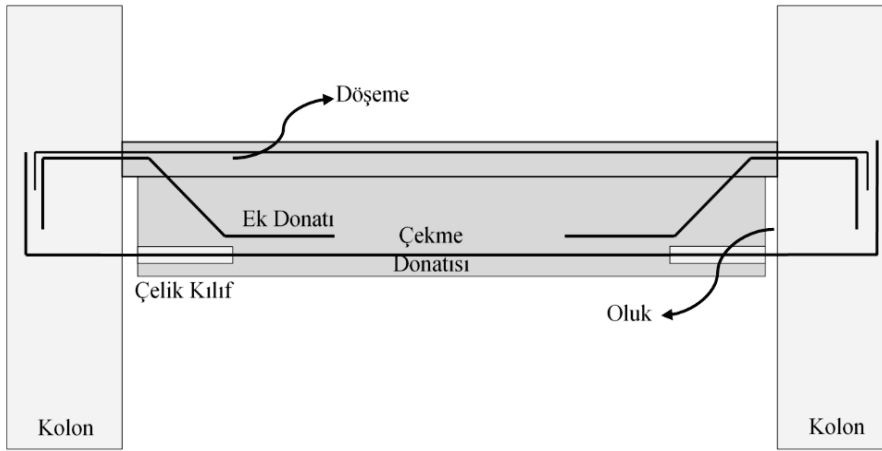
Okhubo ve Hamamoto [15] tek oluklu kiriş sistemlerinin deneysel olarak irdelenmesine katkı sağlamıştır. Okhubo ve Hamamoto [15] bu sistemin amacının betonda oluşacak hasarları sınırlandırmak ve tasarımın tamamen çekme donatısı tarafından kontrol edilmesi olduğunu belirtmiştir. Ayrıca, kesme aktarımından kaynaklı sorun oluşmaması için oluk yakınlarında ekstra bir pilyeli donatı yerleştirilmektedir (Şekil 2). Ek olarak, oluk içinde sürekli devam eden çekme donatısının betonla bağlı oluk çevresinde bir kılıf vasıtasıyla kesilmektedir. Bunun sebebi betonda oluşabilecek çatlakların önlenmesi ve çekme donatısındaki oluşabilecek ek birim uzama taleplerini kısıtlamak yani donatıda oluşacak gerilmelerin yayılmasını sağlamak ve dolayısıyla düşük çevrim yorgunluğu etkisini azaltmaktır [15].

Okhubo ve Hamamoto [15] gerçekleştirdikleri deneyler sonucunda tek oluklu kirişlerde beton çatlama ve ezilme hasarlarının oldukça azaldığını ve kiriş kapasite eğrisinin oldukça kararlı bir hal aldığını ispatlamıştır. Oudah ve El-Hacha [17] yaptıkları deneysel çalışmayla tek oluklu kirişlerin kapasite eğrilerinin oluk yerinin kolon yüzünden 300mm mesafeye koyulduğu zaman etkisini incelemiştir. Deneysel çalışmadaki çatlak dağılımları incelendiğinde, plastik mafsallarda oluşumunun (oluk yeri) kolon yüzünden 300mm mesafeye taşınmasının, plastikleşen kesit uzunluğunu arttırdığı, yani hasarın kiriş boyunca yayılmasına olanak sağladığı gözlemlenmektedir. Muir vd. [18] tek oluklu kiriş sisteminin kolon-kiriş çerçeve sistem testini gerçekleştirmiştir. Deneysel çalışma sonucunda hem çerçeve hem de döşemenin hasar miktarının tek oluklu kiriş sistemlerinde geleneksel kiriş sistemlerine göre daha az olduğu belirtilmiştir [18]. Ayrıca, tek oluklu kirişlerin %3,5'lik bir kiriş ötelenme oranına sahip oldukları vurgulanmıştır. Tek oluklu kiriş sistemlerinden sonra çift oluklu kiriş sistemleri üzerine çalışmalar yürütülmeye başlanmış olsa da henüz bu konudaki çalışmalar çok

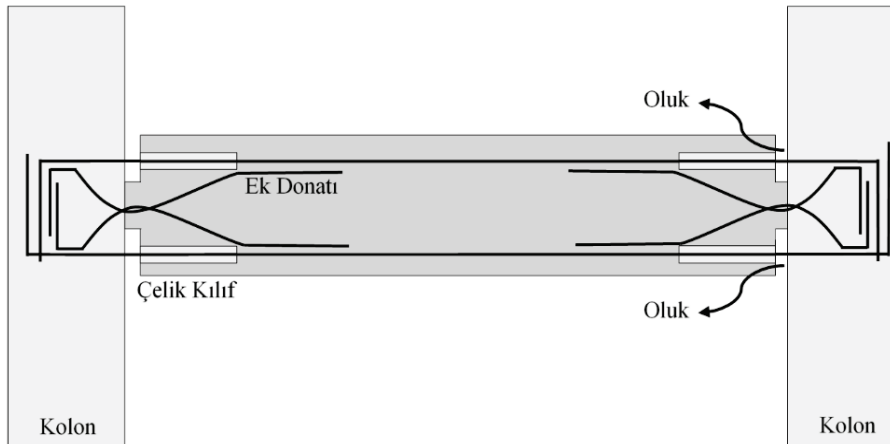
yetersizdir (Şekil 3). Çift oluklu kiriş sistemleri, tek oluklu kiriş sistemlerine göre kritik kesitteki dönme merkezi tespiti kolaylığı açısından daha avantajlıdır. Çünkü, kritik kesitteki dönme merkezi kesitin tasarımını direkt etkilemektedir. Çift oluklu kirişlerde simetri kaynaklı dönme merkezi kesitin geometrik merkezine denk gelmektedir. Bu konuyla ilgili ilk deneysel çalışma Oudah ve El-Hacha [19] tarafından gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmalarında, çift oluklu kiriş sistemlerinin performanslarını ve oluk yerinin performansa etkisini irdelemişlerdir. Bu çalışmada, literatürdeki çalışmalardan farklı olarak oluk derinliğinin çift oluklu kiriş davranışına etkisi irdelenecektir. Bunun için öncelikle Oudah ve El-Hacha [19] tarafından gerçekleştirilen üç adet deney numunesi üç boyutlu olarak ve lineer ötesi malzeme davranışı dikkate alınarak modelleneyecektir. Daha sonra bu numerik modellerden faydalanılarak farklı mesafelere yerleştirilmiş oluklar (kolon yüzünden 300mm ve 500mm mesafeye) ve farklı Oluk derinliği / Kiriş yüksekliği oranları (0,125, 0,150, 0,200, 0,300 ve 0,400) için analizler gerçekleştirilecektir. Analizler sonucunda elde edilen kapasite eğrileri ve plastik dönme miktarları karşılaştırılacaktır. Böylece literatürde ilk defa, çift oluklu kiriş sistemleri için oluk derinliğinin etkisi numerik olarak incelenmiş olacaktır.

