

**KARADENİZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

**FARKLI DONATI DÜZENİNE SAHİP BETONARME YÜKSEK
KİRİŞLERİN DAVRANIŞLARININ DENEYSEL VE TEORİK OLARAK
İNCELENMESİ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

İnş. Müh. Mehmet YILMAZ

**MAYIS 2016
TRABZON**



KARADENİZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ



Karadeniz Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsünce

Unvanı Verilmesi İçin Kabul Edilen Tezdir.

Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : / /

Tezin Savunma Tarihi : / /

Tez Danışmanı :

Trabzon

**KARADENİZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

başlıklı bu çalışma, Enstitü Yönetim Kurulunun / / gün ve sayılı
kararıyla oluşturulan jüri tarafından yapılan sınavda
YÜKSEK LİSANS TEZİ
olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri

Başkan :

Üye :

Üye :

Prof. Dr. Sadettin KORKMAZ

Enstitü Müdürü

ÖNSÖZ

Bu tez çalışması Karadeniz Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı'nda yüksek lisans tezi olarak hazırlanmıştır.

“Farklı Donatı Düzenine Sahip Betonarme Yüksek Kirişlerin Davranışlarının Deneysel ve Teorik Olarak İncelenmesi” başlıklı bu çalışmanın başından sonuna kadar beni yönlendiren, tezimin bütün aşamalarında vakit gözetmeksizin en iyi ve en doğruyu yapmak adına uğraşan, danışman hocam sayın Prof. Dr. Metin HÜSEM'e sonsuz teşekkürlerimi bir borç bilirim.

Deneysel çalışmaların boyunca, bilgi ve becerilerinden yararlandığım sayın Prof. Dr. Selim PUL'a, yardımlarını gördüğüm, Arş. Gör. Serhat DEMİR'e, Arş. Gör. S. İstemihan ÇOŞĞUN'a, Arş. Gör. Fatma B. KAYAALP'e, Arş. Gör. Hasan SESLİ'ye ve Arş. Gör. Mehmet ŞENTÜRK'e teşekkür ederim.

Ayrıca, bugünlere gelmemi sağlayan tüm hayatım boyunca maddi ve manevi desteklerini hiçbir zaman esirgemeyen ve her zaman yanımda olan annem Arzu YILMAZ'a, babam Ekmel YILMAZ'a, kardeşim Kağan YILMAZ ve hayatımdaki bütün dostlarıma tüm kalbimle teşekkür ederim.

Mehmet YILMAZ
Trabzon 2016

TEZ ETİK BEYANNAMESİ

Yüksek Lisans Tezi olarak sunduğum “Farklı Donatı Düzenine Sahip Betonarme Yüksek Kirişlerin Davranışlarının Deneysel ve Teorik Olarak İncelenmesi” başlıklı bu çalışmayı baştan sona kadar danışmanım Prof. Dr. Metin HÜSEM’in sorumluluğunda tamamladığımı, verileri/örnekleri kendim topladığımı, deneyleri/analizleri yaptığımı, başka kaynaklardan aldığım bilgileri metinde ve kaynakçada eksiksiz olarak gösterdiğimi, çalışma sürecinde bilimsel araştırma ve etik kurallara uygun olarak davrandığımı ve aksinin ortaya çıkması durumunda her türlü yasal sonucu kabul ettiğimi beyan ederim.

12/05/2016

Mehmet YILMAZ

İÇİNDEKİLER

	<u>Sayfa No</u>
ÖNSÖZ	III
TEZ ETİK BEYANNAMESİ	IV
İÇİNDEKİLER	V
ÖZET	VII
SUMMARY	VIII
ŞEKİLLER DİZİNİ	IX
TABLolar DİZİNİ	XIII
SEMBOLLER DİZİNİ.....	XIV
1. GENEL BİLGİLER	1
1.1. Giriş.....	1
1.2. Yüksek Kirişlerin Davranışları Hakkında Bilgiler	7
1.3. Farklı Yönetmeliklerde Yüksek Kiriş Tanımı ve Tasarım Yöntemleri	14
1.3.1. ACI 318-14.....	14
1.3.2. CSA A23.3-04	15
1.3.3. EN 1992-1-1 (2004).....	15
1.3.4. BS 8110	15
1.3.5. TS500	16
1.3.6. Çubuk Model Yöntemi(Strut and Tie Model - STM)	17
1.3.7. Çubuk Model ile İlgili Yönetmelikler.....	21
1.3.8. Yönetmeliklere Göre Çubuk Model Yönteminin Uygulama Örneği.....	28
1.4. Konu ile İlgili Daha Önce Yapılan Çalışmalar.....	42
1.5. Çalışmanın Amacı ve Kapsamı	49
2. YAPILAN ÇALIŞMALAR.....	51
2.1. Deneysel Çalışmalar	51
2.1.1. Deney Elemanları ve Özellikleri.....	51
2.1.1.1. DE-1 Numaralı Deney Elemanı.....	52
2.1.1.2. DE-2 Numaralı Deney Elemanı.....	52
2.1.1.3. DE-3 Numaralı Deney Elemanı.....	53
2.1.1.4. DE-4 Numaralı Deney Elemanı.....	53
2.1.2. Deneylerde Kullanılan Malzemelerin Özellikleri.....	60
2.1.2.1. Agrega Özellikleri.....	60

2.1.2.2.	Çimento, Su ve Katkı Maddelerinin Özellikleri.....	61
2.1.2.3.	Donatı Özellikleri.....	62
2.1.2.4.	Deneylerde Kullanılan Beton Karışımları.....	62
2.1.3.	Yüksek Kiriş Deney Elemanlarının Üretimi ve Deney Düzeneği.....	63
2.1.3.1.	Deney Elemanlarının Üretimi.....	63
2.1.3.2.	Deney Elemanlarında Kullanılan Beton Özellikleri.....	65
2.1.3.3.	Deney Düzeneği.....	66
2.1.3.4.	Ölçüm Sistemi ve Kullanılan Aletler.....	68
2.2.	Analitik Çalışmalar.....	71
2.2.1.	Sonlu Elemanlar Programında Modelleme.....	72
2.2.2.	Malzeme Özellikleri.....	73
2.2.2.1.	Beton ve Donatı Mazleme Özellikleri.....	73
3.	BULGULAR VE İRDELEMELER.....	78
3.1.	DE-1 Numaralı Deney Elemanı.....	78
3.2.	DE-2 Numaralı Deney Elemanı.....	82
3.3.	DE-3 Numaralı Deney Elemanı.....	88
3.4.	DE-4 Numaralı Deney Elemanı.....	93
3.5.	DeneySEL ve Teorik Sonuçların Karşılaştırılması.....	97
3.5.1.	DeneySEL Sonuçların İrdelenmesi.....	97
3.5.2.	Çubuk Model Yöntemine Göre Elde Edilen Sonuçların İrdelenmesi.....	99
3.5.3.	Sonlu Elemanlar Modeliyle DeneySEL Sonuçların Karşılaştırılması.....	103
4.	SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	109
5.	KAYNAKLAR.....	112
ÖZGEÇMİŞ		

Yüksek Lisans Tezi

ÖZET

FARKLI DONATI DÜZENİNE SAHİP BETONARME YÜKSEK KİRİŞLERİN DAVRANIŞLARININ DENEYSEL VE TEORİK OLARAK İNCELENMESİ

Mehmet YILMAZ

Karadeniz Teknik Üniversitesi
Fen Bilimleri Enstitüsü
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı
Danışman: Prof. Dr. Metin HÜSEM
2016, 116 Sayfa

Yüksek kirişler, açık deniz yapılarında, kazık temel üstü kirişlerde, dikdörtgen enkesitli su depolarında, silo yapılarında, yüksek yapılarda transfer kirişi ve kolon üstü başlık kirişlerinde kullanılan önemli bir yapı elemanıdır. Yüksek kirişlerin a/d oranı çok küçük olması nedeniyle kemerleşme etkisi dolayısıyla da kesme kırılması olmaktadır. Bu nedenle de son yıllarda etkin olarak, bu tür kirişlerde gevrek kırılmaya neden olan kesme kırılmasının iyileştirilmesine yönelik birçok çalışma yürütülmektedir.

Farklı donatı düzenine sahip betonarme yüksek kirişlerin davranışlarının deneysel ve teorik olarak incelenmesi amacıyla gerçekleştirilen bu çalışma dört bölümden oluşmaktadır. Çalışmanın birinci bölümünde; yüksek kirişler hakkında genel bilgiler, uygulama alanları, tasarım ilkeleri, yüksek kirişler üzerinde daha önce yapılan bazı çalışmalar ve bu çalışmanın amacı ve kapsamı verilmiştir. İkinci bölümde; çalışmanın amaç ve kapsamına uygun olarak, dört farklı donatı düzenine sahip yüksek kirişlerin üretimleri verilmiştir. Hazırlanan tüm kirişlerde yatay ve düşey kesme donatıları kullanılmış, eğilme donatısı ve düşey kesme donatısı oranı sabit tutulmuştur. Referans numune olarak seçilen yüksek kirişe göre, kirişlerden bir tanesinde gövde donatısı sıklaştırılması yapılmış, diğer iki tanesinde aynı donatı alanına sahip farklı diyagonal donatılar kullanılmıştır. Çalışmanın üçüncü bölümünde ise deneylerden elde edilen sonuçlar verilmiş, günümüzde yürürlükte bulunan yönetmeliklerde yüksek kirişlerin tasarımında kullanılan, çubuk model yöntemine göre hesaplanan kesme kuvvetleri deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Çalışmanın dördüncü bölümünde ise çalışmadan çıkartılan sonuç ve öneriler verilmiştir.

Yapılan çalışmalardan, diyagonal olarak yerleştirilen basınç donatılarının, yüksek kirişlerin taşıma gücünü ve enerji yutma kapasitesini önemli oranda artırdığı dolayısıyla da diğer donatılı yüksek kirişlere göre daha sünek davranışa sahip oldukları, görülmüştür.

Anahtar Kelimeler: Yüksek kiriş, Kesme kuvveti, Çubuk model yöntemi, Basınç donatısı

Master Thesis

SUMMARY

INVESTIGATION OF BEHAVIOR OF R.C. DEEP BEAMS HAVING DIFFERENT REINFORCEMENT ARRANGEMENT, EXPERIMENTALLY AND THEORETICALLY

Mehmet YILMAZ

Karadeniz Technical University
The Graduate School of Natural and Applied Sciences

Civil Engineering Graduate Program

Supervisor: Prof. Dr. Metin HÜSEM

2016, 116 Pages

Deep beams are important structural elements which are used in offshore, pile caps, rectangular cross section water tanks, silo structures, transfer beams in the high rise buildings, and bent caps. Because of the deep beams' lower a/d ratio, arch action occurs, so the shear failure. Therefore, in recent years, lots of researches have been carried out effectively for the improvement of the shear failure, causing beams in such brittle fracture.

This study was performed to investigate theoretically and experimentally of the behavior of R.C. deep beams which have different reinforcement arrangements, is comprised of four parts. In the first part of the study, general information on deep beams, field of application, design principles, some earlier studies on deep beams, the purpose and the scope of the study is given. In the second part, in accordance with the purpose and the scope of the study, the production of deep beams which have four different reinforcement arrangements, is given. In the arrangement of all beams, horizontal and vertical shear reinforcement was used and the bending and vertical shear reinforcement ratio was kept constant. According to the deep beam which is selected as the reference sample, in one of the beams, the number of the web reinforcement was increased, and in the other two, different diagonal reinforcement which has the same reinforcement area was used. The result of the experimental studies were given in the third part and they were compared to the calculated shear force in accordance with strut and tie model which is used in the design of deep beams, in the code of nowadays. In the fourth part of the study, the results and suggestions were given.

As a result of these studies, the compression reinforcement which is placed diagonally, significantly increased the capacity of load carrying and the absorption of energy, thus it is more ductile behavior than other reinforcement arrangements.

Key Words: Deep beam, Shear force, Strut and tie model, Compression reinforcement

ŞEKİLLER DİZİNİ

	<u>Sayfa No</u>
Şekil 1. Betonarme yüksek kiriş ile yüklerin kolonlara aktarılması.....	2
Şekil 2. Betonarme bir yapıda ara katta tek açıklıklı yüksek kiriş.....	2
Şekil 3. Yüksek bir yapıda, transfer kirişi örneği.....	3
Şekil 4. Alt kata devam etmesi istenmeyen kolonun, transfer kiriş yardımıyla bodrum kata aktarılması.....	3
Şekil 5. Dikdörtgen enkesitli silo yapılarında yüksek kiriş örneği	4
Şekil 6. Açık deniz yapılarında, başlıklı yüksek kiriş örneği	4
Şekil 7. 77 West Wacker Drive.....	5
Şekil 8. Üç açıklıklı yüksek kiriş, Brunswick binası	6
Şekil 9. Yüksek kirişlerin, başlık kirişi olarak köprüde kullanılmasına bir örnek.....	6
Şekil 10. Yüksek kirişte Bernoulli-Naiver'e göre ve gerçekte olan gerilme dağılımları	8
Şekil 11. (a) Üstten yüklü tek açıklıklı yüksek kirişte asal gerilme dağılımı, (b) Aşağı taraftan yüklenmiş tek açıklıklı yüksek kirişte asal gerilme dağılımı, (c) Üstten yüklü sürekli yüksek kirişte asal gerilme dağılımı	9
Şekil 12. Betonarme kiriş üzerinde geleneksel kiriş ve kemer davranışı	10
Şekil 13. Kesme donatısı olmayan yüksek kirişte kesme kırılması	11
Şekil 14. $1.5 < a/d < 3$ oranları arasında yüksek kirişlerdeki kırılma biçimleri.....	12
Şekil 15. $a/d < 1.5$ 'den küçük olması durumunda yüksek kiriş kırılma biçimleri	13
Şekil 16. Yüksek kirişlerdeki kırılma biçimleri.....	14
Şekil 17. Tekil olarak yüklenmiş bir kiriş üzerinde yüksek ve geleneksel kiriş davranışları	18
Şekil 18. Birçok yapı türünde D- bölgeleri örnekleri	18
Şekil 19. Basınç çubuğu türleri; a) prizmatik, b) şişe şekilli, c) yelpaze şekilli	19
Şekil 20. Düğüm bölgeleri çeşitleri.....	20
Şekil 21. Tekil yük ile yüklenmiş yüksek kirişteki çubuk model yöntemi	21
Şekil 22. Şişe şekilli basınç çubuğu	23
Şekil 23. Basınç çubuğu üzerindeki enine ve boyuna donatılar	23
Şekil 24. Basınç alanında çekme kuvvetlerinin aktarılması	27
Şekil 25. Transfer kirişi	29
Şekil 26. Kafes sistemin oluşturulması.....	30
Şekil 27. Oluşturulan çubuk model yönteminde yer alan düğüm bölgeleri	31
Şekil 28. Çubuk model sisteminin oluşturulmuş hali.....	31
Şekil 29. Kong ve diğerlerinin deneyde kullanılan donatı şeması.....	43

Şekil 30.	Siao tarafından önerilen iyileştirilmiş çubuk model yöntemi	45
Şekil 31.	Deney elemanının boyutları	52
Şekil 32.	DE-1 numaralı deney elemanının boyutu ve donatı detayı.....	54
Şekil 33.	DE-2 numaralı deney elemanının boyutu ve donatı detayı.....	55
Şekil 34.	DE-3 numaralı deney elemanının boyutu ve donatı detayı.....	56
Şekil 35.	DE-4 numaralı deney elemanının boyutu ve donatı detayı.....	57
Şekil 36.	Deney elamanları için donatı açılımları	58
Şekil 37.	DE-1 numaralı deney elemanı donatı düzeni	58
Şekil 38.	DE-2 numaralı deney elemanı donatı düzeni	59
Şekil 39.	DE-3 numaralı deney elemanı donatı düzeni	59
Şekil 40.	DE-4 numaralı deney elemanı donatı düzeni	60
Şekil 41.	Deneyde kullanılan agrega	61
Şekil 42.	2500 kN kapasiteli basınç deneylerinde kullanılan deney aleti	63
Şekil 43.	Betonyer yardımıyla hazırlanan betona ait görünüm.....	64
Şekil 44.	Betona ve kalıba vibratör uygulaması	64
Şekil 45.	Deney elemanın beton dökülmüş hali ve kür uygulamasından görünüm.....	65
Şekil 46.	Şahit numuneler üzerinde yapılan basınç ve eğilme deneyi	65
Şekil 47.	Yükleme sistemi	67
Şekil 48.	Yükleme sistemi önden görünüş	67
Şekil 49.	1000 kN yük ölçebilen, yük hücresi (Loadcell)	68
Şekil 50.	Deneylerde kullanılan LPDT'ye ait görünüm.....	69
Şekil 51.	Beton yüzeyine yapıştırılmış birim şekildeğiştirme ölçeri (Strain Gauge).....	69
Şekil 52.	Deneye hazır hale getirilmiş bir deney elemanı	70
Şekil 53.	16 kanallı CODA Ai8b veri toplama cihazı.	71
Şekil 54.	Hillerborg tarafında önerilen betonun çekme gerilmesi ile çatlak genişliği ilişkisi [54].....	74
Şekil 55.	Betonun çekme etkisi altındaki rijitlik azaltma faktörünün (dt) elastik olmayan birim şekildeğiştirme ile değişimi	74
Şekil 56.	Donatının gerilme- plastik birim şekildeğiştirme eğrisi	75
Şekil 57.	Bir deney elemanına ait sonlu elemanlar modelinden bir görünüm.....	76
Şekil 58.	DE-1 numaralı deney elemanın sonlu eleman programında modellenmiş hali	76
Şekil 59.	DE-2 numaralı deney elemanın sonlu eleman programında modellenmiş hali	77
Şekil 60.	DE-3 numaralı deney elemanın sonlu eleman programında modellenmiş hali	77
Şekil 61.	DE-4 numaralı deney elemanın sonlu eleman programında modellenmiş hali	77

Şekil 62.	DE-1 numaralı deney elemanında çatlak oluşumu	79
Şekil 63.	DE-1 numaralı deney elemanına ait deney sonucunda elde edilmiş bir görünüm	79
Şekil 64.	DE-1 elemanına ait yük-yerdeğiştirme ilişkisi	80
Şekil 65.	DE-1 elemanına ait yük-birim şekildeğiştirme ilişkisi	80
Şekil 66.	DE-1 elemanına ait birim şekildeğiştirme-yerdeğiştirme ilişkisi	81
Şekil 67.	DE-1 elemanına ait enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi	82
Şekil 68.	DE-2 numaralı deney elemanının eğilme ve basınç bölgelerinde çatlak oluşumu	83
Şekil 69.	DE-2 numaralı deney elemanının anlık çatlak oluşumu	83
Şekil 70.	DE-2 numaralı deney elemanının deneysel çalışma sonucu kırılma hali	84
Şekil 71.	DE-2 numaralı deney elemanının diyagonal donatılarında burkulma	84
Şekil 72.	DE-2 numaralı deney elemanına ait deney sonucunda elde edilmiş bir görünüm	85
Şekil 73.	DE-2 elemanına ait yük- yerdeğiştirme ilişkisi	85
Şekil 74.	DE-2 elemanına ait yük-birim şekildeğiştirme ilişkisi	86
Şekil 75.	DE-2 elemanına ait birim şekildeğiştirme-yerdeğiştirme ilişkisi	87
Şekil 76.	DE-2 elemanına ait enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi	88
Şekil 77.	DE-3 numaralı deney elemanının eğilme bölgesinde çatlak oluşumu.....	89
Şekil 78.	DE-3 numaralı deney elemanında çatlakları oluşumuna ait bir görünüm	89
Şekil 79.	DE-3 numaralı deney elemanına ait nihai durumdaki çatlaklar	90
Şekil 80.	DE-3 numaralı deney elemanına ait deney sonucunda elde edilmiş bir görünüm.	90
Şekil 81.	DE-3 elemanına ait yük-yerdeğiştirme ilişkisi.....	91
Şekil 82.	DE-3 elemanına ait yük-birim şekildeğiştirme ilişkisi	91
Şekil 83.	DE-3 elemanına ait birim şekildeğiştirme- yerdeğiştirme ilişkisi	92
Şekil 84.	DE-3 elemanına ait enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi	93
Şekil 85.	DE-4 numaralı deney elemanının anlık çatlak oluşumu.	94
Şekil 86.	DE-4 numaralı deney elemanının diyagonal çatlak oluşumu.....	94
Şekil 87.	DE-4 numaralı deney elemanına ait deney sonucunda elde edilmiş bir görünüm.	95
Şekil 88.	DE-4 elemanına ait yük-yerdeğiştirme ilişkisi.....	95
Şekil 89.	DE-4 elemanına ait yük-birim şekildeğiştirme ilişkisi	96
Şekil 90.	DE-4 elemanına ait birim şekildeğiştirme-yerdeğiştirme ilişkisi	96
Şekil 91.	DE-4 elemanına ait enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi	97
Şekil 92.	Deney elemanlarına ait nihai durumda kırılma şekilleri.....	99
Şekil 93.	Deney elemanlarına ait nihai durumda kırılma şekilleri.....	99

Şekil 94.	Çubuk model yöntemine göre elde edilen değerler	100
Şekil 95.	DE-1 deney elemanı için deneysel ve analitik yük-yerdeğiştirme eğrileri	104
Şekil 96.	DE-2 deney elemanı için deneysel ve analitik yük-yerdeğiştirme eğrileri	104
Şekil 97.	DE-3 deney elemanı için deneysel ve analitik yük-yerdeğiştirme eğrileri	105
Şekil 98.	DE-4 deney elemanı için deneysel ve analitik yük-yerdeğiştirme eğrileri	105
Şekil 99.	DE-1 deney elemanı için nihai durumdaki analitik ve deneysel kırılma şekli	107
Şekil 100.	DE-2 deney elemanı için nihai durumdaki analitik ve deneysel kırılma şekli	107
Şekil 101.	DE-3 deney elemanı için nihai durumdaki analitik ve deneysel kırılma şekli	107
Şekil 102.	DE-4 deney elemanı için nihai durumdaki analitik ve deneysel kırılma şekli	107



TABLolar DİZİNİ

	<u>Sayfa No</u>
Tablo 1. Transfer yüksek kirişin çubuk model yönetmeni göre ayrı ayrı yönetmeliklere göre donatı ihtiyacının karşılaştırılması	41
Tablo 2. AgregA granüloMETrik bileşimi.....	60
Tablo 3. Beton üretiminde kullanılan çimentonun fabrikadan alınan bazı özellikleri	61
Tablo 4. Deney elemanlarında kullanılan donatılara ait mekanik özellikler	62
Tablo 5. Beton karışım oranları (1 m ³).....	62
Tablo 6. Şahit numunelerin Özellikleri.....	66
Tablo 7. Beton için lineer olmayan davranış parametreleri.....	73
Tablo 8. CDP modelde betonda çekme durumunda lineer olmayan davranış parametreleri.....	73
Tablo 9. Test sonuçları	98
Tablo 10. Yönetmeliklere göre hesaplanan kesme kuvveti değerleri.....	101
Tablo 11. Zhang ve Tan çubuk model yönteminde kesme kuvveti hesabı.....	103
Tablo 12. Analitik ve deneylerden elde edilen sonuçların karşılaştırılması	106

SEMBOLLER DİZİNİ

a	: Kesme açıklığı
A_c	: Kiriş enkesit alanı
A_{cs}	: Basınç çubuğunun bir ucundaki enkesit alanı
A_d	: Diyagonal donatı alanı
A_h	: Yatay yerleştirilen kemse donatısı alanı
A_{nz}	: Düğüm bölgesinin etkili yüzey alanı (ACI 318)
A_s	: Eğilme donatısı alanı
A_s'	: Basınç donatısı (ACI 318)
A_{ss}	: Diyagonal donatı alanı (CSA)
A_{st}	: Asal donatı alanı
A_{tp}	: Öngerme donatısının alanını (ACI 318)
A_{ts}	: Öngerilmemiş donatı alanı
A_v	: Düşey yerleştirilen kesme donatısı alanı
b_w	: Kiriş enkesit genişliği
d	: Kirişte faydalı yükseklik
f_{cd}	: Tasarım beton basınç dayanımı
f_{ce}	: Basınç çubuğu ve düğüm bölgelerinin etkili basınç dayanımı (ACI 318)
f_{ck}	: Karakteristik beton basınç dayanımı
f_{ctd}	: Betonun çekmeye olan katkısı
f_{cu}	: Nihai basınç gerilmesi (CSA)
f_{ct}	: Betonun katkısı
f_s'	: Basınç donatısı akma dayanımı (ACI 318)
f_{se}	: Öngerme çeliğindeki etkili gerilmeyi (ACI 318)
f_t	: Betonun ve kesme donatılarının toplamı olan basınç çubuğu dayanımı
f_y	: Karakteristik akma dayanımı (ACI 318)
f_{yw}	: Kesme donatısı akma dayanımı
F	: Basınç ve çekme çubuklarında oluşan kuvvet
f_{ywd}	: Kesme donatısı akma dayanımı

F_n	: Karakteristik dayanım (ACI 318)
F_{mn}	: Düğüm bölgelerinde karakteristik basınç dayanımı (ACI 318)
F_{ns}	: Basınç çubukları için karakteristik basınç dayanımı
F_{nt}	: Çekme çubuklarının karakteristik dayanımı (ACI 318)
F_u	: Basınç, çekme çubuklarını veya düğüm bölgelerinin bir yüzüne etkileyen bileşke kuvveti
h	: Kiriş enkesit yüksekliği
h_a	: Düğüm noktası yüksekliği
k	: Katsayı
l	: Kiriş açıklığı
l_b	: Düğüm noktası mesnet genişliği
l_n	: Kiriş net açıklığı
n	: Modüler oran
s_h	: Yatay yerleştirilen kesme donatısı aralığı
s_v	: Düşey yerleştirilen kesme donatısı aralığı
V	: Kesme Kuvveti
V_c	: Betonun kesmeye olan katkısı (TS500)
V_{cr}	: Kesitin kesmede çatlama dayanımı (TS500)
V_{ed}	: Tasarım Kesme Kuvveti (EUROCODE 2)
V_d	: Deneysel kesme kuvveti
V_n	: Nihai kesme kuvveti
V_r	: Kiriş kesme dayanımı (TS500)
V_w	: Donatının Kesmeye olan katkısı
V_{ACI}	: Amerikan yönetmeliğine göre hesaplanan kesme kuvveti
V_{KFS}	: Kafes sisteme göre hesaplanan kesme kuvveti
V_{CSA}	: Kanada yönetmeliğine göre hesaplanan kesme kuvveti
V_{EN}	: Eurocode'a göre hesaplanan kesme kuvveti
w_s	: Basınç çubuğu genişliği
β_s	: Basınç çubuklarında dayanım azaltma katsayısı (ACI 318)
β_n	: Düğüm bölgelerinde dayanım azaltma katsayısı (ACI 318)

ε_s	: Betonun çekme çubuğu doğrultundaki birim şekildeğiştirmeyi
ε_{cr}	: Betonun çatlak oluştuğu andaki birim şekildeğiştirme
ε_2	:Betonun akma anındaki birim şekildeğiştirme
ν	: Dayanım azaltma katsayısı (EUROCODE 2)
ϕ	: Dayanım azaltma faktörü (ACI 318)
Δf_p	: Öngerilmeli çelikteki gerilme artışıını (ACI 318)
ϕ_c	: Beton için dayanım azaltım katsayısı (CSA)
θ_s	: Basınç ve çekme çubukları arasındaki açı
σ_{Rd}	: Basınç ve çekme çubuklarında dayanım değeri (Eurocode 2)
ACI 318	: Amerikan Betonarme Tasarım Yönetmeliği
CSA	: Kanada Betonarme Tasarım Yönetmeliği
DE	: Deney elemanı
EUROCODE	: Avrupa Betonarme Tasarım Yönetmeliği
STM	: Çubuk model yöntemi
TS500	: Türk Betonarme Tasarım Yönetmeliği

1.GENEL BİLGİLER

1.1.Giriş

Betonarme günümüzde çok yaygın olarak kullanılan, çelik ve betonun beraber çalışmasıyla oluşturulan kompozit bir yapı malzemesidir. Betonarme olarak adlandırılan bu kompozit malzeme ile üretilen yapı elemanları servis süresi boyunca statik ve dinamik yüklere maruz kalmaktadır. Betonarmeden beklenen davranış, bu statik ve dinamik yükler altında yönetmeliklerde verilen koşulları sağlamasıdır.

19.yy'dan itibaren yüksek yapı inşa etme ihtiyacı ortaya çıkmış ve bu yapılar için yeni taşıyıcı sistemlerin oluşturulması gerekmiştir. Bu taşıyıcı sistemler; tüp (iç içe geçmiş çerçeve), perde duvarlı çerçeve (karma) sistemler ve çaprazlarla desteklenmiş çerçeve sistemlerdir. Perde duvarlı sistemler dış yüklere karşı oldukça elverişlidir. Bu sistemlerde perde çekirdek çevresine sık olarak kolonlar yerleştirilerek oluşturulmaktadır. Bina çevresine sık olarak yerleştirilen bu kolonlar, zemin kat ve bodrum katlarında, insanların özgürce hareket edebileceği alanları kısıtlamaktadır. Otel binalarındaki lobiler, balo salonları ve park alanları gibi alanlarda mimari nedenlerden dolayı büyük açıklıkların istenmesi, bina çevresine sık yerleştirilen kolonlardan bazılarının inşa edilmemesini gerektirebilmektedir. Bu nedenle, üst katlarda inşa edilen kolonlar yüklerini zemin katlardaki diğer kolonlara aktarabilmesi için, yüksek seviyede eğilme ve burulma rijitliğine sahip kirişler inşa edilmesi ile mümkün olabilmektedir. Son dönemlerde yapılan çalışmalarda yüksek kirişin mühendislik uygulamalarında önemli bir yeri bulunmaktadır. Büyük derinliğe sahip kirişler, açıklıkla ilişkili olarak veya kesme açıklığının faydalı yüksekliğe oranına (a/d) bağlı olarak yüksek kiriş olarak adlandırılmaktadır. Bu tür kirişlerin çalışma prensibi geleneksel kirişlere göre oldukça farklıdır. Yüksek kirişlerde a/d oranı çok küçük olduğu için kirişte kemerleşme etkisi görülmektedir. Bunun sonucu olarak yüksek kirişlerin davranışlarına eğilme etkisinden ziyade kesme etkisi hâkim olmaktadır. Yüksek kirişler; yüksek yapılarda, kıyı ve liman yapılarında, açık deniz yapılarında, dikdörtgen enkesitli silolarda, temellerde, binaların çevre duvarlarında vb. yapılarda transfer kirişi olarak da kullanıldığı gibi silo ve depolarda, hem bölme duvarları hem de

yükleri mesnete aktaran eleman olarak kullanılmaktadır. Yüksek kirişlerin davranışı geleneksel kirişten oldukça farklı olduğu için, bu tür kirişlerin tasarımı ve detaylandırılması, daha fazla özen gerektirmektedir. Yüksek kiriş uygulamalarına ait bazı örnekler Şekil 1, Şekil 2, Şekil 3, Şekil 4, Şekil 5, Şekil 6, Şekil 7, Şekil 8 ve Şekil 9’da verilmiştir.

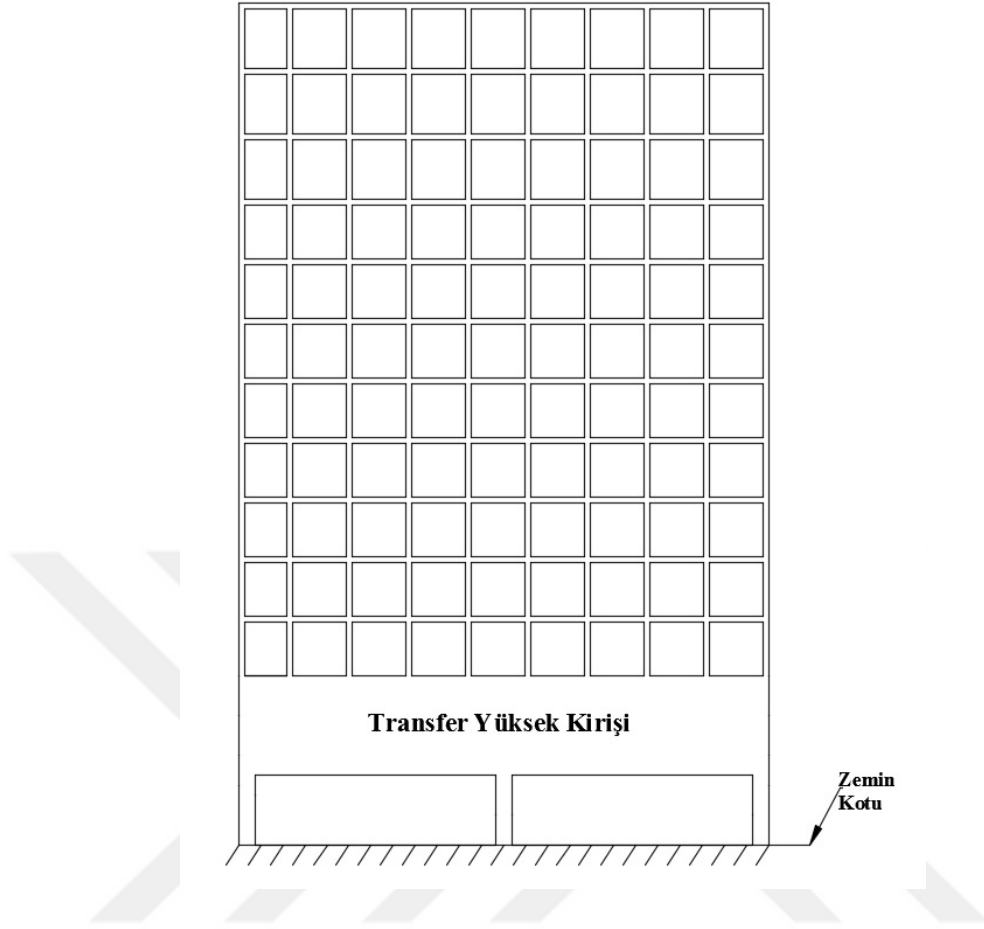
Çalışmanın bu bölümünde yüksek kirişler hakkında genel bilgiler, yönetmeliklerde yüksek kirişler hakkındaki öneriler ve konu ile ilgili literatür araştırması ve çalışmanın amaç ve kapsamı verilmektedir.



Şekil 1. Betonarme yüksek kiriş ile yüklerin kolonlara aktarılması [1]



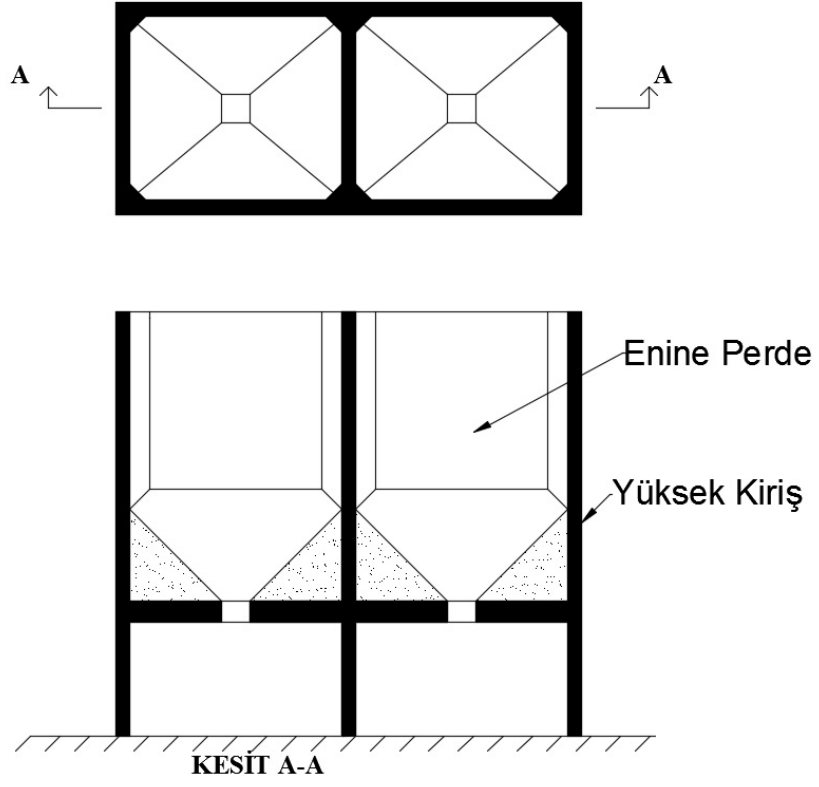
Şekil 2. Betonarme bir yapıda ara katta tek açıklıklı yüksek kiriş [2]



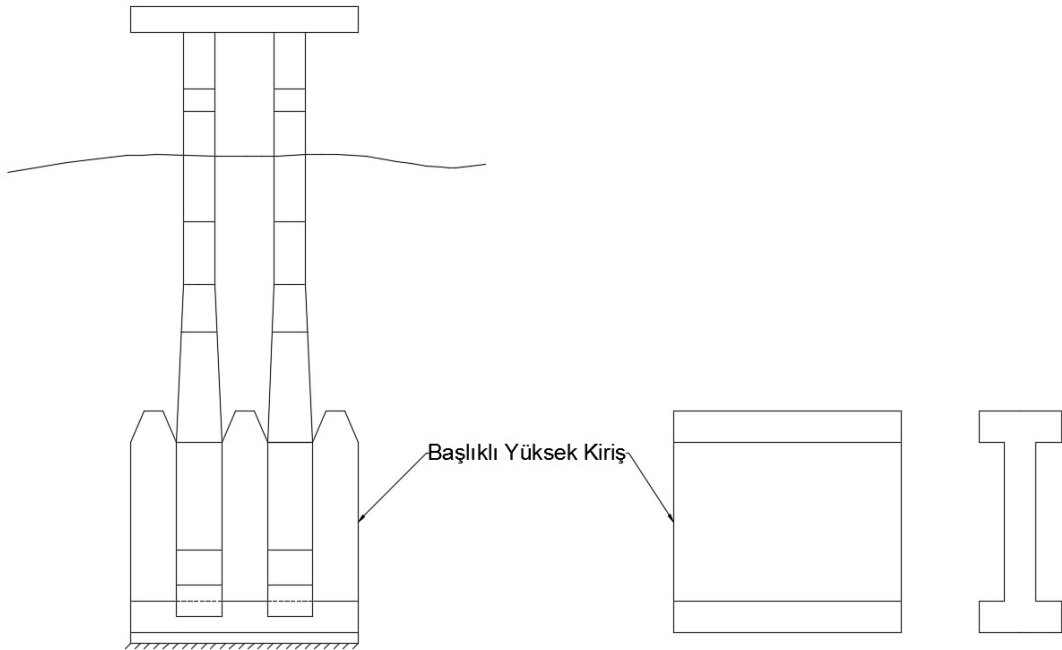
Şekil 3. Yüksek bir yapıda, transfer kirişi örneği



Şekil 4. Alt kata devam etmesi istenmeyen kolonun, transfer kiriş yardımıyla bodrum kata aktarılması [3]



Şekil 5. Dikdörtgen enkesitli silo yapılarında yüksek kiriş örneği



Şekil 6. Açık deniz yapılarında, başlıklı yüksek kiriş örneği



Şekil 7. 77 West Wacker Drive [4]

Şekil 7’de 77 West Wacker Drive Amerika’da Chicago eyaletinde 50 kat 203.6 metre, 1992 de inşaatı tamamlanmıştır. Kolonlar yüksek kireşe oturmasına bir örnektir.



Şekil 8. Üç açıklıklı yüksek kiriş, Brunswick binası [2]



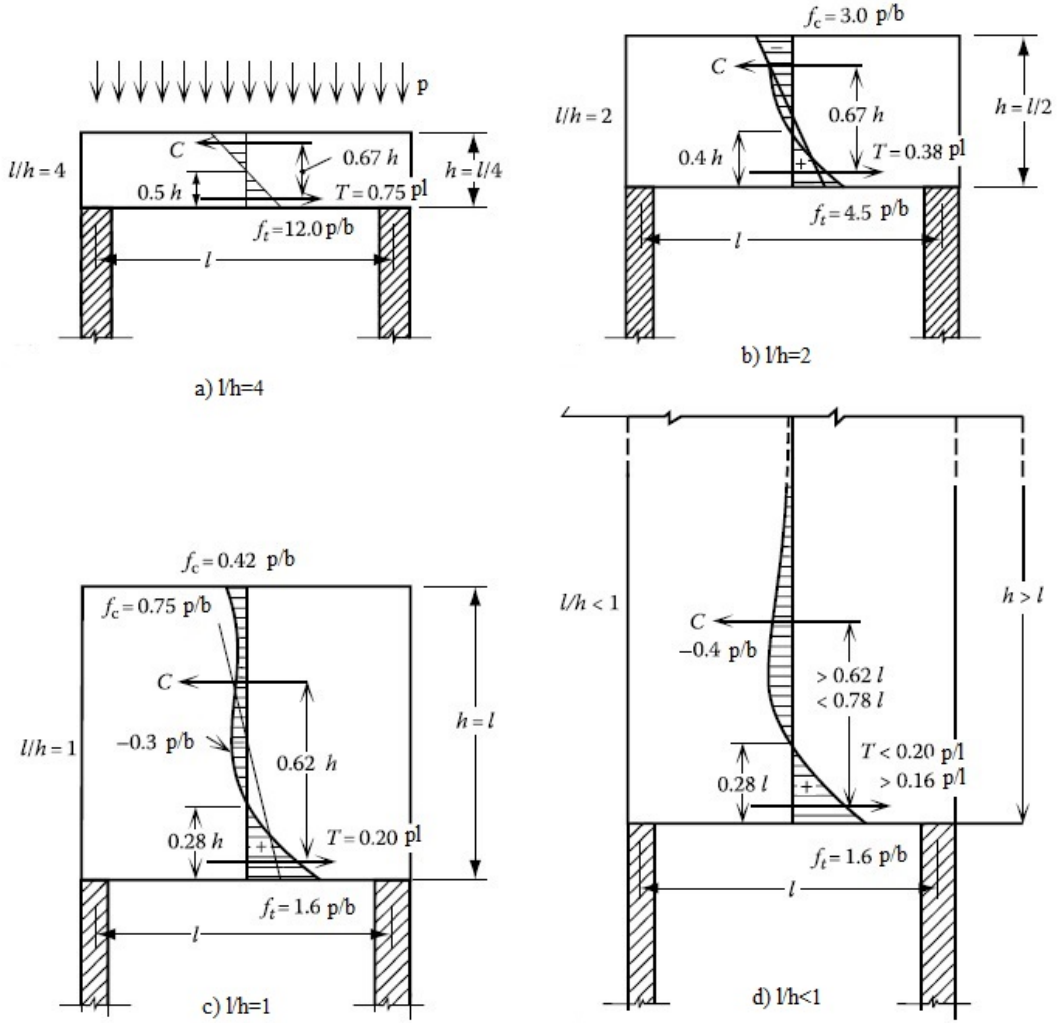
Şekil 9. Yüksek kirişlerin, başlık kirişi olarak köprüde kullanılmasına bir örnek [5]

1.2. Yüksek Kirişlerin Davranışları Hakkında Bilgiler

Açıklığın derinliğe oranı (l/h) çok küçük olan kirişlerin davranışı geleneksel kirişlerden oldukça farklıdır. Geçmişte bu tür kirişlerin davranışı homojen malzemeler yasasına (Bernoulli-Naiver hipotezi) dayanan elastisite teorisi dikkate alınarak tasarlanmaktaydı [6]. Betonarme yüksek kiriş alanında yapılan çalışmaların öncülerinden olan Leonhardt ve Walther, çatlaklar oluştuğundan sonra kirişlerde asal çekme gerilmelerini incelemişler ve yapılan bu deneyler (Stuttgart deneyleri) sonucunda, kirişlerin çatladıktan sonra gerilme ve birim şekil değiştirme dağılımının elastisite teorisinden elde edilen davranıştan oldukça farklı olduğunu göstermişlerdir (Şekil 10). Araştırmacılar mesnete yakın bölgedeki gerilmelerin teorik olarak elde edilen gerilme değerlerinden büyük olduğunu, orta açıklıkta ise ölçülen değerlerin teorik gerilme sonucu elde edilenden küçük olduğunu saptamışlardır [6].

