İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

LİFLİ YÜKSEK PERFORMANSLI BETON DOLDURULMUŞ ÇELİK TÜPLERİN MEKANİK DAVRANIŞI

DOKTORA TEZİ

Soner GÜLER

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Yapı Mühendisliği Programı

HAZİRAN 2012

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

LİFLİ YÜKSEK PERFORMANSLI BETON DOLDURULMUŞ ÇELİK TÜPLERİN MEKANİK DAVRANIŞI

DOKTORA TEZİ

Soner GÜLER
(501072017)

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Yapı Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Prof. Dr. Metin AYDOĞAN

HAZİRAN 2012

İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 501072017 numaralı Doktora Öğrencisi **Soner GÜLER**, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı **"LİFLİ YÜKSEK PERFORMANSLI BETON DOLDURULMUŞ ÇELİK TÜPLERİN MEKANİK DAVRANIŞI"** başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Prof. Dr. Metin AYDOĞAN** .....
İstanbul Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Kadir GÜLER** .....
İstanbul Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Mehmet Ali TAŞDEMİR .....
İstanbul Teknik Üniversitesi

Prof. İbrahim EKİZ .....
Yıldız Teknik Üniversitesi

Doç. Dr. Mustafa ZORBOZAN .....
Yıldız Teknik Üniversitesi

Teslim Tarihi : **23 Mart 2012**
Savunma Tarihi : **11 Haziran 2012**

Anneme,

ÖNSÖZ

Doktora çalışmamın oluşmasında bilgi ve tecrübesiyle önemli katkıları olan, çalışmalarım için maddi ve manevi desteklerini esirgemeyen çok değerli hocam Prof. Dr. Metin AYDOĞAN'a sonsuz teşekkürlerimi sunarım. Tezimin her aşamasında desteklerini gördüğüm Prof. Dr. Mehmet Ali TAŞDEMİR'e, Betonarme Çalışma Grubu hocalarıma, Dr.Yıldır Akkaya'ya, Dr.Erol Lale'ye, Araş.Gör. Oğuz Can Öğüt'e, Araş.Gör.Birkan Tunç'a ve aileme teşekkürü bir borç bilirim.

Haziran 2012

Soner Güler
(Araştırma Görevlisi)

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ ..... **vii**
İÇİNDEKİLER ..... **ix**
KISALTMALAR ..... **xi**
ÇİZELGE LİSTESİ ..... **xv**
ŞEKİL LİSTESİ ..... **xvii**
ÖZET ..... **xxi**
SUMMARY ..... **xxiii**
1. GİRİŞ **1**
1.1 Genel Bilgi 1
2. KONU İLE İLGİLİ ÇALIŞMALAR **5**
2.1 ÇTBD kolon numunelerde deneysel ve analitik çalışmalar 5
2.2 Yapılan Çalışmanın Amacı ve Sınırları 12
3. BETONUN MEKANİK ÖZELLİKLERİ **15**
3.1 Normal Dayanımlı Betonlar 15
3.2 Yüksek Dayanımlı Betonlar 20
3.3 Ultra Yüksek Dayanımlı Betonlar (Reaktif Pudra Betonlar) 23
4. BETONDA SARGILAMA **27**
4.1 Sargılama Etkisi 27
4.2 Aktif Sargılama 27
4.3 Pasif Sargılama 29
4.4 Mander'in Pasif Sargılama Modeli 30
5. ÇELİK TÜP İÇİNE BETON DOLDURULMUŞ ELEMANLARIN MEKANİK ÖZELLİKLERİ VE DAVRANIŞI **33**
5.1 ÇTBD Elemanların Mekanik Özellikleri 33
5.1.1 İki eksenli gerilme durumu ve sargılama etkisinin mekanik davranışı 33
5.1.2 Süneklik 37
5.1.3 Dinamik davranış 37
5.1.4 Eksenel kapasitede narinlik etkisi 38
5.2 Eksenel Yüklü ÇTBD Kolonlar 38
5.2.1 ÇTBD kısa kolonlar 39
5.2.2 ÇTBD narin kolonlar 43
5.2.3 ÇTBD kolonların rijitliği 45
5.2.4 ÇTBD kolonların tekrarlı yük etkisinde davranışı 45
5.2.5 ÇTBD kolonların davranışını etkileyen diğer faktörler 46
5.2.6 Mevcut yönetmeliklere göre ÇTDB kolon elemanların eksenel yük taşıma kapasiteleri 50
5.3 Basit Eğilme Etkisinde ÇTBD Kirişler 51
5.3.1 Dayanım 52
5.3.2 Rijitlik 53
5.3.3 Tekrarlı yükleme etkisinde davranış 53
5.4 Kolon-Kiriş Birleşim Bölgeleri 54