## 2. NUMERİK MODEL DETAYI VE GERÇEKLEMESİ (DETAILS OF NUMERICAL MODEL AND ITS VERIFICATION)

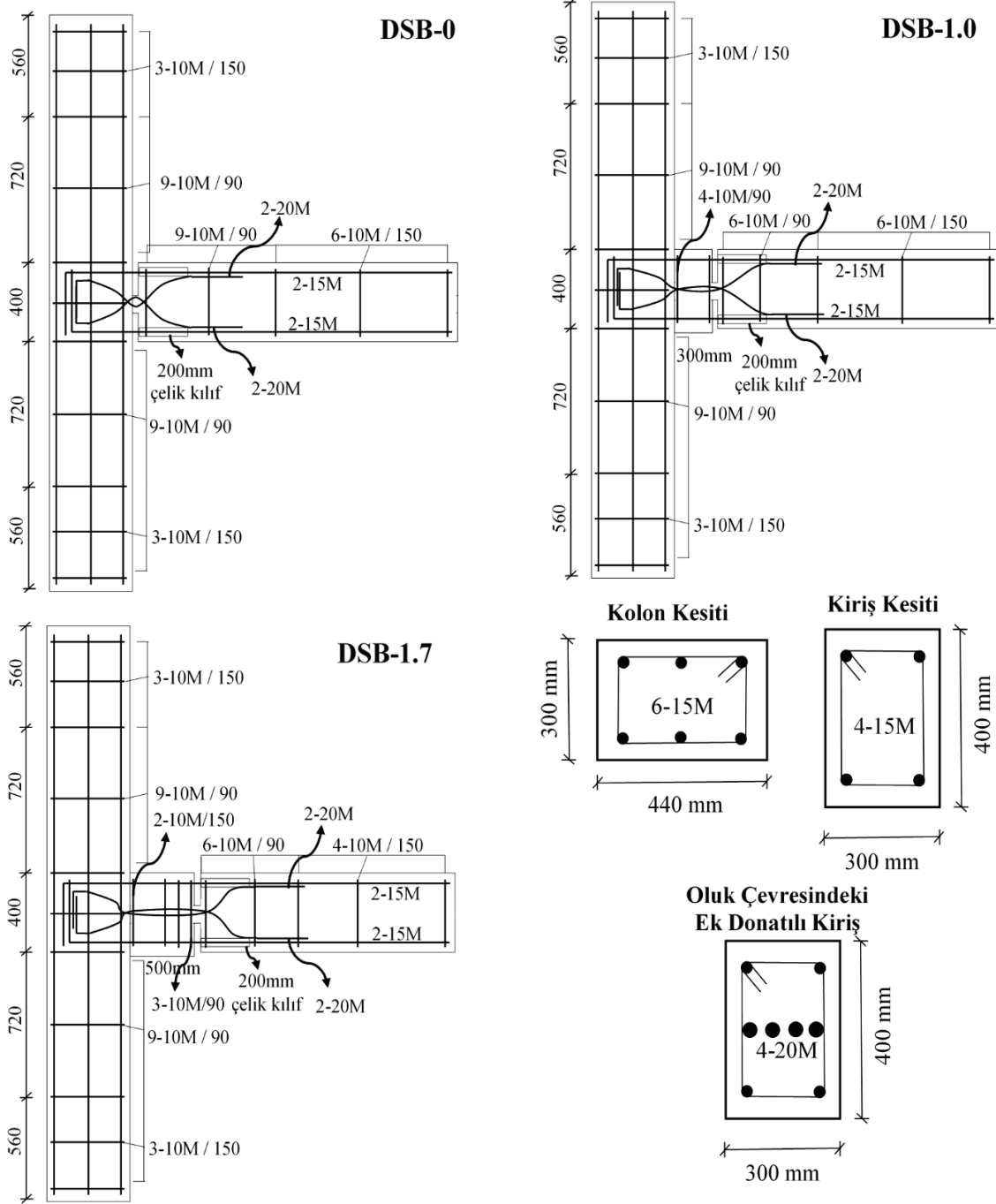
Bu çalışmada 3B sonlu eleman analizleri gerçekleştirilecektir. Modeller ANSYS [20] programında oluşturulacaktır. Bilgisayar ortamında, kolon ve kiriş gövdeleri 8 düğüm noktalı katı elemanlar (SOLID65) kullanılarak ve donatılar ise iki düğüm noktalı çubuk elemanlar (LINK180) yardımıyla modellenmiştir. Beton davranışı dikkate alınırken Willam – Warnke [21] plastisite modeli kullanılmıştır. Donatı çeliği davranışı ise elasto-plastik olarak varsayılmıştır. Ayrıca, donatı çeliğinin lineer ötesi davranıştaki plastisite modeli ise Von Mises [22] plastisite modeli olarak seçilmiştir. Oudah ve El-Hacha [19] üç farklı numune testi gerçekleştirmiştir. Bu numunelerden ilkinde, oluk kolon yüzüne (DSB-0), ikincisinde oluk kolon yüzünden 300mm mesafeye (DSB-1.0) ve üçüncüsünde ise oluk kolon yüzünden 500mm mesafeye (DSB-1.7) açılmıştır. Numerik modellemesi yapılan kirişlerin, Oudah ve El-Hacha [19]'da rapor edildiği gibi geometrik özellikleri ve donatı detayları Şekil 4'te sunulmaktadır. Deneylerde oluk genişliği (Her numunede oluk genişliği 25mm ve derinliği 150mm'dir) olarak 25mm ve derinliği olarak 150mm kullanılmıştır.



Şekil 2. Tek Oluklu Kiriş Detayı (Single-slotted Beam Details) [15]



Şekil 3. Çift Oluklu Kiriş Detayı (Double-slotted Beam Details) [19]



**Şekil 4.** Deneç Numunelerinin Geometrik Özellikleri ve Donatı Detayları a) DSB-0 b) DSB-1.0 c) DSB-1.7  
(Geometrical Properties and Reinforcing Details of Test Specimens : (a) DSB-0, (b) DSB-1.0 and (c) DSB-1.7) [19]