Yüksek kirişlerin lineer olmayan bir davranış sergilemesi, düzlem olan kesitlerin eğildikten sonra düzlem kaldığı prensibine (Bernoulli-Naiver hipotezine) uymadığını göstermektedir. Bu nedenle bu tür kirişlerde Bernoulli-Naiver hipotezinden elde edilen doğrusal gerilme dağılımının kullanılması doğru olmamaktadır [7]. Kesme açıklığının faydalı yüksekliğe oranı çok küçük olduğundan, eğilme önemini kaybetmekte ve kiriş davranışına kemerleşme etkisi hakim olmaktadır. Bu tür kirişlerde yükün tekil veya yayılı oluşu ile kirişe uygulandığı yer (üst veya alt yüze), gerilme dağılımı üzerinde büyük önem kazanmaktadır [6].

Düzgün yayılı yük taşıyan bir yüksek kirişte gerilme yayılışları açıklık ortasında farklı l/h oranları için gösterilmiştir (bkz. Şekil 10). Gerilme dağılımı Şekil 10 (a)'da kirişin açıklık ortasında gerilme dağılımı lineer olarak gösterilirken Şekil 10 (b, c, d)'de l/h oranının küçülmesiyle birlikte gerilme dağılımları lineer olmayan bir davranış sergilemektedir. Bernoulli-Naiver hipotezine göre elde edilen sonuçlar örneğin $l/h= 1$ durumunda en büyük gerilmeyi $0.75 p/b$ değerini verirken, bu değer en alt lifteki çekme gerilmesinin yaklaşık olarak 2 katından büyüktür. Benzer farklılıklar kayma gerilmelerinde de gözlenmektedir.

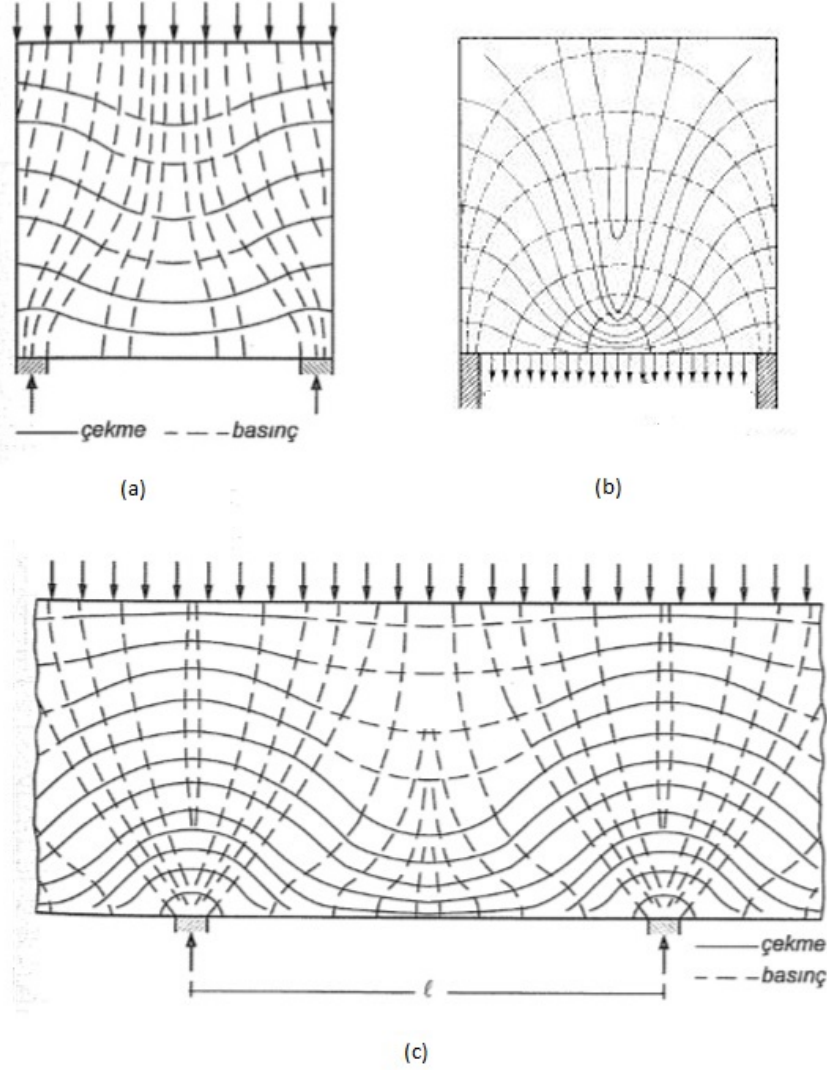


Şekil 10. Yüksek kirişte Bernoulli-Naiver'e göre ve gerçekte olan gerilme dağılımları [8]

Kayma gerilmelerindeki dağılımlarda da benzer farklılıklar gözlenmiştir. Gerilme dağılımları incelendiğinde tarafsız eksenin kirişin alt bölgesinde olduğu gözlenmiş ve çekme gerilmeleri en alt lifte en büyük değeri alırken, en büyük basınç gerilmesinin kirişin en üst lifinden aşağıda olduğu görülmektedir. Yüksek kirişlerde bir boyutludan ziyade iki boyutlu lineer olmayan davranış söz konusu olduğundan Bernoulli-Naiver hipotezinden elde edilen gerilmeleri kullanmak yanlış olmaktadır [7].

Şekil 11'de üstten ve alttan yüklü kirişlerde asal gerilmelerin dağılımı gösterilmiştir. Asal çekme gerilmesi ve yörüngelerin belirlenmesi, çekme donatılarının konumlarının seçilmesinde oldukça faylıdır. Üstten yüklü kirişlerde, meydana gelen çekme

gerilmelerinin oldukça yatay olması nedeniyle, çekme donatılarının da yatay olarak yerleştirilmesi gerekmektedir. Bu şekilden de görüldüğü gibi, yükün büyük bir kısmı basınç gerilmeleri yoluyla(kemerleşme etkisiyle) mesnete iletilmektedir [7,9].



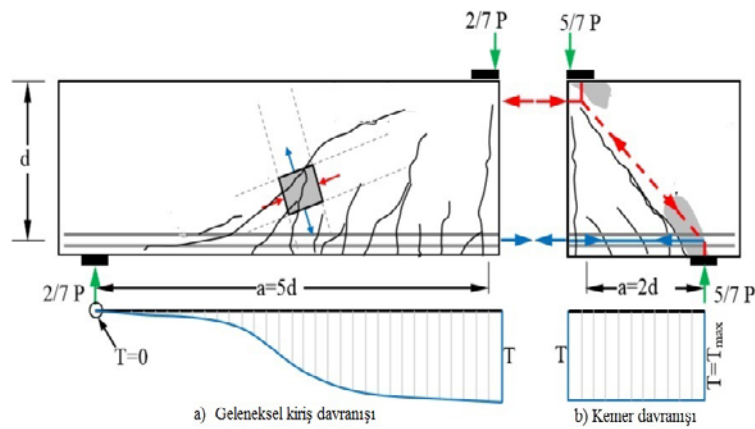
Şekil 11. (a) Üstten yüklü tek açıklıklı yüksek kirişte asal gerilme dağılımı, (b) Aşağı taraftan yüklenmiş tek açıklıklı yüksek kirişte asal gerilme dağılımı, (c) Üstten yüklü sürekli yüksek kirişte asal gerilme dağılımı [7]

Yüksek kirişlerde birçok durumda çatlaklar düşey veya basınç gerilmeleri dağılımının olduğu bölgelerde gelişir. Bu yüzden, yüksek kirişlerde açıklık boyunca düşey kesme donatılarının yanı sıra yatay gövde donatılarına ihtiyaç vardır [7,9].

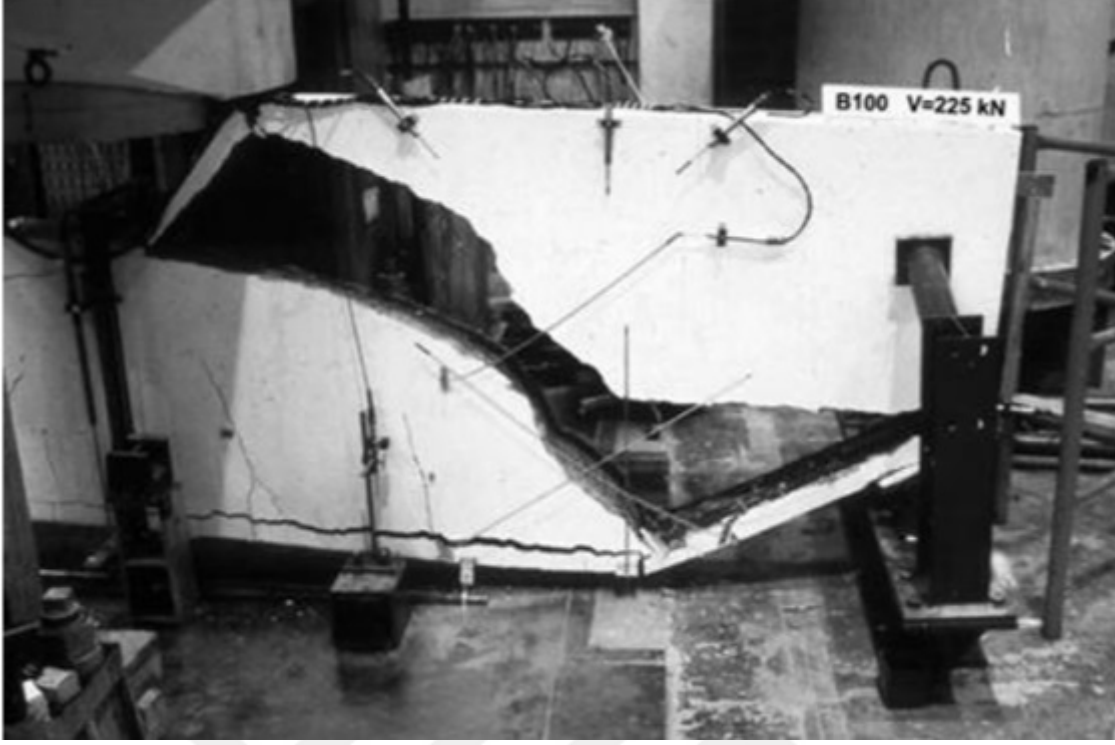
Yüksek kirişlere alttan birleşen taşıyıcı elemanlarda olabilir. Bu durumda kirişte kemerleşme etkisinden çok eğilme etkisi mevcuttur. Yükün kiriş üst taraflarına iletilebilmesi için ek donatılara ihtiyaç vardır [7,9].

Yüksek kirişlerde kesme açıklığının (a) faydalı yüksekliğe (d) oranı (a/d), bu tür kirişlerin kesme davranışı üzerinde etkileri büyük olmaktadır. Bresler ve Kani tarafından ayrı ayrı yapılan deneyler sonucunda kesme donatısı olmayan kirişlerde kesme açıklığının faydalı yüksekliğe oranı (a/d)'ye bağlı olarak beş farklı kırılma mekanizması gelişmiştir. Bu mekanizmalar basınç bölgelerinde kesme çatlakları, agrega kırılması, boyuna donatılardaki kenetlenmenin yok olması, eğilmeli kesme çatlağı ve kemer davranışdır. İlk dört mekanizma enkesit yüksekliği daha az olan (geleneksel) kirişlerde görülmekte ve klasik kafes kiriş Mörsh teorisiyle açıklanabilmektedir. Kemerleşme etkisi ile kırılma mekanizması yüksek kirişlerde meydana gelmektedir (Şekil 12) [5].

Bresler ve Kani'nin kesme donatısı olmadan yaptığı deneysel çalışmalar; geleneksel kirişlerde eğik çatlaklar oluştuğundan sonra kırılmanın ani bir şekilde gerçekleştiğini göstermiştir. Diğer yandan yüksek kirişlerde eğik çatlakların oluşmasından hemen sonra, yük ile mesnet arasında oluşan gövde, kemer görevini üstlenerek kirişte önemli oranda kesme kapasitesi artışına neden olmaktadır (Şekil 13) [10, 11, 12].

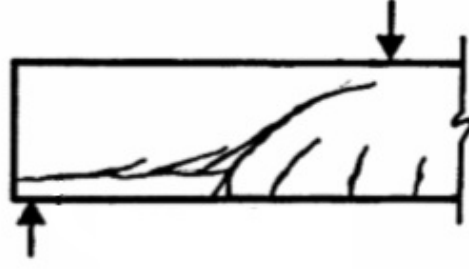


Şekil 12. Betonarme kiriş üzerinde geleneksel kiriş ve kemer davranışı [5]

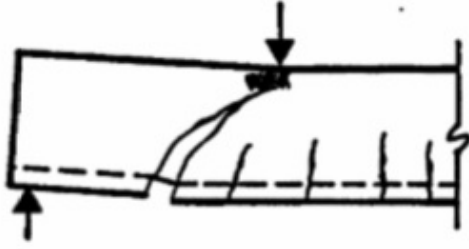


Şekil 13. Kesme donatısı olmayan yüksek kirişte kesme kırılması [13]

Kani ve Breslerin ayrı ayrı yaptığı deneylerde kesme açıklığının faydalı yüksekliğe oranının $1.5 < a/d < 3$ arasında olduğu durumda eğik çekme çatlaklarının bir noktaya kadar geliştikten sonra ilerlemesine yerel basınç gerilmelerinin engel olduğu görülmüştür. Donatıdaki gerilmeler artmaya ve gerilme uyumuna neden olan eğik çatlaklar oluşmasına rağmen, kiriş aniden kırılmamış ve yük asal basınç gerilmeleri yardımıyla mesnete aktararak taşınmaya devam etmiştir. Bu aktarma sırasında yük ile mesnet arasında basınç çubuğu olduğu görülmüştür. Bu aşamada, çekme donatıları gergi görevi görürken, asal basınç gerilmeleri yönünde de beton kemerin gövdesini oluşturmaktadır. Artan yük ile birlikte beton birim kısılma değerine ulaşarak ezilme gerçekleşir. Bu aşamadan sonra ezilme nedeniyle güç tükenmesi ani olarak ortaya çıkmaktadır. Bu davranışı sağlayan a/d oranlarına sahip kirişlerde, kesme-çekme ve kesme-basınç (ezilme) kırılmaları görülmektedir (Şekil 14) [6].



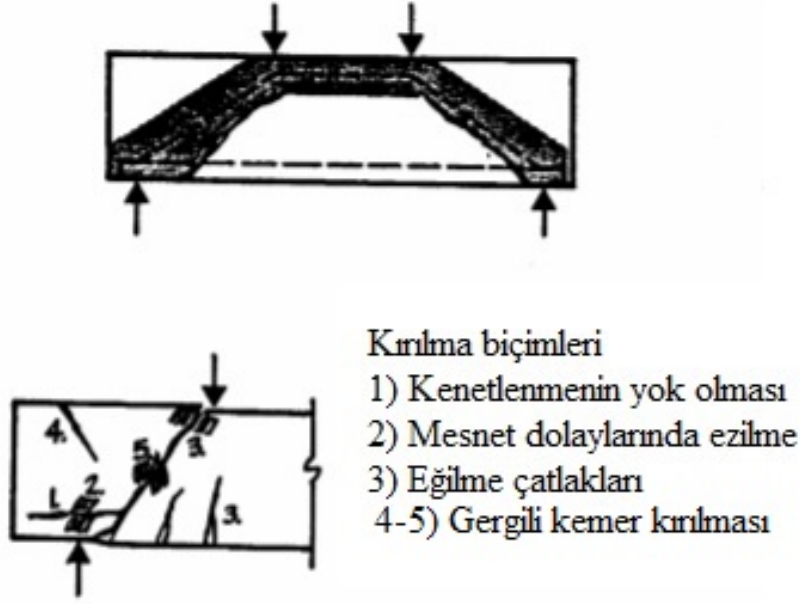
a) kesme-çekme kırılması



b) kesme-basınç kırılması

Şekil 14. $1.5 < a/d < 3$ oranları arasında yüksek kirişlerdeki kırılma biçimleri [10]

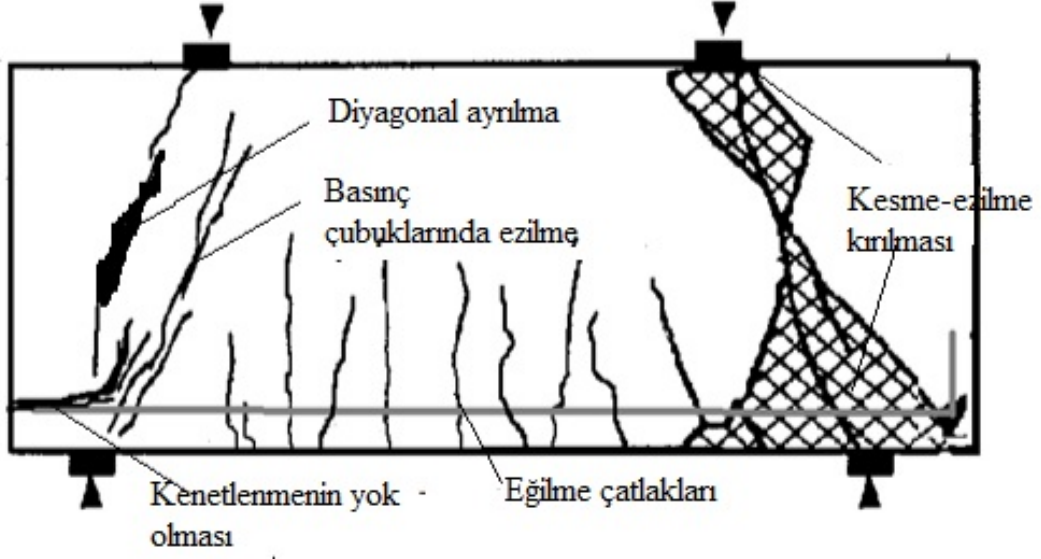
Kirişlerde a/d oranının 1.5'den küçük olması durumunda eğik çatlaklar meydana geldikten ve daha sonra eğilme davranışı yerine kirişte tamamen kemerleşme etkisi önem kazanmaktadır. Yükün mesnete iletilmesi, artık eğilme ile değil doğrudan doğruya basınç çubuğu aracılığıyla olmaktadır. Kani yaptığı deneylerde kesme açıklığı boyunca çekme donatısındaki gerilme sabit iken yük ve mesneti birleştiren çizgi boyunca oluşan basınç gerilmeleriyle yükün aktarıldığını göstermiştir (Şekil 15). Yük aktarılmaya devam edilirse, donatıda gerilme sabit kalmakta ancak donatıda kenetlenme yok olmakta, kirişte eğilme davranışı gözlenmemekte, kırılma basınç gerilmeleri nedeniyle ezilmesine ve kenetlenmenin yok olmasıyla gerçekleşmektedir [7].



Şekil 15. $a/d < 1.5$ 'den küçük olması durumunda yüksek kiriş kırılma biçimleri [10]

Bresler ve Kani'nin deneyleri haricinde yüksek kirişler üzerinde Michael ve Oğuzhan [15], Carlos ve diğerleri [16], Tan ve diğerleri [17]' de deneylerinde a/d etkisiyle kırılma biçimlerini incelemişlerdir. Kesme kırılması, eğilme kırılması ve kenetlenmenin yok olmasını gözlemlemişlerdir. İlk ve en önemlisi olan kesme kırılmasını üç biçimde tanımlamışlardır (Şekil 16) . Diyagonal ayrılma, diyagonal basınç kırılması (basınç çubuğu ezilmesi), kesme-ezilme kırılması (düğüm bölgelerinde) olarak tanımlamışlardır.

- a) Diyagonal ayrılma; bunlar kiriş derinliği ortasında basınç çubuklarına paralel olarak meydana gelmektedir. Çatlaklar hem yükleme plakasına hem de mesnede doğru yayılmaktadır. Yeterli donatının bulunmaması durumunda basınç çubuğunda ki ezilmeler ani olarak gerçekleşmektedir. Bu tip kırılma yönetmeliklerde yer alan çubuk model yöntemiyle (STM) tahmin edilememektedir.
- b) Diyagonal basınç kırılması (basınç çubuğu ezilmesi); bunlar kiriş derinliği boyunca mesnetin bittiği noktadan yükün uygulandığı yer arasında diyagonal olarak meydana gelen çatlaklardan meydana gelmektedir.
- c) Kesme-Ezilme kırılması; yükleme ve mesnet levhalarının bitimine çok yakın bölgeler arasında meydana gelmektedir.



Şekil 16. Yüksek kirişlerdeki kırılma biçimleri [14]

Betonarme yüksek kirişlerin kesme dayanımını ve davranışı birçok faktör etkilemiştir. Yüksek kirişlerde kesme kapasitesi kesme açıklığının faydalı yüksekliğe oranıyla doğrudan ilişkilidir. Kesme donatıları yönetmeliklerde boyuna ve enine donatılar önerilmiştir.

1.3. Farklı Yönetmeliklerde Yüksek Kiriş Tanımı ve Tasarım Yöntemleri

1.3.1. ACI 318-14 [18]

Yüksek kirişler ACI 318-14 (Amerikan Yönetmeliği)'de bir yüzünden yüklenen ve karşı yüzünden mesnetlenen yapılar olarak tanımlanmıştır. İlgili yönetmeliğe göre; net açıklığı, tüm derinliğin (h) 4 katını geçmemelidir ve tekil olarak yüklenmesi durumunda mesnede olan uzaklığı derinliğin 2 katını geçmemelidir.

ACI 318-14'de, yüksek kirişlerin tasarımının lineer olmayan birim şekil değiştirme dikkate alınarak yapılabileceği gibi çubuk model yöntemine göre de yapılabileceği belirtilmektedir. İlgili yönetmelikte çubuk model yöntemi haricinde, nihai kesme kuvvetinin bulunması için bir bağıntı önerilmemektedir.

İlgili yönetmeliğe göre yüksek kirişlerde boyuna ve enine doğrultuda yerleştirilecek kesme donatılarının aşağıda verilen koşulları sağlaması gerekmektedir.

- Kiriş eksenine dik olarak dağıtılan enine kesme donatısı oranı $0.0025b_w s_v$ 'den küçük olmalıdır.
- Kiriş eksenine paralel olarak dağıtılan boyuna kesme donatısı oranı $0.0025b_w s_h$ 'den küçük olmalıdır.
- Donatı aralıkları s_h ve s_v $d/5$ ve 304.8 mm (12in)'den küçük olmalıdır.

1.3.2. CSA A23.3-04 [19]

Kanada yönetmeliği net açıklığı, derinliğin 2 katından küçük olanlar yüksek kiriş olarak tanımlanmaktadır. Bu kirişlerin yüksek kiriş olarak tasarımında; lineer olmayan birim şekildeğiştirme ve yanal burkulmalar göz önüne alındığı yöntem ile çubuk model yöntemi (STM)'de kullanılabilir. Bu yöntemde; nihai kesme kuvvetinin bulunmasında özel bir bağıntı önerilmemekte bunun yerine tasarım için STM metodunu önermektedir.

1.3.3. EN 1992-1-1 (2004) [20]

İlgili yönetmeliğe göre kirişlerin açıklığı, derinliğin 3 katını geçmeyen kirişler yüksek kiriş olarak isimlendirilmektedir. Her bir kesme donatısı için önerilen oran $0.001A_c$ veya 150 mm²/m' den az olmalıdır. Ayrıca EN 1992'ye göre yerleştirilecek olan kesme donatısı aralıkları, kiriş genişliğinin 2 katından ve 300 mm'den az olması gerekmektedir.

İlgili yönetmeliğe göre tasarım kesme kuvveti 1 nolu bağıntıda önerilen değerden küçük olmalıdır. Buna göre tasarım kesme kuvveti V_{ed} ;

$$V_{ed} \leq 0.5b_w d v f_{cd} \quad (1)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Bu bağıntıda azaltma katsayısı v ;

$$v = 0.6 \left(1 - \frac{f_{ck}}{250} \right) \quad (2)$$

1.3.4. BS 8110 [21]

İlgili yönetmeliğe göre net açıklığı, derinliğin 2 katını geçmeyen kirişler, yüksek kiriş olarak isimlendirilmektedir. BS 8110 yönetmeliğine göre yüksek kirişlerin tasarımı için bu konu ile ilgili özel literatürlere bakılmasını önermektedir.

1.3.5 TS500 [22]

TS 500 'e göre net açıklığı, yüksekliğin 2.5 katından küçük olan sürekli kirişler ile 1.5 katından küçük olan basit mesnetli kirişlerin, yüksek kiriş olarak tasarlanıp donatılmasını önerilmektedir. Bu kirişlerin tasarımı, doğrusal olmayan birim şekildeğiştirme dağılımı ve yanal burkulma göz önüne alınarak yapılmalıdır. Kesme donatısı aralıkları $d/5$ ve 400mm 'den küçük olarak dağıtılmalıdır. Nihai kesme kuvvetinin bulunmasında beton ve donatının katkılarının toplamıyla V_r ;

$$V_r = V_c + V_w$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Kesitin kesmede çatlama olan katkısı V_{cr} ;

$$V_{cr} = 0.65 f_{ctd} b_w d \quad (3)$$

betonun kesmeye olan katkısı V_c ;

$$V_c = 0.8 V_{cr} \quad (4)$$

bağıntısıyla, donatının kesmeye olan katkısı V_w ;

$$V_w = \left(\frac{A_v}{S_v} \left[\frac{1 + l_n / d}{12} \right] + \frac{A_h}{S_h} \left[\frac{11 - l_n / d}{12} \right] \right) f_{ywd} d \quad (5)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır.

Yönetmeliklerin incelenmesi sonucunda yüksek kirişler için kesin bir tanım yapılamamaktadır. ACI-318 net açıklığın yüksekliğe oranı 4'den küçük ise yüksek kiriş tanımı yapılırken EN 1992-1-1'de ise bu oranı 3 olarak kabul edilmektedir. Ayrıca diğer yönetmeliklerin incelenmesi sonucu İngiliz yönetmeliği (BS) ve Kanada yönetmeliğinde (CSA) bu oranı 2'den küçük, TS 500 ise basit mesnetli olanlar için 1.5, sürekli kirişler için ise 2.5'dan küçük olanlar yüksek kiriş olarak adlandırılmaktadır. Fakat net açıklığın yüksekliğe oranından ziyade yönetmelikler incelendiğinde, kesme açıklığının faydalı yüksekliğe oranı 2'den küçük olan kirişler için yüksek kiriş mekanizması ortaya çıktığı belirtilmiştir.

Ayrıca yüksek kirişlerin tasarımında CSA A23.3[19], ACI 318-14[18], EN 1992-1-1[20] yönetmelikleri incelendiğinde bu kirişlerin tasarımı için TS500'de yer almayan çubuk model (strut and tie) yöntemini önermektedir. Bu yöntem aşağıda detaylı olarak açıklanmıştır.

1.3.6.Çubuk Model Yöntemi(Strut and Tie Model - STM)

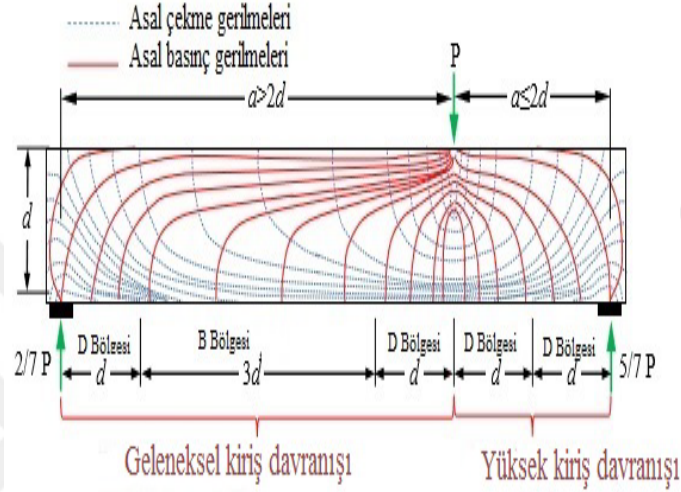
Geleneksel betonarme kirişlerin tasarımında, düzlem kesitlerin şekildeğiştirdikten sonra da düzlem kaldığı kabul edilerek hesap yapılmaktadır. Bernoulli-Naiver hipotezinin geçerli olduğu bu bölgeler, B bölgeleri olarak isimlendirilmektedir. B bölgeleri, iç gerilmelerin kesit boyunca lineer olduğu alanlar olarak adlandırılmakta ve dış yüklerin etkisiyle elemanda oluşanda kuvvetler; eğilme ve burulma momentleri, kesme ve normal kuvvetler dikkate alınarak kolayca hesap yapılabilmektedir. Fakat yüksek kirişlerde bu hipotez geçerli değildir. Bernoulli-Naiver hipotezinin geçersiz olduğu bu bölgeler, D bölgeleri (süreksiz, düzensiz, karışık bölgeler) olarak isimlendirilmektedir. Çubuk model yöntemi D bölgelerinin hesaplanmasında başarılı bir yöntem olmaktadır. Kirişler için bu bölgeler Şekil 17’de verilmektedir. Bununla birlikte betonarme yapı elemanlarında, kesit boylarındaki ani değişiklikler, tekil yüklemeler veya mesnet tepkilerinin sonucu olarak, iç gerilmelerin dağılımındaki düzensizlik nedeniyle, bu bölgeler de, D bölgeleri olarak kabul edilmektedir [25].

Çubuk model modelleri kiriş-kolon birleşimleri, yüksek kirişler, kısa konsollar, mesnet üzerine oturan kiriş bölgeleri gibi ayrı ayrı detaylandırma gerektiren yapıların tasarımında ve boyutlandırılmasında etkili bir yaklaşım olarak kullanılmaktadır. Çubuk model yöntemi deneysel yöntemlerle desteklenerek, betonarme yapı elemanlarının davranışının anlaşılmasında tasarımcılara yardımcı olmaktadır [23].

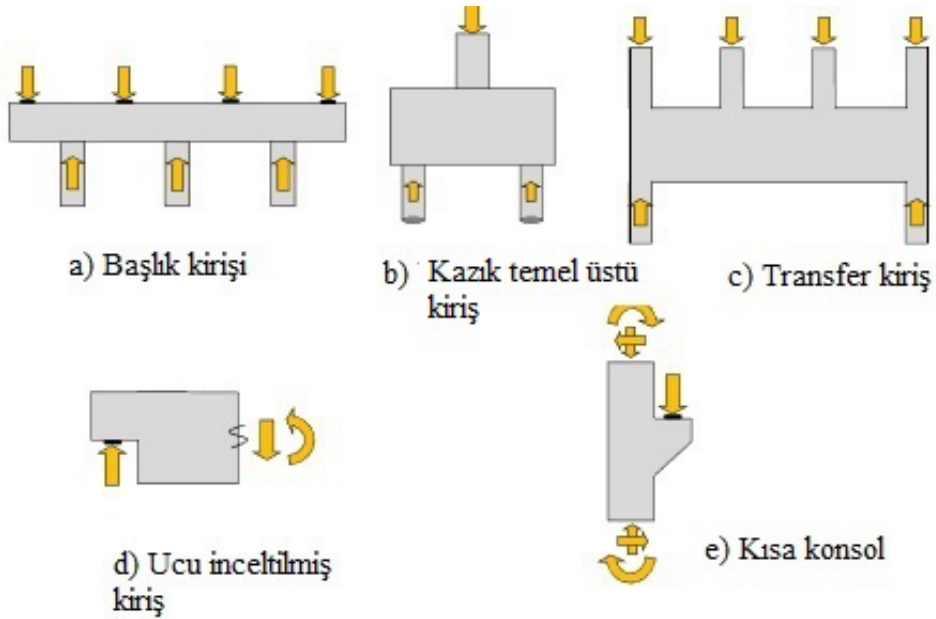
Schlaich ve diğerleri [24] tarafından geliştirilen çubuk model yöntemi; bütün yapı elemanları için tahmini, deneysel veya yaklaşık hesap yöntemlerinin yerine fiziksel modellere dayanmaktadır. Bu yöntem, kafes kiriş benzeşiminin geliştirilmiş hali olarak sunulmaktadır. Çubuk model yöntemi, yapı içerisindeki gerilme dağılımının düzensiz olduğu bölgelerde çözümü kolaylaştırmaktadır.

MacGregor [25] yüksek kirişleri; eleman içinde basınç çubukları oluşarak, bu çubuklar sayesinde önemli miktarda yükün mesnetlere aktarıldığı sistemler olarak tanımlamaktadır. Basınç çubuğunun oluşması için gereken şart a/d oranının 2’den küçük veya açıklığın derinliğe oranının 4’ten küçük olması gerekmektedir (Şekil 17). Bu şekilde tekil yük etkisinde yüklenmiş olan kirişin sağ tarafı tamamen D bölgesinden oluşmakta ve MacGregor’ın açıkladığı yüksek kiriş tanımına uymaktadır. Kirişin sol kısmı D ve B bölgelerinden oluşmakta, bu bölgeler için ise geleneksel kiriş tanımı yapılmaktadır. B bölgeleri dışında kalan geleneksel kiriş teorisinin uygulanmadığı, iç gerilmeler yönünden

süreksizlik ve karışıklıkların mevcut olduğu D bölgeleri yapı elemanında sıkça karşılaşılmaktadır. Tekil yükler veya mesnet bölgeleri civarındaki kısımlar, kısa konsollar, yüksek kirişler, ucu inceltilmiş kirişler, kazık üstü temeller, köprüde kirişlere mesnet görevi gören başlık kirişleri, yapı elemanı içerisinde boşlukların yakınındaki bölgeler, D bölgeleri olarak tanımlanmaktadır (Şekil 18) [25].

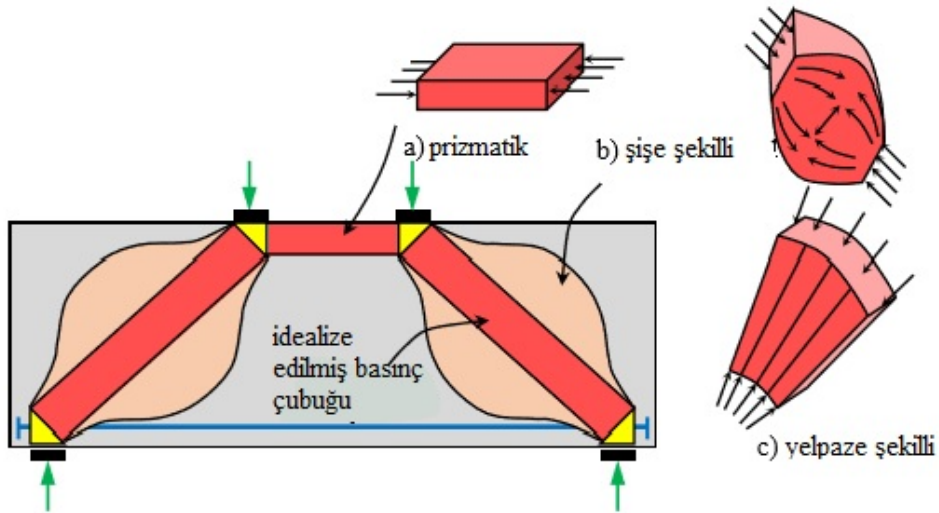


Şekil 17. Tekil olarak yüklenmiş bir kiriş üzerinde yüksek ve geleneksel kiriş davranışları [5]



Şekil 18. Birçok yapı türünde D- bölgeleri örnekleri [26]

Tanımlanan D bölgeleri içerisinde, basınç çubukları, çekme çubukları ve düğüm bölgelerinden oluşan bir kafes sistem oluşturulmaktadır. Oluşturulan kafes sistemde, basınç ve çekme çubukları tamamen aksel kuvvete maruz kaldığı kabulüyle çubuk elemanlar belirlenmekte, bu çubuk elemanlar düğüm noktalarına etkililmektedir. Çubuk model yöntemine göre oluşturulan kafes sistem içerisindeki basınç ve çekme çubukları için denge denklemleri yazılmakta, çubuk kuvvetleri tespit edilebilmektedir. Çubuk model yönteminde kullanılan basınç çubukları; asal basınç gerilmelerinin çubuk eksenı boyunca etkilediği beton elemanlar olarak tanımlanmaktadır. Oluşturulan kafes sistemde harici bir elemanmış gibi gözükse de betonarme eleman içinde mevcut halde bulunmakta ve bu betonarme elemanın çubuk eksenı boyunca çalıştığı kabul edilmektedir. Gerilme dağılımına göre basınç çubuğu elemanlarının şekilleri, prizmatik, şişe ve yelpaze şekilli olarak görülmektedir (Şekil 19). Basınç çubuklarının boyu, çapı ve malzeme özellikleriyle bağlantılı olarak hesaplanan basınç gerilmesi yoğunluğu şişe şekilli basınç çubuklarında yüksek değerleri alabilmektedir. Bu yüzden çatlakların sınırlandırılması için betonarme yüksek kirişler, aksine dik ve yatay olacak şekilde donatılı beton basınç çubukları adı verilen çelik donatılarla güçlendirilmektedir. Şişe şekilli basınç çubukları tasarımcıya kolaylık sağlaması için idealize edilerek prizmatik hale getirilebilmektedir. Çubuk model yöntemiyle oluşturulan modelde basınç çubuklarının dayanımı, beton basınç dayanımından daha az olmalıdır. Aksi halde kafes sistem ve düğüm bölgelerinde değişikliklere gidilerek sistem tekrar modellenmelidir [26].



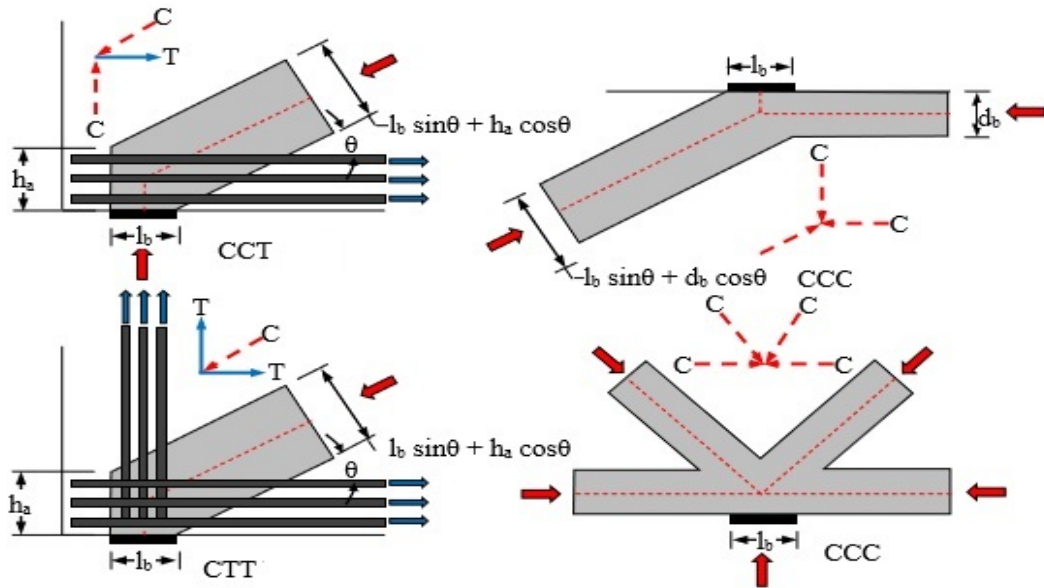
Şekil 19. Basınç çubuğu türleri; a) prizmatik, b) şişe şekilli, c) yelpaze şekilli [5]

Çubuk model yönteminde çekme çubukları; çekme donatılarını temsil etmekte veya öngerilmeli yapı elemanlarında öngerme çeliğini temsil etmektedir. Çekme çubukları için kullanılacak çelik donatı miktarı belirlenirken, çekme çubuğunun taşıdığı kuvvet olan değer çeliğin akma dayanımına bölünerek gerekli olan donatı alanı bulunmakta, bir veya birkaç sıra donatı olarak yerleştirilmektedir. Eğilme etkisinde çalışan donatılardaki kenetlenme donatıda kanca, maşonlu ve düğüm bölgelerine plaka yerleştirilmesi gibi yöntemlerle yapılması gerekmektedir.

Çubuk model yönteminde düğüm bölgeleri; çekme ve basınç çubukları arasında kuvvet aktarımının gerçekleştiği bağlantı noktaları gibi düşünülmektedir. Bu bölgelerde çok yönlü bir kuvvet aktarımı söz konusu olup üzerine gelen kuvvetlere göre tanımlanmaktadır (Şekil 20).