5.5 ÇTBD Elemanlardan Oluşan Çerçeveler 54
5.6 ÇTBD Kirişlerin Yönetmeliklere Göre Moment Kapasitelerinin Hesaplanması 55
6. ÇTBD KISA KOLON ELEMANLAR ÜZERİNDE YAPILAN DENEYSEL ÇALIŞMALAR 59
6.1 Deney Numunelerinin Hazırlanması 59
6.2 Ölçüm Düzeneğinin Kurulması 61
6.3 Çelik Tüplerin Mekanik Özelliklerinin Belirlenmesi 63
6.4 Betonun Mekanik Özelliklerinin Belirlenmesi 64
6.4.1 Silindir ve küp basınç deneyi 66
6.5 Deney Sonuçlarının Grafik Gösterimi, Karşılaştırma ve Değerlendirmeler 67
6.5.1 ÇTBD kolonların yük-eksenel kısalma grafikleri 67
6.5.2 Performans indisleri 76
6.6 Doğrusal regresyon analizi 80
6.6.1 Kolon elemanlar için doğrusal regresyon analizi 81
7. ÇTBD KİRİŞ ELEMANLAR ÜZERİNDE YAPILAN DENEYSEL ÇALIŞMALAR 87
7.1 Deney Numunelerinin Hazırlanması 87
7.2 Üç noktalı eğilme deneyi ve kırılma enerjisinin belirlenmesi 89
7.3 Kiriş numuneler için doğrusal regresyon analizi 95
8. ÇTBD KOLON VE KİRİŞ ELEMANLARIN SAYISAL OLARAK MODELLENMESİ 97
8.1 Genel 97
8.2 Sonlu Eleman Tipi ve Aralık Seçimi 97
8.3 Yükleme Şekli ve Sınır Koşulları 98
8.4 Çelik Tüp Malzeme Modeli 98
8.5 Beton Malzeme Modeli 99
8.6 Çelik Tüp ile Beton Arasındaki Etkileşim 101
8.7 Kolon Elemanların Deney Sonuçlarıyla Sonlu Eleman Analiz Sonuçlarının Karşılaştırılması 101
8.8 Kiriş Elemanların Sonlu Eleman Modeli 107
8.9 Kiriş Elemanların Deney Sonuçlarıyla Sonlu Eleman Analiz Sonuçlarının Karşılaştırılması 108
8.10 Kafes Kiriş Uygulaması 110
9. SONUÇLAR VE ÖNERİLER 115
KAYNAKLAR 121
ÖZGEÇMİŞ 129

KISALTMALAR

ÇTBD **:** Çelik tüp içine doldurulmuş beton
NDB **:** Normal Dayanımlı Beton
YDB **:** Yüksek Dayanımlı Beton
RPB **:** Reaktif Pudra Betonu
ACI **:** Amerikan Beton Enstitüsü
AS **:** Avusturalya Standartı
EC4 **:** Eurocode 4
AISC **:** Amerikan Çelik ve Beton Enstitüsü
SEA **:** Sonlu Eleman Analizi