Oudah ve El-Hacha [19]'da verildiği gibi beton numuneler için basınç kapasitesi ( $f_c$ ) 40,9MPa alınmıştır. Ayrıca, numunelerde kullanılan 10M, 15M ve 20M donatı sınıfları için akma kapasitesi ( $f_y$ ), kopma kapasitesi ( $f_u$ ) ve elastisite modülü ( $E_s$ ) değerleri Tablo 1'de özetlenmektedir [19]. Bu modele göre donatının kopması malzeme modeline yansıtılırken kopma birim gerilmesinden  $1 \times 10^{-6}$  kadarlık fazla bir birim uzama değeri için kapasite 1 MPa olarak alınmıştır. Böylece donatı katkısı numerik olarak problem yaşatmaksızın modele yansıtılmıştır. Sonlu eleman modelinde deneylerde kullanılan çelik kılıfın donatı ve beton arasındaki

bağı kaldırma etkisi de yansıtılmaya çalışılmıştır. Bu amaçla çelik kılıfın 200mm'lik kısımda donatı çeliği (çubuk elemanlar) ve beton (katı elemanlar) arasındaki bağlantı kaldırılmıştır. Bir başka deyişle katı elemanlarda bulunan düğüm noktalarına çelik kılıf uzunluğu boyunca çubuk elemanlar bağlanmamıştır. Bu şekilde çelik kılıfın fiziksel olarak sağladığı "betonla donatı arasındaki bağın kesilmesi" etkisi numerik modele yansıtılmıştır. Sonlu eleman modelinde deneylerle paralel olarak öncelikle kolon üzerine 405kN'luk bir eksenel yük uygulanmıştır. Daha sonra ise kiriş kolon yüzünden 1655mm uzaklıktaki mesafeden kiriş



eksenine dik bir biçimde deplasman verilerek suretiyle itilmiştir. Deneylerden farklı olarak deplasman, numerik modelde tek yönlü olarak uygulanmıştır. Numerik modellerde tek yönlü yük uygulanmasının sebebi, statik analiz metodlarında elde edilmesi imkânsız olan aynı çevrimsel yük seviyesindeki yüklemeler arası rijitlik ya da kapasite kaybının önemi bir miktarda olmamasıdır. Bu nedenle deneylerden elde edilen kapasite eğrilerinin backbone eğrisi ile numerik modelden elde edilen kapasite eğrileri karşılaştırılmıştır. Uygulanan deplasman kiriş eksenine dik ve yukarı yönde ise pozitif aşağı yönde ise negatif olarak adlandırılmıştır. Kolon tabanı ankastre mesnet olarak alınmıştır. Uygulanan deplasmanın oluk kesitinde oluşturduğu kesme kuvvetinin birlikte çizdirilmesiyle kapasite eğrileri elde edilmiştir.

Yukarıda tanımlanan şekilde DSB-0 numunesi için oluşturulan numerik modelden alınan görünüm de Şekil 5'te verilmektedir. Şekil 6 ise numerik modelden elde edilen kiriş kesme kuvvetinin uç deplasmanına bağlı değişiminin deneysel olarak elde edilen eğrilerle karşılaştırmasını özetlemektedir. Şekil 6 incelendiğinde numerik modellerden elde edilen kapasite eğrisinin oldukça iyi bir şekilde deneysel veriyi yansıtabildiği göze çarpmaktadır. Numerik modelin, kiriş kapasitesini tahmin etmesindeki hata oranları, pozitif (negatif) yüklemeye yönü dikkate alındığında, her bir numune için sırasıyla %11,6 (%14,4), %12,5 (%4,8) ve %14,6 (%3,2) olarak hesaplanmıştır. Bu değerlerin ortalaması yaklaşık %10,2 olarak bulunmaktadır. Bu hata oranı, numerik modeller vasıtasıyla oldukça başarılı kapasite tahmini

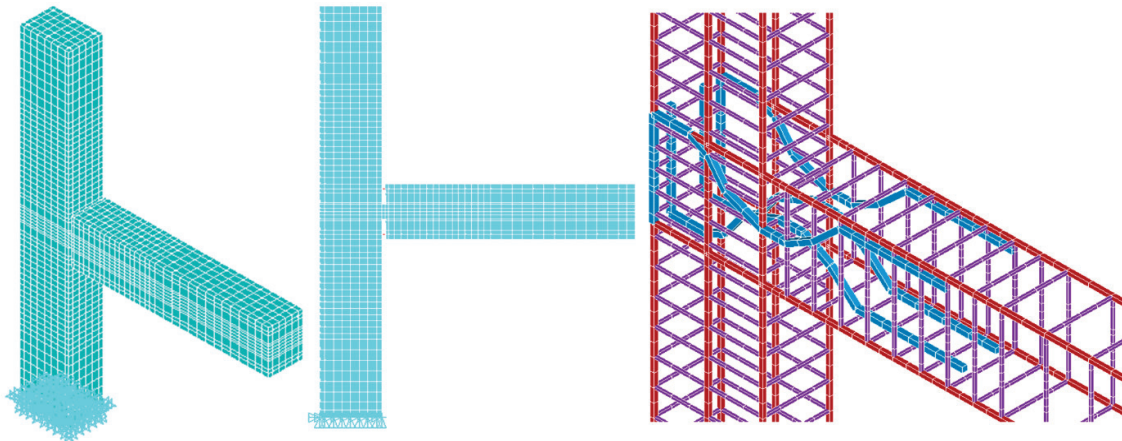
yapılabildiğine işaret eder. Ayrıca, numerik modelin çatlak tahminindeki yetisini de ölçmek için tüm deney numunelerinde gözlemlenen ve numerik model tarafından tahmin edilen çatlak şekilleri Şekil 7'de karşılaştırılmaktadır. Şekil 7a'da oluğun kolon yüzüne yerleştirildiği durum için numerik model kolon-kiriş birleşiminde oldukça fazla çatlak oluşumu tahmin etmektedir. Bu tahmin Oudah ve El-Hacha [19] tarafından deneysel gözlemlerle de teyit edilmektedir. DSB-1.0 ve DSB-1.7 numunelerinde çatlakların genellikle oluk etrafında yoğunlaştığı gözlemlenmektedir (Şekil 7b-c). Ayrıca, bu numunelerde kolon ve kiriş arasında kalan kısa kiriş parçasında hasar gözlemlenmektedir. Yine bu iki numunede kolon-kiriş birleşim noktasında çatlak oluşumu deneylerle tutarlı olarak tahmin edilmemektedir. Genel olarak, numerik modelde çatlaklar, yayılı çatlak modeli kullanılmamasından ötürü, deneysel gözlemlerden daha fazla yayılım göstermektedir. Bu aslında yayılı çatlak modelinin bilinen bir eksikliğidir. Bu konudaki eksikliğin giderilmesi için Rots [23] tarafında öne sürülen çözüm, çatlakın fiziksel olarak açılmasını sağlayan arayüz elemanı tipi çözümler geliştirilmesidir. Fakat, elde edilen çatlak tahminleri bu halleriyle zaten deneysel gözlemlerle tutarlı durumdadır (Şekil 7). Bu nedenle, numerik model hem kapasite eğrilerini hem de göçme durumlarını oldukça başarılı bir şekilde taklit etmektedir.