Düğüm bölgelerinin sınıflandırılması;

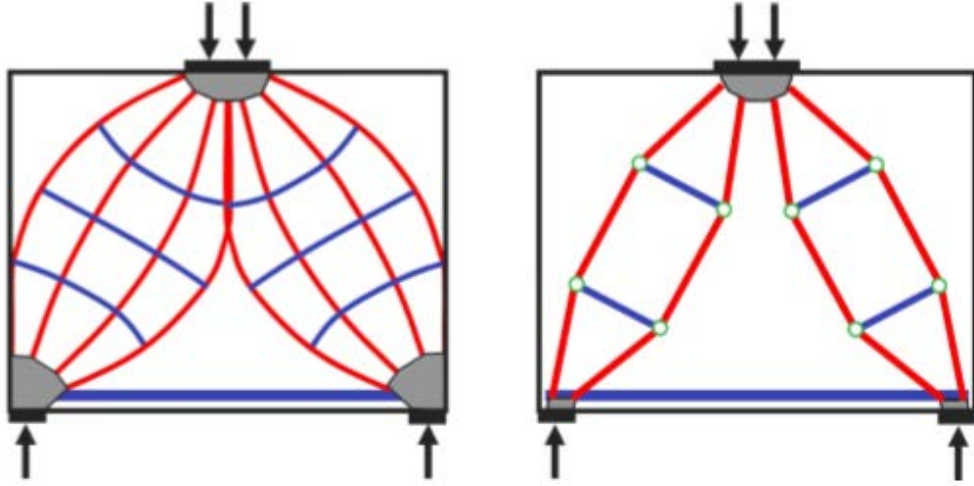
- CCC düğümü: Sadece basınç çubuklarının birleştiği düğüm bölgeleri
- CCT düğümü: Basınç çubukları ve bir adet çekme çubuğunun birleştiği düğüm bölgeleri
- CTT düğümü: Basınç çubukları ve birden fazla çekme çubuğunun birleştiği düğüm bölgeleri
- TTT düğümü: Sadece çekme çubuklarının birleştiği düğüm bölgeleri



Şekil 20. Düğüm bölgeleri çeşitleri [5]

Çubuk model yönteminin oluşturulmasında yapı içerisindeki yükün, yörüngesi doğrusal elastik analiz sonucu sonrasında belirlenen asal gerilme yörüngeleri yardımıyla belirlenebilmektedir [28]. Tekil yüke maruz bir yüksek kirişte oluşan gerilme yörüngelerine bağlı olarak seçilen şişe şekilli basınç çubukları ve çekme çubukları, düğüm bölgelerine etkililerek çubuk model yöntemi oluşturulmaktadır (Şekil 21).

Çubuk model yöntemiyle gerçekleştirilen modellerde birden çok çubuk sistem oluşturulabilmekte ve en uygun modelin hangisi olduğuna karar vermek tasarımcıya bırakılmaktadır. Elemana uygulanan yükün en kısa yoldan mesnete aktarıldığı ve en az donatı gerektiren model, en uygun model olarak önerilmektedir [27].



Şekil 21. Tekil yük ile yüklenmiş yüksek kirişteki çubuk model yöntemi [27]

1.3.7. Çubuk Model ile İlgili Yönetmelikler

ACI 318-14 [18]'e göre çubuk model yönteminde basınç çubukları, çekme çubukları ve düğüm bölgelerinin tasarımı yapılırken aşağıda verilen bağıntı kullanılmalıdır.

$$\phi F_n \geq F_u \quad (6)$$

Bu bağıntıdaki F_u basınç, çekme çubuklarını veya düğüm bölgelerinin bir yüzüne etkileyen bileşke kuvveti temsil ederken, F_n ile karakteristik dayanım tanımlanmaktadır. ϕ ise dayanım azaltma faktörüdür ve 0.75 olarak verilmektedir.

Boyuna donatı bulundurmeyen basınç çubukları için karakteristik basınç dayanımı

F_{ns} ;

$$F_{ns} = f_{ce} A_{cs} \quad (7)$$

bağıntısı ile gösterilmektedir. Bu bağıntıdaki A_{cs} ; basınç çubuğunun bir ucundaki enkesit alanı, kiriş genişliği (b_w) ile basınç çubuğunun genişliğinin (w_s) çarpımı olacak;

$$A_{cs} = b_w w_s \quad (8)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Basınç çubuğu ve düğüm bölgelerinin etkili basınç dayanımı olacak şekilde tanımlanan f_{ce} ise;

$$f_{ce} = 0.85 \beta_s f_{ck} \quad (9)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Bu bağıntıda verilen f_{ck} ; karakteristik basınç dayanımı, β_s katsayısı ise; eninde donatı ve çatlakların etkili basınç dayanımı üzerindeki etkisini göstermekte ve ilgili yönetmelikte aşağıda verildiği gibi alınması gerektiği belirtilmektedir.

- Uzunluğu boyunca kesit alanı değişmeyen basınç çubukları için $\beta_s=1$
- Şişe şekilli basınç çubukları için,
 1. 12 bağıntısını sağlayacak biçimde donatı mevcut ise $\beta_s=0.75$
 2. 12 bağıntısını sağlamayacak biçimde donatı mevcut değil ise $\beta_s=0.60\lambda$

Normal ağırlıkta beton için $\lambda=1,0$

İri agregası hafif olan beton için $\lambda = 0.85$

Diğer bütün hafif agregalı betonlar için $\lambda=0.75$

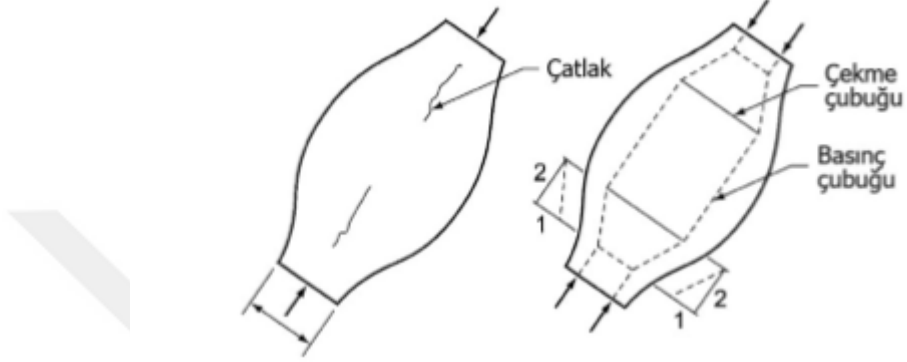
- Çekme gerilmesine maruz basınç çubukları veya çekme başlıkları için $\beta_s=0.40$
- Diğer durumlar için $\beta_s=0.60\lambda$

Şişe şekilli basınç çubuklarında, yarma etkisiyle oluşan enine çekme gerilmeleri ve boyuna çatlaklara karşı enine doğrultuda donatı kullanılması gerekmektedir. Bu enine donatı miktarı Şekil 22'ye göre hesap edilmekte ve basınç çubuğunun baş ve son kısmında genişliğin 1/2 eğimine sahip olmaktadır.

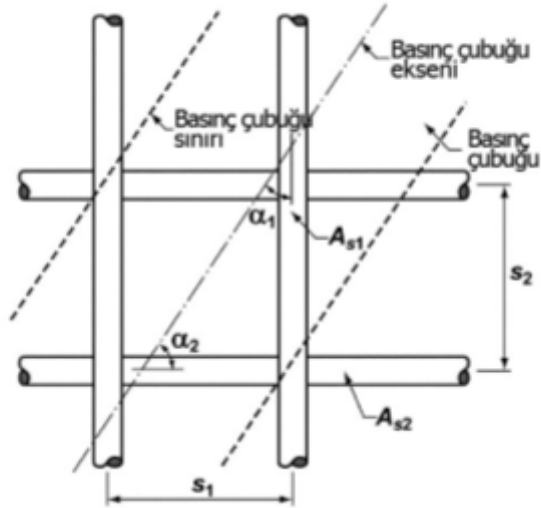
Beton karakteristik basınç dayanımı (f_{ck}) 40 MPa'yı aşmadığı durumlarda, basınç çubuğu eksenine ile kesişen donatı miktarı için aşağıdaki bağıntıyı sağlayacak şekilde belirlenmelidir.

$$\sum \frac{A_{s_i}}{b_w s_i} \sin \alpha_i \geq 0.003 \quad (10)$$

Bu bağıntısındaki s_i donatı aralığını, A_{s_i} ise yatayda ve düşeyde yerleştirilen donatı alanını göstermektedir (Şekil 23). Bu donatılar birbirine dik iki yönde yerleştirilebileceği gibi $\alpha \geq 40^\circ$ olması durumunda tek yönde de yerleştirilebilmektedir.



Şekil 22. Şişe şekilli basınç çubuğu



Şekil 23. Basınç çubuğu üzerindeki enine ve boyuna donatılar

Basınç çubuğunun dayanımını artırmak için çubuk eksenine paralel basınç donatısı kullanılması halinde basınç çubuğunun dayanımı F_{ns} ;

$$F_{ns} = f_{ce} A_{cs} + A_s' f_s' \quad (11)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Çekme çubuklarının karakteristik dayanımı (F_{nt}),

$$F_{nt} = A_{ts} f_y + A_{tp} (f_{se} + \Delta f_p) \quad (12)$$

Bu bağıntıdaki; A_{ts} , öngerilmemiş donatı alanını f_y , karakteristik akma dayanımını A_{tp} , öngerme donatısının alanını f_{se} , öngerme çeliğindeki etkili gerilmeyi Δf_p , yüklemeye bağlı olarak öngerilmeli çelikteki gerilme artışını göstermektedir. Öngerilmemiş elemanlarda A_{tp} değeri sıfır olarak alınmaktadır.

Düğüm bölgelerinin karakteristik basınç dayanımı, F_{mn} ;

$$F_{mn} = f_{ce} A_{nz} \quad (13)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Bu bağıntıdaki; f_{ce} düğüm bölgesinin basınç dayanımını, A_{nz} ise düğüm bölgesinin yüzey alanı olarak ifade edilmektedir. Bu bağıntıdaki f_{ce} ise;

$$f_{ce} = 0.85 \beta_n f_c \quad (14)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Çekme çubuklarındaki kenetlenme tiplerinin etkili basınç dayanımı üzerindeki etkisini gösteren β_n katsayısı için ilgili yönetmelikte aşağıdaki değerler verilmektedir.

- CCC düğüm bölgeleri için $\beta_n = 1.00$
- CCT düğüm bölgeleri için $\beta_n = 0.80$
- CTT veya TTT düğüm bölgeleri için $\beta_n = 0.60$

düğüm bölgelerinin hesabında çekme çubukları ile basınç çubukları arasındaki açı olan θ , 25 dereceden fazla olmalıdır.

Kanada CSA A.23.3-04 [19] yönetmeliğinde; çubuk model yönteminde basınç çubuklarında oluşan kuvvetin;

$$F \leq \phi_c f_{cu} A_{cs} \quad (15)$$

koşulunu sağlaması istenmektedir. Bu bağıntıda ϕ_c (0.65~1.00 arasında değişen) beton için dayanım azaltma katsayısı, f_{cu} sınır basınç gerilmesi, A_{cs} ise basınç çubuğunun alanını göstermektedir.

Basınç çubuğunda oluşan nihai basınç gerilmesi f_{cu} ;

$$f_{cu} = \frac{f_{ck}}{0.8 + 170\varepsilon_1} \leq 0.85 f_{ck} \quad (16)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Aşağıda verilen bağıntıda θ_s , basınç ve çekme çubukları arasındaki açığı ε_s ise betonun çekme çubuğu doğrultundaki birim şekildeğiştirmeyi temsil etmektedir.

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_s + (\varepsilon_s + 0.002) \cot^2 \theta_s \quad (17)$$

bağıntısıyla belirlenmektedir. Basınç çubuğu eksenine, diyagonal olarak basınç donatısı yerleştirilmesi durumunda; A_{ss} , basınç çubuğunun eksenine yerleştirilen diyagonal donatılarının alanını A_{cs} , basınç çubuğunun alanını ϕ_s , (0.85~1.00 arasında değişen) donatı çeliğindeki dayanım azaltma katsayısını göstermektedir. Basınç çubuğunda oluşan nihai kuvvet F;

$$F \leq \phi_c f_{cu} A_{cs} + \phi_s f_y A_{ss} \quad (18)$$

bağıntısında verilen değeri aşmamalıdır. Çekme çubuklarındaki sınır kuvvet değerleri F;

$$F \leq \phi_s f_y A_{st} \quad (19)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Bu bağıntıda A_{st} , eğilmeye karşı konulan donatı alanını göstermektedir.

Çubuk model yönteminin uygulandığı sitemlerde, dayanımı artırmak için ilave donatı kullanılmadığı müddetçe düğüm bölgelerindeki beton nihai basınç dayanımı; aşağıda verilen değerlerden daha büyük olmamalıdır.

- CCC düğüm bölgeleri için $0.85\phi_c f_{ck}$
- CCT düğüm bölgeleri için $0.75\phi_c f_{ck}$
- CTT veya TTT düğüm bölgeleri için $0.65\phi_c f_{ck}$

Düğüm bölgeleri için yukarıda verilen bağıntılardaki ϕ_c , dayanım azaltma faktörüdür ve düğüm bölgelerinde normal ağırlıklı betonlar için 0.80, hafif betonlar için ise 0.65 olarak alınması önerilmektedir.

Eurocode 2 EN 1992-1-1 (2004) [20] yönetmeliğine göre çubuk model yönteminde basınç çubukları için enine basınç çubukları bulunan veya enine çekme gerilmesi bulunmayan durumlar için iki ayrı gerilme durumu sunulmaktadır. Basınç çubuğunda çok eksenli basınç kuvvetlerinin bulunması durumunda dayanım değeri,

$$\sigma_{Rd,max} = f_{cd} \quad (20)$$

bağıntısı ile hesaplanmaktadır. Enine çekme gerilmelerinin bulunması halinde dayanım değeri ise,

$$\sigma_{Rd,max} = 0.6\nu' f_{cd} \quad (21)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Bu bağıntıda yer alan dayanım azaltma katsayısı ν' için önerilen değer, beton karakteristik basınç dayanımına bağlı olarak,

$$\nu' = 1 - f_{ck} / 250 \quad (22)$$

şeklinde hesaplanabilmektedir.

Donatıların uzunluk boyunca dağıtıldığı düğüm noktalarında çekme kuvvetleri F_T (Şekil 24), Kısmi süreksizlik bölgeleri için $\left(b \leq \frac{H}{2}\right)$;

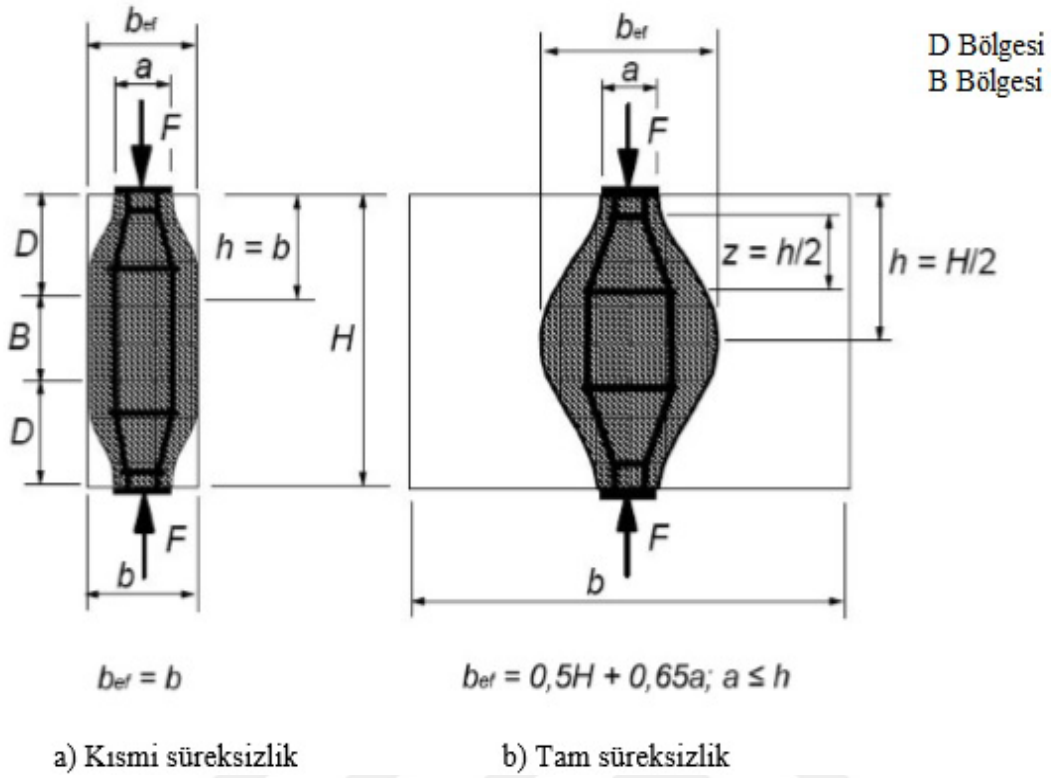
$$2F_T = \frac{1}{2} \frac{b-a}{b} F \quad (23)$$

bağıntısıyla, Tam süreksizlik bölgeleri için $\left(b > \frac{H}{2}\right)$;

$$2F_T = \frac{1}{2} \left(1 - 0.7 \frac{a}{h}\right) F \quad (24)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Ancak düğüm bölgelerindeki nihai basınç gerilmeleri, aşağıda verilen değerleri geçmemelidir.

- CCC düğüm bölgesi için $\sigma_{Rd,max} = k_1 \nu' f_{cd}$ (önerilen $k_1 = 1.00$)
- CCT düğüm bölgesi için $\sigma_{Rd,max} = k_2 \nu' f_{cd}$ (önerilen $k_2 = 0.85$)
- CTT veya TTT düğüm bölgeleri için $\sigma_{Rd,max} = k_3 \nu' f_{cd}$ (önerilen $k_3 = 0.75$)



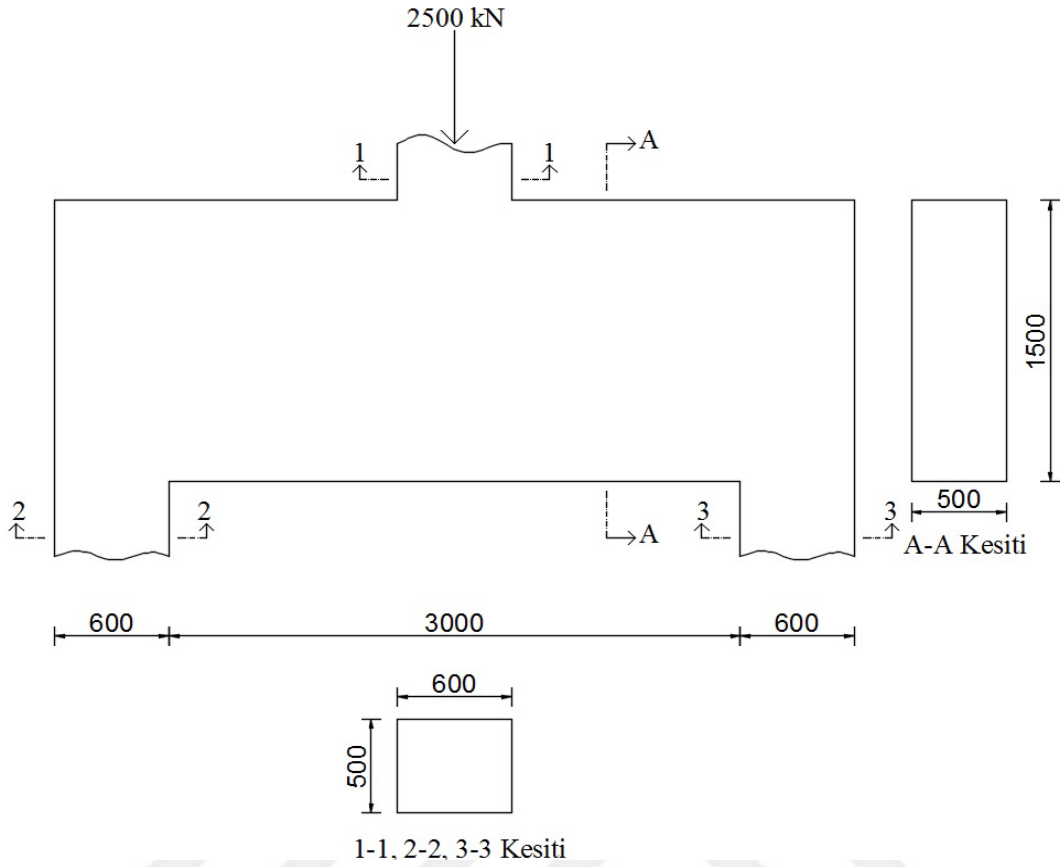
Şekil 24. Basınç alanında çekme kuvvetlerinin aktarılması

Düğüm bölgeleri için verilen sınır gerilme değerleri aşağıda verilen durumlarda % 10 oranında artırılabilir. Bunlar;

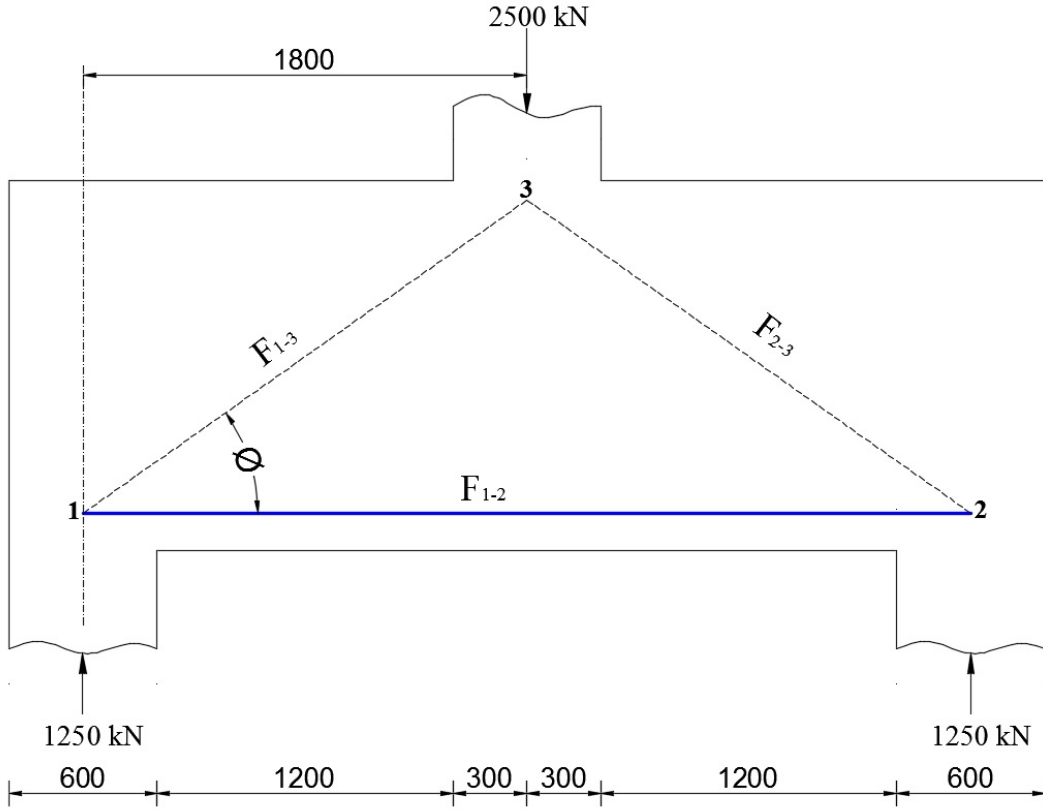
- Üç eksenli basınç hali olması halinde, ayrıca şu formülde kullanılabilir, $\sigma_{Rd,max} = k_4 v' f_{cd}$ (önerilen $k_4 = 3.00$) bağıntısıyla hesaplanabilmektedir.
 - Basınç ve çekme çubukları arasındaki açının 55 dereceden büyük olması durumunda
 - Mesnetler veya yük uygulanan noktalardaki gerilmenin düzgün yayılı ve düğüm bölgelerinde sargı donatılarıyla güçlendirilmesi durumunda
 - Donatıları düğüm bölgesine yayılmış olması durumunda
 - Düğüm bölgesine plaklar yerleştirilmesi halinde
- şeklinde verilmektedir.

1.3.8. Yönetmeliklere Göre Çubuk Model Yönteminin Uygulama Örneği

Çubuk model yönteminin daha iyi anlaşılabilmesi için tam ölçekli bir transfer yüksek kirişi 2500 kN yük taşıyacak şekilde tasarlanmış ve çubuk model yöntemi; ACI 318-14 [18], CSA A23.3-04 [19] ve EN 1992-1-1 (2004) [20] yönetmeliklerine göre ayrı ayrı uygulanmıştır. Transfer yüksek kirişin net açıklığı 3000 mm, enkesit yüksekliği 1500 mm ve genişliği 500 mm olarak seçilmiştir. 60x50 cm enkesitli kolon yükünü yine 60x50 cm enkesit boyutundaki kolonlara aktarmıştır (Şekil 25). Transfer yüksek kirişin tasarımında kullanılan beton karakteristik basınç dayanımı 35MPa ve kullanılan çeliğin dayanım sınıfı S420 alınmıştır. Bu yöntem de yerleştirilecek olan çekme donatısı ve montaj donatılarının ağırlık merkezinin kirişin üst ve alt yüzlerine olan uzaklıkları tahmini olarak belirlendikten sonra kiriş içerisindeki kafes sistem oluşturularak, basınç ve çekme çubuklarının kuvvetleri hesaplanmaktadır. Çubuk model yöntemine göre oluşturulan kafes sistem içerisindeki basınç çubukları ve düğüm bölgelerinde oluşan gerilmeler yönetmeliklerde verilen nihai gerilmelerinden düşük olmak zorundadır. Yapılan analizler sonucunda elde edilen gerilmeler yönetmeliklerden elde edilen değerlerden büyük olması durumunda düğüm bölgelerinin yükseklikleri artırılarak, sistem çubuk model yöntemine göre yeniden oluşturulmakta ve tekrar gerekli denetimler yapılmak zorundadır.



Şekil 25’de verilen transfer yüksek kirişine yerleştirilecek olan çekme donatısının ağırlık merkezi kiriş alt yüzünden 150 mm yukarıda, montaj donatısı ise kiriş üst yüzünden 80 mm altta olacak şekilde seçilerek kafes sistem oluşturulmuş ve çubuk kuvvetleri aşağıda verildiği gibi hesaplanmıştır (Şekil 26).



Şekil 26. Kafes sistemin oluşturulması

Yüksek kirişte oluşturulan kafes kirişin basınç ve çekme çubukları arasındaki θ açısı;

$$\tan^{-1} \theta = \tan^{-1} \left(\frac{1500 - 150 - 80}{1800} \right) \Rightarrow \theta = 35.21^\circ$$

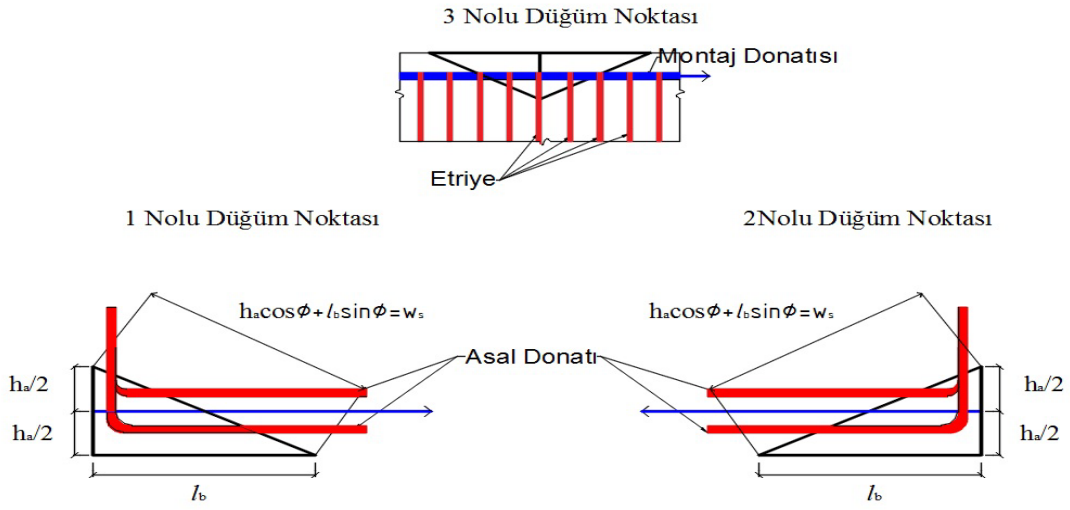
olarak, 1-3 ve 2-3 çubuklarındaki basınç kuvvetleri;

$$F_{13} = F_{23} = \frac{1250}{\sin 35.21} = 2167.98 \text{ kN}$$

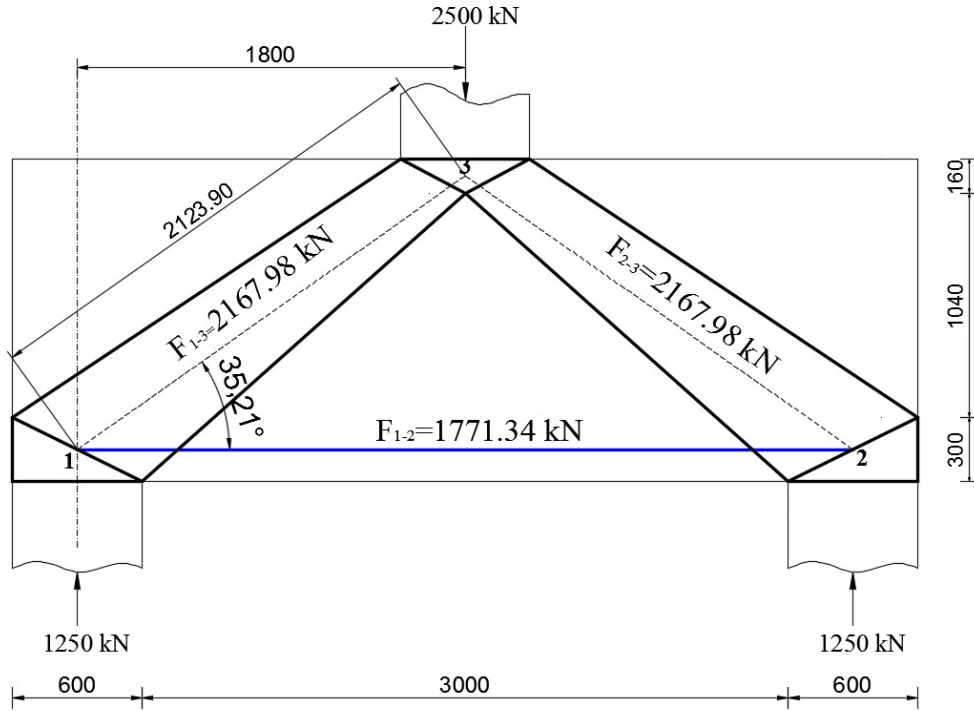
1-2 çubuğundaki çekme kuvveti ise,

$$F_{12} = F_{13} \cos 35.21 = 1771.34 \text{ kN}$$

olarak hesaplanmıştır. Bu değerler sonucunda çubuk model yöntemine göre basınç çubukları ve düğüm bölgeleri oluşturulmaktadır (Şekil 27, Şekil 28).



Şekil 27. Oluşturulan çubuk model yönteminde yer alan düğüm bölgeleri



Şekil 28. Çubuk model sisteminin oluşturulmuş hali

Çubuk model yöntemine göre oluşturulan kafes sistemin ACI 318-14[18] yöntemine göre kontrolü;

1 ve 2 nolu düğüm noktaları CCT (basınç çubukları ve bir adet çekme çubuğunun birleştiği) düğüm noktası olup, yönetmelikte β_n değeri 0.8 olarak alınmaktadır. Bu durumda 1 ve 2 nolu düğüm noktalarındaki nihai basınç dayanımı $f_{ce1,2}$,

$$f_{ce1,2} = 0.85\beta_n f_c = 0.85 \times 0.8 \times 35 = 23.8 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. İlgili yönetmelikte F_n , karakteristik kuvvet F_u , düğüm bölgesinin bir yüzüne etkiyen çekme, basınç ve bileşke kuvvetinden;

$$\phi F_n \geq F_u$$

şeklinde sağlanmalıdır. Bu bağıntıda ϕ , dayanım azaltma faktörü olup ilgili yönetmelikte 0.75 olarak alınmaktadır. 1 ve 2 nolu düğüm noktaları için çekme çubuğunun uygulandığı enkesit alanındaki karakteristik kuvvet $F_{n1,2}$,

$$\phi F_{n1,2} = \phi \times f_{ce} \times b_w \times h_a = 0.75 \times 23.8 \times 500 \times 300 = 2677 \text{ kN}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Bu bağıntıda h_a düğüm bölgesi yüksekliğini göstermektedir. F_{1-2} , çekme çubuğunun, 1 ve 2 nolu düğüm noktalarına uyguladığı kuvvet değeri,

$$F_{1-2} = 1771.34 \text{ kN} \leq \phi F_{n1,2} = 2677 \text{ kN}$$

sağlamıştır. 1 ve 2 nolu düğüm noktaları için kesme kuvvetinin uygulandığı enkesit alanındaki karakteristik kuvvet $F_{n1,2}$,

$$\phi F_{n1,2} = \phi \times f_{ce} \times b_w \times l_b = 0.75 \times 23.8 \times 500 \times 600 = 5355 \text{ kN}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Bu bağıntıdaki l_b , düğüm noktası genişliğini temsil etmektedir. Kesme kuvvetinin 1 ve 2 nolu düğüm noktalarına uyguladığı kuvvet değeri,

$$V = 1250 \text{ kN} \leq \phi F_{n1,2} = 5355 \text{ kN}$$

olacak şekilde hesaplanmıştır. w_s , basınç çubuğu genişliğini temsil etmekte,

$$w_s = h_a \times \cos \theta + l_b \times \sin \theta \quad (25)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. 1 ve 2 nolu düğüm noktalarındaki basınç çubuğu genişliği;

$$w_{s1,2} = 300 \times \cos 35.21 + 600 \times \sin 35.21 = 591.06 \text{ mm}$$

şeklinde hesaplanmıştır. 1 ve 2 nolu düğüm noktalarında, F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının etkidiği enkesit alanındaki karakteristik kuvvet,

$$\phi F_{n1,2} = \phi \times f_{ce} \times b_w \times w_s = 0.75 \times 23.8 \times 500 \times 591.06 = 5275 \text{ kN}$$

şeklinde hesaplanmıştır. F_{1-2} ve F_{2-3} basınç çubuklarının 1 ve 2 nolu düğüm noktalarına uyguladığı kuvvet;

$$F_{13} = F_{23} = 2167.98 \text{ kN} \leq \phi F_{n_{1,2}} = 5275 \text{ kN}$$

şeklinde sağlanmıştır. 3 nolu düğüm noktası CCC (sadece basınç çubuklarının birleştiği) düğüm noktası olup ilgili yönetmelikte β_n değeri 1.00 olarak alınmaktadır. 3 nolu düğüm noktasındaki nihai basınç dayanımı f_{ce3} ;

$$f_{ce3} = 0.85\beta_n f_c = 0.85 \times 1.0 \times 35 = 29.75 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. 3 nolu düğüm noktasındaki basınç çubuğu genişliği w_{s_3} ;

$$w_{s_3} = 160 \times \cos 35.21 + 600 \times \sin 35.21 = 476.70 \text{ mm}$$

şeklinde hesaplanmıştır. 3 nolu düğüm noktalarında, F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının etkidiği enkesit alanındaki karakteristik kuvvet,

$$\phi F_{n_3} = \phi \times f_{ce} \times b_w \times w_s = 0.75 \times 29.75 \times 500 \times 476.70 = 5318 \text{ kN}$$

şeklinde hesaplanmıştır. F_{1-2} ve F_{2-3} basınç çubuklarının 3 nolu düğüm noktalarına uyguladığı kuvvet;

$$F_{13} = F_{23} = 2167.98 \text{ kN} \leq \phi F_{n_3} = 5318 \text{ kN}$$

küçük olacak şekilde sağlanmıştır. 3 nolu düğüm noktasında kolon tarafından aktarılan yük enkesit alanındaki karakteristik kuvvet,

$$\phi F_{n_3} = \phi \times f_{ce} \times b_w \times l_b = 0.75 \times 29.75 \times 500 \times 600 = 6694 \text{ kN}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Kolon tarafında aktarılan yükün 3 nolu düğüm noktalarına uyguladığı kuvvet;

$$P = 2500 \text{ kN} \leq \phi F_{n_3} = 6694 \text{ kN}$$

küçük olacak şekilde sağlanmıştır.

Basınç çubuklarının kontrolü; ACI 318-14 [18] yönetmeliğine göre şişe şekilli basınç çubukları için β_s katsayısı 0.75 olarak verilmektedir. Basınç çubuklarındaki etkili basınç dayanımı, f_{ce} ;

$$f_{ce} = 0.85\beta_s f_c = 0.85 \times 0.75 \times 35 = 22.32 \text{ MPa}$$

olarak hesaplanmıştır. Basınç çubuklarının 1 ve 2 nolu düğüm bölgelerinde uyguladığı enkesit alanına göre hesaplanan karakteristik kuvvet değeri,

$$\phi F_{n_{1,2}} = \phi \times f_{ce} \times b_w \times w_{s_{1,2}} = 0.75 \times 22.32 \times 500 \times 591.06 = 4947 \text{ kN}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Basınç çubuklarının, 1 ve 2 nolu düğüm noktalarına uyguladığı kuvvet karakteristik kuvvet değerinden,

$$F_{13} = F_{23} = 2167.98 \text{ kN} \leq \phi F_{n_{1,2}} = 4947 \text{ kN}$$

küçük olacak şekilde sağlanmıştır. Basınç çubuklarının, 3 nolu düğüm bölgelerine uygulandığı enkesit alanındaki karakteristik kuvvet değeri,

$$\phi F_{n_3} = \phi \times f_{ce} \times b_w \times w_{s_3} = 0.75 \times 22.32 \times 500 \times 476.70 = 3989 \text{ kN}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Basınç çubuklarının, 3 nolu düğüm noktasına uyguladığı kuvvet karakteristik kuvvet değerinden,

$$F_{13} = F_{23} = 2167.98 \text{ kN} \leq \phi F_{n_3} = 3989 \text{ kN}$$

küçük olacak şekilde sağlanmıştır. Düğüm noktaları ve basınç çubukları ilgili yönetmeliğe göre güvenli tarafta kalmakta, oluşturulan çubuk model yöntemiyle oluşturulmuş kafes sisteminin doğru olduğunu göstermektedir.

Donatıların belirlenmesi;

Çekme donatısı hesabı; F_{1-2} ile çekme çubuğunu, f_{yk} çeliğin karakteristik akma dayanımı, A_s ile yerleştirilecek olan donatı alanı, ϕ ise azaltma katsayısıdır.

$$A_s = \frac{F_{1-2}}{\phi f_{yk}} = \frac{1771.34 \text{ kN}}{0.85 \times 420 \text{ MPa}} = 4961 \text{ mm}^2$$

olacak şekilde donatıya ihtiyaç bulunmaktadır. Seçilen donatı;

$$8\phi 30 = 5654 \text{ mm}^2 \geq 4961 \text{ mm}^2$$

sağlamaktadır. Düşeyde yerleştirilecek olan kesme donatısı oranı ilgili yönetmelikteki minimum donatı oranlarını sağlayacak şekilde,

$$A_{sv} \geq 0.0025 b_w s_v \quad (26)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Yatayda ve düşeyde yerleştirilecek kesme donatısı $\phi 12$ seçilmiş ve 2 kollu olacak şekilde tasarlanmıştır.

$$s_v \leq \frac{2 \times 113.09}{0.0025 \times 500} = 181 \text{ mm}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Düşeyde yerleştirilecek kesme donatısı $\phi 12/180$ mm olarak seçilmektedir. Yatay da yerleştirilecek kesme donatısı,

$$A_{sh} \geq 0.0025 b_w s_h \quad (27)$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Yatayda ve düşeyde yerleştirilecek kesme donatısı $\phi 12$ seçilmiş ve 2 kollu olacak şekilde tasarlanmıştır.

$$s_h \leq \frac{2 \times 113.09}{0.0025 \times 500} = 181 \text{ mm}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Yatay da yerleştirilecek kesme donatısı Ø12/180 mm olarak seçilmektedir. İlgili yönetmelikte yerleştirilecek olan kesme donatıları göre,

$$\sum \frac{A_{s_i}}{b_w s_i} \sin \alpha_i \geq 0,003$$

bağıntısını sağlamak zorundadır. Buna göre;

$$\frac{2 \times 113.09}{500 \times 180} \sin(90 - 35.21) + \frac{2 \times 113.09}{500 \times 180} \sin(35.21) = 0.0035 \geq 0,003$$

gerekli koşul sağlanmıştır.

Çubuk model yöntemine göre oluşturulmuş transfer yüksek kirişin (bkz. Şekil 28) Eurocode 2 EN 1992-1-1 (2004) [20] yönetmeliğine göre kontrolü;

İlgili yönetmelikte düğüm noktalarının emniyet gerilmesi $\sigma_{Rd,max} = k_1 v' f_{cd}$ değerinden küçük olmak zorundadır. 1 ve 2 nolu düğüm noktaları CCT düğüm noktası olup, yönetmelikte k_1 değeri 0.85 olarak alınmaktadır. Bu bağıntıda verilen f_{cd} , tasarım basınç dayanımı, ilgili yönetmelikte v' , dayanım azaltma faktörü olup $v' = 1 - f_{ck} / 250$ olarak hesaplanmaktadır. Tasarım basınç dayanımı f_{cd} ,

$$f_{cd} = \frac{f_{ck}}{1.5} = \frac{35}{1.5} = 23.3 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. 1 ve 2 nolu düğüm noktalarındaki nihai basınç gerilmesi,

$$\sigma_{Rd,max_{1,2}} = 0.85 \times \left(1 - \frac{35}{250}\right) \times 23.3 = 17.04 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. F_{12} çekme çubuğunun, 1 ve 2 nolu düğüm noktasına etkilediği dayanım;

$$\sigma_{sd_{12}} = \frac{F_{12}}{b_w \times h_a} = \frac{1771.34 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 300} = 11.81 \text{ MPa} \leq \sigma_{Rd,max_{1,2}} = 17.04 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Bu bağıntıda çekme çubuğunun etkilediği yüzey olan h_a , 1 ve 2 nolu düğüm bölgelerinin yüksekliğini göstermektedir. Kesme kuvvetinin 1 ve 2 nolu düğüm noktalarına etkilediği basınç dayanımı;

$$\sigma_{sd_v} = \frac{V}{b_w \times l_b} = \frac{1250 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 600} = 4.16 \text{ MPa} \leq \sigma_{Rd,max_{1,2}} = 17.04 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Bu bağıntıda kesme kuvvetinin etkilediği yüzey olan l_b , 1 ve 2 nolu düğüm bölgelerinin genişliğini göstermektedir. 1 ve 2 nolu düğüm bölgelerindeki F_{1-3} , F_{2-3} basınç çubuklarının genişliği $w_{s_{1,2}}$;

$$w_{s_{1,2}} = 300 \times \cos 35.21 + 600 \times \sin 35.21 = 591.06 \text{ mm}$$

şeklindedir. F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının 1 ve 2 nolu düğüm noktalarını etkidiği basınç dayanımı,

$$\sigma_{sd, F_{1-3,2-3}} = \frac{F_{1-3,2-3}}{b_w \times w_s} = \frac{2167.98 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 591.06} = 7.34 \text{ MPa} \leq \sigma_{Rd, \max_{1,2}} = 17.04 \text{ MPa}$$

şeklindedir. 3 nolu düğüm noktası CCC düğüm noktası olup ilgili yönetmelikte k_1 değeri 1.00 olarak alınmaktadır. 3 nolu düğüm bölgesinin nihai basınç dayanımı σ_{Rd, \max_3} ;

$$\sigma_{Rd, \max_3} = 1.00 \times \left(1 - \frac{35}{250}\right) \times 23.3 = 20.04 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Kolon tarafından aktarılan yükün 3 nolu düğüm noktasındaki dayanım değeri $\sigma_{sd, p/2}$;

$$\sigma_{sd, p/2} = \frac{P}{b_w \times l_b} = \frac{2500 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 600} = 8.33 \text{ MPa} \leq \sigma_{Rd, \max_3} = 20.04 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. 3 nolu düğüm noktasına 1-3 ve 2-3 numaralı basınç çubuklarının genişliği w_{s_3} ,

$$w_{s_3} = 160 \times \cos 35.21 + 600 \times \sin 35.21 = 476.70 \text{ mm}$$

olarak hesaplanmıştır. F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının 3 nolu düğüm noktasına etkidiği basınç dayanımı,

$$\sigma_{sd, F_{1-3,2-3}} = \frac{F_{1-3,2-3}}{b_w \times w_s} = \frac{2167.98 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 476.70} = 9.06 \text{ MPa} \leq \sigma_{Rd, \max_3} = 20.04 \text{ MPa}$$

şeklindedir. Düğüm noktalarına etkileyen kuvvetler ilgili yönetmeliğe göre güvenli tarafta kalmaktadır.

Basınç çubuklarının kontrolü; ilgili yönetmelikte basınç çubukları, $\sigma_{Rd, \max} = 0.6v' f_{cd}$ emniyet gerilmesini sağlamak zorundadır. F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının nihai basınç dayanımı,

$$\sigma_{Rd, \max} = 0.6v' f_{cd} = 0.6 \times \left(1 - \frac{35}{250}\right) \times 23.3 = 15.70 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının 3 nolu düğüm bölgesine uyguladığı dayanım değeri, $\sigma_{sd, F_{1-3,2-3}}$;

$$\sigma_{sd,F_{1-3,2-3}} = \frac{F_{1-3,2-3}}{b_w \times w_s} = \frac{2167.98 \times 10^3 N}{500 \times 476.70} = 9.09 \text{ MPa} \leq \sigma_{Rd,max} = 15.70 \text{ MPa}$$

olarak hesaplanmıştır. F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının 1 ve 2 nolu düğüm bölgelerine uyguladığı dayanım değeri, $\sigma_{sd,F_{1-3,2-3}}$;

$$\sigma_{sd,F_{1-3,2-3}} = \frac{F_{1-3,2-3}}{b_w \times w_s} = \frac{2167.98 \times 10^3 N}{500 \times 591.06} = 7.34 \text{ MPa} \leq \sigma_{Rd,max} = 15.70 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. İlgili yönetmeliğe göre basınç çubukları ve düğüm bölgeleri emniyetli tarafta kalmaktadır. Bu yüzden uygulanan kafes sistem doğru seçilmiştir. Eğilme donatısı için gerekli donatı alanı;

$$A_s = \frac{F_{1-2}}{f_{yk} / 1.15} = \frac{1771.34 \text{ kN}}{420 / 1.15 \text{ MPa}} = 4850 \text{ mm}^2$$

yerleştirilecek olan eğilme donatısı $\emptyset 28$ olarak seçilmiştir.

$$8\emptyset 28 = 4926 \text{ mm}^2 \geq 4850 \text{ mm}^2$$

Bu da gerekli olan donatı alanını sağlamaktadır. İlgili yönetmeliğe göre kesme donatısı hesabı;

$$V_{ED} \leq 0.5 b_w d v' f_{cd}$$

bağıntısıyla yapılmaktadır. Buna göre V_{ED} ;

$$V_{ED} = 1250 \text{ kN} \leq 0.5 \times 500 \times 1350 \times (1 - 35 / 250) \times 23.3 = 6762 \text{ kN}$$

olarak hesaplanmıştır. Uygulanan yükün kesme kuvveti V_{ED} 'ye etkisi, V_{ED} 'nin $\beta = a_v / 2d$ azaltma faktörü ile çarpılmasıyla dikkate alınmaktadır. a_v , net kesme açıklığıdır ve transfer yüksek girişinde 1200mm'dir (Bkz. Şekil 26). β , azaltma katsayısı;

$$\beta = a_v / 2d = 1200 / (2 \times 1350) = 0.44$$

şeklinde hesaplanmakta ve kesme kuvvetine etkisi;

$$\beta V_{ED} = 1250 \times 0.44 = 550 \text{ kN}$$

Transfer yüksek girişimizdeki basınç çubukları tam süreksiz bölge olarak tanımlanan bölge içerisinde olduğundan;

$$2F_T = \frac{1}{2} \left(1 - 0.7 \frac{a}{h} \right) F_{1,2}$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Buna göre, basınç çubuğu genişliği $a=591.06$ mm, basınç çubuğu boyu $h=2123.90$ mm ve basınç çubuğunda oluşan kuvvet ise 2167.98 kN olmak üzere;

$$2F_T = \frac{1}{2} \left(1 - 0,7 \frac{591.06}{2123.90} \right) 2167.98 = 872.80 \text{ kN}$$

şeklindedir. Bulunan değere göre basınç çubuğunun yatay ve düşeydeki bileşimleri;

$$\uparrow F_{1-2} = 872.80 \times \cos 35.21 = 713.12 \text{ kN}$$

$$\rightarrow F_{1-2} = 872.80 \times \sin 35.21 = 503 \text{ kN}$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Düşey kesme donatısı hesabı için kesme kuvvetinin azaltma faktörü ile çarpılması sonucu elde edilen değer ile basınç çubuğunun düşeydeki etkisinin toplanarak gerekli olan düşey kesme donatısı bulunur.

$$\uparrow F_{1-2} + \beta V_{ED} = 713.12 + 550 = 1263.12 \text{ kN}$$

$$A_s = \frac{\uparrow F_{1-2} + \beta V_{ED}}{f_{yk} / 1.15} = \frac{1263.12 \times 10^3 \text{ N}}{420 / 1.15} = 3458 \text{ mm}^2$$

Düşey kesme donatısı 2000 mm'ye dağıtılacak şekilde, seçilen donatı aralığı 130 mm'dir. ($\emptyset 12/130$ mm)

Yatay kesme donatısı için şişe şekilli basınç çubuğunun yatayda kuvveti donatının akma dayanımına bölünerek gerekli olan yatay kesme donatısı bulunmaktadır.

$$A_s = \frac{\rightarrow F_{1-2}}{f_{yk} / 1.15} = \frac{503 \times 10^3 \text{ N}}{420 / 1.15} = 1377 \text{ mm}^2$$

Buna göre, seçilen donatı aralığı 200 mm 'dir. ($\emptyset 12/200$ mm)

Çubuk model yöntemine göre oluşturulmuş transfer yüksek kirişin (bkz. Şekil 28) Kanada CSA A23.3-04 [19] yönetmeliğine göre kontrolü;

Burada; 1 ve 2 nolu düğüm noktaları CCT düğüm noktası olup, yönetmelikte $0.75\phi_c f_{ck}$ olarak alınmaktadır. Bu durumda 1 ve 2 nolu düğüm noktalarındaki basınç dayanımı $f_{cu1,2\max}$

$$f_{cu1,2\max} = 0,75\phi_c f_{ck} = 0.75 \times 0.65 \times 35 = 17.06 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. F_{12} çekme çubuğunun kuvveti nedeniyle, 1 ve 2 nolu düğüm noktasında oluşan basınç dayanımı;

$$f_{cu1,2} = \frac{F_{12}}{b_w \times h_a} = \frac{1771.34 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 300} = 11.81 \text{ MPa} \leq f_{cu1,2\max} = 17.06 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Buradan 1 ve 2 nolu düğüm noktalarında oluşan basınç dayanımını 1 ve 2 nolu düğüm noktalarında oluşan maksimum basınç dayanımından küçük olduğunu göstermektedir. Bu bağıntıda çekme çubuğunun etkidiği yüzey olan h_a , 1 ve 2 nolu düğüm bölgelerinin yüksekliğini göstermektedir. Kesme kuvveti (V) nedeniyle 1 ve 2 nolu düğüm noktalarında oluşan basınç dayanımı;

$$f_{cu1,2} = \frac{V}{b_w \times l_b} = \frac{1250 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 600} = 4.16 \text{ MPa} \leq f_{cu1,2\max} = 17.06 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Bu bağıntıda kesme kuvvetinin etkidiği yüzey olan l_b , 1 ve 2 nolu düğüm bölgelerinin genişliğini göstermektedir. 1 ve 2 nolu düğüm bölgelerindeki F_{1-3} , F_{2-3} basınç çubuklarının genişliği $w_{s_{1,2}}$;

$$w_{s_{1,2}} = 300 \times \cos 35.21 + 600 \times \sin 35.21 = 591.06 \text{ mm}$$

F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının 1 ve 2 nolu düğüm noktalarını etkidiği basınç dayanımı,

$$f_{cu1,2} = \frac{F_{1-3,2-3}}{b_w \times w_s} = \frac{2167.98 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 591.98} = 7.32 \text{ MPa} \leq f_{cu1,2\max} = 17.06 \text{ MPa}$$

3 nolu düğüm noktası CCC düğüm noktası olup ilgili yönetmelikte nihai basınç dayanımı,

$$f_{cu3\max} = 0.85 \phi_c f_{ck} = 0.85 \times 0.65 \times 35 = 19.33 \text{ MPa}$$

olarak hesaplanmıştır. Kolon tarafından aktarılan yükün 3 nolu düğüm noktasındaki dayanım değeri,

$$f_{cu3} = \frac{P}{b_w \times l_b} = \frac{2500 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 600} = 8.33 \text{ MPa} \leq f_{cu3\max} = 19.33 \text{ MPa}$$

3 nolu düğüm noktasına 1-3 ve 2-3 numaralı basınç çubuklarının genişliği w_{s_3} ,

$$w_{s_3} = 160 \times \cos 35.21 + 600 \times \sin 35.21 = 476.70 \text{ mm}$$

şeklinde hesaplanmıştır. F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının 3 nolu düğüm noktasına etkidiği basınç dayanımı,

$$f_{cu1-3,2-3} = \frac{F_{1-3,2-3}}{b_w \times w_s} = \frac{2167.98 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 476.70} = 9.10 \text{ MPa} \leq f_{cu3\max} = 19.33 \text{ MPa}$$

olarak hesaplanmıştır. Düğüm noktalarına etkiyen kuvvetler ilgili yönetmeliğe göre güvenli tarafta kalmaktadır.

Basınç çubukları kontrolü; ilgili yönetmelikte basınç çubukları ,
 $f_{cu} = \frac{f_{ck}}{0,8+170\varepsilon_1} \leq 0,85f_{ck}$ emniyet gerilmesini sağlamak zorundadır. ε_1 ile asal yöndeki
 birim uzama,

$$\varepsilon_1 = 0.0018 + (0.0018 + 0,002) \cot^2 35.21 = 0.0094$$

olarak hesaplanmıştır. Buna göre basınç çubuklarında oluşan nihai basınç gerilmeleri;

$$f_{cu1-2,2-3\max} = \frac{35}{0,8+170 \times 0.0094} = 14.60 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının 3 nolu düğüm bölgesine uyguladığı dayanım değeri $f_{cu1-2,2-3}$,

$$f_{cu1-2,2-3} = \frac{F_{1-3,2-3}}{b_w \times w_s} = \frac{2167.98 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 476.70} = 9.10 \text{ MPa} \leq f_{cu1-2,2-3\max} = 14.60 \text{ MPa}$$

F_{1-3} ve F_{2-3} basınç çubuklarının 1 ve 2 nolu düğüm bölgelerine uyguladığı dayanım değeri, $f_{cu1-2,2-3}$;

$$f_{cu1-2,2-3} = \frac{F_{1-3,2-3}}{b_w \times w_s} = \frac{2167.98 \times 10^3 \text{ N}}{500 \times 591.06} = 7.32 \text{ MPa} \leq f_{cu1-2,2-3\max} = 14.60 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. İlgili yönetmeliğe göre basınç çubukları ve düğüm bölgeleri emniyetli tarafta kalmaktadır. Bu yüzden uygulanan kafes sistem doğru seçilmiştir. Eğilme donatısı için gerekli donatı alanı;

$$A_s = \frac{F_{1-2}}{f_{yd} / 1.15} = \frac{1771.34 \text{ kN}}{420 / 1.15} = 4850 \text{ mm}^2$$

olarak hesaplanmıştır. Bu durumda yerleştirecek olan eğilme donatısı $\emptyset 28$ olarak seçilmiş,

$$8\emptyset 28 = 4926 \text{ mm}^2 \geq 4850 \text{ mm}^2$$

sağlamaktadır. Düşeyde ve yatayda yerleştirilecek olan kesme donatısı oranı ilgili yönetmelikteki minimum donatı oranlarını sağlayacak şekilde,

$$\frac{A_{h,v}}{s_{h,v} \times b_w} \geq 0.002$$

bağıntısıyla hesaplanmaktadır. Yatayda ve düşeyde yerleştirilecek kesme donatısı $\emptyset 12$ seçilmiş ve 2 kollu olacak şekilde tasarlanmıştır.

$$s_v \leq \frac{2 \times 113.09}{0.002 \times 500} = 226.18 \text{ mm}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Düşeyde yerleştirilecek kesme donatısı $\emptyset 12/200$ mm olarak seçilmektedir. Yatay da yerleştirilecek kesme donatısı $\emptyset 12/200$ mm olarak seçilmektedir. İlgili yönetmelikte yerleştirilecek olan kesme donatıları aralığı 300 mm'den ve $0.001A_s$ 'den küçük olmak zorundadır.

Tablo 1. Transfer yüksek kirişin çubuk model yönetmeni göre ayrı ayrı yönetmeliklere göre donatı ihtiyacının karşılaştırılması

Yönetmelikler	Eğilme donatısı alanı		Düşey yönde yerleştirilen kesme donatısı		Yatay yönde yerleştirilen kesme donatısı	
	Gerekli alan	Seçilen Donatı	Maks. düşey aralık	Seçilen donatı ve aralığı	Maks. düşey aralık	Seçilen donatı ve aralığı
ACI 318-14 [18]	4961 mm ²	8 $\emptyset 30$	181 mm	$\emptyset 12/180$ mm	181 mm	$\emptyset 12/180$ mm
CSA A23.3-04 [19]	4850 mm ²	8 $\emptyset 28$	226 mm	$\emptyset 12/200$ mm	226 mm	$\emptyset 12/200$ mm
Eurocode 2 EN 1992-1-1 (2004) [20]	4850 mm ²	8 $\emptyset 28$	133 mm	$\emptyset 12/130$ mm	208 mm	$\emptyset 12/200$ mm

Bu tablodan görüldüğü gibi çubuk model yöntemine göre ayrı ayrı yönetmelikler için hesaplanan eğilme donatıları ve kesme donatıları verilmektedir. Bu yöntemle göre tüm yönetmeliklerdeki eğilme donatıları birbirine çok yakın olmasına rağmen kesme donatılarında büyük farklılıklar oluşmuştur. ACI 318-14 [18] ve CSA A23.3-04 [19] yönetmelikleri; çubuk model yöntemine göre basınç çubukları ve düğüm noktaları emniyetli tarafta kalıyorsa, kesme donatıları için oluşan kuvvete bakılmaksızın minimum donatı oranlarının sağlanmasını yeterli görmektedir. Ancak Eurocode 2 EN 1992-1-1 (2004) [20] basınç çubuklarında oluşan kuvveti yatayda ve düşeyde birleşenlerine ayırarak gerekli bağıntılar yardımıyla hesaplanan donatının kullanılmasını istemektedir.

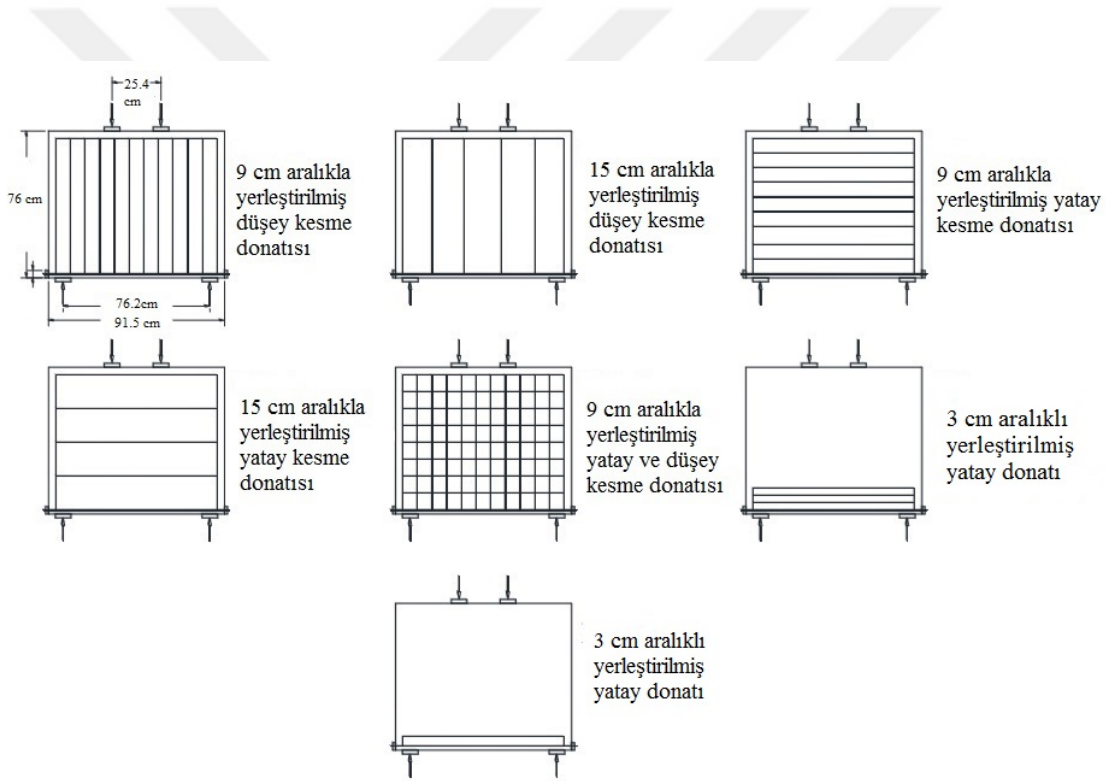
1.4. Konu ile İlgili Daha Önce Yapılan Çalışmalar

Leonhardt ve Walther [29]; yüksek kiriş davranışının anlaşılmasında öncülerden olmuşlardır. Araştırmacılar dokuz adet tek açıklıklı, iki adet iki açıklıklı yüksek kirişlerin deneysel olarak kesme davranışını incelemiştir. Araştırmacılar çatlamamış kirişte, elastik teorisinin iyi bir uyum sağladığını, kiriş çatladıktan sonra deneysel sonuçların elastisite teorisinden elde edilen değerlerden oldukça farklı olduğunu ve kirişin kemer davranışı sergilediğini saptamışlardır. Çeliğin çekme gerilmesinin, gerçekte elastisite teorisinden hesaplanandan çok daha az olduğunu ortaya koymuşlar ve ayrıca kiriş modeldeki beton basınç elemanlarının ve yatay çelik çekme elemanlarının eğik çatlaklar oluşuktan sonra eksenel yüklere karşı davranışlarını incelemiştir. Çekmeye ve eğilme etkisini karşılamak için konulan donatılardaki gerilmelerin, kirişlerin net açıklığı karşısında neredeyse sabit olduğu gözlemiştir. Bu da çeliğin neredeyse sabit bir yükte bir mesnetten bir diğerine gergi çubuğu olarak görev yaptığını göstermektedir. Bu nedenle eğilme ve çekme çubuklarının mesnetlere ulaşmadan kesilmemesini önermişlerdir. Açıklığın yüksekliğe oranı (l/h) 2'den küçük olan kirişlerde eğimli (pilye) donatılarının faydası olmadığını çünkü beton daima mesnete yakın bir noktadan yük uygulanan bölge boyunca ezilerek kırıldığını belirlemiştir.

De Paive ve Siess [30]; ondokuz basit mesnetli yüksek kiriş içeren deneysel çalışma yapmışlardır. Araştırmacılar çekme donatısının miktarına, açıklığın yüksekliğe oranı 0.67'den 1.33'e kadar değişen oranda, beton dayanımına ve gövde donatısı oranına bağlı olacak şekilde yüksek kiriş davranışını incelemiştir. Çalışmada donatının akma anına kadarki elastik davranışı ve aktıktan sonraki inelastik davranışı tespit edilmiştir. Eğik çatlaklar oluşuktan sonra yüksek kiriş kemerleşme davranışı göstermiş ve ayrıca çekme ve eğilme donatısı birim şekildeğiştirmeleri kiriş net açıklığı boyunca yaklaşık olarak sabit kalmıştır. Betondaki birim uzamalar orta açıklıktan eğik çatlaklara doğru uzanmıştır. De Paiva and Siess, gövde donatısının nihai kesme kuvveti üzerinde bir etkisi olmadığı sonucunu çıkarmıştır. Yüksek kirişlerin davranışı ve kesme dayanımını araştırmalarına rağmen 19 deney elemanından 15'i eğilmede veya eğilme-kesmede taşıma gücü kaybetmiştir.

Kong ve diğerleri [30]; açıklık/yükseklik oranı (l/h) 1'den 3'e kadar değişen ve kesme açıklığının faydalı yüksekliğe oranı (a/d) 0.23'den 0.7'ye kadar değişen oranlarda 35 adet basit mesnetli yüksek kiriş test edilmiştir. Yedi farklı gövde donatısı düzenlenerek

verdeğiştirme, çatlak genişliği, çatlakların izlediği yol, kırılma şekilleri ve nihai kırılma yükleri üzerindeki davranışları incelenmiştir (Şekil 30). Farklı gövde donatısı ve farklı açıklık oranları olmasına rağmen tüm kirişlerde çatlak şekilleri ve kırılma şekilleri aynı olduğu saptanmıştır. Yük nihai kırılma yükünün yaklaşık %70~90'a ulaştığında çatlaklar mesnede yakın bölgede başlamış ve yükleme noktasına doğru diyagonal bir şekilde yayılmıştır. 6 ve 7. serilerde diğer serilerin aksine kırılma ani ve gevrek oluşmuştur. Çatlak genişliği ve çökme üzerinde etkiler l/h ve a/d oranına bağlı olarak değişmiştir. Kesme kuvveti üzerinde l/h oranı 1.5'den a/d oranı ise 0.35'den küçük iken yatay yerleştirilen kesme donatıları da etkili olurken, büyük l/h ve a/d oranlarında düşey yerleştirilen etriyeler kesme kuvveti üzerinde daha etkili olmuştur.



Şekil 29. Kong ve diğerlerinin deneyde kullanılan donatı şeması [30]

Smith ve Vantsiotis [32]; 52 adet yüksek kiriş üzerinde simetrik olarak yerleştirilmiş iki noktadan yükleme yapılmıştır. Çalışmalarındaki amaç düşey ve yatay gövde donatılarının ve a/d oranının ve beton dayanımının eğik kesme çatlakları üzerindeki etkisi, nihai kesme kuvveti üzerindeki etkisi, orta açıklıktaki çökme ve çatlak genişlikleri üzerindeki etkisini araştırmaktır. a/d oranları 0.77'den 2.01'e, beton dayanımı 16 MPa'dan

23 MPa'ya, yatay kesme donatısı oranı %0~0.91, düşey kesme donatısı oranı %0~1.25 değişen oranlarda hazırlanmıştır. 52 adet yüksek kirişte a/d oranına ve gövde donatısı miktarına bakılmaksızın kesme sonucu kırılmış ve kırılma şekilleri üzerinde önemli bir farklılık oluşmamıştır. Eğik çatlak oluştuğundan hemen sonra minimum kesme donatısı oranı kullanılan yüksek kirişlerde çatlak genişliği ve çökmenin azaldığı bulunmuştur. Eğik çatlaklar gövde donatısı olsun olmasın kırılma yükünün %40~50 'sinde meydana gelmiş yine de gövde donatılı kirişte kırılmada daha az hasar gözlenmiştir. Gövde donatısı nihai kesme kuvvetini artırmış ancak %30'dan fazla artıramamıştır. Düşey kesme donatısının kesme yükü üzerinde önemli etkisi olmuştur ancak a/d oranı 1'den küçük olan kirişlerde yatay gövde donatıları azda olsa kesme kuvvetinde daha etkili olmuştur. Beton dayanımı a/d oranı 1'den küçük kirişler için nihai kesme kuvveti üzerinde güçlü bir etkisi olmuştur.

Rogowsky ve MacGregor [33,34]; açıklığın yüksekliğe oranı 1 ile 2.5 arasında değişen 7 basit mesnetli, 17 adet sürekli yüksek kiriş deneysel olarak incelemiştir. Kirişler kolonlara bütünleşik yapılarak kolonlar yardımıyla yüklemeleri yapılmıştır. Kesme donatıları yatay ve düşey olarak düzenlenmiş veya sadece düşey kesme donatısı kullanılmıştır. Tüm kirişlerin açıklığı 2200 mm olarak seçilmiş, yükseklikleri ise 400mm ile 1000mm arasından seçilmiştir. a/d oranları yapılan deneylerde 0.75/1.25/1.6/2 olarak seçilmiştir. Yapılan deneylerde yatay yerleştirilen kesme donatılarının kesmeye kayda değer bir etkisi olmadığını saptamışlar ve tüm kirişler gevrek ve kesme sonucu kırılmıştır. Plastik kafes kiriş modeli çalışmalarında gerilmelerin ve nihai kesme kuvvetinin bulunmasında gerçekçi bir sonuç sağlamıştır ve yüksek kiriş yazarlar tarafında yükün büyük bir kısmı basınç çubuğu tarafından mesnede iletilen sistemler olarak tarif edilmiştir. Kısa konsollarda bu tarif için geçerli olduğunu savunmuşlar ve tasarımında plastik kafes kiriş yöntemini önermişlerdir.

Siao [35]; yaptığı araştırmada yüksek kirişlerin kesme kuvvetinin bulunmasında çubuk model yöntemini geliştirerek yeni bir formül önermiştir (Şekil 30). Formüldeki f_t basınç çubuğunun dayanımının gösterirken, beton çekme dayanımının ve donatılarının kesmeye olan katkılarının toplamı olarak formülde gösterilmiştir. Kiriş genişliğini, b_w kuvvet kolunu z , modüler oran olan n ise çeliğin elastisite modülünün betonunkine oranını göstermektedir.

Buna göre betonun katkısı, f_{ct} ;

$$f_{ct} = 0.5\sqrt{f_c} \quad (28)$$

Yatay kesme donatısının katkısı, f_{sth} ;

$$f_{sth} = 0.5\sqrt{f_c}(n\rho_h \sin^2 \alpha) \quad (29)$$

Düşey kesme donatısının katkısı f_{stv} ;

$$f_{stv} = 0.5\sqrt{f_c}(n\rho_v \cos^2 \alpha) \quad (30)$$

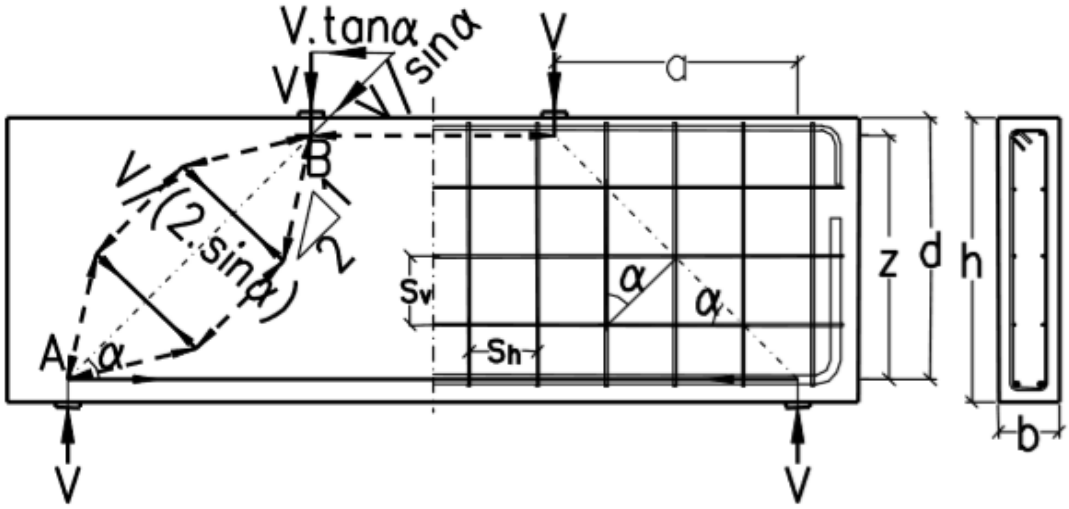
betonun ve kesme donatılarının toplamı olan basınç çubuğu dayanımı, f_t ;

$$f_t = f_{ct} + f_{sth} + f_{stv} \quad (31)$$

kesme kuvveti için V ;

$$V = 2f_t b_w z \quad (32)$$

bağıntısı ile hasplanmaktadır.



Şekil 30. Siao tarafından önerilen iyileştirilmiş çubuk model yöntemi [35]

Tan ve diğerleri [17]; 18 adet yüksek dayanımlı yüksek kirişin davranışı ve nihai dayanımları araştırmışlardır. Silindirik dayanımları 55 MPa ile 86 MPa arasında değişmekte olan kirişler kesme açıklığının tüm derinliğe oranına göre üçer gruba ayırmışlardır. Her bir seri farklı düşey ve yatay gövde donatısı oranları içermiştir. Orta açıklıktaki çökme, çatlak genişliği, kırılma şekilleri ve nihai kesme dayanımları incelemişlerdir. Gövde donatısı a/h oranı 1,13'den büyük olanlar için çok önemli bir role sahip olmuştur. Düşey gövde donatısı

diyagonal çatlakların oluşmasına karşı ve nihai kesme kuvvetinin artırılmasında yatay gövde donatısına göre çok büyük bir etkiye sahip olmuştur.

Tan ve Lu [36]; yüksek kirişlerdeki boyut etkisini ACI, CIRIA ve CSA yönetmeliklerine göre 12 adet yüksek kiriş genişlikleri sabit seçilerek boyları 500 ile 1750mm arasında değişen boyutlarda seçilerek a/d oranı 0.5 ile 1.00 arasında seçilerek araştırmışlardır. Kirişlerde yeterli çekme donatısı sağlanarak eğilme kırılması engellenmiştir. Yüksekliğin artmasıyla daha fazla çatlak oluşmuştur. Diyagonal çatlaklardaki gerilmeler boyut etkileri ile çok küçük olarak değişmiş iken nihai kesme kuvveti üzerinde bariz bir etkisi olmuştur. 1750mm yüksekliğinde seçilen numunelerde ACI yönetmeliğine göre tahmin edilen değer deneysel kesme kuvvetinden oldukça farklı çıkmıştır. CIRIA yönetmeliğine göre 1000mm yüksekliğinden fazla olanlar için güvensiz olduğu saptanmıştır. CSA yönetmeliğinde kullanılan çubuk model yöntemi ile tahmin edilen kesme kuvvetleri diğer yönetmeliklere göre daha gerçekçi sonuçlar vermiştir.

Oh ve Shin [37]; 53 adet yüksek dayanımlı beton kullanılan yüksek kirişler farklı düşey ve yatay kesme donatı oranları kullanılarak kesme kuvveti üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Kullanılan düşey ve yatay yerleştirilen kesme donatılarının artmasıyla nihai kesme kuvveti artmıştır. Düşey kesme donatısının yatay kesme donatısına göre kesme kuvvetinin artmasında daha büyük etkisi olduğunu saptamışlardır.

Foster ve Gilbert [38]; 16 adet yüksek dayanımlı beton kullanılarak imal edilen yüksek kirişler test edilmiştir. Basit mesnetli olarak tasarlanan kirişler kolonlar yardımıyla mesnetlenmiş ve kolonlar yardımıyla yüklenmiştir. Kirişlerin net açıklığının yüksekliğe oranı 1.21 ile 3 arasında seçilmiş ve a/d oranları 0.5 ile 1.32 arasında seçilerek uygulanmıştır. Kırılma şekilleri ve davranışları tüm kirişler için kesme bölgesinde diyagonal basınç çubuğunun ezilmesi ile sonuçlanmıştır.

Brown ve Bayrak [39]; tarafından 10 adet yüksek kiriş test edilmiştir. Kesme donatısının yüksek kirişler üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Deney numuneleri 686mm derinliğe, 3084 mm açıklığa sahip seçilerek, farklı miktarda düşey ve yatay donatı yerleştirilerek kesme kuvveti üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Çok küçük miktarda, düşey olarak yerleştirilen donatıların, fazla oranda yerleştirilen yatay donatılara göre kesme kuvvetini arttırmada daha fazla etkisi olmuştur. Ama gereğinden fazla konulan düşey kesme donatıları da daha fazla kesme kuvvetini arttırmada faydalı olamamıştır.

Zhang ve Tan [40]; deneysel verilerden elde edilen kesme kuvvetinin, yönetmeliklerde önerilen çubuk model yöntemine göre hesaplanan kesme kuvvetlerinden

yaklaşık %15~35 oranında fazla olmasından dolayı, çubuk model yöntemi geliştirmişler ve deneysel verilerle desteklemişlerdir. Tan ve diğerleri (2003) tarafından önerilen yöntemin genişletilmiş halidir. Bağlantıda A_s asal donatı alanı, f_y kullanılan çeliğin akma dayanımı, θ_s çubuk model yöntemine göre hesaplanan açı, θ_w ise donatının yatayla yaptığı açıdır. Buna göre f_t , betonun, yatay ve düşey yerleştirilen kesme donatılarının çekmeye olan katkısının temsil etmektedir.

$$f_t = \frac{4A_s f_y \sin \theta_s}{A_c / \sin \theta_s} + \sum \frac{f_{yw} A_{sw} \sin(\theta_s + \theta_w)}{A_c / \sin \theta_s} + 0.31 \sqrt{f_{ck}} \left(\frac{\varepsilon_{cr}}{\varepsilon_1} \right)^{0.4} \quad (33)$$

ε_{cr} , betonda çatlak oluştuğu andaki birim şekildeğiştirme değeri olarak kabul edilmektedir.

$$\varepsilon_{cr} = 0.00008 \quad (34)$$

ε_s , çekme donatısında oluşan birim şekildeğiştirmeyi, ε_2 ile betonun akmadaki birim şekildeğiştirmeyi $\varepsilon_2 = 0.002$,

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_s + (\varepsilon_s + \varepsilon_2) \cot^2 \theta_s \quad (35)$$

kesme kuvveti,

$$V_n = \frac{1}{\frac{2 \sin 2\theta_s}{f_t A_c} + \frac{\sin \theta_s}{A_{str} f_c}} \quad (36)$$

bağıntısı ile hesaplanmaktadır.

Arabzadeh ve diğerleri [41]; yüksek dayanımlı beton kullanılarak 16 adet yüksek kiriş test edilmiştir. Tüm numunelerde a/d oranı 1.11 belirlenmiş ve değişik oranda düşey ve yatay donatılar kullanılarak yüksek kirişlerin davranışlarına bakılmıştır. Yüklemelerde eğilme çatlakları oluşmasına rağmen tüm kirişler kesme kırılması ile sonuçlanmıştır. Diyagonal çatlaklar nihai kesme dayanımının %50~60 civarında ortaya çıkmıştır. Tüm kirişlerde kırılmalar basınç çubuğu ekseninde betonun ezilerek kırılması ile sonuçlanmıştır. Yapılan deneylerde yatay yerleştirilen kesme donatıları düşey yerleştirilen kesme donatılarına göre kesme kuvvetinin artırılmasında çok etkili olamamışlardır.

Lu ve diğerleri [42]; tarafından 16 adet yüksek kiriş test edilmiştir. Bu numunelerin sekiz tanesi kolonlar yardımıyla hem mesnetlenmiş hem de yüklenmiştir. Diğer sekiz tanesi de levhalar yardımıyla mesnetlenmiş ve yüklenmiştir. Deneydeki ana değişkenler yük-transfer mekanizması, beton dayanımı, yatay ve düşey kullanılan gövde donatılarının oranıdır. Aynı a/d oranına sahip kirişlerde beton dayanımının artmasıyla birlikte kesme kuvveti de artmıştır. Kesme kuvvetinin artmasında kullanılan düşey ve yatay donatı

oranının arttırılmasıyla kesme kuvvetinde artış görülmüştür. Ayrıca yapılan deneylerdeki sonuçlar ACI 318 'de önerilen çubuk model yöntemiyle tahmin edilen kesme kuvvetinden çok daha fazla çıkmıştır.

Mohamed [5]; 10 adet yüksek kirişi bire bir ölçekli olarak tasarlamıştır. Tüm kirişler 300 mm genişliğe, 1200 mm yüksekliğe sahiptir. Araştırmacı net açıklıkları değiştirerek 3700 mm, 3000 mm, 2300 mm seçerek çeşitli a/d oranlarında 0.83/1.13/1.47 iki noktadan çelik levha (280x300 mm) yardımıyla yükleme yapmıştır. Araştırmacı tüm kirişlerinde FRP donatı kullanmış ve yüksek kirişin dayanımı, kırılma şekillerini farklı a/d oranlarında ve çeşitli gövde donatısı düzenlemelerinde (sadece yatay, gövde donatısız, sadece düşey ve hem yatay hem düşey donatılı) araştırmıştır. Tüm kirişlerde çatlak dağılımları aynı gelişmiş, çekme donatılarındaki birim şekildeğiştirme neredeyse sabit kalmış ve beton kırılma şekilleri diyagonal basınç çubukları boyunca gelişmiştir. Sadece düşey kesme donatısı kullanılan deney elemanlarında nihai kesme kuvveti üzerinde sadece yatay kesme donatısı kullanılana göre büyük bir etkisi olmuştur. Sadece yatay gövde donatısı kullanılan kiriş, hiç gövde donatısı olmayan kirişe göre nihai dayanımı daha az olmuş fakat çatlak genişlikleri ve çatlak kontrolünde çok büyük etkisi olmuş ve daha sünek kırılmıştır. Ayrıca yazar çubuk model yönteminde kullanılan basınç çubuğu etki faktörleri için çeşitli değer ve formüller önermiştir.

Gedik [43]; çeşitli a/d 0.5/1.0/1.5/2.0 oranlarında 2 noktadan yükleyerek çeşitli gövde donatı düzenlemelerinde yüksek kirişin davranışını araştırmıştır. Tüm kirişlerde mesnet dolaylarında güçlendirmeler yapılarak mesnetlerden kırılma istenmemiştir. Sadece düşey donatı kullanarak oluşturulan sistemde a/d oranı 0.5 ve 1.0 olan sistemler a/d oranı 1.5 ve 2.0 olan deney elemanlarına göre kesme kuvvetini artırmada daha az etkili olmuştur. Tüm kirişler diyagonal basınç çubuğu boyunca kırılmıştır. Ayrıca yazar çeşitli yatay gövde donatısı düzenlenmelerinde yüksek kiriş davranışını araştırmış ve yatay kullanılan gövde donatılarında kesme dayanımında az da olsa etkili olurken, sünekliliği önemli ölçüde etkilemiştir. Tüm yapılan deneylerde çatlakların dağılımı diyagonaller boyunca gelişmiştir.

Ahmad [44]; yüksek kirişlerde kesme etkisi haricinde mesnet dolayındaki kenetlenmenin yok olmasından da kaynaklanan kırılmadan dolayı, 4 adet tam ölçekli yüksek kiriş herhangi bir gövde donatısı kullanılmadan farklı ankraj şekillerinde araştırmıştır. Ankraj biçimleri düz şekilde, 90°'lik kanca biçiminde, başlıklı donatı ve levha yardımıyla kaynaklanmış şekilde araştırmıştır. En kötü davranışı düz donatılı olan sergilemiş en çok zorlanan bölge mesnet teşkil eden levha üzerinde olurken, 90°'lik kanca

da büküm noktasında en fazla zorlama meydana gelmiştir. En iyi şekilde kenetlenme sağlayana başlıklı ve kaynaklanmış donatılar kirişin en uç noktalarında en çok zorlanmaya ulaşmışlardır.

Londhe [45]; 27 adet yüksek kiriş üzerinde nihai kesme dayanımları ve kırılma davranışları üzerine araştırma yapmıştır. Araştırmacı deney elemanlarında açıklığı sabit tutarak eğilme donatısı oranlarını, yatay ve düşey kesme donatısı oranlarını, a/d oranlarını ve beton dayanımlarını değiştirerek deneyleri sonuçlandırmıştır. Çekme donatısı oranının artmasıyla birlikte transfer edilen yük artmıştır. Düşey kesme donatıları, yatay kesme donatılarına göre kesme kapasitesini arttırmanın yanı sıra gevrek kırılmayı daha sünek davranışa yöneltmiştir. Beton dayanımlarının artmasıyla birlikte kirişlerde kesme kapasitesinde artış gözlenmiştir. Kirişlerde diyagonal ayrılma ve kesmeli eğilme davranışları gözlenmiştir.