### 3. PARAMETRİK ÇALIŞMA (PARAMETRIC STUDY)

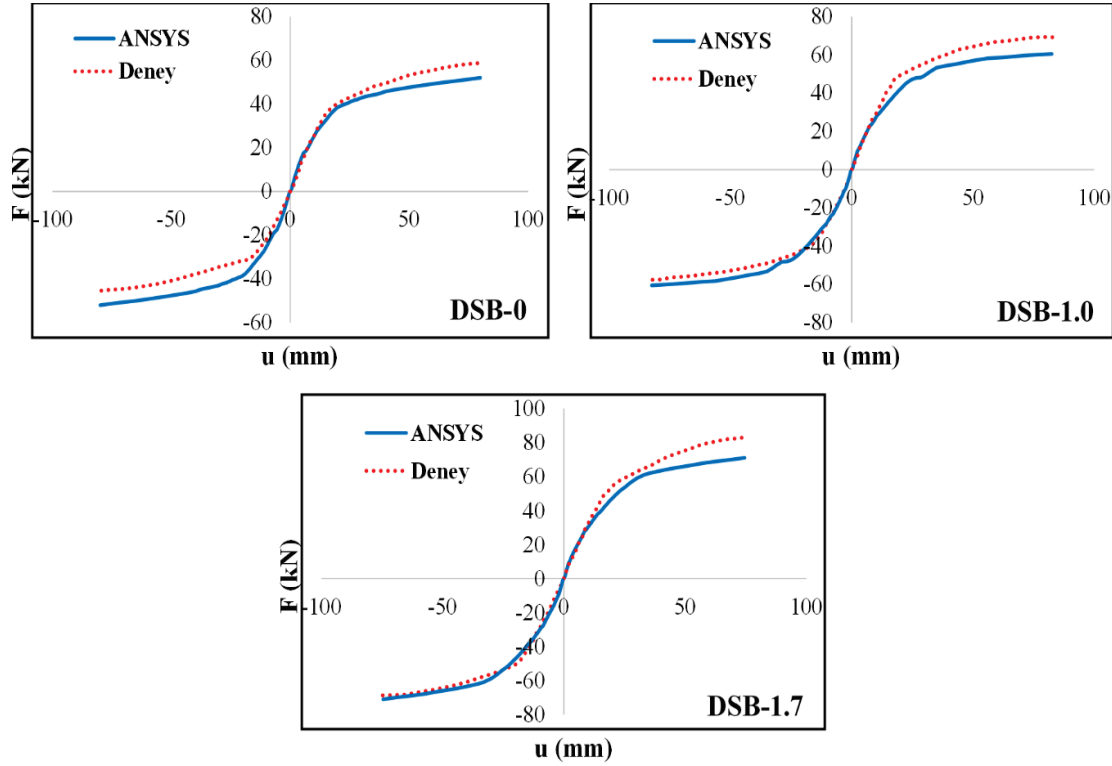
Araştırmanın bu kısmında, bir önceki bölümde gerçekleştirilen deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçları kullanarak bir parametrik

**Tablo 1.** Kullanılan Donatıların Mekanik Özellikleri (Mechanical Properties of Reinforcements) [19]

	$E_s$ (GPa)	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)
10M	187,1	484,4	730,4
15M	180,5	484,0	729,5
20M	194,8	435,6	588,2



**Şekil 5.** DSB-0 Numunesinin Numerik Model Detayları a) Katı Modelin 3B Görünümü b) Katı Modelin 2B Görünümü c) Donatı Detayları (Details of Numerical Model of DSB-0 Specimen (a) 3D View of Solid Model b) 2D View of Solid Model c) Reinforcements)



**Şekil 6.** Deneysel ve Numerik olarak Elde Edilen Kapasite Eğrilerinin Karşılaştırılması  
(Comparison of Capacity Curves from Numerical Model and Experiments)

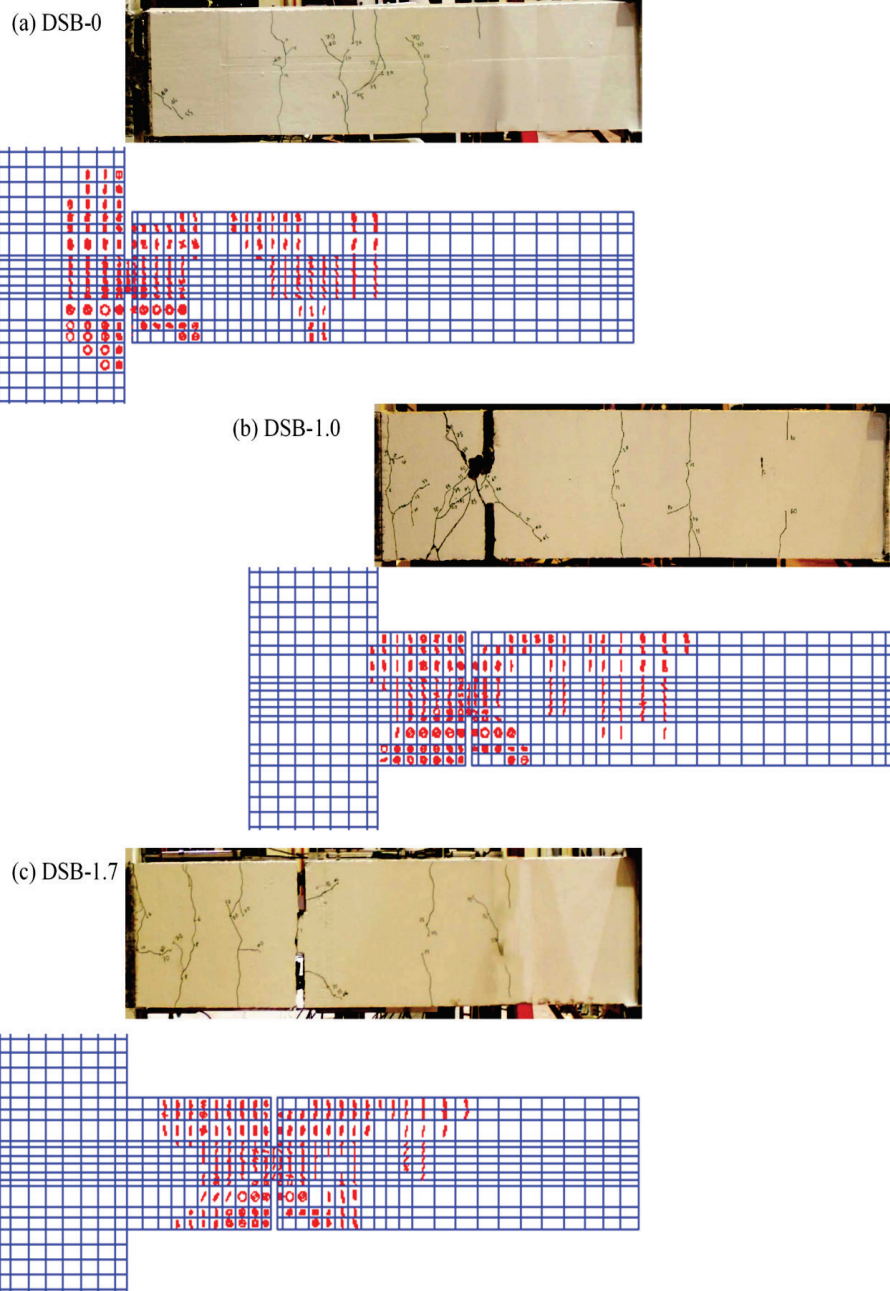
çalışma gerçekleştirilecektir. Bu çalışmadaki amaç oluk derinliğinin davranışa etkisini incelemek olduğundan donatı detayları ve geometrik özellikleri değiştirilmeksizin Şekil 4'te detayları verilen DSB-1.0 ve DSB-1.7 numuneleri için farklı Oluk derinliği / Kiriş yüksekliği oranları (0,125, 0,150, 0,200, 0,300 ve 0,400) için analizler gerçekleştirilecektir. Ayrıca Oudah ve El-Hacha [19] tarafından deneyi gerçekleştirilen Oluk derinliği / Kiriş yüksekliği oranı 0,375 olan DSB-1.0 ve DSB-1.7 numuneleri için elde edilen numerik modellerin sonuçları da parametrik çalışmaya dahil edilmiştir. Parametrik çalışmada, numunelerin isimleri DSB (Numune numarası 1.0-1.7)-S (oluk derinliği oranı) olarak anılacaktır. Örneğin, DSB1.0-S0.125 ikinci numune özelliklerine sahip Oluk derinliği / Kiriş yüksekliği oranı 0,125 olan bir elemanı tarif etmektedir. Seçilen numunelerin numerik model görünüşleri Şekil 8'de özetlenmektedir.