Zhang ve Hsu [46]; tarafından kesme donatısız dıştan farklı şekillerde, 45°'lik 10 cm aralıklı, dik şekilde 10 cm aralık ile ve yatay şekilde 10 cm aralıklı, CFRP laminant tarafından sarılmış ve CFRP kullanılmadan kesme donatılı, 16 adet yüksek kiriş test edilmiştir. Tüm sargı modellerinde, yüksek kirişlerin kesme dayanımında, süneklikte ve yüklerin servis edilebilirlik bakımından önemli bir artış gözlenmiştir.

Karthik [47]; tarafından 21 adet yüksek kiriş, farklı çelik fiber ve donatı oranlarında sırasıyla 0.7/0.8/0.9 a/d oranlarında test edilmiştir. Ayrıca çelik fiberli bazı karışımlara polipropilen fiber ilave edilmiştir. Gövde donatılı kirişlerde kesme kapasitesinin artırılmasında etkili bir davranış göstermiştir. Çelik fiber ve polipropilen fiber ile hazırlanan betonarme yüksek kirişlerde ilk çatlak yükü, nihai kesme yükünde ve enerji yutma kapasitesinde önemli bir artış gözlenmiştir.

Campione [48]; tarafından sade ve çelik fiberli beton ile hazırlanan yeterli kesme donatısına sahip 4 adet yüksek kiriş test edilmiştir. Çelik fibersiz betonla hazırlanan yüksek kiriş basınç çubuklarının ezilmesi sonucu gevrek bir şekilde kırılmıştır. Çelik fiberli beton ile hazırlanan yüksek kirişlerde kesme kapasitesindeki artışın yanı sıra sünekliğide büyük oranda artırmıştır.

1.5. Çalışmanın Amacı ve Kapsamı

Yüksek kirişler, açık deniz yapılarında, kazık temel üstü başlık kirişlerinde, dikdörtgen enkesitli su depolarında, silo yapılarında, yüksek yapılarda transfer kirişi olarak

ve kolon üstü başlık kirişlerinde kullanılan önemli bir yapı elemanıdır. Yüksek kirişlerin a/d oranı çok küçük olması nedeniyle kemerleşme etkisi meydana gelmektedir. Bunun sonucu olarak yüksek kirişlerde eğilmeden ziyade kesme etkisi davranışta etkin olmaktadır. Bu nedenle de bu tür kirişlerde gevrek kırılmaya neden olan kesme kırılması davranışının iyileştirilmesine ve tasarımına yönelik birçok çalışma yürütülmektedir.

Bu çalışmanın amacı, farklı donatı düzenine sahip betonarme yüksek kirişlerin davranışlarının deneysel ve teorik olarak incelenmesidir. Bu amaçla, dört farklı donatı düzenine sahip yüksek kirişler üretilerek, donatı düzeninin kesme davranışı üzerindeki etkisi incelenmiştir. İncelemeler kiriş ortasında sürekli artan yük uygulanarak yapılmıştır. Bununla birlikte yürürlükteki yönetmeliklere göre, yüksek kirişlerin kesme kuvveti hesaplanmış ve deney sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Ayrıca her bir yüksek kiriş için, bilgisayar ortamında davranışları analitik olarak incelenmiştir.

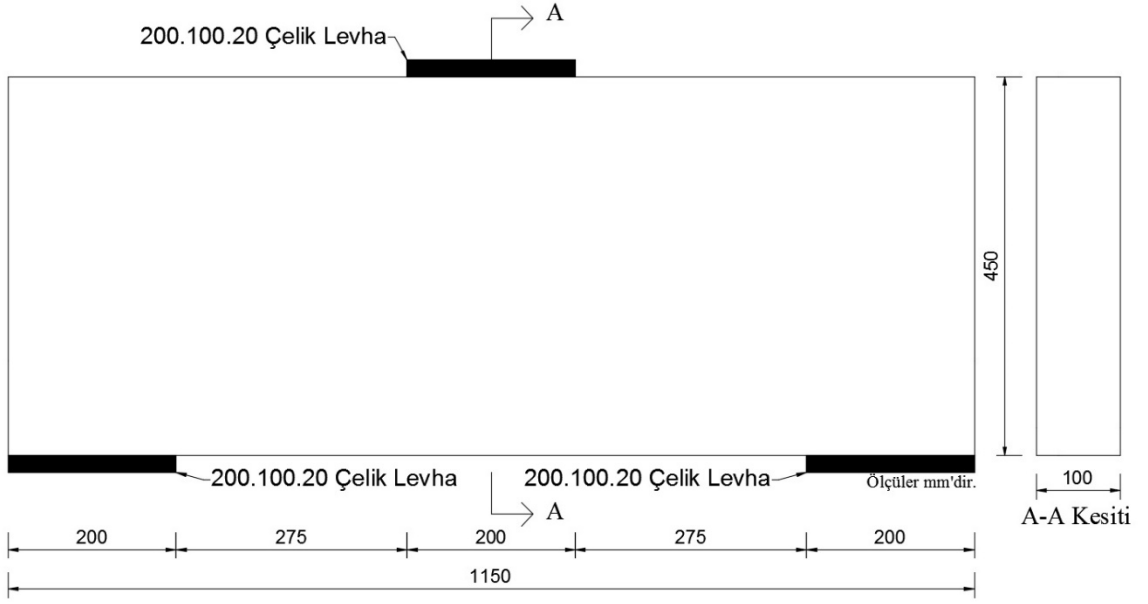
2. YAPILAN ÇALIŞMALAR

2.1. Deneysel Çalışmalar

Farklı donatı düzenine sahip yüksek kirişlerin (transfer kiriş) davranışının deneysel ve teorik olarak incelenmesi amacıyla gerçekleştirilen çalışmanın, bu bölümde; deney elemanları ve özellikleri, deneylerde kullanılan malzeme özellikleri, ölçüm aletleri, yükleme düzeneği, deney elemanlarının üretimi ve deney numuneleri üzerinde gerçekleştirilen deneyler verilmiştir.

2.1.1. Deney Elemanları ve Özellikleri

Farklı donatı düzenine sahip yüksek kirişlerin davranışının deneysel olarak incelenmesi için seçilen deney elemanı Şekil 31’de verilmiştir. Tez kapsamında 4 farklı donatı düzenine sahip yüksek kiriş üretilmiştir. Tüm kirişlerde yatay ve dikey kesme donatıları kullanılmış, eğilme donatısı oranı ve dikey kesme donatısı aralığı sabit tutulmuştur. Hazırlanan yüksek kirişlerden bir tanesi, birinci deney numunesine göre, yatay kesme donatısı oranı artırılmış, diğer iki kirişte ise birinci deney numunesi donatı oranları sabit tutularak aynı donatı alanına sahip iki farklı diyagonal donatı kullanılarak deney numuneleri hazırlanmıştır. Kirişlerin yükleme noktaları ve mesnet bölgelerine 200.100.20 mm ebatlarında çelik levha kullanılmıştır. Deney elemanlarının yükleme ve mesnet bölgelerinde, yük altında herhangi bir ezilme olmaması için, 8 mm çapında donatılarla sıklaştırma yapılmıştır.



Şekil 31. Deney elemanının boyutları

Deney elemanlarının malzeme özellikleri olarak; beton dayanım sınıfı C30 olan bir beton hedeflenmiştir. Deney elemanlarında kullanılan donatı çeliğinin dayanım sınıfı S420 olarak seçilmiştir.

2.1.1.1. DE-1 Numaralı Deney Elemanı

Bu deney elemanının donatı planı Şekil 32’de verilmiştir. Bu şekilden görüldüğü gibi yükleme bölgelerinde 200 mm’lik kısımda düşeyde 50 mm arayla, yatayda ise 40 mm arayla sıklaştırma yapılmıştır. Kirişte, asal çekme donatı olarak 3Ø12 ve 4Ø8 donatıları kullanılmıştır.

2.1.1.2. DE-2 Numaralı Deney Elemanı

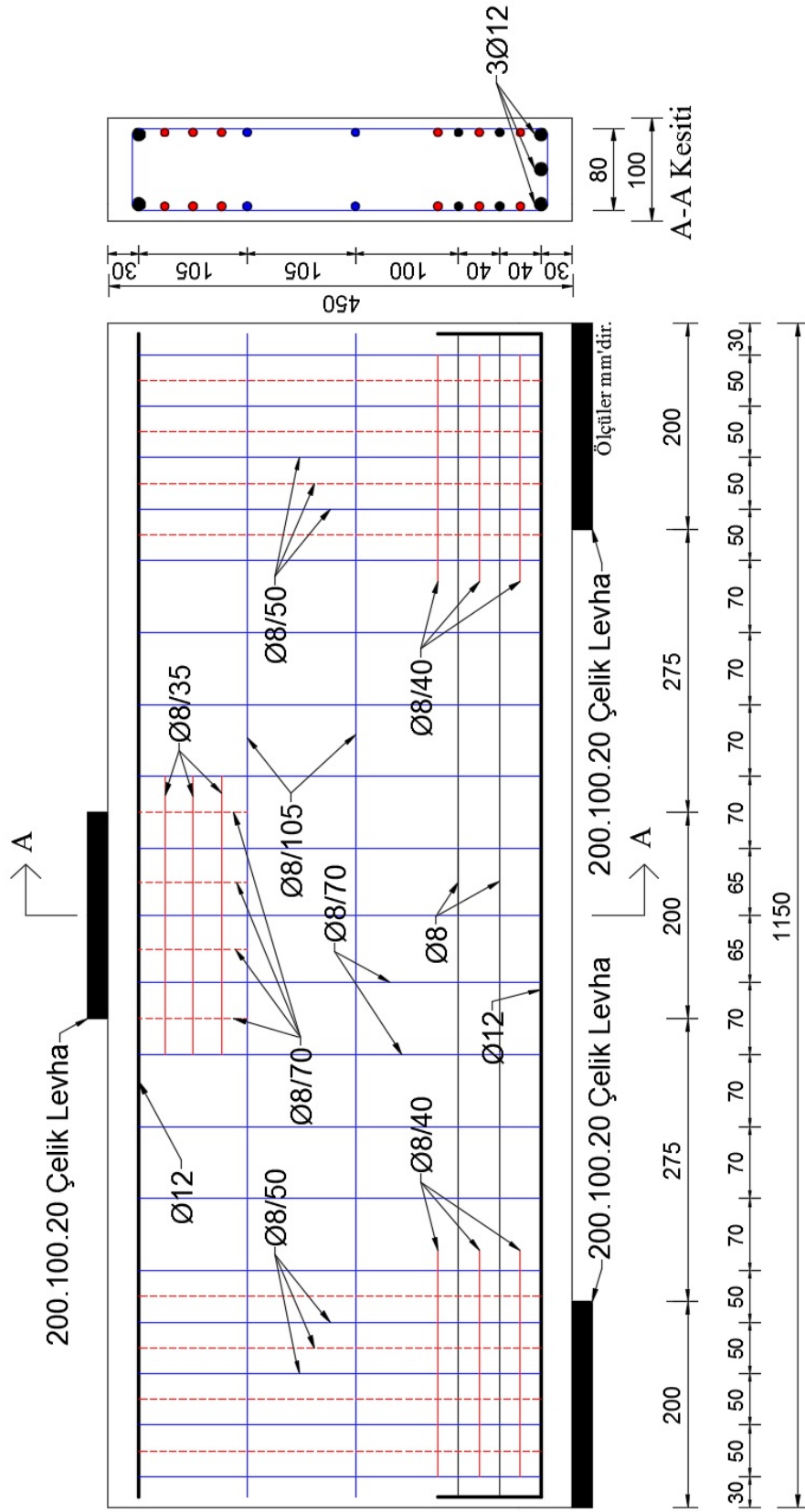
Bu deney elemanının donatı planı Şekil 33’de verilmiştir. Bu deney elemanının boyut ve donatıları DE-1 deney elemanının boyut ve donatıları aynı olacak şekilde düzenlenmiştir. Ancak DE-1 deney numunesinden farkı yükleme noktası ile mesnetler arasında her bir diyagonal için 6Ø8 (3 adet bir yüzde, 3 adet diğer yüzde olacak şekilde) diyagonal donatılar kullanılmıştır.

2.1.1.3. DE-3 Numaralı Deney Elemanı

Bu deney elemanının donatı planı Şekil 34'de verilmiştir. Bu deney elemanının boyut ve donatıları DE-1 deney elemanının boyut ve donatıları aynı olacak şekilde düzenlenmiştir. Ancak DE-1 deney numunesinden farkı yüklemeye noktası ile mesnetler arasında kesitin ortasından geçecek şekilde 20 mm çaplı diyagonal donatılar kullanılmıştır.

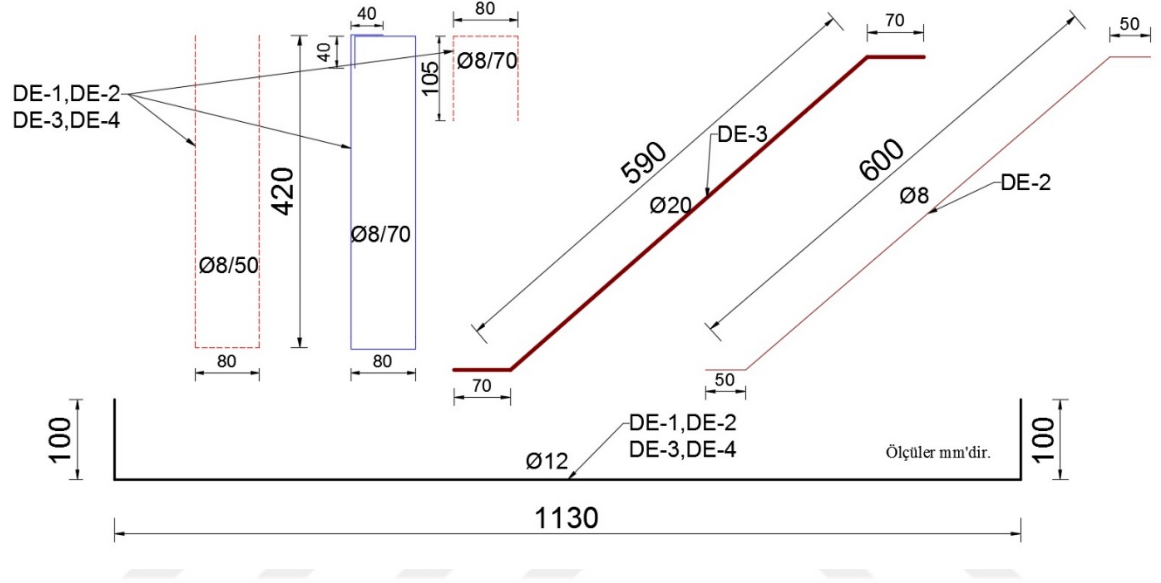
2.1.1.4. DE-4 Numaralı Deney Elemanı

Bu deney elemanının donatı planı Şekil 35'de verilmiştir. Bu deney elemanının boyut ve donatıları DE-1 deney elemanının boyut ve donatıları aynı olacak şekilde düzenlenmiştir. Ancak bu deney numunesinin DE-1 deney numunesinden farkı, yatay gövde donatılarının sıklaştırılmasıdır.



Şekil 32. DE-1 numaralı deney elemanının boyutu ve donatı detayı

Bu çalışma kapsamında verilen deney numunelerinin etriye, asal donatı ve diyagonal donatı açılımları Şekil 36'da verilmiştir. Asal donatı ve etriye açılımları tüm kirişlerde aynıdır. Deney elemanlarında kullanılan donatılar deney elemanı numarası ile verilmektedir. Hazırlanan deney elemanları donatıları DE-1 için Şekil 37'de, DE-2 için Şekil 38'de, DE-3 için Şekil 39'da ve DE-4 için Şekil 40'da verilmiştir.



Şekil 36. Deney elemanları için donatı açılımları



Şekil 37. DE-1 numaralı deney elemanı donatı düzeni



Şekil 38. DE-2 numaralı deney elemanı donatı düzeni



Şekil 39. DE-3 numaralı deney elemanı donatı düzeni



Şekil 40. DE-4 numaralı deney elemanı donatı düzeni

2.1.2. Deneylerde Kullanılan Malzemelerin Özellikleri

2.1.2.1. Agregaya Özellikleri

Deney elemanı üretiminde kullanılan maksimum agregaya boyutu 8 mm'dir. Deney elemanlarının tümünde aynı tür agregaya ve aynı granülometrik bileşim kullanılmıştır (Tablo 2). Deneyde kullanılan agregaya Şekil 41'de gösterilmiştir.

Tablo 2. Agregaya granülometrik bileşimi

Granülometrik sınıflar(mm)	Toplam kütle (%)
0-2	25
2-4	25
4-8	50



Şekil 41. Deneyde kullanılan agrega

2.1.2.2. Çimento, Su ve Katkı Maddelerinin Özellikleri

Deney elemanlarının beton üretiminde CEM I 42.5 R tipi çimento kullanılmıştır. Kullanılan çimentoya ait bazı özellikler Tablo 3’de verilmiştir. Betonların üretimi ve kuru uygulamasında içmeye elverişli su kullanılmıştır. Betonlarda mineral katkı (uçucu kül, yüksek fırın cürufu vb.) kullanılmamıştır. Kimyasal katkı olarak hiper akışkanlaştırıcı katkı maddesi kullanılmıştır.

Tablo 3. Beton üretiminde kullanılan çimentonun fabrikadan alınan bazı özellikleri

CEM I 42.5 R		
Fiziksel özellikler		
Özgül kütle (g/cm^3)		3.15
Özgül yüzey (cm^2/g)		3675
200 μ elek üstünde kalan(%)		0.00
90 μ elek üstünde kalan(%)		1.05
Priz süresi (saat) (vicat indisi)	Başlangıç	2:25
	Bitiş	4:15
Toplam hacim genişlemesi (mm)		0.9
Mekanik özellikler		
7 gün	Eğilme dayanımı (MPa)	6.9
	Basınç dayanımı (MPa)	45.8
28 gün	Eğilme dayanımı (MPa)	8.7
	Basınç dayanımı (MPa)	52.5

2.1.2.3. Donatı Özellikleri

Deneylerde nervürlü S420 dayanım sınıfında donatı kullanılmıştır. Bu donatılar, 600 kN kapasiteli üniversal deney aleti ile çekme deneyleri yapılmış ve donatının mekanik özellikleri Tablo 4’de verilmiştir.

Tablo 4. Deney elemanlarında kullanılan donatılara ait mekanik özellikler

Çap	Akma dayanımı (MPa)	Akma birim uzaması (%)	Çekme dayanımı (MPa)	Çekme birim uzaması (%)	Elastisite modülü (MPa)
8 mm nervürlü	480	0.21	596	23	209845
12 mm nervürlü	496	0.208	585	26	213586
20 mm nervürlü	470	0.205	580	24	208194

2.1.2.4. Deneylerde Kullanılan Beton Karışımları

Tez kapsamında kullanılacak beton, laboratuvar ortamında üretilmiştir. Tüm kirişlerde aynı beton sınıfı kullanılmış ve hedeflenen dayanım 30 MPa’dır. Hedeflenen basınç dayanımını sağlayan karışım oranları Tablo 5’te verilmiştir.

Tablo 5. Beton karışım oranları (1 m³)

Çimento miktarı (kg)	350
S/Ç Oranı	0.5
Agrega (kg)	1825
Su (kg)	175
Katkı Maddesi (kg)	3.5

Tablo 5’de verilen karışım oranlarına göre her bir kiriş için 6 adet 150/150/150 mm’lik standart küp numune ve 1 adet 150x150mm enkesitli kiriş eğilme deneyi için numune alınmış, 28 gün boyunca, sıcaklığı $21 \pm ^\circ\text{C}$ sıcaklığa sahip küre bırakılmıştır. Belirtilen süre sonunda küreden çıkartılan numuneler üzerinde basınç dayanımı, 2500 kN kapasiteli sabit hızla yükleme yapabilen deney aleti yardımıyla belirlenmiştir (Şekil 42).



Şekil 42. 2500 kN kapasiteli basınç deneylerinde kullanılan deney aleti

2.1.3. Yüksek Kiriş Deney Elemanlarının Üretimi ve Deney Düzenegi

2.1.3.1. Deney Elemanlarının Üretimi

Transfer yüksek kirişi (yüksek kiriş) olarak tasarlanan kirişlerde deney elemanlarının üretiminde maksimum agrega çapı 8 mm olan granülometrik bileşimi bilinen agrega ve CEM I 42.5 R tipli çimento kullanılmıştır (bkz. Tablo 2 ve Tablo 3). Beton üretimi için 120 litrelik betonyer kullanılmıştır (Şekil 43). Beton dökümü sırasında kalıplardaki betonun sıkıştırılması için şişe çapı 25 mm olan bir vibratör kullanılmıştır (Şekil 44). Üretilen deney numuneleri en az 20 gün boyunca ıslak çuvallarla kapatılarak kür uygulaması yapılmıştır (Şekil 45). Her bir deney elemanı için 6 adet küp, 3 adet kiriş numunesi alınmıştır.



Şekil 43. Betonyer yardımıyla hazırlanan betona ait görünüm



Şekil 44. Betona ve kalıba vibratör uygulaması



Şekil 45. Deney elemanın beton dökülmüş hali ve kür uygulamasından görünüm

2.1.3.2. Deney Elemanlarında Kullanılan Beton Özellikleri

Deney elemanlarının üretimi sırasında alınan şahit numunelerin 28 günlük basınç dayanımının belirlenmesi için yapılan basınç deneyinde 2500 kN kapasiteli, prizmatik numuneler üzerinde eğilme çekme dayanımının belirlenmesi için yapılan eğilme deneyinde ise 250 kN kapasiteli deney aleti kullanılmıştır (bkz. Şekil 41, Şekil 46). Alınan şahit numunelere ait basınç dayanımları ve eğilme çekme dayanımları Tablo 6'da verilmiştir.



Şekil 46. Şahit numuneler üzerinde yapılan basınç ve eğilme deneyi

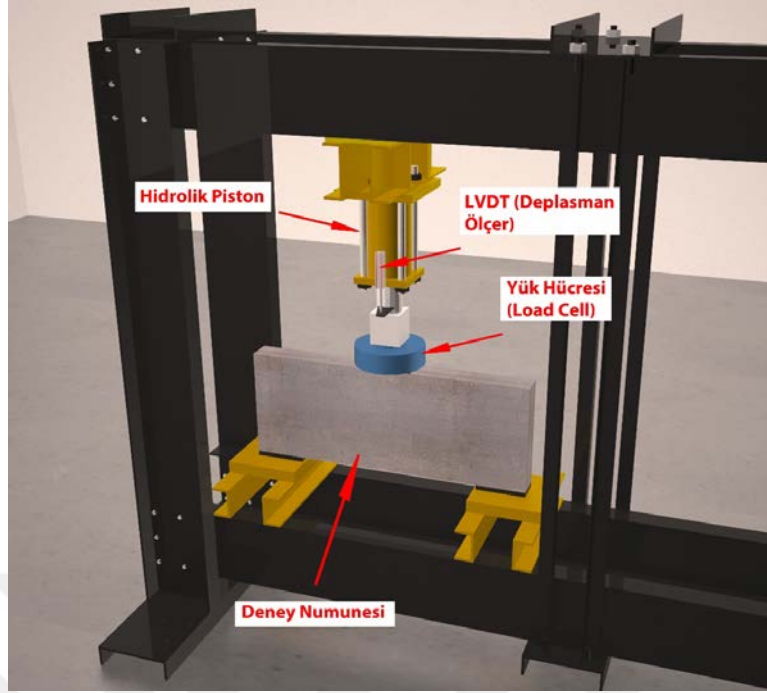
Tablo 6. Şahit numunelerin Özellikleri

Deney eleman no	Basınç dayanımı (MPa)		Ortalama basınç dayanımı (MPa)	Silindir basınç dayanımı karşılığı (MPa)	Eğilmede çekme dayanımı (MPa)	Ortalama eğilmede çekme dayanımı (MPa)
DE-1	40.16	41.88	41.94	35.65	7.70	7.79
	42.20	40.36			7.11	
	43.48	43.52			8.57	
DE-2	40.14	40.72	40.86	34.73	10.21	9.61
	44.20	42.32			9.85	
	38.32	39.44			8.76	
DE-3	41.92	40.26	41.04	34.88	11.24	9.84
	40.82	40.66			8.64	
	40.84	41.74			9.64	
DE-4	42.30	40.86	41.61	35.36	10.45	8.70
	41.84	41.32			6.81	
	40.86	42.00			8.80	

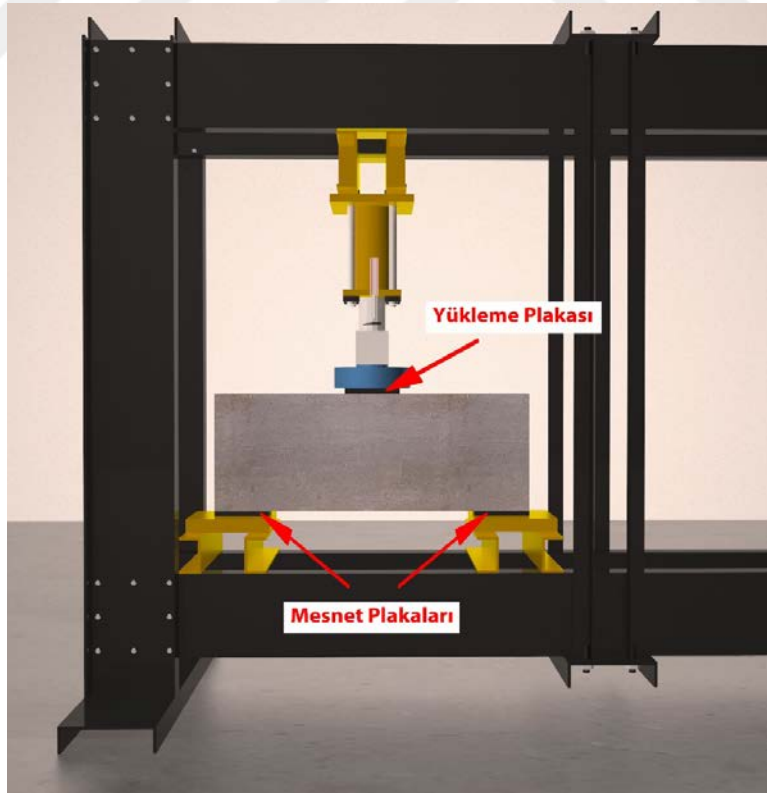
Bu tablodan da görüldüğü gibi, deney elemanlarının üretiminde kullanılan betonların ortalama basınç dayanımları oranındaki dağılım, çok büyük olmamıştır. Bu da deney elemanlarının yeniden üretilebilirliklerini göstermektedir. Bununla birlikte üretimler oranında bir miktar farklılık olmakla birlikte, ortalama eğilmede çekme dayanımı (8.99 MPa), ortalama silindir basınç dayanımının (35.16 MPa) %25.57'sine karşılık gelmektedir. Teknik litarütürde aksenal çekme dayanımı, eğilmede çekme dayanımının yarısı olarak alınabileceği belirtilmektedir. Bu durumda üretilen betonların aksenal çekme dayanımları, basınç dayanımlarının %13'lerine karşılık gelmektedir. Ancak bu değer aksenal çekme için yönetmeliğin önerdiği $0.35\sqrt{f_{ck}}$ değerinden (2.07 MPa) daha büyüktür.

2.1.3.3. Deney Düzenegi

Bütün deney elemanları Karadeniz Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Mekaniği laboratuvarında üretilmiş ve deneyler düşey yükleme için geliştirilmiş rijid çelik çerçeve sisteminde gerçekleştirilmiştir (Şekil 47, Şekil 48). Bütün deney elemanlarında yükleme ve mesnet bölgelerinde 200 mm.100 mm.20 mm'lik çelik levha kullanılmıştır.



Şekil 47. Yükleme sistemi



Şekil 48. Yükleme sistemi önden görünüş

2.1.3.4. Ölçüm Sistemi ve Kullanılan Aletler

Deneyleerde düşey yük, düşey yerdeğiştirme ve birim şekildeğiştirme ölçümleri yapılmıştır. Deneyle elemanlarında düşey yükleme hidrolik bir silindir vasıtasıyla yapılmıştır. Yüklemede hidrolik silindir ucuna bağlanan ve yükü elektronik olarak ölçebilen yük hücresi (Loadcell) kullanılmıştır (Şekil 49). 1000 kN kapasiteli yük hücresi deneylelerden önce kalibre edilmiştir.

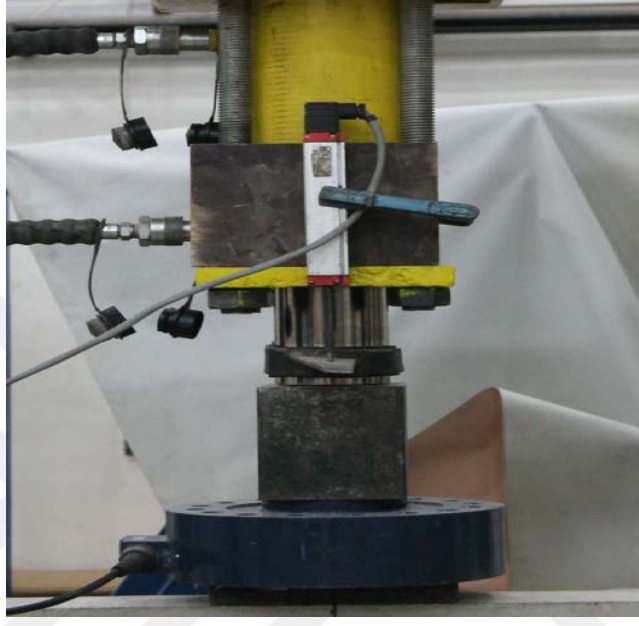


Şekil 49. 1000 kN yük ölçebilen, yük hücresi (Loadcell)

Deneyle elemanında düşey yerdeğiştirme; LPDT (doğrusal potansiyometrik cetvel) yardımı ile elektronik olarak ölçülmüş ve bilgisayara aktarılmıştır. Deneyle elemanında yerdeğiştirmenin ölçüldüğü yerler Şekil 50’de gösterilmiştir.

Deneyle elemanlarında çubuk model yöntemini temsil edecek şekilde deneyle elemanında oluşturduğu kabul edilen basınç ve çekme çubukları eksenleri boyunca betondaki

birim şekildeğiştirmeyi belirlemek amacıyla yatay ve diyagonal doğrultularda birim şekildeğiştirme ölçeri (Strain Gauge) yapıştırılmıştır. Kullanılan Birim şekildeğiştirme ölçeri ± 0.00075 aralığındaki birim şekildeğiştirmeleri ölçebilmektedir (Şekil 51). Deneye hazır hale getirilmiş bir deney elemanına ait görünüm Şekil 52’de verilmiştir.



Şekil 50. Deneylerde kullanılan LPDT’ye ait görünüm

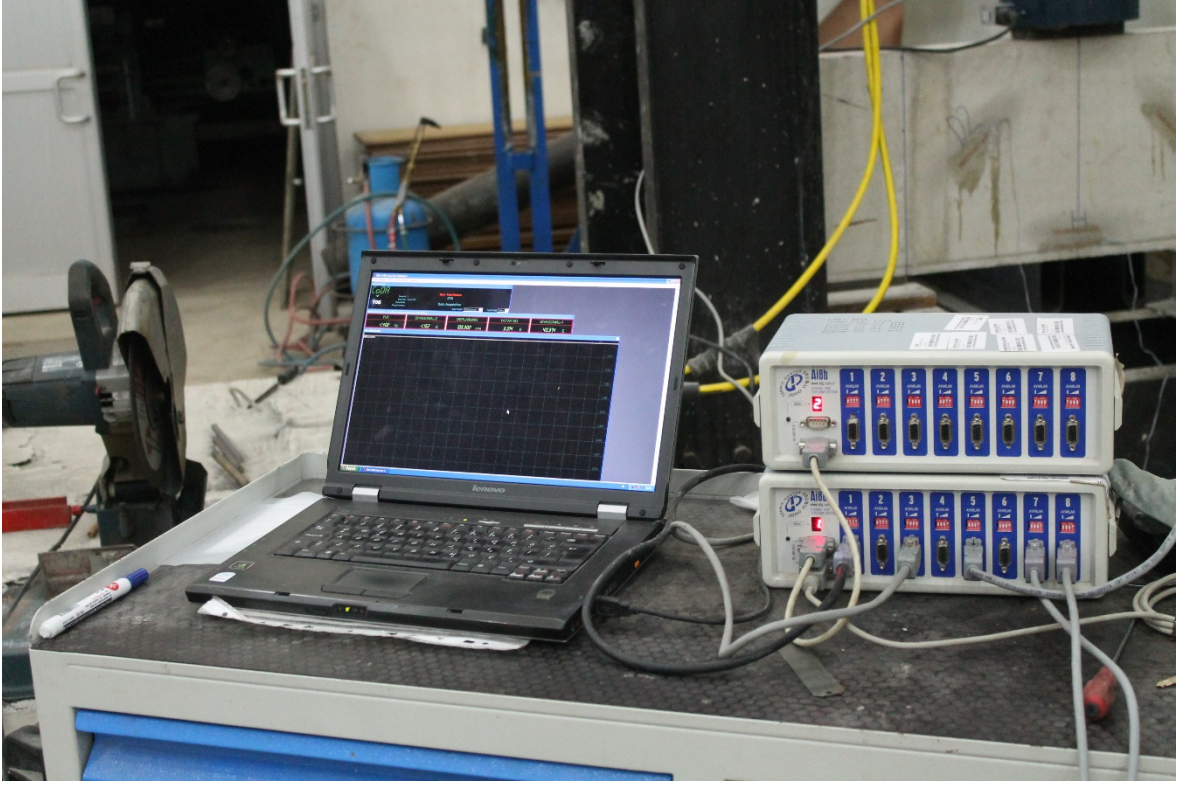


Şekil 51. Beton yüzeyine yapıştırılmış birim şekildeğiştirme ölçeri (Strain Gauge)



Şekil 52. Deneye hazır hale getirilmiş bir deney elemanı

Deney boyunca elde edilen veriler, saniyede 16 veri kaydetme özelliğine sahip CODA Ai8b veri toplama cihazı (Data Logger) vasıtası ile kaydedilmiştir (Şekil 53). Deneyle sürekli artan yük altında gerçekleştirilmiş ve elde edilen tüm veriler kaydedilmiştir.



Şekil 53. 16 kanallı CODA Ai8b veri toplama cihazı

2.2. Analitik Çalışmalar

Çalışmanın bu kısmında deney numunelerinin sonlu elemanlar yöntemi ile doğrusal olmayan analizleri yapılarak deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Deneysel elemanların modellenmesi ve analizinde ABAQUS/Standart [49] sonlu elemanlar programı kullanılmıştır.

2.2.1. Sonlu Elamanlar Programında Modelleme

Betonarme yüksek kirişlerin analizinde, Lubliner vd. [50], Lee ve Fenves [51] tarafından statik, dinamik ve tekrarlı yükleme durumları için önerilmiş, betonun donatılı veya donatısız modellenmesini sağlayan mekanik hasar malzeme modeli olan, beton plastik hasar modeli (CPD) kullanılmıştır.

Betonarme elemanlarda, yükleme durumlarına bağlı olarak betonda çekme gerilmelerinin olduğu kısımlarda çatlama, basınç gerilmelerinin olduğu kısımlarda ise ezilme davranışı gözlenmektedir. Bu farklı göçme davranışlarının tanımlanması için Lee ve Fenves [51] birbirinden bağımsız 2 büyüklük tanımlamışlardır. Tanımlanan bu büyüklükler betonun çekme ve basınç altında rijitlik azaltım katsayısı (d_t , d_c) olarak verilmiştir [52].

CDP modelinde betonun aksel çekme ve basınç yükleri için rijitlik azaltım katsayısı yanında çekme ve basınç altında $\varepsilon_t^{ck}, \varepsilon_c^{in}$ birim şekildeğiştirme değerleri tanımlanmaktadır. Bu modelde rijitlik azaltım katsayıları yanında iki eksenli yükleme durumundaki betondaki akma gerilmesinin, tek eksenli yükleme durumunda elde edilen akma gerilmesine oranı (f_{bo}/f_{co}), Abaqus programı tarafından 1.16 olarak önerilmektedir. Ayrıca bu akma gerilmesi oranı yanında üç boyutlu gerilme durumunda, K_c akma gerilmesinin üç boyutlu gerilme uzayında, akma yüzeyinin deviyatör düzlem kesitinde akma eğrisini belirleyen bir parametredir. CDP malzeme modelinde betonun plastik şekildeğiştirme davranışını temsil eden ve Hibbitt [53] tarafında önerilen plastik akma fonksiyonu,

$$G(\sigma) = \sqrt{(e \times \sigma_{to} \times \tan \psi)^2 + \bar{q}^2} - \bar{p} \times \tan \psi \quad (37)$$

şeklindedir. Bu bağıntıda σ_{to} , aksel çekme durumunda kırılma anında çekme gerilmesini ψ , ise dilatasyon açısını göstermektedir.

Sonlu elemanlar programında, betonun kırılma parametresi için Hillerborg [54] tarafından önerilen, betonun çekme gerilmesine karşılık gelen, çatlak genişliği modeli kullanılmıştır.

2.2.2. Malzeme Özellikleri

2.2.2.1. Beton ve Donatı Malzeme Özellikleri

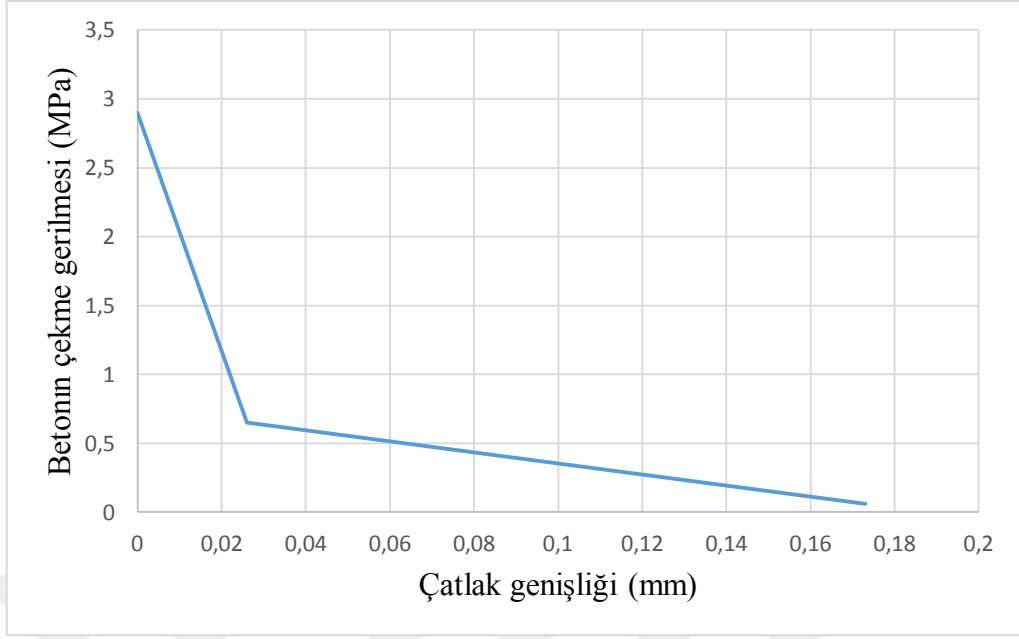
Tüm deney elemanları için Abaqus/Standart programında beton özellikleri 35MPa olarak kabul edilmiş, beton plastik hasar modeli (CDP) akma yüzeyi ve akma parameterleri Tablo 7’de verilmiştir. CDP malzeme modelinde, betonun lineer olmayan malzeme davranışını tanımlamak için dilatasyon açısı $\psi = 36^\circ$ olarak alınmıştır. İki eksenli yükleme durumundaki akma gerilmesinin, tek eksenli gerilme halinde elde edilen akma gerilmesine oranı $f_{bo}/f_{co}=1.16$ olarak alınmıştır. Üç boyutlu gerilme uzayında akma yüzeyinin deviyatör düzleminde oluşturduğu akma eğrisini belirleyen K_c değeri 0.667 olarak alınmıştır. Betonun çekme anındaki gerilmesine karşılık gelen çatlak genişliği Hillerborg [54] kırılma parametresine göre, sonlu elemanlar programına Tablo 8’de ki gibi girilmiştir (Şekil 54). Betonun çekme anındaki rijitlik azaltma faktörü Şekil 55’da gösterilmiştir. Donatı sınıfı olarak S420 çeliği kullanılmıştır (Şekil 56).