Şekil 8'den de anlaşılacağı gibi  $0,125 \times h_b$  (kiriş yüksekliği) derinliğine sahip oluk, oluk derinliği 50mm olmasından kaynaklı donatının alt kısmında sadece 5mm'lik bir boşluk anlamına gelmektedir. Numerik modelleri oluşturulan numunelerin, analiz sonucunda elde edilen kuvvet – deplasman eğrileri Şekil 9'da verilmektedir. Ayrıca, moment – dönme eğrileri de Şekil 10'da sunulmaktadır. Her bir numune için elde edilen maksimum kuvvet ve deplasmanlar da Tablo 2'de özetlenmektedir. Ayrıca, Şekil 9'da verilen eğrilerin sekant eğimi kullanılarak elde edilen numune rijitlikleri de Tablo 3'te özetlenmektedir. Sekant eğimleri bulunurken orijin ve maksimum kapasitenin %60'ından geçen sekant doğrusu kullanılmıştır.

#### 4. SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR (RESULTS AND DISCUSSIONS)

Oluklu kiriş sistemlerinde ilk bakışta oluk etrafında oluşabilecek fiziksel temasların numerik modele yansıtılması gerekliliği düşünülmektedir. Fakat, oluklu kirişlerde dönme taleplerinden kaynaklı oluğun uçlarının temasının oluşabilmesi için basınç donatısının burkulması zorunluluğu bulunmaktadır. Bu nedenle Oudah ve El-Hacha [17] çalışmalarında donatı burkulmasını engelleyecek oluk genişliği için bir adet formül üretmişlerdir. Bu formül gereği basınç donatısının burkulma göçme modu engellenmektedir. Böylece oluk ucundaki beton kısımlarının ayrı bir ara yüz eleman ağıyla dikkate alınması zorunluluğu ortadan kalkmıştır. Ayrıca, hem Oudah ve El-Hacha [19]'nın deneysel çalışmalarında hem de bu çalışma kapsamında gerçekleştirilen hiçbir numerik analizde oluk kapanıp beton uçları arasında temas sağlanmamıştır. Bu durum çift oluklu kiriş sistemlerinin pratikte kullanılabilmesi için oldukça önem arz etmektedir. Çünkü ekstra bir modelleme tekniğine ihtiyaç duyulmaksızın çift oluklu kiriş sistemleri kolay bir şekilde klasik betonarme elemanlar gibi modellenebilmektedir.

Farklı plastik mafsallı bölgeleri için (kolon yüzünden 300mm ve 500mm mesafedeki), kuvvet – deplasman eğrileri incelendiğinde deplasman kapasitesinin neredeyse değişmediği gözlemlenmektedir (Şekil 9). Kuvvet – deplasman eğrileri incelendiğinde, kesme kapasite artışı gözlemlense de bu artışın sebebinin moment kolundaki

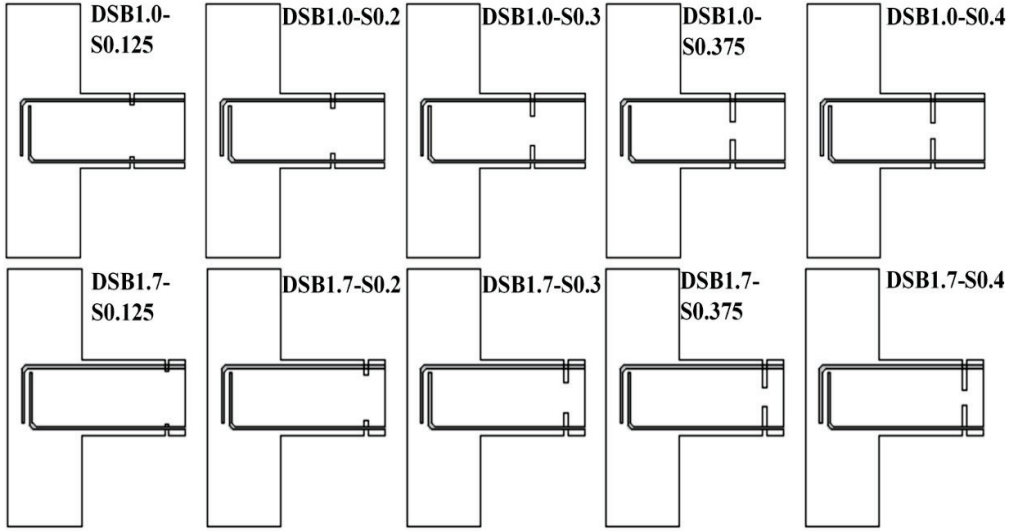


**Şekil 7.** Deneysel ve Numerik olarak Elde Edilen Çatlakların Karşılaştırılması  
(Comparison of Crack Patterns from Numerical Model and Experiments)