Tablo 7. Beton için lineer olmayan davranış parametreleri

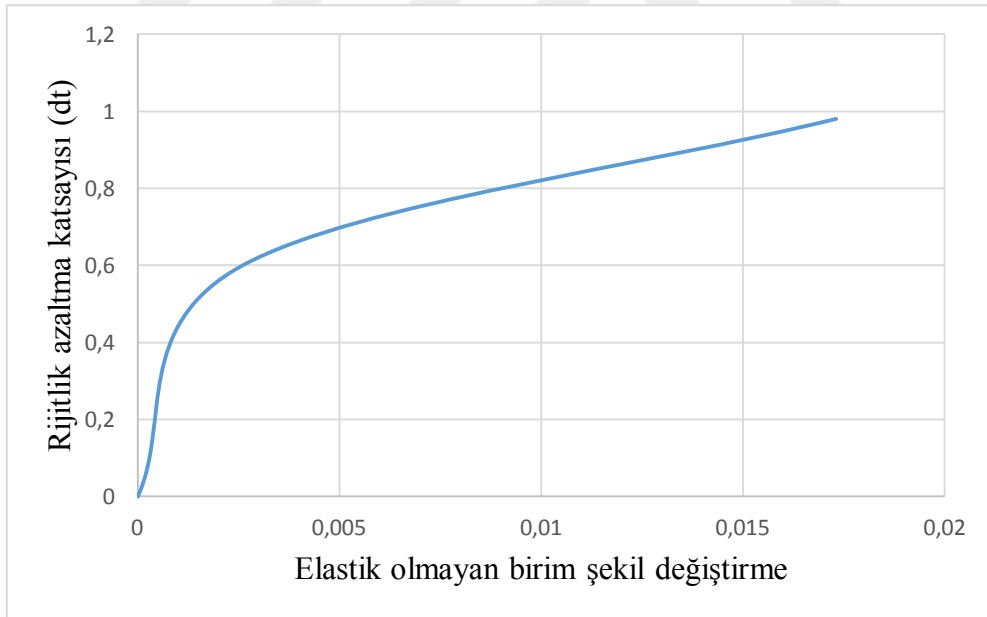
Eksenel basınç altında betonun plastik davranışı	Akma gerilmesi (MPa)	Elastik olmayan birim şekildeğiştirme, ϵ
	17	0
	23	0.0006
	28	0.0009
	32	0.0013
	35	0.0021
	26	0.0034
	18	0.005
	9	0.007
	7	0.001

Tablo 8. CDP modelde betonda çekme durumunda lineer olmayan davranış parametreleri

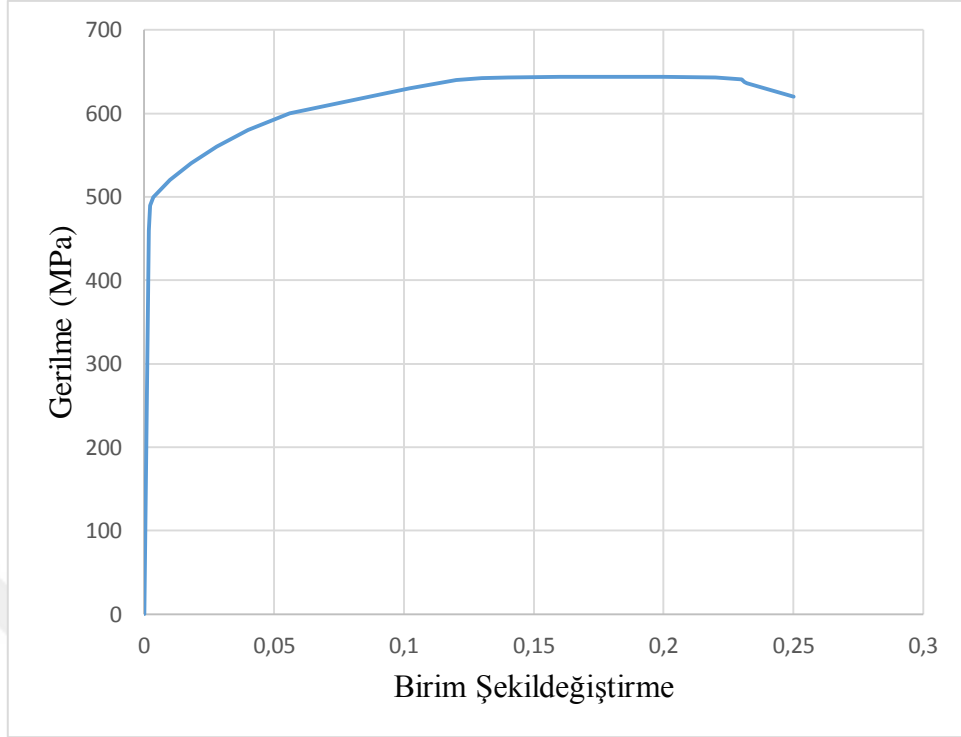
Hillerborg parametreleri	Beton çekme gerilmesi (MPa)	Çatlak genişliği (mm)
	2.9	0
	0.65	0.026
	0.06	0.173



Şekil 54. Hillerborg tarafında önerilen betonun çekme gerilmesi ile çatlak genişliği ilişkisi [54]

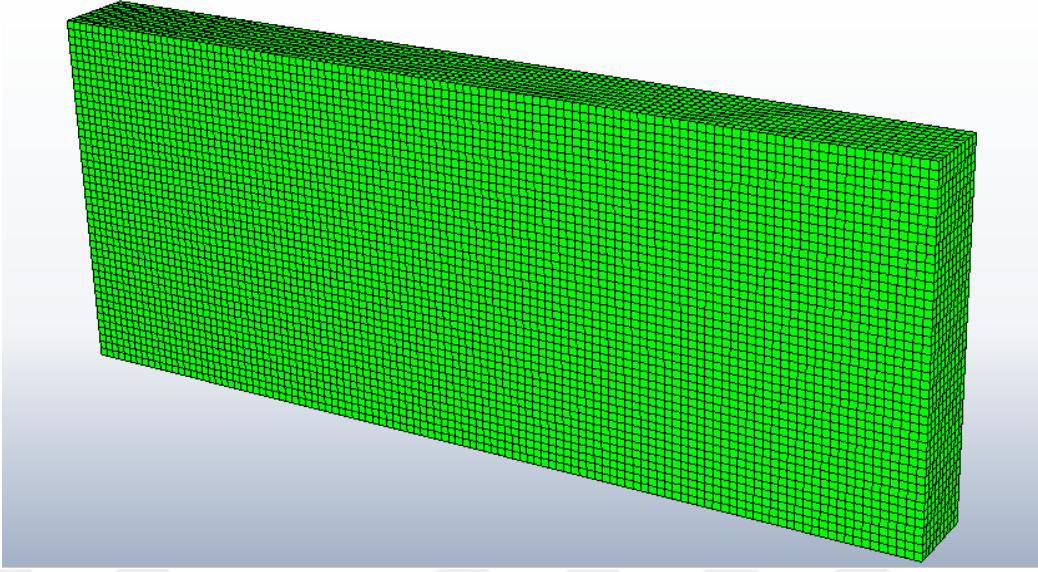


Şekil 55. Betonun çekme etkisi altındaki rijitlik azaltma faktörünün (dt) elastik olmayan birim şekil değiştirme ile değişimi

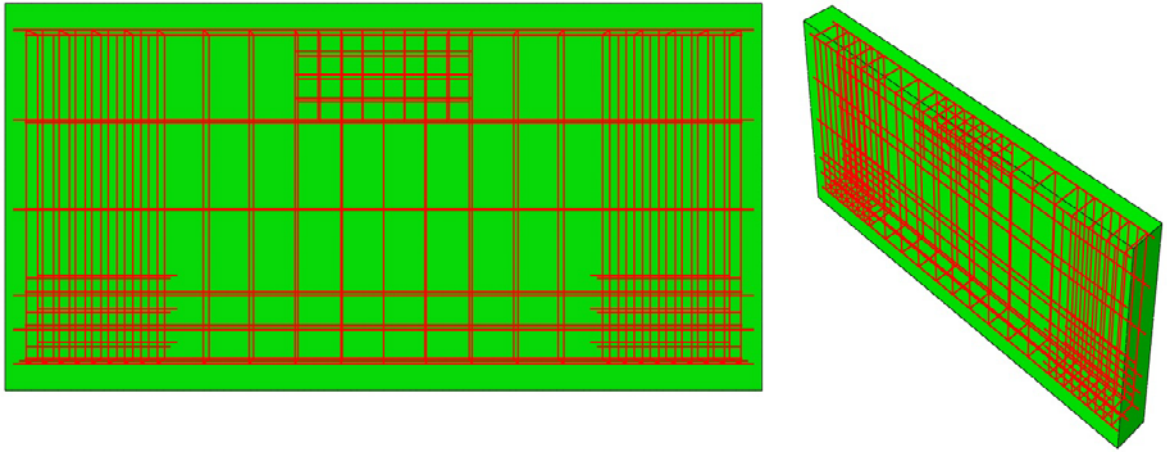


Şekil 56. Donatının gerilme- plastik birim şekildeğiştirme eğrisi

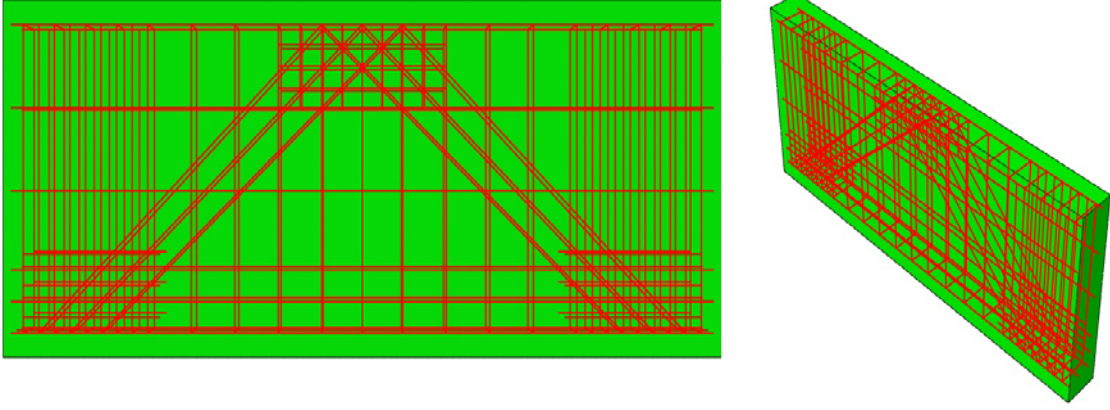
Modellerde çelik elemanlar için T3D2 elemanı alınmış ve beton eleman içine gömülü tanımlanmıştır. T3D2 elemanı çubuk eleman olup 2 serbestlik derecesine sahiptir. Ağ (mesh) aralığı 15mm seçilmiş ve C3D8R elemanı kullanılmıştır (Şekil 57). C3D8R elemanı 8 köşeli kübik bir eleman olup, her bir köşesinde 3 serbestlik derecesine sahip toplamda 24 serbestlik derecesine sahiptir. Sonlu elemanlar ağının çok küçük olduğu sistemlerde analiz süresine kısaltmasından dolayı C3D8R elemanı kullanılmıştır. Deney elemanlarının Abaqus programında analize hazır hale getirilmiş halleri Şekil 58, Şekil 59, Şekil 60 ve Şekil 61’de verilmiştir.



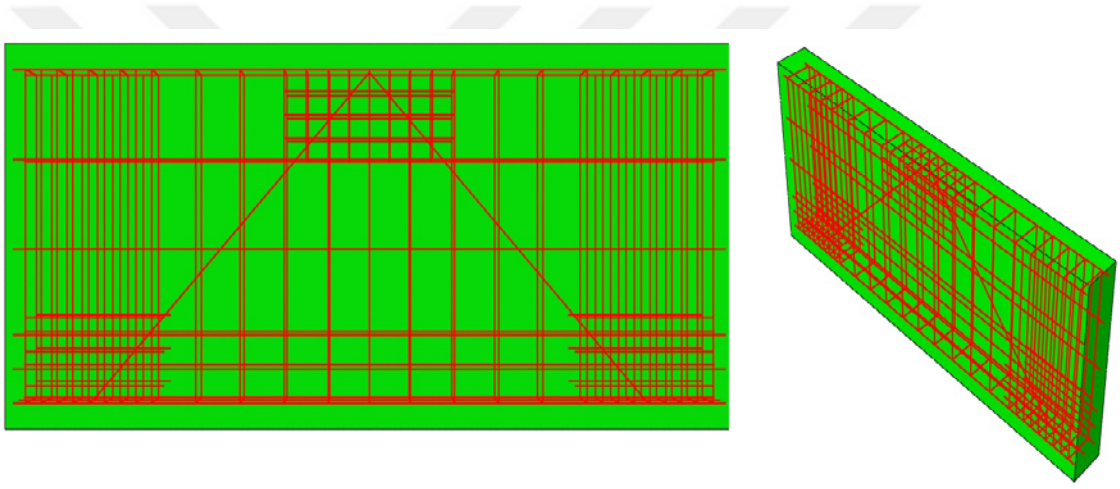
Şekil 57. Bir deney elemanına ait sonlu elemanlar modelinden bir görünüm



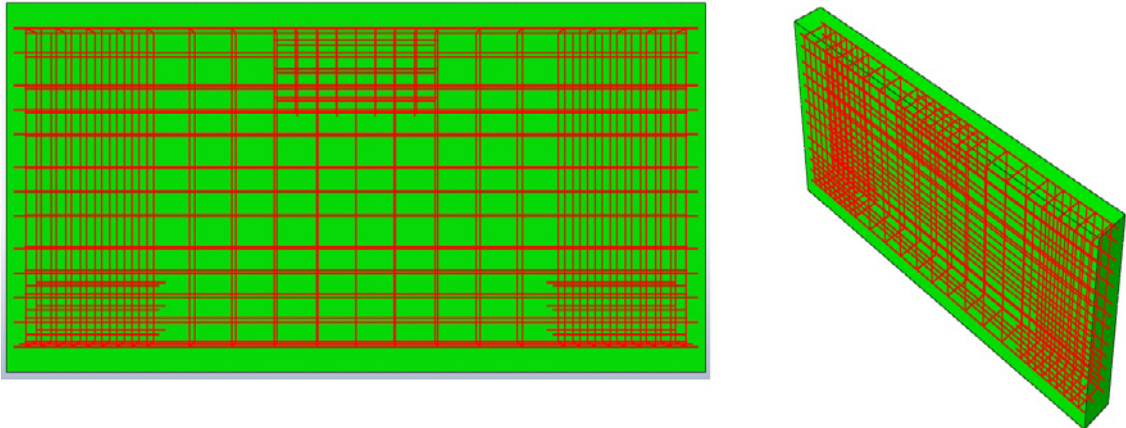
Şekil 58. DE-1 numaralı deney elemanın sonlu eleman programında modellenmiş hali



Şekil 59. DE-2 numaralı deney elemanın sonlu eleman programında modellenmiş hali



Şekil 60. DE-3 numaralı deney elemanın sonlu eleman programında modellenmiş hali



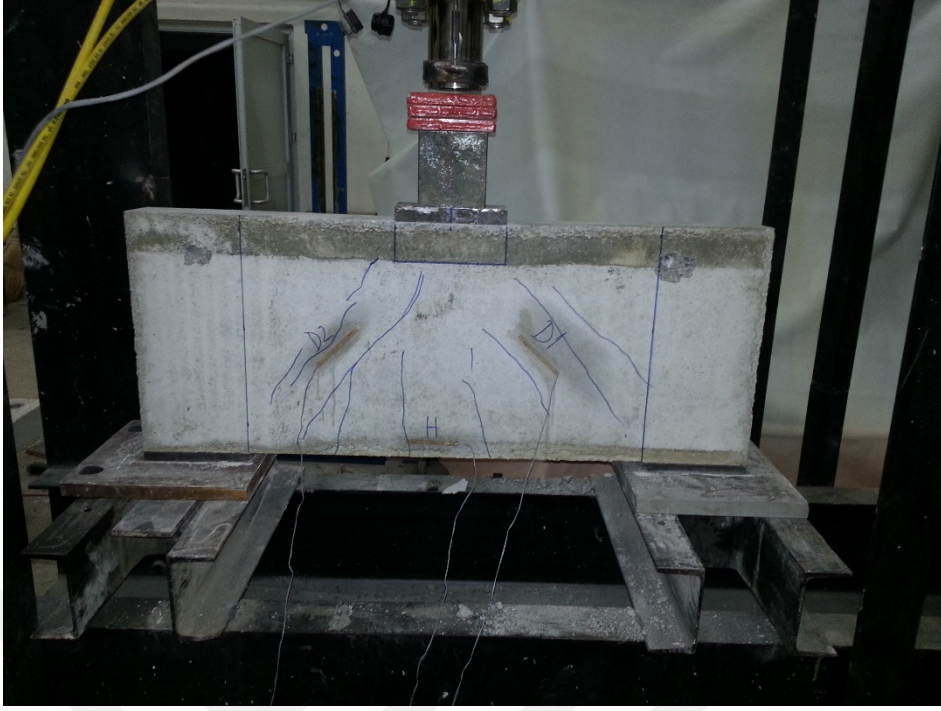
Şekil 61. DE-4 numaralı deney elemanın sonlu eleman programında modellenmiş hali

3. BULGULAR VE İRDELEMELER

Karadeniz Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Mekaniği Laboratuvarında gerçekleştirilen bu tez kapsamında üretilen 4 farklı donatı düzenine sahip yüksek kiriş, mesnet ve yükleme noktalarına çelik levha konularak düşey yükleme altında test edilmiştir. Deney elemanlarının yük-yerdeğiştirme, yük-birim şekildeğiştirme, birim şekildeğiştirme-yerdeğiştirme, enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme grafikleri elde edilmiş ve grafikler üzerinden karşılaştırmalar yapılmıştır. Ayrıca deneysel çalışmalar ile elde edilen sonuçlar, analitik sonuçlarla karşılaştırılmıştır.

3.1. DE-1 Numaralı Deney Elemanı

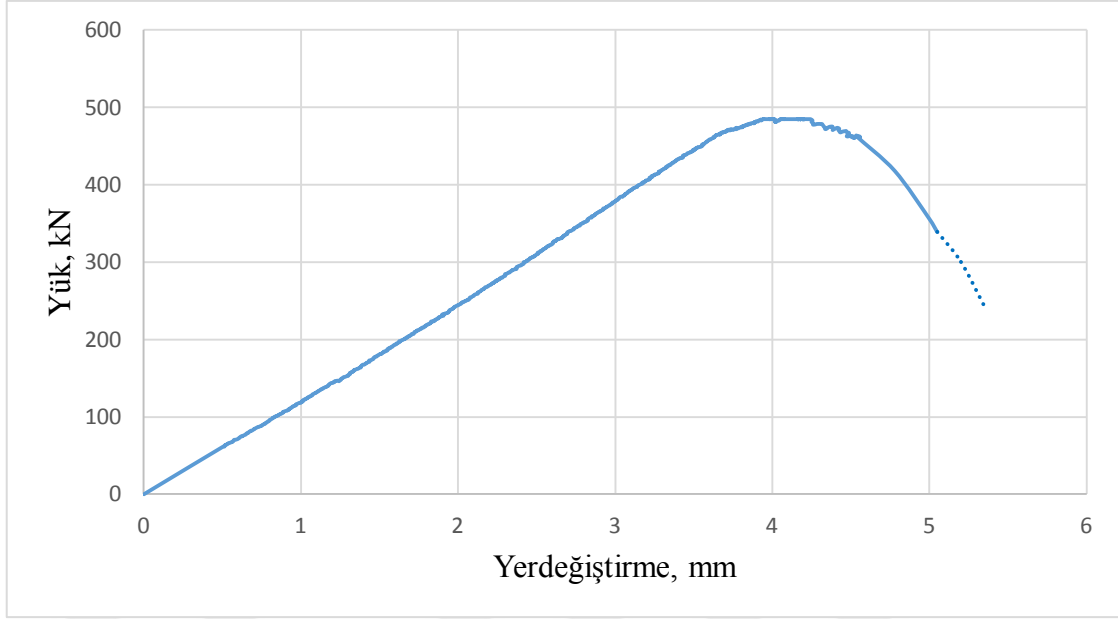
Bu deney elemanında, enkesitin alt kısmında (çekme bölgesi) 3Ø12 ve 4Ø8, düşeyde Ø8/70 yatayda ise Ø8/105 şeklinde donatı bulunmaktadır. Ancak mesnet ve yükleme bölgelerinde donatı sıklaştırılmıştır (bkz. Şekil 32 ve Şekil 37). Çalışmalarda referans deney elemanı olarak dikkate alınan bu deney elemanı yükleme sistemine yerleştirilmiş ve artan yükler altında deneye tabi tutulmuştur. Deneylerde elemanlara uygulanan maksimum yükün %30'nun geri döndüğü durum, göçme olarak kabul edilmiş ve deney sonlandırılmıştır. Yükün artmasıyla birlikte yaklaşık 65 kN'luk bir yük seviyesinde çekme bölgesinde, 80 kN'luk bir yük düzeyinde ise D1 ve D2 diyagonallerinde, ilk çatlaklar gözlenmiştir. Yük artırılmaya devam ettikçe D1 ve D2 diyagonallerinde çatlakların sayısı artmaya başlamış ancak çekme bölgesinde düşey çatlaklar diyagonal çatlaklar kadar yayılmamıştır. Yük 455 kN'a ulaştığında her iki diyagonaldaki çatlak sayıları ve dağılımları benzer sonuçlar gösterirken, yük düzeyi nihai yük olan 485 kN'a ulaştığında deney elemanı D2 diyagonalinden ani ve gevrek olarak kırılmıştır (Şekil 62 ve Şekil 63). Kırılma anında maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme 3.95 mm, nihai yerdeğiştirme ise 5.07 mm olarak ölçülmüştür. Deneyden elde edilen yük-yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 64'de, yük-birim şekildeğiştirme ilişkisi Şekil 65'de ve birim şekildeğiştirme- yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 66'da verilmiştir.



Şekil 62. DE-1 numaralı deney elemanında çatlak oluşumu

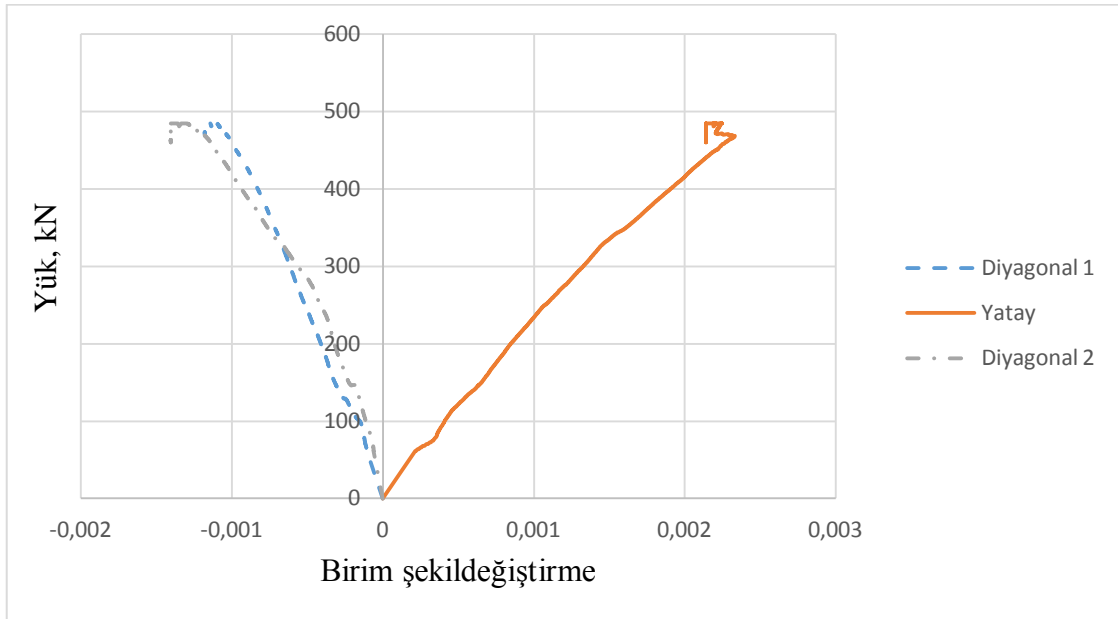


Şekil 63. DE-1 numaralı deney elemanına ait deney sonucunda elde edilmiş bir görüntüm



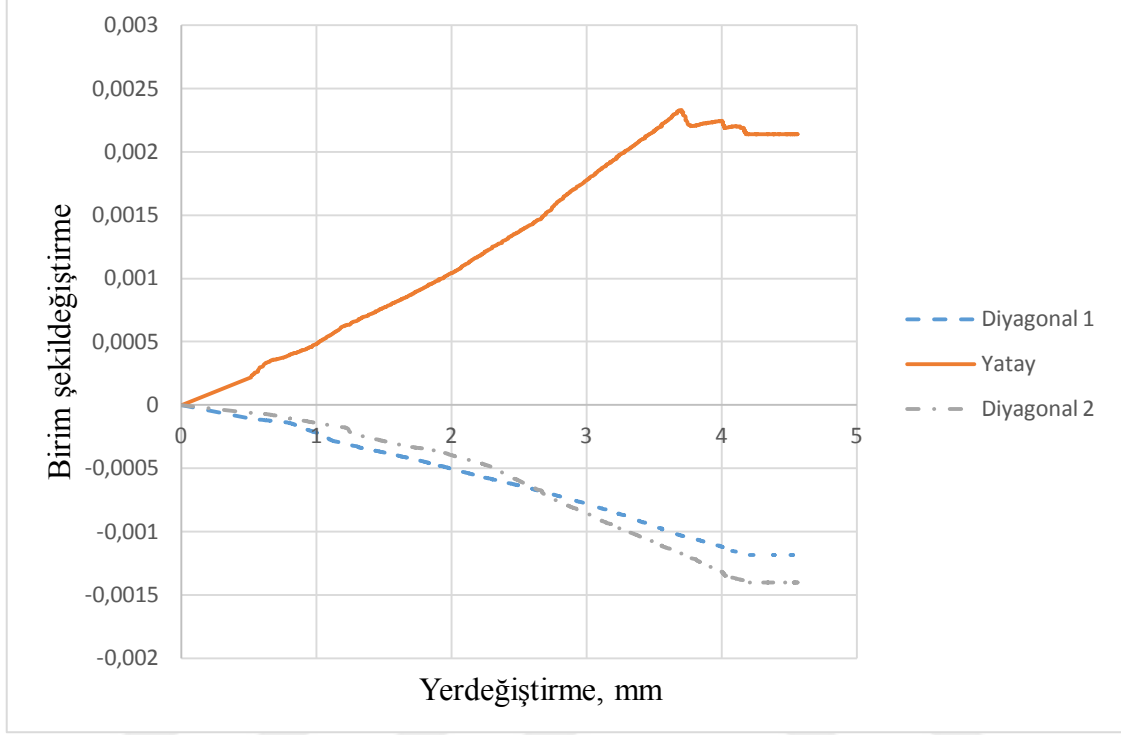
Şekil 64. DE-1 elemanına ait yük-yerdeğiştirme ilişkisi

Bu şekilden görüldüğü gibi DE-1 deney elemanı yük arttıkça çekme bölgesi ve diyagonallerde çatlaklar olmasına rağmen maksimum yüke karşılık gelen 3.95 mm'lik yerdeğiştirmeye kadar doğrusal davranış göstermiştir.



Şekil 65. DE-1 elemanına ait yük-birim şekildeğiştirme ilişkisi

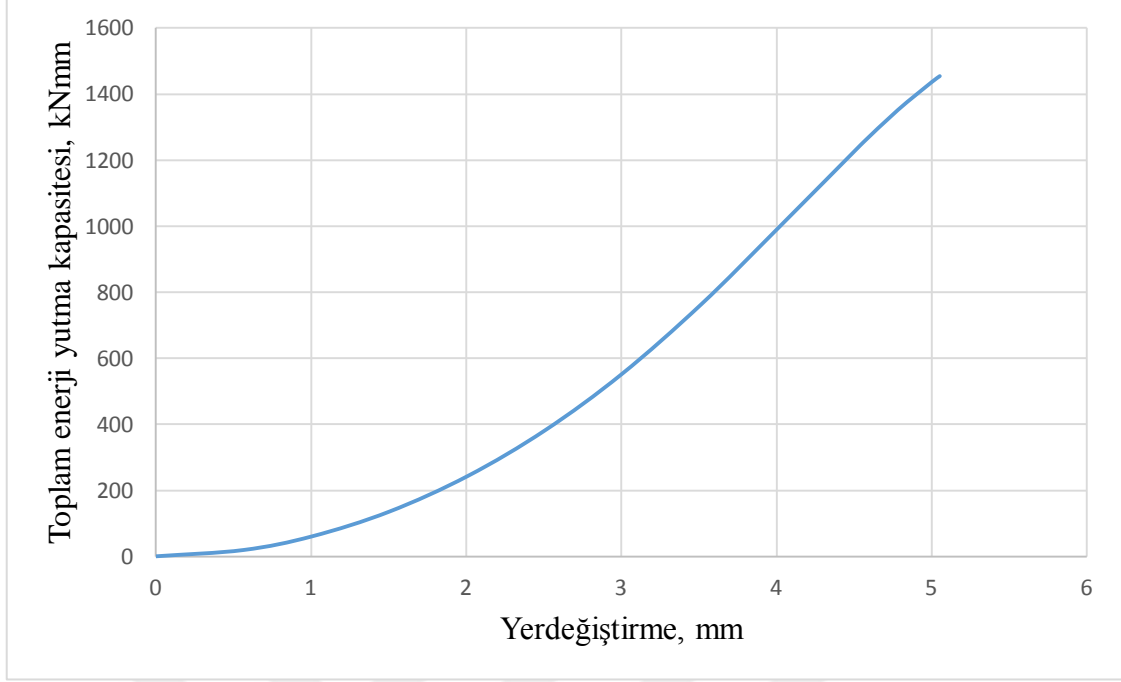
Şekil 65'den görüldüğü gibi diyagonallere yerleştirilen birim şekildeğiştirme ölçerleri kırılmaya kadar benzer davranış göstermişlerdir.



Şekil 66. DE-1 elemanına ait birim şekildeğiştirme-yerdeğiştirme ilişkisi

Bu şekilden de görüldüğü gibi diyagonallerde betonun birim kısılması nihai birim kısılma değerine ($\epsilon_{cu} = 0.003$) ulaşmamıştır. Dolayısıyla da deneye elemanı kesme kırılması ile taşıma gücünü kaybetmiştir.

DE-1 deney elemanı üzerinde gerçekleştirilen deneyden elde edilen maksimum yükün %70'ine denk gelen (%30 yük kaybı) yük-yerdeğiştirme eğimi altında kalan alandan enerji yutma kapasitesi hesaplanarak toplam enerji kapasitesi- yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 67'de verilmiştir.



Şekil 67. DE-1 elemanına ait enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi

Bu şekilden görüldüğü gibi DE-1 deney elemanında 5.07 mm'lik yerdeğiştirmeye karşılık gelen enerji yutma kapasitesi 1454 kNmm (Joule) olarak hesaplanmıştır.

3.2. DE-2 Numaralı Deney Elemanı

Bu deney elemanının DE-1 deney numunesinden farkı diyagonal doğrultuda, her bir diyagonal için 6Ø8'lik (3Ø8 bir yüzde, 3Ø8 diğer yüzde olmak üzere) donatı kullanılmasıdır (bkz. Şekil 33 ve Şekil 38). Bu deney elemanı, deney düzeneğine yerleştirilmiş ve artan yük altında deneye tabi tutulmuştur. Yükün artmasıyla birlikte önce çekme bölgesinde daha sonra da diyagonallerde mikro düzeyde çatlaklar gözlenmiştir (Şekil 68 ve Şekil 69). İlk çatlaklar çekme bölgesinde yaklaşık 80 kN'luk yük düzeyinde, diyagonallerde ise yaklaşık 110 kN'luk bir yük düzeyinde gerçekleşmiştir. D1 ve D2 diyagonallerinde çatlakların sayısı ve yoğunluğu 150 kN'luk yük seviyesinde artmaya başlamıştır. Deney elemanında çatlaklar simetrik bir şekilde yoğunlaşmış ve yaklaşık 250 kN'luk yük düzeyine kadar yaklaşık simetrik davranış göstermişlerdir. Bu değerden itibaren çatlakların dağılımı D2 diyagonalinde daha fazla olmuş ve 630 kN'luk yük düzeyinde taşıma gücünü ani ve gevrek olarak kaybetmiştir (Şekil 70). Nihai durumda

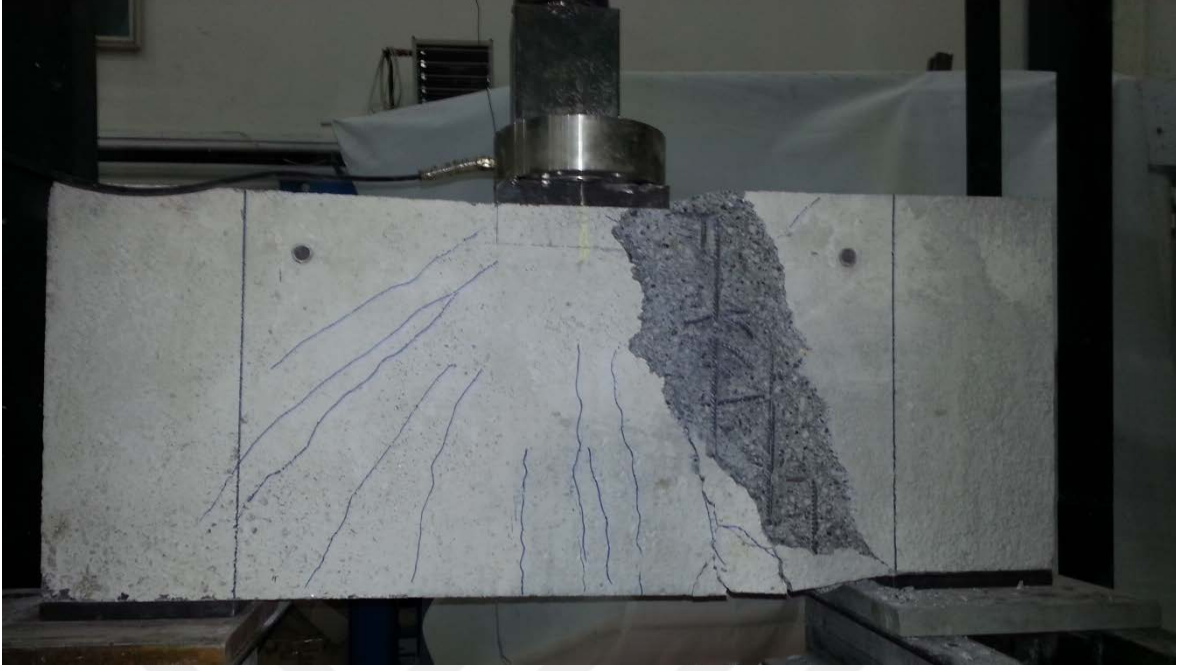
diyagonal doğrultularda da yerleştirilmiş donatılarda burkulma gözlenmiştir (Şekil 71 ve Şekil 72). Deney elemanında maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme değeri 4.37 mm olarak ölçülmüştür. Göçme durumunda ise 6.71 mm'lik bir yerdeğiştirme kapasitesine ulaşmıştır. Deneylerden elde edilen yük-yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 73'de, yük-birim şekildeğiştirme ilişkisi Şekil 74'de, birim şekildeğiştirme-yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 75'de ve enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme Şekil 76'da verilmiştir.



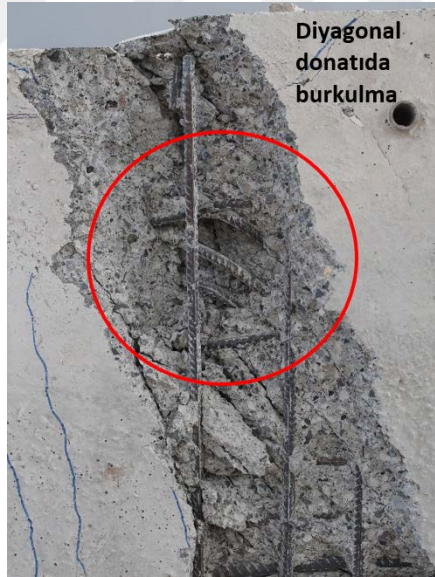
Şekil 68. DE-2 numaralı deney elemanının eğilme ve basınç bölgelerinde çatlak oluşumu



Şekil 69. DE-2 numaralı deney elemanının anlık çatlak oluşumu



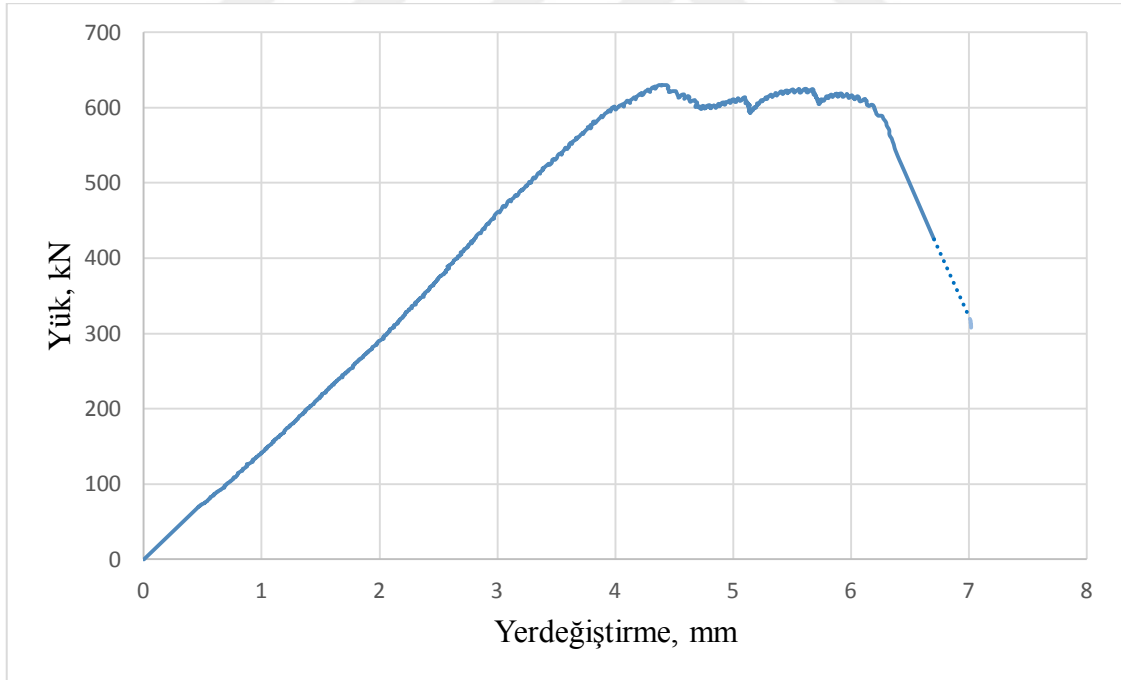
Şekil 70. DE-2 numaralı deney elemanının deneysel çalışma sonucu kırılma hali



Şekil 71. DE-2 numaralı deney elemanının diyagonal donatılarında burkulma

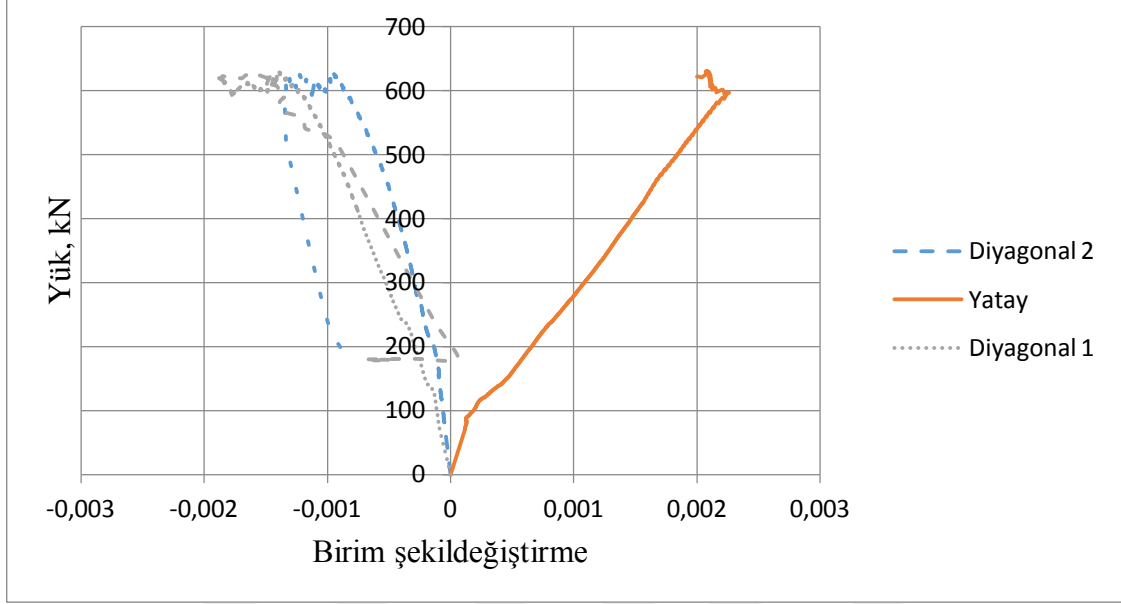


Şekil 72. DE-2 numaralı deney elemanına ait deney sonucunda elde edilmiş bir görünüm



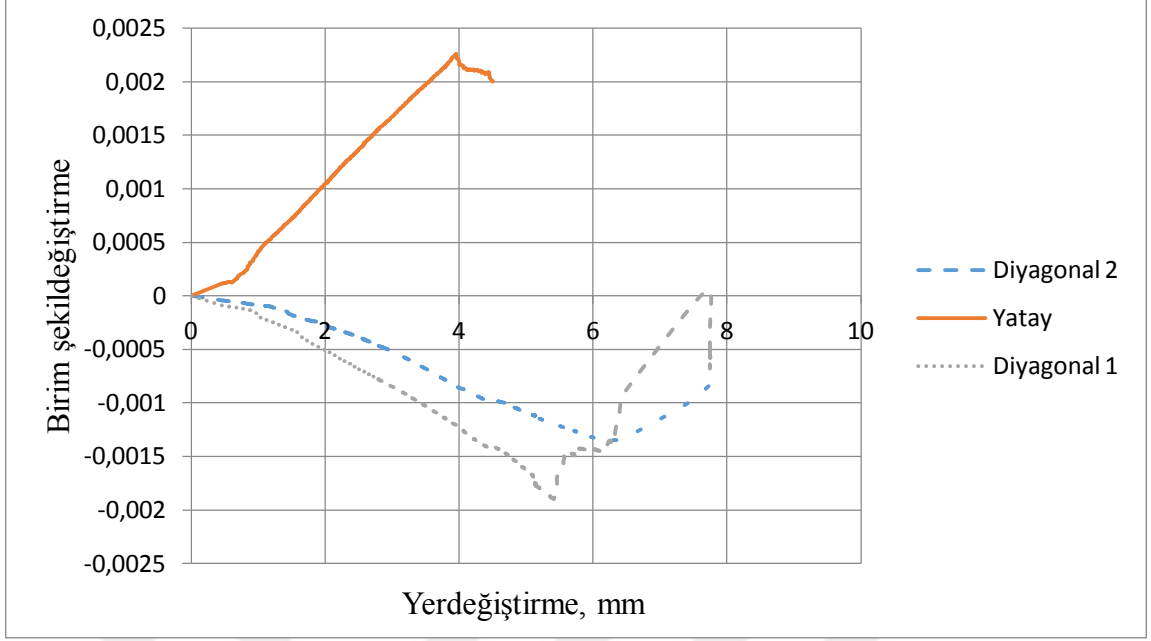
Şekil 73. DE-2 elemanına ait yük- yerdeğiştirme ilişkisi

Bu şekilden görüldüğü gibi, DE-1 elemanında da olduğu gibi, çekme bölgesinde ve diyagonallerde çatlakların oluşması ve yayılmasına rağmen yaklaşık maksimum yüke kadar doğrusal bir davranış göstermiştir.



Şekil 74. DE-2 elemanına ait yük-birim şekil değiştirme ilişkisi

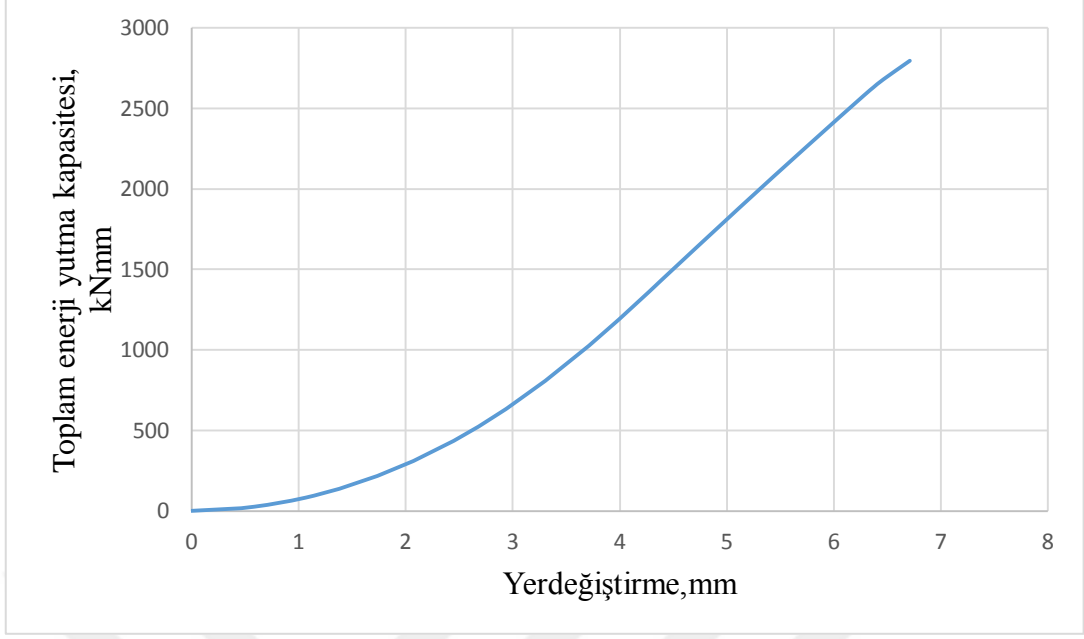
Şekil 74'den görüldüğü gibi D1 ve D2 diyagonallerinde yaklaşık 150 kN'lık yük düzeyine kadar benzer davranış göstermiş ve daha sonra D1 diyagonalinde daha fazla birim kısalma oluşmuştur.



Şekil 75. DE-2 elemanına ait birim şekildeğiştirme-yerdeğiştirme ilişkisi

Bu şekilden görüldüğü gibi diyagonal doğrultularda betonun birim kısılması maksimum 0.0015 seviyesine ulaşmış, nihai birim kısıalma değerine ulaşmamıştır. Dolayısıyla da kırılma ani ve gevrek olmuştur.

DE-2 deney elemanı üzerinde gerçekleştirilen deneyden elde edilen maksimum yükün %70 seviyesinde yük-yerdeğiştirme eğimi altında kalan alandan enerji yutma kapasitesi hesaplanarak toplam enerji kapasitesi- yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 76'da verilmiştir.



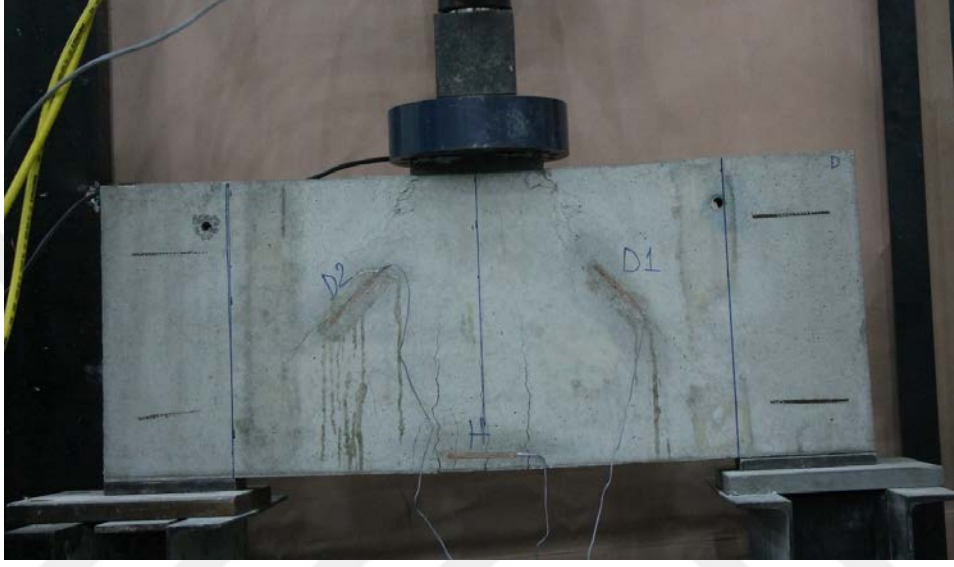
Şekil 76. DE-2 elemanına ait enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi

Bu şekilden görüldüğü gibi DE-2 deney elemanında 6.71 mm'lik yerdeğiştirmeye karşılık gelen toplam enerji yutma kapasitesi 2797 kNmm olarak belirlenmiştir.

3.3. DE-3 Numaralı Deney Elemanı

Bu deney elemanının DE-1 deney numunesinden farkı, DE-2 deney numunesinde diyagonal doğrultuda yerleştirilen donatı ile yaklaşık aynı alana sahip, yükleme noktası ile mesnet arasında enkesitin ortasında geçecek şekilde Ø20'lik donatı kullanılmasıdır (bkz. Şekil 34 ve Şekil 39). Bu deney elemanı, deney düzeneğine yerleştirilmiş ve artan yük altında deneye tabi tutulmuştur. Yükün artmasıyla birlikte önce çekme bölgesinde daha sonra da diyagonallerde mikro düzeyde çatlaklar gözlenmiştir (Şekil 77 ve Şekil 78). İlk çatlaklar çekme bölgesinde yaklaşık 85 kN'luk yük düzeyinde, diyagonallerde ise 100 kN'luk yük düzeyinde gerçekleşmiştir. D1 ve D2 diyagonallerinde çatlakların sayısı ve yoğunluğu 250 kN'luk bir yük düzeyinde artmaya başlamıştır. Deney elemanında çatlaklar simetrik bir şekilde yoğunlaşmış ve yaklaşık 550 kN'luk yük düzeyine kadar simetrik davranış göstermişlerdir (Şekil 79). Bu değerden itibaren çatlakların dağılımı D1 diyagonalinde daha fazla olmuş ve 629 kN'luk yük düzeyinde taşıma gücünü ani ve gevrek olarak kaybetmiştir (Şekil 80). Deney elemanında maksimum yüke karşılık gelen

yerdeğiştirme değeri 4.48 mm olarak ölçülmüştür. Göçme durumunda ise 6.75 mm'lik bir yerdeğiştirme kapasitesine ulaşmıştır. Deneylelerden elde edilen yük-yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 81'de, yük-birim Şekildeğiştirme ilişkisi Şekil 82'de, birim Şekildeğiştirme-yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 83'de ve enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 84'de verilmiştir.



Şekil 77. DE-3 numaralı deney elemanının eğilme bölgesinde çatlak oluşumu



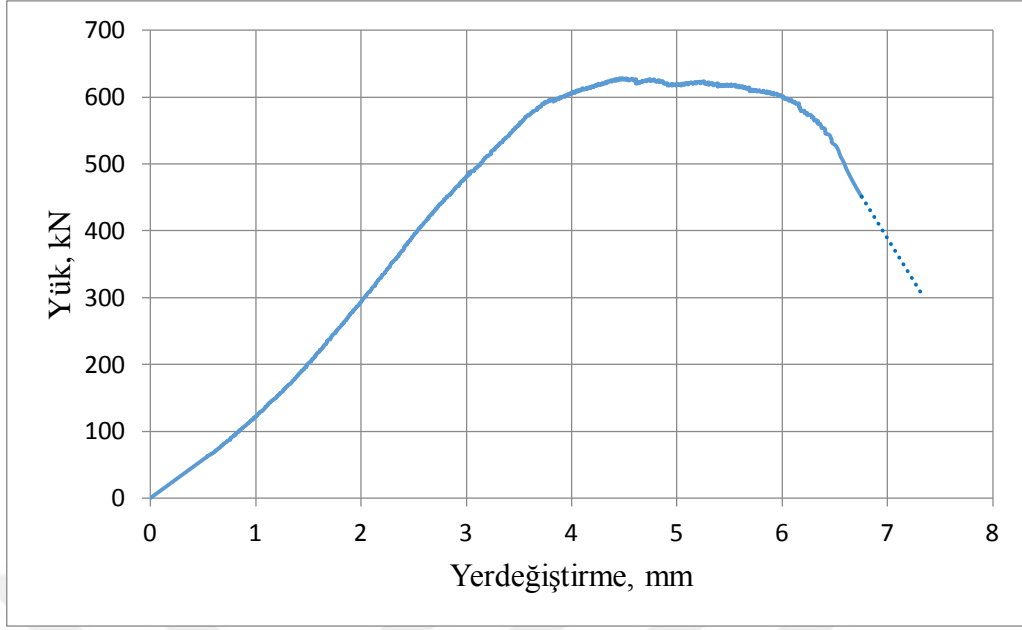
Şekil 78. DE-3 numaralı deney elemanında çatlakları oluşumuna ait bir görünüm



Şekil 79. DE-3 numaralı deney elemanına ait nihai durumdaki çatlaklar

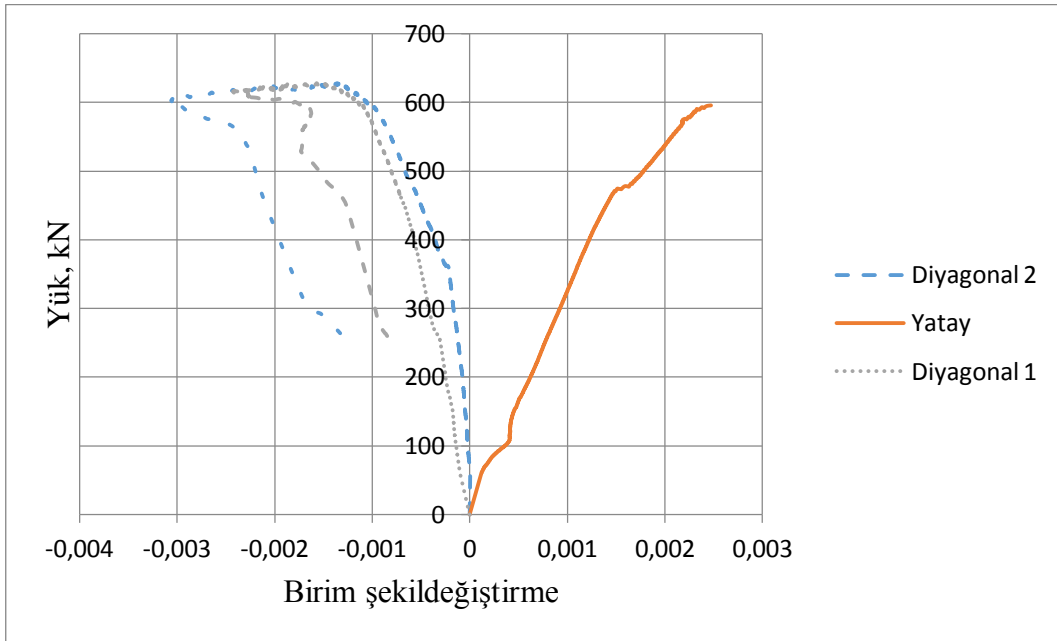


Şekil 80. DE-3 numaralı deney elemanına ait deney sonucunda elde edilmiş bir görünüm.

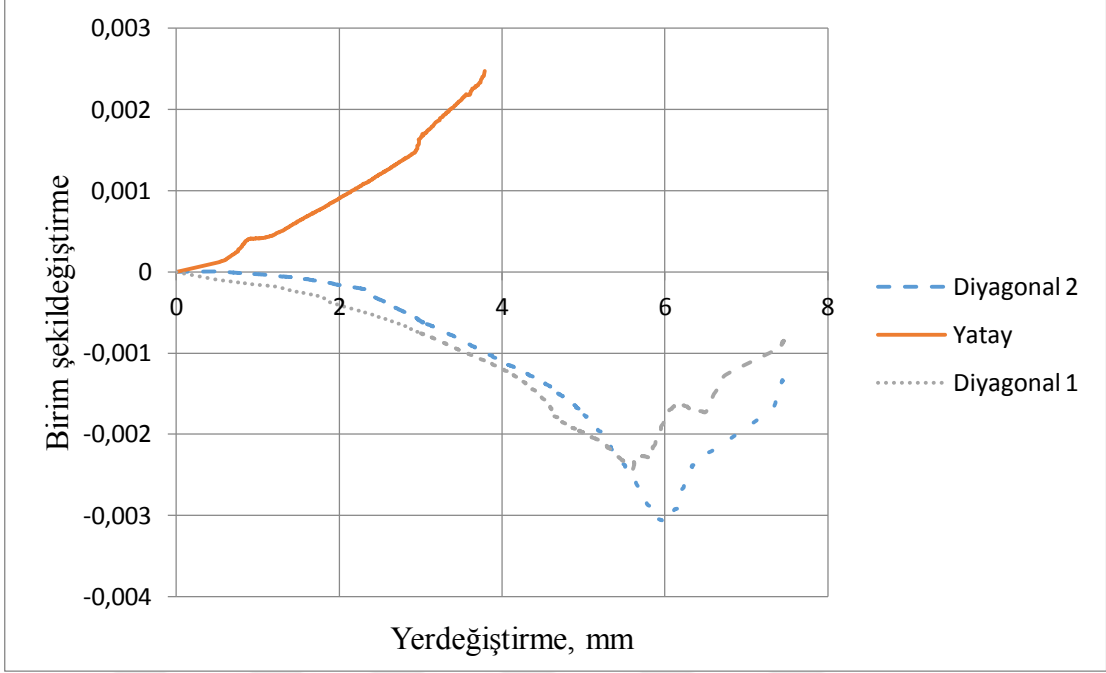


Şekil 81. DE-3 elemanına ait yük-yerdeğiştirme ilişkisi

Şekil 81'den görüldüğü gibi, DE-1 ve DE-2 elemanlarında da olduğu gibi, çekme bölgesinde ve diyagonallerde çatlakların oluşması ve yayılmasına rağmen yaklaşık maksimum yüke kadar yaklaşık doğrusal bir davranış göstermiştir.



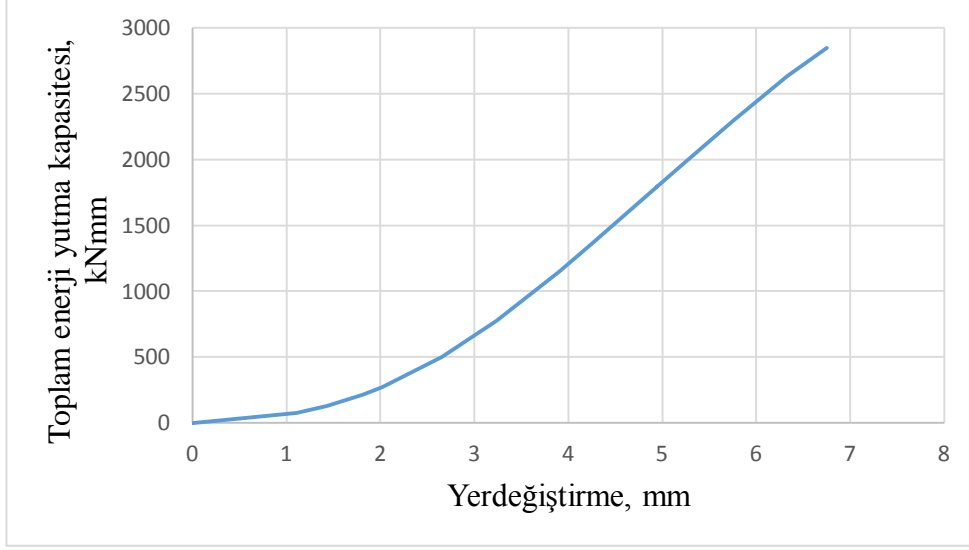
Şekil 82. DE-3 elemanına ait yük-birim şekildeğiştirme ilişkisi



Şekil 83. DE-3 elemanına ait birim şekildeğiştirme- yerdeğiştirme ilişkisi

Şekil 82 ve Şekil 83'den görüldüğü gibi D1 ve D2 diyagonalleri 0.0023 birim kısalma değerine kadar benzer davranış göstermişlerdir. D2 diyagonali, D1 diyagonalinden daha önce nihai birim kısalma değerine ulaşarak taşıma gücünü kaybetmiştir.

DE-3 deney elemanı üzerinde gerçekleştirilen deneyden elde edilen maksimum yükün %70'ine denk gelen yük-yerdeğiştirme eğimi altında kalan alandan enerji yutma kapasitesi hesaplanarak toplam enerji kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 84'de verilmiştir.



Şekil 84. DE-3 elemanına ait enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi

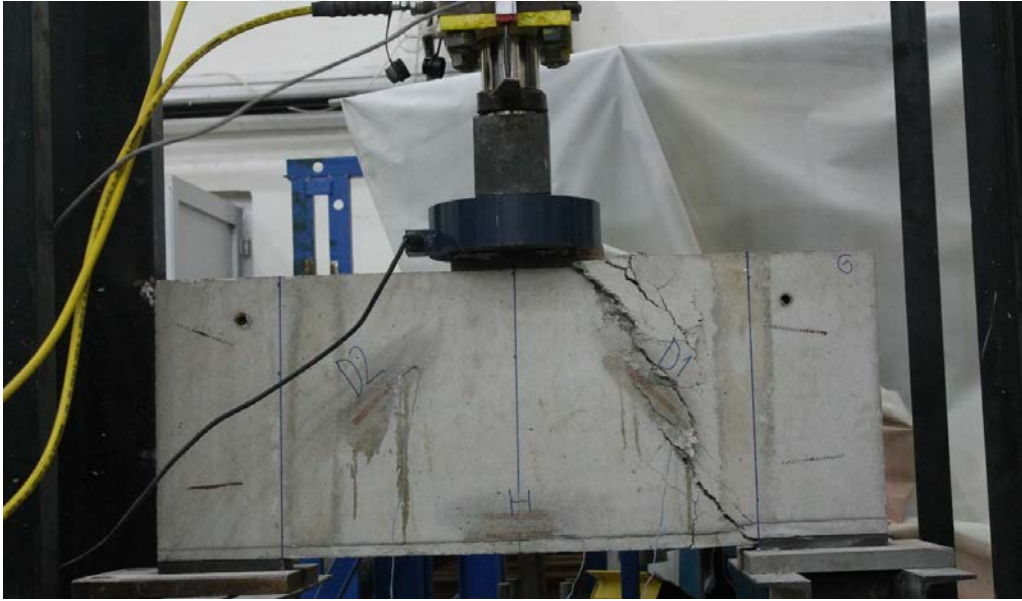
Bu şekilden görüldüğü gibi DE-3 deney elemanında 6.75 mm'lik yerdeğiştirmeye karşılık gelen toplam enerji yutma kapasitesi 2847 kNmm olarak belirlenmiştir.

3.4. DE-4 Numaralı Deney Elemanı

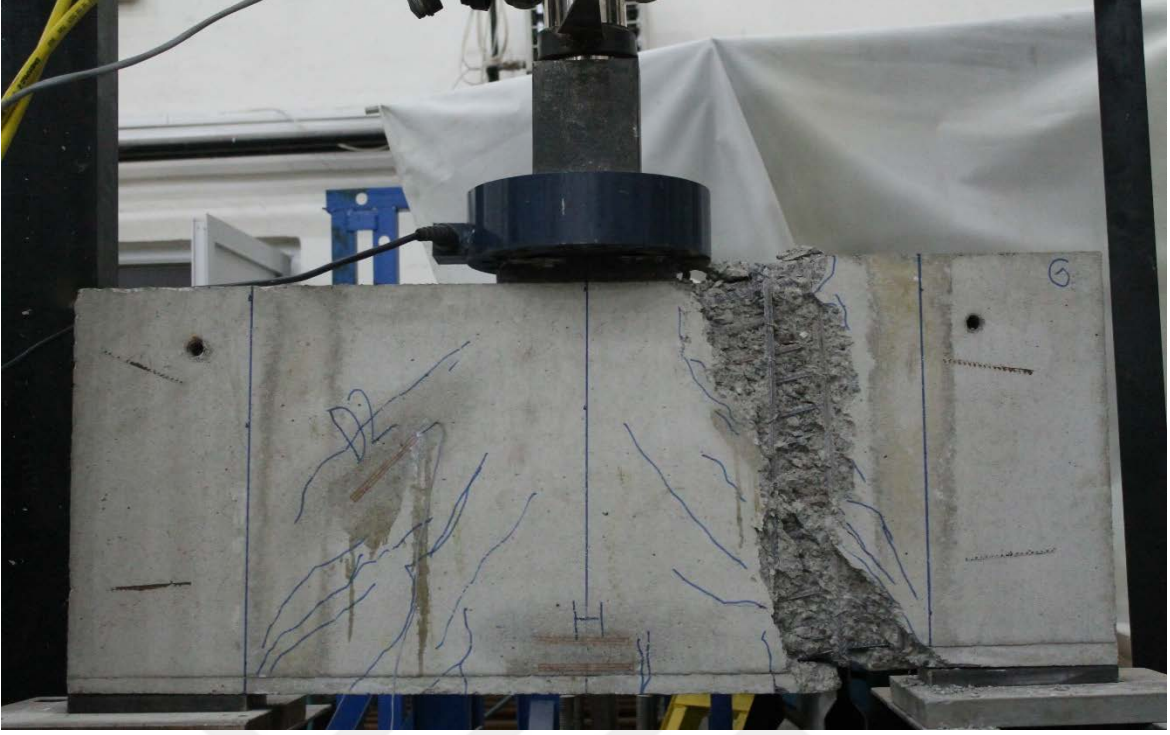
Bu deney elemanının DE-1 deney numunesinden farkı, gövde donatısının sıklaştırılmasıdır (Ø8/30 mm) (bkz. Şekil 35 ve Şekil 40). Bu deney elemanında da yükün artmasıyla birlikte önce çekme bölgesinde daha sonra da diyagonallerde mikro düzeyde çatlaklar gözlenmiştir (Şekil 85). İlk çatlaklar çekme bölgesinde yaklaşık 85 kN'luk yük düzeyinde, diyagonallerde ise yaklaşık 110 kN'luk bir yük düzeyinde gerçekleşmiştir. D1 ve D2 diyagonallerinde çatlakların sayısı ve yoğunluğu 180 kN'luk yük düzeyinde artmaya başlamıştır. Deney elemanında çatlaklar simetrik bir şekilde yoğunlaşmış ve yaklaşık 510 kN'luk yük düzeyine kadar simetrik davranış göstermişlerdir. Bu değerden itibaren çatlakların dağılımı D1 diyagonalinde daha fazla olmuş ve 562 kN'luk yük düzeyinde taşıma gücünü ani ve gevrek olarak kaybetmiştir (Şekil 86 ve Şekil 87). Deney elemanında maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme değeri 3.89 mm olarak ölçülmüştür. Göçme durumunda ise 4.42 mm'lik bir yerdeğiştirme kapasitesine ulaşmıştır. Deneylelerden elde edilen yük-yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 88'de, yük-birim şekildeğiştirme ilişkisi Şekil 89'da, birim şekildeğiştirme-yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 90'da ve enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi ise Şekil 91'de verilmiştir.



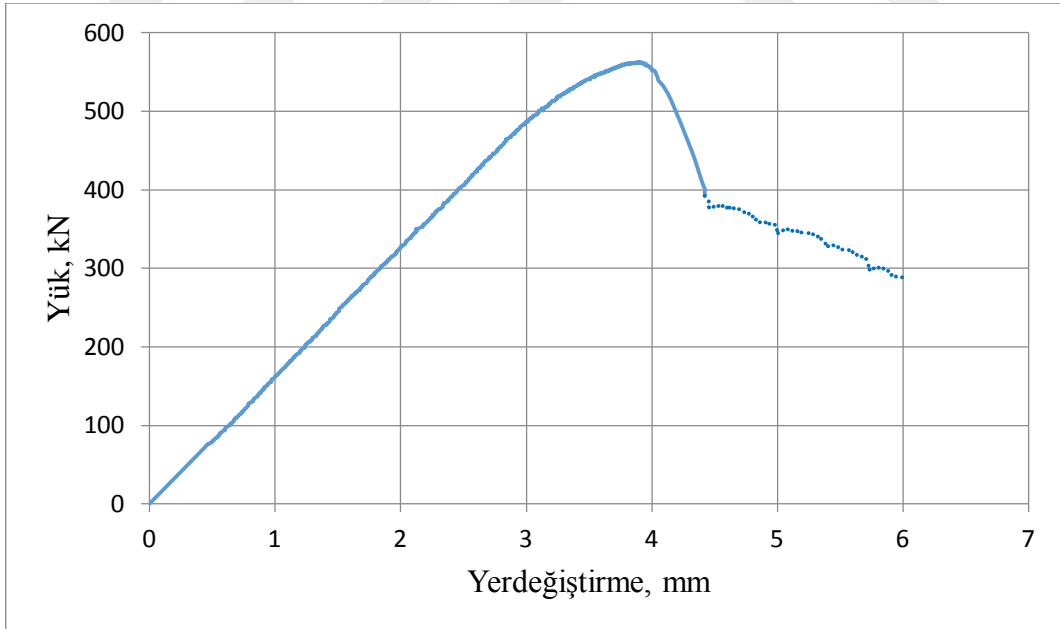
Şekil 85. DE-4 numaralı deney elemanının anlık çatlak oluşumu.



Şekil 86. DE-4 numaralı deney elemanının diyagonal çatlak oluşumu

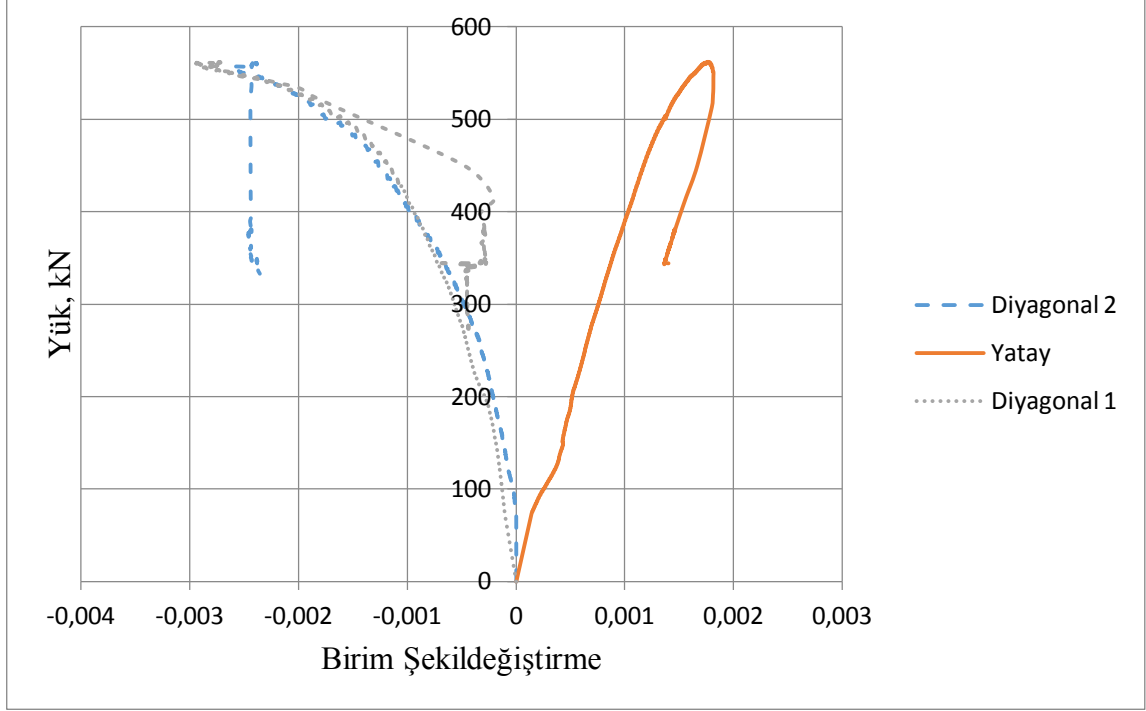


Şekil 87. DE-4 numaralı deney elemanına ait deney sonucunda elde edilmiş bir görünüm

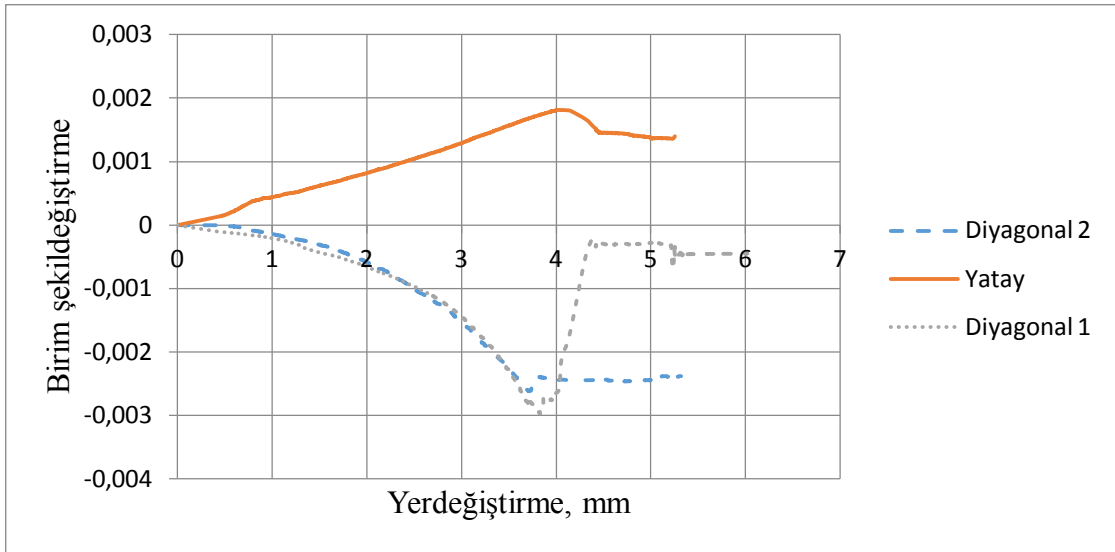


Şekil 88. DE-4 elemanına ait yük-yerdeğiştirme ilişkisi

Şekil 88'den görüldüğü gibi, DE-1 ve DE-2 elemanlarında da olduğu gibi, çekme bölgesinde ve diyagonallerde çatlakların oluşması ve yayılmasına rağmen maksimum yükün yaklaşık %80'ine kadar doğrusal bir davranış göstermiştir.



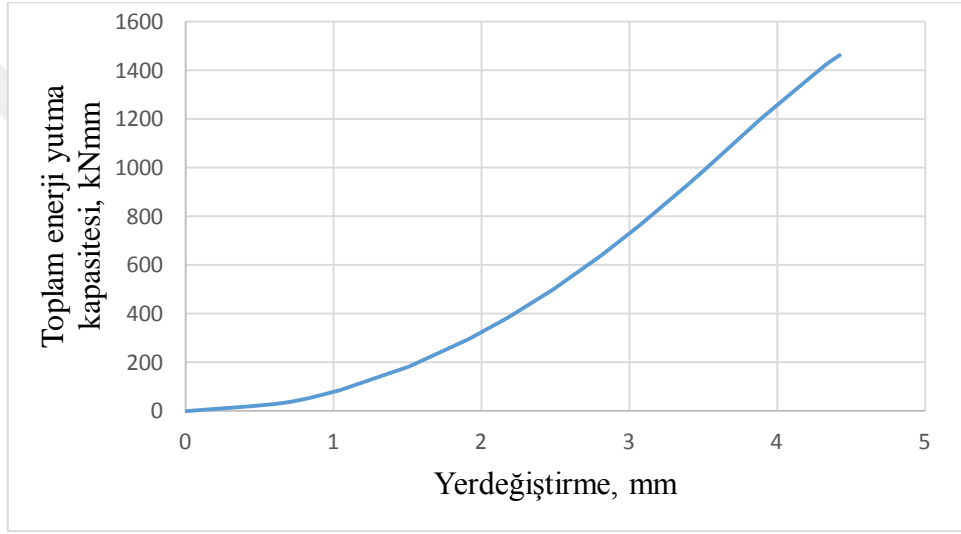
Şekil 89. DE-4 elemanına ait yük-birim şekil değiştirme ilişkisi



Şekil 90. DE-4 elemanına ait birim şekil değiştirme-yerdeğiştirme ilişkisi

Şekil 89 ve Şekil 90'dan görüldüğü gibi D1 ve D2 diyagonalleri 0.0025 karşılık gelen birim kırılma değerine kadar benzer davranış göstermiş daha sonra D1 diyagonalinde birim kısalma nihai birim kısalma değerine ulaşmıştır. Deney elemanı ani ve gevrek olarak kırılmıştır.

DE-2 deney elemanı üzerinde gerçekleştirilen deneyden elde edilen maksimum yükün %70'ine denk gelen yük-yerdeğiştirme eğimi altında kalan alandan enerji yutma kapasitesi hesaplanarak toplam enerji kapasitesi- yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 91'de verilmiştir.



Şekil 91. DE-4 elemanına ait enerji yutma kapasitesi-yerdeğiştirme ilişkisi

Şekil 91'den görüldüğü gibi deney elemanında 4.42 mm'lik yerdeğiştirmeye karşılık gelen toplam enerji yutma kapasitesi 1462 kNmm olarak belirlenmiştir.

3.5. Deneysel ve Teorik Sonuçların Karşılaştırılması

3.5.1. Deneysel Sonuçların İrdelenmesi

Farklı donatı düzenine sahip yüksek kirişlerin davranışlarının deneysel ve teorik olarak incelenmesi için gerçekleştirilen çalışmada, farklı donatı düzenlerinde hazırlanan deney numuneleri üzerinde yapılan deneylerden elde edilen sonuçlar Tablo 9'da verilmiştir.

Tablo 9. Test sonuçları

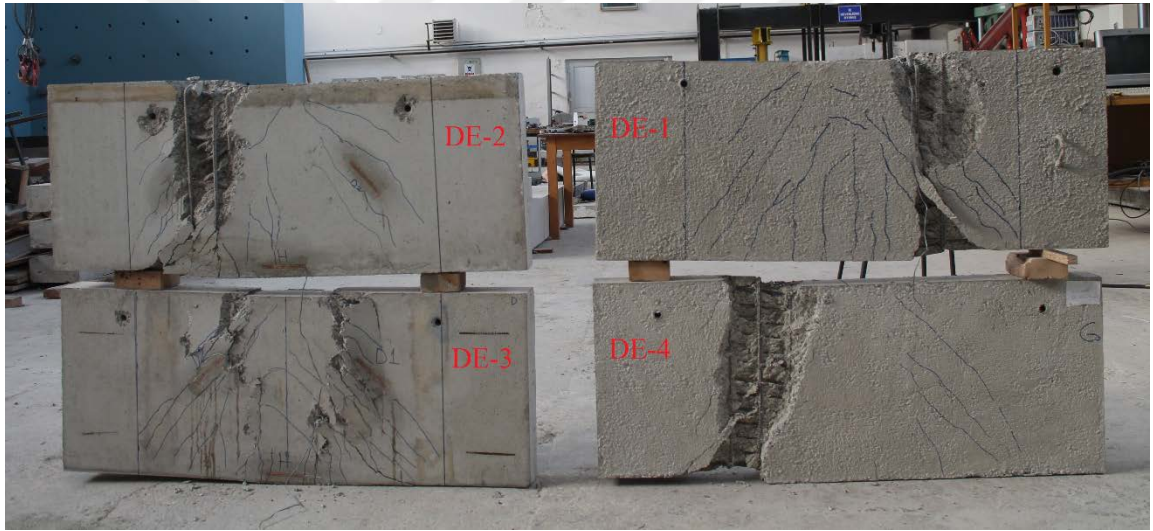
Deney eleman numarası	Maksimum yük (kN)	Maks. yüke karşılık gelen yerdeğiştirme (mm)	%30 yük kaybına karşılık gelen yerdeğiştirme	Enerji yutma kapasitesi (kNmm)
DE-1	485	3.95	5.07	1454
DE-2	630	4.37	6.71	2797
DE-3	629	4.48	6.75	2847
DE-4	562	3.89	4.42	1462

Tablo 9'dan görüldüğü gibi DE-1 numaralı deney elemanının taşıma gücü 485 kN iken, gövde donatısı sıklaştırması yapılmış DE-4 numaralı deney elemanında taşıma gücü 562kN olarak elde edilmiştir. Gövde donatısı sıklaştırması yapılmış (DE-4), DE-1'e göre %16 oranında daha fazla yük taşımış ancak maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirmede %2, nihai yükün %70'ine karşılık gelen yerdeğiştirmede ise %13 oranında azalma görülmüştür. Ancak enerji yutma kapasitesinde büyük bir değişim gözlenmemiştir. DE-4 elemanı, DE-1 elemanına göre, gövde donatısının sıklığı nedeniyle, daha rijit bir davranış göstermiştir.

Yaklaşık olarak aynı diyagonal donatı alanına sahip (DE-2 deney numunesinde her bir diyagonal için 6Ø8 donatı, DE-3 için ise 1Ø20'lik diyagonal donatı) deney elemanlarından DE-2 nolu deney elemanında diyagonal doğrultuda yerleştirilen donatılar burkulmuştur. DE-3 deney elemanının diyagonal donatısında burkulma gözlenmemiştir. DE-2 ve DE-3 elemanlarının maksimum taşıma kapasiteleri yaklaşık olarak aynı olmuştur. Ancak DE-3 elemanında maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme yaklaşık %3 oranında daha fazla elde edilmiştir. Yükün %70'ine karşılık gelen yerdeğiştirme yaklaşık aynıdır. Her iki deney elemanın enerji yutma kapasitesinde farklılık en fazla %2 oranında olmuştur. Diyagonal donatı yerleştirilmiş deney elemanlarının (DE-2 ve DE-3) nihai taşıma gücü, yerdeğiştirme ve enerji yutma kapasiteleri, diğer deney elemanlarının nihai taşıma gücüne, yerdeğiştirme ve enerji yutma kapasitelerine göre daha fazladır. DE-2 ve DE-3 deney elemanları, DE-1 deney elemanına göre taşıma gücünde %30'luk, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirmede ise %13'lük bir artış gözlenmiştir. DE-2 ve DE-3 deney elemanları, DE-4 deney elemanına göre taşıma gücünde %12'lik artış görülürken, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirmede ise %16'lık artış gözlenmiştir. Deney elemanlarına ait nihai kırılma durumları Şekil 92 ve Şekil 93'de verilmiştir.



Şekil 92. Deney elemanlarına ait nihai durumda kırılma şekilleri

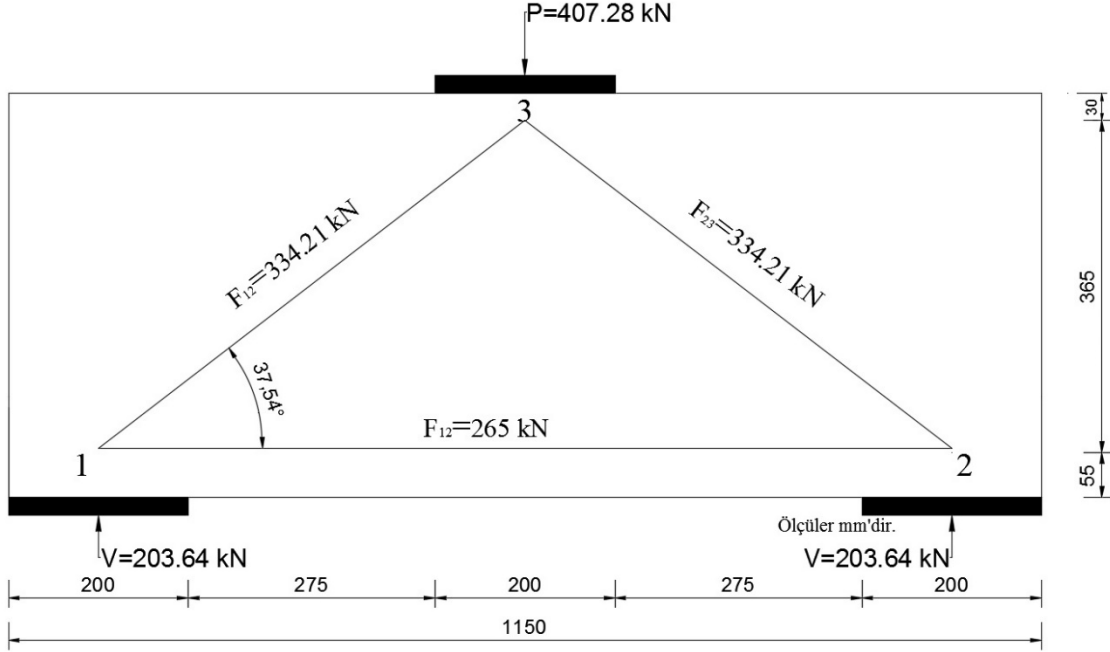


Şekil 93. Deney elemanlarına ait nihai durumda kırılma şekilleri

3.5.2. Çubuk Model Yöntemime Göre Elde Edilen Sonuçların İrdelenmesi

Çubuk model yönteminde deney elemanında çekme ve basınç çubuklarının oluşturulması için donatı ağırlık merkezlerinin hesaplanması gerekmektedir. Basınç çubuklarının kesiştiği noktadaki ağırlık merkezi montaj ve basınç donatısı dikkate alınarak, basınç ve çekme çubuklarının kesiştiği mesnet bölgesindeki ağırlık merkezi ise asal çekme donatıları dikkate alınarak hesaplanmaktadır. Yapılan hesaplamalar sonucunda asal donatıların ve montaj donatılarının ağırlık merkezlerine göre (3 nolu düğüm noktasında

30mm, 1 ve 2 nolu düğüm noktalarında ise 55mm) oluşturulan kafes sistemde, basınç çubuğu ile çekme çubuğu arasındaki açı 37.54° olarak hesaplanmıştır. Çekme çubuğunda oluşan kuvvet, asal donatı alanı ile donatının akma dayanımının çarpımı sonucunda bulunmuş ve diyagonallerde oluşan kuvvetler kafes sisteme göre hesaplanmıştır (Şekil 94).