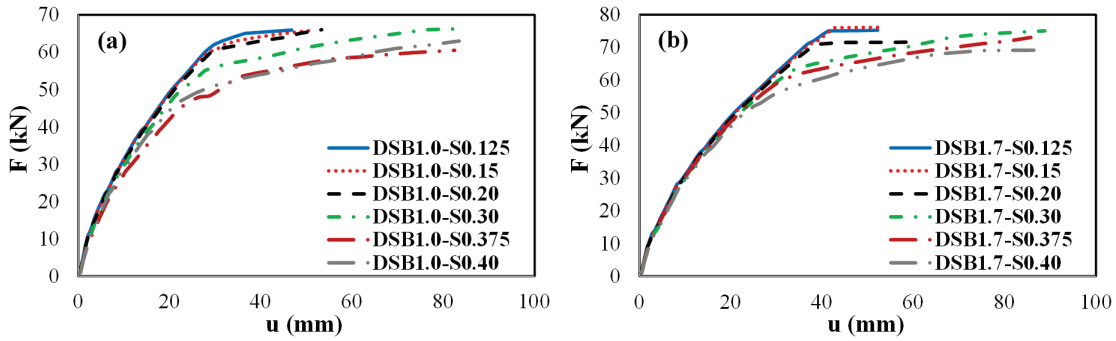
değişim olduğu moment – dönme eğrilerinden anlaşılmaktadır (Şekil 10). Şekil 10 incelendiğinde her numunenin (DSB1.0-S ve DSB1.7-S) farklı oluk derinlik değerleri için, örn. DSB1.0-S0.30 ve DSB1.7-S0.30 karşılaştırılırsa, moment kapasitelerinin yaklaşık olarak aynı olduğu gözlemlenmektedir. Bunun sebebi kritik kesitin aynı donatı ve kesit özelliklerine sahip olmasından kaynaklı moment kapasitesinin sabit olmasıdır. Fakat, Şekil 9 incelendiğinde her numunenin (DSB-1.0 ve DSB-1.7) farklı oluk derinlik değerleri için kesme kapasitelerinin farklı olduğu gözlemlenmektedir. Bunun temel sebebi DSB1.7 numuneleri için yük uygulama noktası ve kritik kesit arası mesafenin daha az olmasından kaynaklı (daha düşük moment kolu) kesme kapasitesinin daha fazla

bulunmasından kaynaklıdır. Bir başka deyişle numerik modellerde sadece oluk mesafesi değiştirildiği ve kuvvetin uygulanma noktası tüm numuneler için giriş uç noktası olarak alındığı için böyle bir davranış gözlenmektedir. Moment – dönme eğrileri oluğun bulunduğu kesitteki değerleri göstermektedir. Oluk derinliği yeterli bir büyüklüğe ulaşmadığı durumlarda, oluğun kolon yüzünden mesafesinden bağımsız bir şekilde süneklik olumsuz olarak etkilenmektedir. Bu durum oluk derinliği  $0,30 \times h_b$ 'den küçük numunelerde açıkça gözlemlenmektedir. Bu numuneler daha büyük oluk derinliğine sahip numunelerden çok daha kısıtlı bir deplasman ve dönme kapasitesine sahiptir. Bir başka deyişle kesitteki donatıların hareketlerinin kesitteki beton tarafından kısıtlanmayacağı bir geometri çift

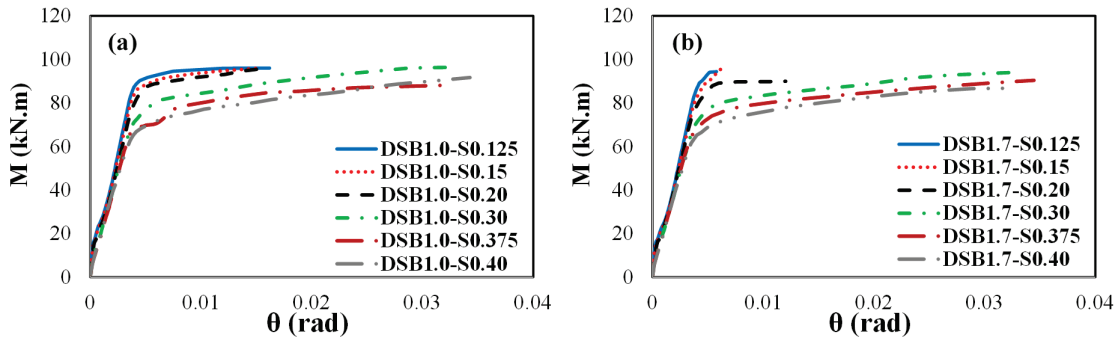




**Şekil 8.** Parametrik Çalışmada kullanılan Farklı Oluk Derinliğine Sahip Kiriş sistemleri  
(Beam Systems with Different Slot Depths used in the Parametric Study)



**Şekil 9.** Kesme Kuvveti – Uç Deplasmanı Kapasite Eğrileri a) DSB1.0 numuneleri b) DSB1.7 numuneleri  
(Shear Force versus Tip Displacement Capacity Curves (a) DSB1.0 Specimens (b) DSB1.7 Specimens)



**Şekil 10.** Moment – Dönme Kapasite Eğrileri a) DSB1.0 numuneleri b) DSB1.7 numuneleri  
(Moment versus Rotation Capacity Curves: (a) DSB1.0 Specimens (b) DSB1.7 Specimens)

oluklu betonarme kiriş sistemleri için çok büyük önem arz etmektedir. Tasarım esnasında, gereğinden küçük bir oluk derinliğinin bırakılmasının, davranışa direk olarak etki edeceği unutulmamalıdır. Şekil 10 incelendiğinde, yeterli derinliğe sahip çift oluklu sistemin, neredeyse çelik kirişlerdeki dönme kapasitesine sahip olabileceği gözlemlenmektedir. Örneğin, literatürde zayıflatılmış kiriş sistemlerinin deneysel olarak 0,03-0,045rad civarında

dönme kapasitesine sahip oldukları bilinmektedir [24, 25]. Çift oluklu kiriş sistemlerinde oluklar marifetiyle donatılarda oluşan birim uzama taleplerinin kesitin davranışını direk etkilemesi sağlanmaktadır. Betonun, kesitte oluşan maksimum eğilme taleplerinin bulunduğu bölgelerden uzaklaştırılmasıyla daha sünek bir davranış elde edilmektedir. Yani, bu dönme değerleri, donatı tarafından baskılanan bir moment – eğrilik davranışıyla elde

**Tablo 2.** Parametrik Analiz Sonuçlarının Özeti (Summary of the Parametric Study Results)

Numune	$u_{\max}$ (mm)	$F_{\max}$ (kN)	$\theta_{\max}$ (rad)	$M_{\max}$ (kN.m)
DSB1.0-S0.125	46,79	65,90	0,0162	96,03
DSB1.0-S0.15	51,54	65,90	0,0149	95,88
DSB1.0-S0.20	53,34	66,00	0,0161	96,03
DSB1.0-S0.30	82,13	66,20	0,0321	96,32
DSB1.0-S0.375	82,48	60,51	0,0316	88,034
DSB1.0-S0.40	83,49	63,00	0,0343	91,67
DSB1.7-S0.125	52,21	75,20	0,0058	94,38
DSB1.7-S0.15	52,18	76,10	0,0066	95,51
DSB1.7-S0.20	61,48	71,65	0,0120	89,92
DSB1.7-S0.30	88,79	75,00	0,0333	94,13
DSB1.7-S0.375	85,75	73,00	0,0344	91,76
DSB1.7-S0.40	86,39	69,10	0,0328	86,72

**Tablo 3.** Parametrik Analizden Bulunan Numune Rijitlikleri (Stiffnesses obtained from the Parametric Study)

	Rijitlik (kN/m)	Yüzde Kayıp (%)
DSB1.0-S0	2840,92	-
DSB1.0-S0.125	2833,87	-0,25
DSB1.0-S0.15	2810,63	-1,07
DSB1.0-S0.20	2744,48	-3,39
DSB1.0-S0.30	2596,03	-8,62
DSB1.0-S0.375	2556,53	-10,01
DSB1.0-S0.40	2531,70	-10,88
DSB1.7-S0	2623,93	-
DSB1.7-S0.125	2555,28	-2,62
DSB1.7-S0.15	2535,55	-3,37
DSB1.7-S0.20	2490,28	-5,09
DSB1.7-S0.30	2398,18	-8,60
DSB1.7-S0.375	2374,08	-9,52
DSB1.7-S0.40	2310,32	-11,95

edilebilmektedir. Bu nedenle kesitteki betonun, moment davranışına katkısı minimize edilmeye çalışılmaktadır. Çift oluklu betonarme kiriş sistemlerinin ne ölçüde etkili bir sistem olduğunu tekrar vurgulamak açısından kullanılan kiriş tasarımları tekrar incelenmelidir. Parametrik analizlerde ve deneylerde kullanılan kiriş kesitindeki çekme donatısı oranı, TS500 [26]'de verilen minimum çekme donatısı oranıyla karşılaştırıldığında, minimum donatı oranı şartının analizlerde kullanılan kesitlerde sağlanmadığı görülmektedir (Eş. 1).

$$\rho_{\min} = 0,80 \times \frac{f_{ctd}}{f_{yd}} = 0,0037 > \rho_{\text{kesit}}$$

$$\rho_{\text{kesit}} = \frac{A_{sw}}{b_w \times d} = \frac{353,43}{300 \times 362,5} = 0,0032 \quad (1)$$

Bu oranın hesabında kullanılan mantalite Sheta vd. [27]'de çok detaylı bir şekilde açıklanmaktadır. Kısaca bahsetmek gerekirse minimum donatı oranı çatlamış donatılı kesitin ( $M_{\text{donatılı}}$ ) donatısız kesitin çatlama moment kapasitesinden ( $M_{cr}$ ) daha büyük olmasını garanti etmek için konulmaktadır [28, 29]. Böylece kesit çatladığından aniden göçme yaşanması engellenmektedir. Bir başka deyişle minimum donatı oranından az donatıya sahip bir kesit için  $M_{cr} > M_{\text{donatılı}}$  bağıntısı gerçekleşmektedir. Bu nedenle minimum

donatıdan az bir donatı oranına sahip kesitin sünekliliği donatısız betonun sünekliliği kadardır. Yani, kullanılagelen betonarme teknolojiyle sünek bir davranışın elde edilmesi imkansız olan bir kiriş sisteminden, yaklaşık 0,03'lük dönme kapasitelerinin elde edilebilmesi bu sistemin ne kadar etkili olduğunu tekrar vurgulamaktadır. Oluk derinliğinin hangi aralıkta optimum seviyeye ulaştığını incelemek için, hem kuvvet – deplasman hem de moment – dönme eğrileri irdelenmelidir. Analizi gerçekleştirilen 6 farklı oluk derinliği oranından, hem kuvvet hem de deplasman kapasite değerleri açısından en iyi performansı,  $0,30 \times h_b$  değerinin verdiği söylenebilir. Aslında  $0,30 \times h_b$ 'den büyük oluk derinliğine sahip kesitler temel olarak benzer davranışa sahip gibi görünseler de oluk derinliği olarak  $0,30 \times h_b$  değeri, aynı deplasman talebinde yaklaşık %10'luk bir kesme kapasite artışı sağlamaktadır. Bu nedenle aynı miktarda donatı kullanılarak maksimum kapasite elde edilmesi açısından en etkili tasarım  $0,30 \times h_b$  olarak öne sürülebilir. Son olarak oluk derinliğinin rijitliğe etkisi incelenmelidir. Çünkü, kiriş kesitinde yapılacak değişiklikler aslında kolonların sınır koşullarını da değiştireceği için yatay yüklerin etkisi altında stabilite sorunlarının yaşanmasına ya da istenmeyen yatay rijitlik değişimlerine de neden olabilir. Bu nedenle, tüm numunelerin sekant rijitlikleri tablo 3'te karşılaştırılmıştır. Tablo 3 incelendiğinde, kesitte açılan en büyük oluk derinliği

olan  $0,40 \times h_b$  için dahi sekant eğiminin dolu kesitli haldekinden yaklaşık olarak %10'luk bir değişim gösterdiği görülmektedir. Bir başka deyişle, kesitte açılan oluğun kolon sınır koşullarına önemli bir miktarda etki göstermeyeceği düşünülmelidir. Ayrıca, en olumlu etkinin elde edildiği oluk derinliği olan  $0,30 \times h_b$  için rijitlik değişim oranı yaklaşık %8,50 olarak hesaplanmaktadır.

## 5. SONUÇLAR (CONCLUSIONS)

Bu çalışma kapsamında Çift Oluklu Betonarme Sistemlerde Oluk Derinliğinin Davranışa Etkisi, kuvvet – deplasman ve moment – dönme eğrileri karşılaştırılarak incelenmiştir. Çift oluklu betonarme kiriş sistemleri, hem süneklik hem de kapasite değerleri göz önünde bulundurulduğunda oldukça güçlü bir alternatiftir. Yeterli oluk derinliğine sahip kesitlerde önemli ölçüde deplasman ve dönme kapasitesi artışı gözlemlenmektedir. Bu sistemde, davranış genel olarak donatı çeliği tarafından domine edildiği için kritik kesitin dönme kapasitesi çelik kesitlerde gözlemlenen değerlere yakın olmaktadır. Bu sistemin numerik modellenmesi aşamasında klasik betonarme kesit modelleme metotları hem kapasite hem de çatlak tahminleri açısından oldukça yeterli olmaktadır. Ayrıca, bu sistem, plastik mafsallın oluşacağı kesiti de önceden belirlemeye imkân sağladığı için klasik betonarme sistemlerin nonlineer modellemesinde yaygın olarak kullanılan yığılı plastik davranışa da uygundur.

Yapılan numerik çalışmanın sonucunda, çift oluklu betonarme kiriş sistemlerinde kullanıldığında en olumlu sonuca sahip olacak, Oluk derinliği / Kiriş yüksekliği oranı  $0,30$  olarak belirlenmiştir. Bu oran, diğer oranlara nazaran eşit miktarda malzemeyle benzer deplasman kapasiteleri için daha fazla kesme kapasitesi sağlamaktadır.