Şekil 94. Çubuk model yöntemine göre elde edilen değerler

Çubuk model yöntemine göre, çekme çubuğunda oluşan kuvvet dikkate alınarak, madde 1.3.8'de anlatıldığı gibi, hesaplanan kesme kuvvetleri tüm kirişler için 203.64 kN olarak belirlenmiştir. 1 nolu düğüm noktasında oluşan basınç çubuğu genişliği 210 mm, 3 nolu düğüm noktasında hesaplanan basınç çubuğu genişliği 170 mm olarak belirlenmiştir. Hesaplarda basınç çubuğu genişliği olarak küçük olan 3 nolu düğüm noktasındaki basınç çubuğu genişliği dikkate alınmıştır. Basınç çubuklarında oluşan gerilmeler ACI 318-14 [18] yönetmeliği için bağıntı 9, CSA A23.3-04 [19] yönetmeliği için bağıntı 16, EN 1992-1-1 (2004) [20] yönetmeliğine göre ise bağıntı 21 alınarak hesaplanmıştır. Ayrıca çubuk modelde basınç çubuğu eksenine paralel olarak yerleştirilen diyagonal donatılar için ACI yönetmeliğinde önerilen 11 nolu bağıntı, CSA yönetmeliğinde önerilen 18 nolu bağıntı kullanılarak hesaplar yapılmıştır. Bununla birlikte basınç çubuklarında oluşan maksimum gerilmeler, basınç çubuğu ve kiriş genişliği ile çarpılarak, düşey eksenindeki bileşenleri her

bir yönetmelik için ayrı ayrı hesaplanmıştır. Yönetmeliklerden hesaplanan kesme kuvvetleri Tablo 10’da verilmiştir.

Tablo 10. Yönetmeliklere göre hesaplanan kesme kuvveti değerleri

Deney eleman No.	Deneysel kesme kuvveti (V_d), kN	Çubuk model yöntemi				V_d/V_{KF} S	V_d/V_{ACI}	V_d/V_{CS} A	V_d/V_{EN}
		Kafes sisteme göre	V_{ACI} [18], kN	V_{CSA} [19], kN	V_{EN} [20], kN				
DE-1	242.50	203.64	235	169	190	1.19	1.03	1.43	1.28
DE-2	315	203.64	316	250	186	1.54	0.99	1.26	1.69
DE-3	314.50	203.64	320	254	187	1.54	0.98	1.24	1.68
DE-4	281	203.64	233	166	188	1.38	1.21	1.70	1.50

Tablodan görüldüğü gibi çubuk model yönteminde kafes sisteme göre hesaplanan kesme kuvvetleri, deneylerden elde edilen kesme kuvvetlerinden, DE-1 deney elemanı için %19, DE-2 ve DE-3 deney elemanı için %54 ve DE-4 deney elemanı için ise %38 daha az olmuştur. Deneylerden elde edilen kesme kuvvetlerinin, ACI 318-14 [18] yönetmeliğine göre hesaplanan kesme kuvvetlerine oranı DE-1 deney elemanı için 1.03, DE-2 deney elemanı için 0.99 ve DE-3 deney elemanı için 0.98, DE-4 deney elemanı için ise 1.21 olmuştur. Buradan da görüldüğü gibi ACI 318-14’e göre yapılan hesaplarda gövde donatısı sıklaştırılmış yüksek kiriş (DE-4) dışındaki elemanların deney sonuçları ile uyum içinde olduğu görülmüştür. Diyagonal donatıların bulunduğu deney elemanlarında (DE-2 ve DE-3) ACI 318-14 [18]’e göre yapılan tasarımların güvensiz tarafta kaldığı görülmektedir. Bunun nedeni ilgili yönetmelikte basınç çubuğunda oluşan gerilmelerde yatay ve düşey olarak yerleştirilen mevcut donatıların etkisinin dikkate alınmamasıdır. Deneylerden elde edilen kesme kuvvetlerinin, CSA A23.3-04 [19] ve EN 1992-1-1 (2004) [20] yönetmeliklerden hesaplanan kesme kuvvetlerine oranı sırasıyla DE-1 deney elemanı için 1.43 ve 1.28, DE-2 deney elemanı için 1.26 ve 1.69, DE-3 deney elemanı için 1.24 ve 1.68, DE-4 deney elemanı için ise 1.70 ve 1.50 olmuştur. Buradan görüldüğü gibi CSA A23.3-04 [19] yönetmeliğine göre hesaplanan kesme kuvvetleri diyagonal donatılı elemanlar için yaklaşık %25 civarında bir güvenliğe sahip iken diğer deney elemanlarında

aşırı güvenlik olacak şekilde sonuç vermiştir. EN 1992-1-1 (2004) [20] ise diyagonal donatılı ve gövde sıklaştırılması yapılmış deney elemanlarında %50'nin üzerinde güvenlik sunarken standart donatılı (DE-1) deney elemanında %28'lik bir güvenlik sağlamaktadır. Buradan görüldüğü gibi diyagonal donatılı deney elemanları için CSA yönetmeliği daha uygun sonuç vermiştir. Bugün yürürlükte bulunan TS500-2000'de yüksek kiriş olarak tanımlanan kirişler için taşınabilecek kesme kuvvetinin hesabı için bir bağıntı sunulmuştur (bkz. Bağıntı 5). Bu bağıntıya göre hesaplanan referans deney numunesinin kesme kuvveti taşıma kapasitesi 245.53 kN olarak, donatı sıklaştırılması yapılan deney elemanı için (DE-4) ise 589 kN olarak hesaplanmıştır. Bu da TS500'de önerilen bağıntının yüksek kirişler için güvenli sonuçlar vermediğini göstermektedir.

Yönetmeliklerde çubuk model yöntemi için mevcut kesme donatıları dikkate alınmamaktadır. Kesme kuvvetlerinin hesaplanmasında donatıların katkısını dikkate alan bir çalışma Zhang ve Tan [40] tarafından yapılmıştır. Bu çalışmaya göre çubuk model yönteminde kesme kuvvetinin bulunması için araştırmacıların bazı bağıntılar önermiştir (bkz. bağıntı 33-36).

DE-1 deney elemanı için Zhang ve Tan [40] tarafından önerilen bağıntı 33'e göre asal donatılarda oluşan çekme gerilmesi;

$$f_{t,m} = \frac{4A_s f_y \sin \theta_s}{A_c / \sin \theta_s} = \frac{4 \times (339.29 \times 496 + 201.06 \times 480) \times \sin 37.54}{\frac{450 \times 100}{\sin 37.54}} = 8.73 \text{ MPa}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Etriye ve gövde donatılarında oluşan çekme gerilmesi ise;

$$f_{t,v,h} = \sum \frac{f_{yw} A_{sw} \sin(\theta_s + \theta_w)}{A_c / \sin \theta_s} = \frac{603 \times 480 \times \cos 37.54}{45000 / \sin 37.54} + \frac{201 \times 480 \times \sin 37.54}{45000 / \sin 37.54} = 3.11 + 0.81 = 3.92 \text{ MPa}$$

olarak elde edilmiştir. Önerilen yöntemde betonda oluşan çekme gerilmesi;

$$f_{t,c} = 0.31 \sqrt{f_{ck}} \left(\frac{\varepsilon_{cr}}{\varepsilon_1} \right)^{0.4} = 0.31 \times \sqrt{35.65} \times \left(\frac{0.00008}{0.002 + \frac{0.004}{\tan 37.54^2}} \right)^{0.4} = 0.285 \text{ MPa}$$

şeklinde, beton ve donatıda oluşan toplam çekme gerilmesi ise f_t ;

$$f_t = 8.73 + 3.92 + 0.285 = 12.94 \text{ MPa}$$

olarak hesaplanmıştır. Zhang ve Tan [40], basınç çubuklarının genişliğinin eşit olmaması durumunda, iki uçtaki genişliklerin ortalamasını almıştır. Deney elemanında hesaplanan kesme kuvveti;

$$V_n = \frac{1}{\frac{2 \times \sin(2 \times 37.54)}{12.94 \times 100 \times 450} + \frac{\sin 37.54}{\left(\frac{210+170}{2} \times 100\right) \times 35.65}} = 236.87 \text{ kN}$$

şeklinde hesaplanmıştır. Araştırmacıların önerdiği bağıntılara göre tüm deney numuneleri için hesaplanan kesme kuvveti değerleri ve deneylerden elde edilen kesme kuvvetlerinin hesaplanan kesme kuvvetlerine oranı Tablo 11’de verilmiştir.

Tablo 11. Zhang ve Tan [40] çubuk model yönteminde kesme kuvveti hesabı

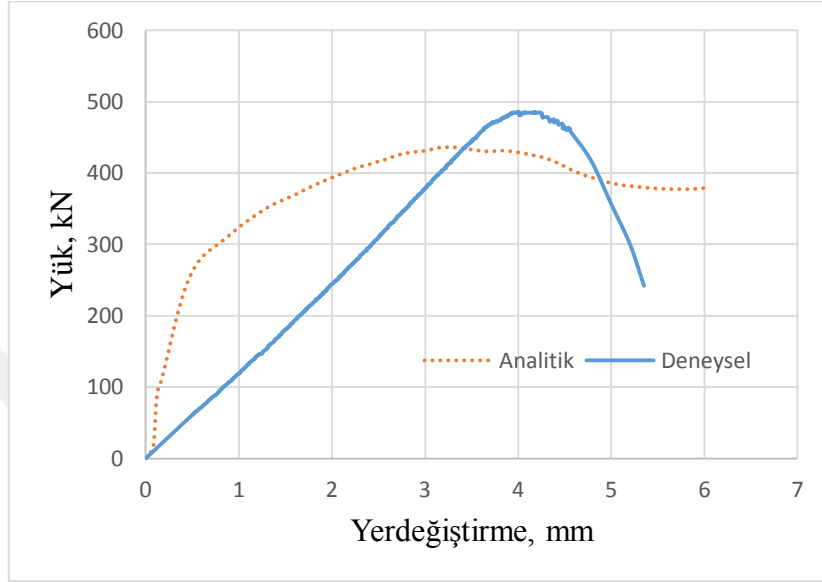
Deney eleman No.	A_s (mm ²)	A_v (mm ²)	A_h (mm ²)	A_d (mm ²)	f_{ck} (MPa)	V_n [41] kN	Deneysel kesme kuvveti (V_d) kN	V_d/V_n
DE-1	540.35	603	201	-	35.65	236.87	242.50	1.02
DE-2	540.35	603	201	301.60	34.73	262	315	1.19
DE-3	540.35	603	201	314	34.88	263.34	314.50	1.19
DE-4	540.35	603	904	-	35.30	274.5	281	1.02

Tablodan görüldüğü gibi Zhang ve Tan [40] tarafından önerilen bağıntılarla, çubuk model yöntemi için hesaplanan kesme kuvvetleri deneysel kesme kuvvetlerine göre, DE-1 ve DE-4 (referans ve gövde donatılı) deney elemanları için %2’lik bir fark oluşmuştur. DE-2 ve DE-3 deney elemanları (diyagonal donatılı elemanlar) için ise bu fark %19 olarak hesaplanmıştır. Buradan da Zhang ve Tan’ın önerdiği bağıntılar diyagonal donatılı yüksek kirişler için daha uygun sonuç vermiştir.

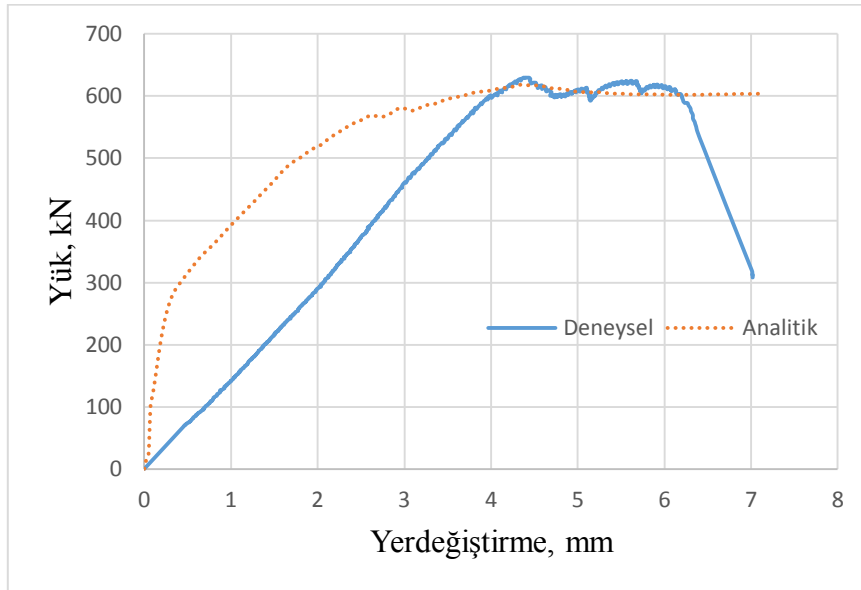
3.5.3. Sonlu Elemanlar Modeliyle Deneysel Sonuçların Karşılaştırılması

Çalışmanın bu kısmında deney sonuçlarının sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak analitik olarak hesaplanan sonuçlarla karşılaştırılması yapılmıştır. Sonlu elemanlar yönteminde ABAQUS paket programı kullanılmıştır. Modellerde donatı için T3D2 çubuk eleman (2 serbestlik dereceli), beton için C3D8R kübik eleman (toplamda 24 serbestlik

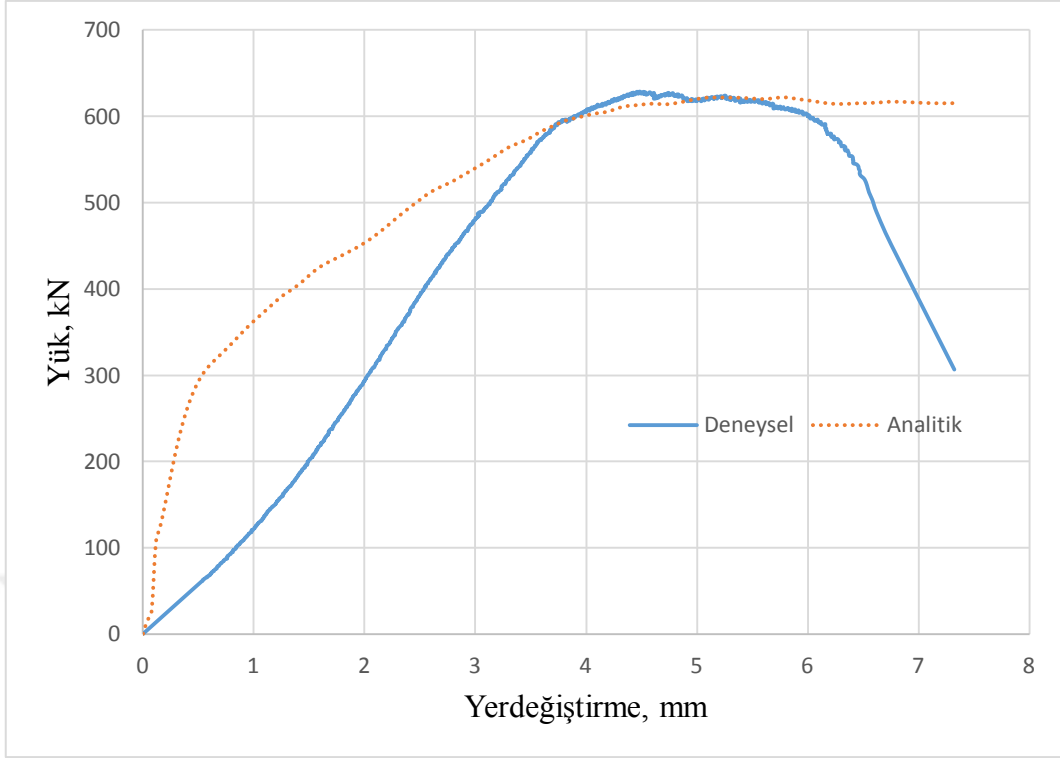
dereceli) kullanılmıştır. Sonlu elemanlar yöntemine göre hesap edilen yük-yerdeğiştirme ilişkisi DE-1 deney elemanı için Şekil 95’de, DE-2 için Şekil 96’da, DE-3 için Şekil 97’de, DE-4 için Şekil 98’de, analitik olarak elde edilen maksimum yük ve yerdeğiştirme değerleri deneysel verilerle birlikte Tablo 12’de verilmiştir



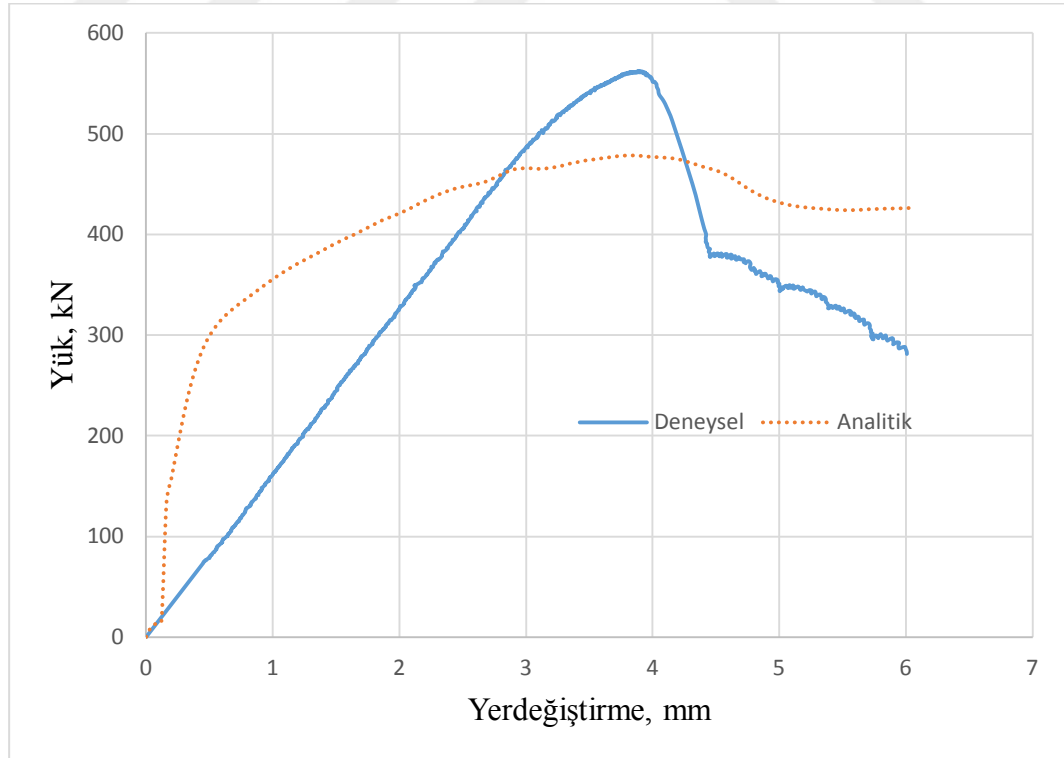
Şekil 95. DE-1 deney elemanı için deneysel ve analitik yük-yerdeğiştirme eğrileri



Şekil 96. DE-2 deney elemanı için deneysel ve analitik yük-yerdeğiştirme eğrileri



Şekil 97. DE-3 deney elemanı için deneysel ve analitik yük-yerdeğiştirme eğrileri

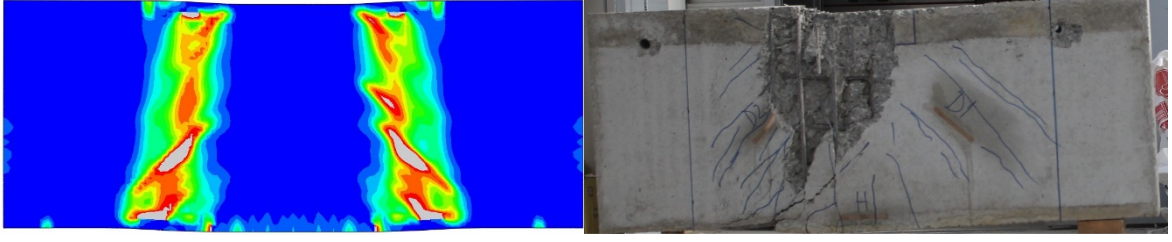


Şekil 98. DE-4 deney elemanı için deneysel ve analitik yük-yerdeğiştirme eğrileri

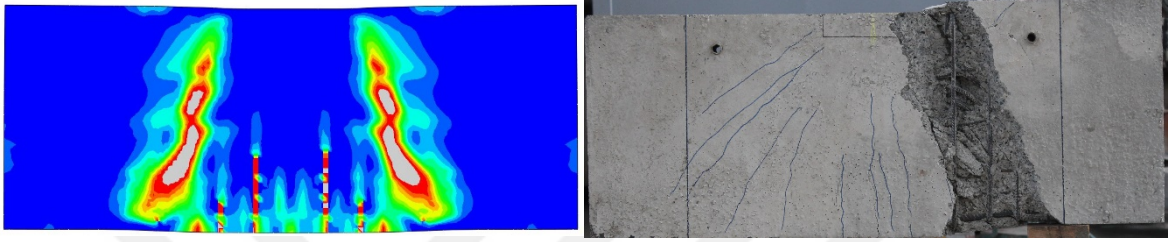
Tablo 12. Analitik ve deneylerden elde edilen sonuçların karşılaştırılması

Deney eleman No.	DeneySEL maksimum yük (kN)	Analitik maksimum yük (kN)	DeneySEL maks. yüke karşılık gelen yerdeğiştirme, (mm)	Analitik maks. yüke karşılık gelen yerdeğiştirme, (mm)
DE-1	485	436.02	3.95	3.28
DE-2	630	618.62	4.37	4.35
DE-3	629	621.71	4.48	4.85
DE-4	562	535.60	3.89	3.91

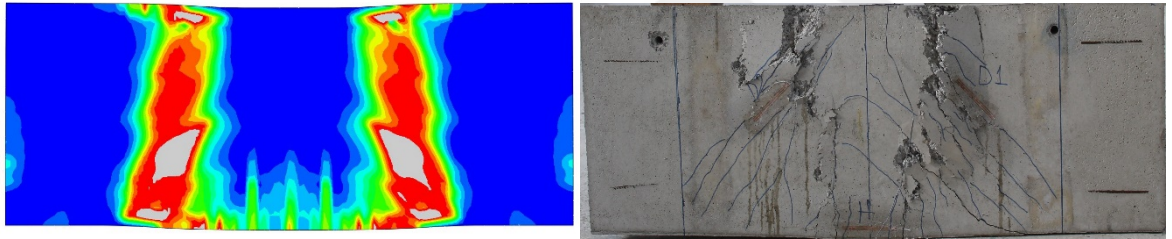
Bu tablo ve şekillerden görüldüğü gibi, sürekli yük altında çözümlenen DE-1 elemanında analitik yük değeri 436.02 kN, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme 3.28 mm olarak bulunmuştur. DeneySEL sonuçla sonlu elemanlar hesap modeli arasında oluşan taşıma gücü yaklaşık %11, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirmede oluşan fark ise %20 dolaylarında olmuştur. DE-2 için maksimum yük 618.62 kN, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme 4.35 mm olarak bulunmuştur. DeneySEL sonuçla sonlu elemanlar hesap modeli arasında oluşan nihai taşıma gücü yaklaşık %2, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirmede oluşan fark ise %0.1 olmuştur. DE-3 deney elemanı için maksimum yük 621.71 kN, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme 4.85 mm olarak bulunmuştur. DeneySEL sonuçla sonlu elemanlar hesap modeli arasında oluşan nihai taşıma gücünde yaklaşık %1.1, maksimum yüke karşılık gelen deplasmandaki fark ise %8 olmuştur. DE-4 deney elemanı için maksimum taşıma gücü 535.60 kN, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme 3.91 mm olarak bulunmuştur. DeneySEL sonuçla sonlu elemanlar hesap modeli arasında oluşan taşıma gücü yaklaşık %5, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme fark ise %0.1 olmuştur. Analitik çözümlenmede beton için seçilen plastik hasar modeli (CDP) nedeniyle maksimum yük değerine kadar deneySEL ve analitik sonuçlar farklılık göstermiştir. Ancak maksimum yük seviyesinde ve bu yüke karşılık gelen yerdeğiştirme değerlerinde analitik sonuçlarla deneySEL sonuçlar arasında büyük bir uyum bulunmaktadır. Nihai durumdaki kırılma şekilleri, DE-1 elemanı için Şekil 99'da, DE-2 elemanı için Şekil 100'de, DE-3 elemanı için Şekil 101'de ve DE-4 elemanı için Şekil 102'de, deney elemanları ile birlikte verilmiştir.



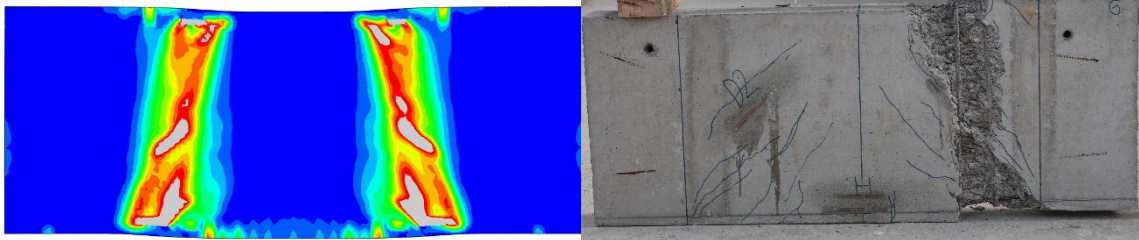
Şekil 99. DE-1 deney elemanı için nihai durumdaki analitik ve deneysel kırılma şekli



Şekil 100. DE-2 deney elemanı için nihai durumdaki analitik ve deneysel kırılma şekli



Şekil 101. DE-3 deney elemanı için nihai durumdaki analitik ve deneysel kırılma şekli



Şekil 102. DE-4 deney elemanı için nihai durumdaki analitik ve deneysel kırılma şekli

Bu şekillerden görüldüğü gibi yüksek kirişlerde nihai durumda analitik ve deneysel kırılma şekilleri benzerdir. Bununla birlikte diyagonal donatı bulunmayan deney elemanlarının (DE-1 ve DE-4) orta açıklığında belirgin bir eğilme çatlakları gözlenmezken

diyagonal doğrultuda donatı yerleştirilen deney elemanlarında belirgin bir eğilme çatlaklarının olduğu gözlenmiştir.



4.SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Farklı donatı düzenine sahip betonarme yüksek kirişlerin davranışlarının deneysel ve teorik olarak incelenmesi amacıyla gerçekleştirilen bu çalışma kapsamında; yüksek kirişler, kullanım alanları, farklı yönetmeliklerde bulunan istemler irdelenmiş ve dört farklı donatı düzenine sahip yüksek kirişler üzerinde deneyler yapılarak elde edilen deney sonuçları kendi aralarında, sayısal ve analitik sonuçlarla karşılaştırılmalı olarak incelenmiştir. Çalışmadan çıkartılabilecek bazı sonuç ve öneriler aşağıda özetlenmiştir.

1. Farklı diyagonal donatı düzenine sahip DE-2 ve DE-3 deney elemanlarının maksimum taşıma kapasiteleri yaklaşık olarak aynıdır. Ancak DE-3 deney elemanında maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme, DE-2 deneye elemanına göre %3 oranında, enerji yutma kapasitesi ise %2 oranında daha fazla olmuştur.
2. DE-2 deney elemanında kullanılan diyagonal donatı çaplarının küçük olması (her bir diyagonalde 6Ø8 donatı) nedeniyle, diyagonal doğrultuda yerleştirilen donatılar burkulmuştur. DE-3 deney elemanında, 20 mm çapında diyagonal doğrultuda yerleştirilen donatıda burkulma gözlenmemiştir.
3. Gövde donatısı sıklaştırılması yapılmış DE-4 deney elemanı, referans numune olarak seçilen DE-1 deneye elemanına göre %16 oranında daha fazla yük taşımıştır. Ancak maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme DE-4 deney elemanının daha rijit davranış göstermesi nedeniyle DE-1 deney elemanına göre %2 oranında azalma görülmüştür. Enerji yutma kapasiteleri yaklaşık olarak aynı kalmıştır.
4. DE-2 ve DE-3 deneye elemanları, DE-1 deney elemanına göre taşıma gücünde %30, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirmede yaklaşık %13 ve enerji yutma kapasitelerinde %95'lik bir artış gözlenmiştir.
5. DE-2 ve DE-3 deneye elemanları, DE-4 deney elemanına göre taşıma gücünde %12, maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirmede %16 ve enerji yutma kapasitelerinde %95'lik bir artış gözlenmiştir.

6. TS500-2000 yüksekliği fazla olan kirişler için önerilen kesme kuvveti formülü DE-1 ve DE-4 deney elemanları için güvensiz sonuçlar vermiştir. Diyagonal donatılı DE-2 ve DE-3 deney elemanları için TS500-2000, kesme kuvveti hesabı yapılabilecek bağıntıları önermemiştir.
7. Çubuk model yöntemine göre kesme kuvveti hesabında, ACI 318-14 yönetmeliği DE-1 deney elemanı için %3, DE-4 deney elemanı için %21 oranında güvenli tarafta kalmıştır. Ancak DE-2 deney elemanı için %1, DE-3 deney elemanı için %2 oranında güvensiz tarafta kalmıştır. CSA A.23-04 ve EN 1992-1-1 yönetmelikleri sırasıyla DE-1 deney elemanı için %43 ve %28, DE-2 deney elemanı için %26 ve %69, DE-3 deney elemanı için %24 ve %68, DE-4 deney elemanı için ise %70 ve %50 oranında güvenli tarafta kalmıştır. CSA A.23-04 yönetmeliği DE-1 ve DE-4 deney elemanları için aşırı güvenli olurken, EN1992-1-1 yönetmeliği ise DE-2, DE-3 ve DE-4 deney elemanları için aşırı güvenli olmuştur.
8. Zhang ve Tan tarafından çubuk model yönteminde kesme kuvveti hesaplanmasında önerdikleri bağıntılara göre yapılan hesaplamalar sonucunda, DE-1 deney elemanı %2, DE-2 ve DE-3 deney elemanları %19, DE-4 deney elemanı %2 oranında güvenli kalmıştır. Buda Zhang ve Tan tarafından önerilen modelin yönetmeliklere göre daha uygun olduğunu göstermektedir.
9. Sonlu elemanlara göre hesaplanan sonuçlar, maksimum yük değerine kadar deneysel ve analitik sonuçlar farklılık göstermiştir. Ancak maksimum yük seviyesinde ve bu yüke karşılık gelen yerdeğiştirme değerlerinde analitik sonuçlarla deneysel sonuçlar arasında büyük bir uyum sağladığı görülmüştür. Bunun nedeninin, seçilen malzeme modellerinden kaynaklandığı düşünölmektedir.
10. Yüksek kirişlerde diyagonal doğrultuda yerleştiren donatılar, referans ve gövde donatısı sıklaştırılması yapılmış kirişlere göre taşıma gücünde, kesme kuvvetinde, enerji yutma kapasitesinde büyük artış göstermiştir.
11. Yüksek kirişlerde diyagonal doğrultuda yerleştiren donatıların erken burkulmaması için etriye sıklaştırılması yapılmış kolon (basınç elemanı) donatısı şeklinde düzenlenerek davranışlarının araştırılması yararlı olacaktır.

12. Bugün Türkiye’de yürürlükte olan yüksek kirişler için kesme kuvveti hesabında önerilen bağıntılar gözden geçirilmeli ve deneysel sonuçlarla doğrulanmalıdır. Günümüzde başlıca ACI 318-14, CSA A23.3-04 ve EN 1992-1-1 gibi yönetmeliklerde yüksek kiriş hesabında kullanılan çubuk model yöntemi incelenmeli ve deneysel sonuçlarla doğrulanarak ynetmeliğimize kazandırılmalıdır.



5. KAYNAKLAR

1. Mihaylov, B., I., Bentz, E., C. ve Collins, M., P., Two-Parameter Kinematic Theory for Shear Behavior of Deep Beams, ACI Structural Journal, 110,3 (2013) 447-456.
2. Wight J., K. ve Macgregor J., M., Reinforced Concrete Mechanics and Design, Sixth Edition, Pearson, New Jersey, 2011.
3. <https://www.youtube.com/watch?v=gXSZ-84z9Xc> Transfer Beam. 11 Ocak 2016.
4. <http://ww1.prweb.com/prfiles/2007/06/06/531619/77WWackerbuilding.jpg> WackerBuilding. 30 Aralık 2015.
5. Mohamed, K., A., A., Performance and Strut Efficiency Factor of Concrete Deep Beams Reinforced with GFRP Bars, Degree of Doctoral of Science, Faculty of Graduate School, Sherbrooke University, Québec, 2015.
6. Ersoy, U. ve Özcebe, G., Betonarme, Evrim, İstanbul, 2007.
7. Celep Z., Betonarme Yapılar, Beşinci Baskı, Beta Dağıtım, İstanbul, 2009.
8. Taranath, B., S., Reinforced Concrete Design of Tall Buildings, First Edition, CRC Press, New York, 2009.
9. Nawy, E., G., Reinforced Concrete Fundamental Approach, Sixth Edition, Pearson, New Jersey, 2008.
10. Nguyen, P., T., A Study Of Shear Behavior Of Reinforced Concrete Deep Beams, Degree of Doctoral of Science, Faculty of Graduate School, University of Texas at Austin, Texas, 2013.
11. Kani, M., W., Huggins, M., W. ve Wittkopp, R., R., Kani on Shear in Reinforced Concrete, University of Toronto Press, Toronto, 1979.
12. Bresler, B. ve Macgregor, J. G., Review of Concrete Beams Failing in Shear, Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, 93,1 (1967) 343-372.
13. Collins, M., P. ve Kuchma, D., How Safe Are Our Large, Lightly-Reinforced Concrete Beams, Slabs and Footings?, ACI Structural Journal, 96,4 (1999) 482-490.

14. Latosh, F., A., Structural Behaviour of Conventional and FRP- Reinforced Concrete Deep Beams, Degree of Doctoral of Science, Faculty of Graduate School, Concordia University, Montreal, 2014.
15. Brown, D., M., ve Bayrak, O., Design of Deep Beams Using Strut-and-Tie Model- Part I: Evaluating U.S Provisions, ACI Structural Journal, 105,4 (2008) 395-404.
16. Carlos, G., Q., F., Gustavo, P., M., ve Wight, J., K., Strength of Struts in Deep Concrete Members Designed Using Strut-and-Tie Method, ACI Structural Journal, 103,4 (2006) 577-586.
17. Tan, K., H., Kong, F., K., Teng, S., ve Weng, L. W., Effect of Web Reinforcement on High Strength Concrete Deep Beams, ACI Structural Journal, 94,5 (1997) 572-581.
18. ACI 318-14, Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary, ACI, Farmington Hills, Michigan, 2014.
19. CAN/CSA Standard A23.3-04, Design of Concrete Structures for Buildings with Explanatory Notes, Canadian Standards Association, Missisauga, 2004.
20. European Standard EN1992-1-1, EuroCode 2: Design of Concrete Structures – Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings, European Committee for Standardization, CEN, Europe, 2004.
21. BS 8110-1, Structural use of concrete-Part 1: Code of practice for design and construction, Technical Committee B/525, London 1997.
22. TS500, Betonarme Yapıların Tasarım ve Yapım Kuralları, TSE, Ankara, 2000.
23. Bahen, N., P., Strut-and-Tie Modeling for Disturbed Regions in Structural Concrete Members with Emphasis on Deep Beams, Degree of Master of Science, Faculty of Graduate School, Nevada,Reno University, Virginia, 2007.
24. Schlaich, J., Schäfer, K. ve Jennewein, M., Toward a Consistent Design of Structural Concrete, PCI Journal, 32,3 (1987) 74-150.
25. MacGregor, J. G., Reinforced Concrete, Mechanics and Design, Third Edition, Prentice Hall, New Jersey, 1997.

26. Tuchscherer, R., G., Strut-and-Tie Modeling of Reinforced Concrete Deep Beams: Experiments and Design Provisions, Degree of Doctoral of Science, Faculty of Graduate School, Texas at Austin University, Texas, 2008.
27. Özkal, M., F., Topoloji Eniyilemesi ve Çubuk Benzeşimi Yöntemleri Kullanılarak Betonarme Yapı Elemanlarında En Uygun Donatı Düzeninin Belirlenmesi ve Deneysel Gerçekleşmesi, Doktora Tezi, Atatürk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Erzurum, 2012.
28. Adebar, P. ve Zhou, L., Design of Deep Pile Caps by Strut and Tie Models, ACI Structural Journal, 93,4 (1996) 437–448.
29. Leonhardt, F. ve Walther, R., Wandertige Trager, Bulletin No.178, Berlin, 1966.
30. De Pavia, H. A. R. ve Siess, C., P., Strength and Behavior of Deep Beams, ASCE Structural Journal, 91,5 (1965) 19-41.
31. Kong, F., K., Robins, P., J. ve Cole, D., F., Web Reinforcement Effects on Deep Beams, ACI Structure Journal, 69,3 (1970) 172-187.
32. Smith K., N. ve Vantsiotis, A., S., Shear Strength of Deep Beams, ACI Structure Journal, 79,3 (1982) 201-213
33. Rogowsky, D., M. ve MacGregor, J., G., Design of Deep Reinforced Concrete Continuous Beams, Concrete International, 8,8 (1986) 46-58.
34. Rogowsky, D., M., ve MacGregor, J., G., Shears Strength of Deep Reinforced Concrete Continuous Beams, Structural Engineering Report No. 110, November 1983, 178 pages.
35. Siao, W., B., Strut and Tie model for Shear Behaviour in Deep Beams and Pile Caps Failing in Diagonal Splitting, ACI Structural Journal, 90,4 (1993) 356-363.
36. Tan, K., H. ve Lu H., Y., Shear Behavior of Large Reinforced Concrete Deep Beams and Code Comparasions, ACI Structural Journal, 96,5 (1999) 836-845.
37. Oh J., K. ve Shin, S., W., Shear Strength of Reinforced High-Strength Concrete Deep Beams, ACI Structural Journal, 98,2 (2001) 164-173.
38. Foster, S., J. ve Gilbert, R., L., Experimental studies on high-strength concrete deep beams, ACI Structural Journal, 95,4 (1998) 382- 390.

39. Brown, M., D. ve Bayrak, O., Investigation of Deep Beams with Various Load Configurations, ACI Structural Journal, 104,5 (2007) 611-620.
40. Zhang, N. ve Tan, K., H., Size Effect in RC Deep Beams: Experimental Investigation and STM Verification, Journal of Structural Engineering, 132,5 (2007) 3241-3254.
41. Arabzadeh, A., Aghayari R. ve Rahai, A., R., Investigation of Experimental and Analytical Shear Strength of Reinforced Concrete Deep Beams, International Journal of Civil Engineering, 9,3 (2011) 141-153.
42. Lu, W., Lin, I., ve Yu, H., Shear Strength of Reinforced Concrete Deep Beams, ACI Structural Journal, 55,110 (2013) 671-680.
43. Gedik, Y., H., Experimental And Numerical Study On Shear Failure Mechanism Of RC Deep Beams, Degree of Doctoral of Science, Faculty of Graduate School, Nagoya University, Nagoya, 2011.
44. Ahmad, B., Effects of Anchorage Details on Response of Deep Beams, Degree of Master of Science, Faculty of Graduate School, McGill University University, Montreal, 2006.
45. Londhe, R., S., Shear Strength Analysis and Prediction of Reinforced Concrete Transfer Beams in High-Rise Buildings, Structural Engineering and Mechanics, 37,1 (2011) 39-59.
46. Zhang Z. ve Hsu, C., T., Shear Strengthening of Reinforced Concrete Deep Beam Using Carbon Fiber Reinforced Polymer Laminates, Journal of Composites for Construction, ASCE, 9,2 (2005) 158-169.
47. Karthik, P., Performance Evaluation of RC Deep Beams, International Journal of Advanced Engineering, Management and Science (IJAEMS), 1,2 (2015) 83-103
48. Campione, G., Flexural Behavior of Steel Fibrous Reinforced Concrete Deep Beams, Journal Of Structural Engineering, ASCE, 138,2 (2012) 235-246.
49. Abaqus/CAE v6.13 Programme, Dassault Systemes Simulia Corp. Providence, RI, USA.
50. Lubliner, J., Oliver, J., Oller, S. ve Onate, E., A Plastic-damage Model for Concrete, Solids and Structures, 25 (1989) 299-326.

51. Lee, J. ve Fenves , G., Plastic-damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structure, Engineering Mechanics, 124 (1998) 892-900.
52. oşğun, S., İ., Betonarme Plakların Darbe Yüğü Etkisindeki Davranışlarının Sayısal Olarak İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, KTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon, 2014.
53. Hibbitt, H., Karlsson, B. ve Sorensen P., Abaqus Analysis Users Manual Version 6.11 Dassault Systèmes Simulia Corp. Providence, RI, USA, 2011.
54. Hillerborg, A., The Theoretical Basis of a Method to Determine The Fracture Energy G_f of Concrete, Materials and Structures, 18,4 (1985) 291-296.



ÖZGEÇMİŞ

Mehmet YILMAZ, 07.08.1990'da Ordu'da doğdu. İlköğretimini Çorum 23 Nisan İlköğretim okulunda, liseyi Ordu Fatih Y.D.A Lisesinde tamamladı. 2012 yılında Karadeniz Teknik Üniversitesini İnşaat Mühendisliği Bölümünden mezun oldu. Bir sene yabancı dil eğitiminden sonra 2013 yılında yüksek lisansa başladı. Orta derecede İngilizce bilmektedir.