Kiriş gövdesinde açılan oluk kaynaklı rijitlik kaybı %10 civarında kaldığı için bu sistemin kolonların yatay rijitliklerine ve/veya stabilitelere dikkate alınacak miktarda olumsuz bir etkisi olacağı düşünülmektedir. Kısacası, çift oluklu kiriş kullanımıyla kolonların sınır koşullarında önemli bir değişiklik gözlemlenmemekte ve çift oluklu kirişli sistemlerle klasik betonarme sistemlerin arasında yatay deplasman talepleri açısından önemli bir fark beklenmemektedir. Son olarak varılan sonuçların numerik çalışmanın kapsamı ile sınırlı olduğu unutulmamalıdır.

## 6. SİMGELER (SYMBOLS)

$A_{sw}$	: Toplam çekme donatısı alanı
$b_w$	: Kiriş kesit genişliği
$d$	: Etkin kiriş yüksekliği
$E_s$	: Donatı çeliğinin elastisite modülü
$f_c$	: Beton basınç kapasitesi
$f_{ctd}$	: Beton çekme kapasitesi
$f_y$	: Donatı çeliğinin akma kapasitesi
$f_u$	: Donatı çeliğinin kopma kapasitesi
$h_b$	: Kiriş yüksekliği
$\rho_{min}$	: Minimum çekme donatısı oranı
$\rho_{kesit}$	: Kesitteki çekme donatısı oranı

## KAYNAKLAR (REFERENCES)

1. Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik (DBYBHY), Bayındırlık ve İskân Bakanlığı, 2007.
2. American Concrete Institute (ACI) 318, Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary on Building Code Requirements for Structural Concrete, ACI Committee, Farmington Hills, Mich, USA, 2014.
3. Shahawy M.A., Arockiasamy M., Beitelman T., Sowrirajan R., Reinforced concrete rectangular beams strengthened with CFRP laminates, Composites Part B, 27, 225–33, 1996.
4. Aykac B., Acar, D., Strengthening of reinforced concrete beams with an externally bonded composite material composed of FRP fabric and steel plate, Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, 29 (1), 175-183, 2014.
5. Saatci, S., Batarlar B., Behavior of steel fiber reinforced concrete beams without stirrups, Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, 32 (4), 1143-1154, 2017.
6. Saadatmanesh H., Extending service life of concrete and masonry structures with fiber composites, Constr. Build. Mater., 11 (5), 327–35, 1997.
7. Rabinovitch O., Frostig Y., Experiments and analytical comparison of RC beams strengthened with CFRP composites, Composites Part B, (34), 663–77, 2003.
8. Er S.B., Aykac S., Can H., Behaviour of reinforced concrete weak column-beam connections, Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, 29 (3), 537-547, 2014.
9. Eslami A., Dalalabashi A., Ronagh H.R., On the effect of plastic hinge relocation in RC buildings using CFRP, Composites Part B, 52, 350-361, 2013.
10. Ohkubo M., Matsuoka, T., Yoshioka, T., Anderson, D.L., Shear transfer mechanism of reinforced concrete beams with a slot at the beam end, Proceedings of Japan Concrete Institute, 21, 523-528, 1999.
11. Au E., The mechanics and design of a non-tearing floor connection using slotted reinforced concrete beams, M.S. Thesis, Department of Civil and Natural Resources Engineering, University of Canterbury, Christchurch, 2010.
12. Byrne J.D.R., Bond and shear mechanics within reinforced concrete beam-column joints incorporating the slotted beam detail, M.S. Thesis, Department of Civil and Natural Resources Engineering, University of Canterbury, Christchurch, 2012.
13. Muir C.A., Seismic performance of the slotted beam detail in reinforced concrete moment resisting frames, Ph.D. Thesis, Department of Civil and Natural Resources Engineering, University of Canterbury, Christchurch, 2014.
14. Dalalbashi A., Eslami A., Rolagh H.R., Plastic hinge relocation in RC joints as an alternative method of retrofitting using FRP, Compos. Struct., 94, 2433-2439, 2012.
15. Ohkubo M., Hamamoto T., Developing Reinforced Concrete Slotted Beam Structures to Reduce Earthquake

- Damage and to Enhance Seismic Structural Performance, 13th World Conference on Earthquake Engineering (WCEE), Vancouver (B.C.)-Canada, 1-6 August, 2004.
16. American Institute of Steel Construction (AISC) 358, Prequalified Connections for Special and Intermediate Steel Moment Frames for Seismic Applications, Chicago, IL, 2016.
  17. Oudah F., El-Hacha R., Seismic performance of modified single-slotted-beam concrete connection, *J. Earthquake Eng.*, 21 (5), 726-751, 2016.
  18. Muir C.A., Bull D.K., Pampanin S., Seismic testing of the slotted beam detail for reinforced concrete structures, *Structures Congress*, 2614-2625, 2013.
  19. Oudah F., El-Hacha, R., Plastic Hinge Relocation in concrete structures using the double-slotted-beam system, *Bull. Earthquake Eng.*, 15 (5), 2173-2199, 2017.
  20. ANSYS Inc., Basic Analysis Guide for ANSYS 16.2, SAS IP Inc, 2015.
  21. Willam K.J., Warnke E.D., Constitutive Model for the Triaxial Behavior of Concrete, *Proceedings of International Association for Bridge and Structural Engineering*, ISMES, Bergamo-Italy, 1975.
  22. Neto E.A., Perić D., Owen D.R.J., *Computational Methods for Plasticity: Theory and Applications*, John Wiley & Sons, Ltd, Chichester, UK, 2008, DOI: 10.1002/9780470694626.
  23. Rots J.G., Various Crack Concepts for Curved Fracture in Concrete, *Proceedings of the 7th International Conference on Fracture*, Houston-USA, 20-24 March, 1989.
  24. Yu Q.S., Gilton, C., and Uang, C.M., Cyclic Response of RBS Moment Connections: Loading Sequence and Lateral Bracing Effects, Report No. SSRP-99/13, Department of Structural Engineering, University of California, San Diego, CA, 2000.
  25. Han S.W., Moon, K.H., Hwang, S.H. and Stojadinovic, B., Rotation capacities of reduced beam section with bolted web (RBS-B) connections, *J. Constr. Steel Res.*, 70, 256-263. 2012.
  26. Türk Standartlar Enstitüsü (TS 500), *Betonarme Yapıların Tasarım ve Yapım Kuralları*, 2000.
  27. Shehata, I.A.E.M., Shehata, L.C.D., Garcia, S.L.G., Steel ratios in reinforced concrete beams made of concrete with different strengths – Theoretical approach, *Mater. Struct.*, 36, 3-11, 2003.
  28. Subramanian N., Limiting reinforcement ratios for RC flexural members, *The Indian Concrete Journal*, 71-80, 2010.
  29. Ersoy U., Ozcebe G., Tankut T., *Reinforced Concrete*, ODTU Yayınevi Genel Dizi, ISBN: 9786054362172, 2012.