SEMBOL LİSTESİ

$f_{cc}^{'}$: Sargılanmış betonun basınç dayanımı

$f_{c}^{'}$: Sargılanmamış betonun basınç dayanımı

k : Yanal sargı deneylerine göre belirlenen bir katsayı

σ_r : Yanal sargı gerilmesi

A_c : Beton en kesit alanı

A_s : Çelik tüp en kesit alanı

A_{sc} : Kompozit kesitin en kesit alanı

f_y : Çelik tüp akma dayanımı

P_{cr} : Narin kolonların kritik burkulma yükü

E_{st} : Çelik tüp elastisite modülü

E_{st} : Beton elastisite modülü

I_s : Çelik tüp atalet momenti

I_c : Beton atalet momenti

L : Kolon boyu

L_{cr} : Kolon elemanın kritik boyu

$\mathbf{r_s}$: Çelik tüp atalet yarıçapı

P_o : Kısa kolonların eksenel yük taşıma kapasitesi

θ : Sargılama faktörü

$\varepsilon_{cc}^{'}$: Sargılanmış betonun eksenel şekil değiştirmesi

$\varepsilon_{c}^{'}$: Sargılanmamış betonun eksenel şekil değiştirmesi

Φ_1 : Narinlikten dolayı dayanım azaltma katsayısı

Φ_e : Eksantrisiteden dolayı dayanım azaltma katsayısı

f_{2a} : Hidrostatik sargı gerilmesi

$\overline{f}_r$: Potansiyel sargılama indeksi

K_p : İçsel sürtünme açısına bağlı olarak belirlenen bir katsayı

ϕ : İçsel sürtünme açısı

D : ÇTBD kolonların dış çapı

t : Çelik tüp çeper kalınlığı

c : Kohezyon katsayısı

μ : Eksenel şekil değiştirme sünekliği

$\mathbf{W_{pa}}$: Çelik tüp kesitin plastik mukavemet momenti

$\mathbf{W_{pc}}$: Betonun plastik mukavemet momenti

$\mathbf{W_{ps}}$: Çelik tüp içindeki boyuna donatının plastik mukavemet momenti

$\mathbf{W_{pan}}$: Çelik tüpün plastik kesit modülü

$\mathbf{W_{pcn}}$: Betonun plastik kesit modülü

$\mathbf{W_{psn}}$: Çelik tüp içindeki boyuna donatının plastik kesit modülü

Z : Çelik tüpün plastik mukavemet momenti

W_{scm} : Kompozit kesitin plastic kesit modülü

Y_m **:** Kompozit kesitin eğilme dayanım indeksi

ξ **:** Sargılama faktörü

$\bar{p}$ **:** Etkili hidrostatik basıncı

$\bar{q}$ **:** Etkili von Mises gerilmesi

$\bar{S}$ **:** Etkili gerilme tansörünün deviatorik kısmı

$\bar{\sigma}$ **:** Maksimum özdeğer

G: Hiperbolik Drucker-Prager fonksiyonu

φ **:** p-q düzleminde yüksek gerilmeler altında oluşan dilatasyon açısı

σ_{to}**:** Kırılma anında oluşan çekme gerilmesi

x **:** Ölçeklendirme terimi

I_1**:** Gerilme tansörünün birinci değişmezi

P_{Deney}**:** Deney sonucu elde edilen ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitesi

P_{SEA}**:** Sonlu eleman analiz sonucu elde edilen ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitesi

M_{Deney}**:** Deney sonucu elde edilen ÇTBD kirişlerin eğilme momenti kapasitesi

M_{SEA}**:** Sonlu eleman analiz sonucu elde edilen ÇTBD kirişlerin eğilme momenti kapasitesi

M_{SEA}**:** Sonlu eleman analiz sonucu elde edilen ÇTBD kirişlerin eğilme momenti kapasitesi

M_{EC4}**:** Eurocode 4 yönetmeliğine göre ÇTBD kirişlerin eğilme momenti kapasitesi

M_{AISC}**:** AISC yönetmeliğine göre ÇTBD kirişlerin eğilme momenti kapasitesi

M_{CIDECT}**:** CIDECT yönetmeliğine göre ÇTBD kirişlerin eğilme momenti kapasitesi

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 3.1 : NDB, YDB ve RPB Mekanik Özelliklerinin Karşılaştırılması (Topçu ve Karakurt, 2005). 26
Çizelge 6.1 : Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kare en kesitli kolon numunelerin geometrik ve mekanik özellikleri. 61
Çizelge 6.2 : Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolon numunelerin geometrik ve mekanik özellikleri. 62
Çizelge 6.3: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerin geometrik ve mekanik özellikleri. 63
Çizelge 6.4: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelere ait çelik tüplerin mekanik özellikleri. 64
Çizelge 6.5: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelere ait çelik tüplerin mekanik özellikleri. 64
Çizelge 6.6: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton karışım oranları. 65
Çizelge 6.7: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton karışım oranları. 66
Çizelge 6.8: Aynı çeper kalınlığına sahip kare en kesitli numunelerde aderans etkisinden dolayı eksenel yük taşıma kapasitesindeki ortalama değişim. 70
Çizelge 6.9: Aynı çeper kalınlığına sahip daire en kesitli numunelerde aderans etkisinden dolayı eksenel yük taşıma kapasitesindeki ortalama değişim. 70
Çizelge 6.10: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kare en kesitli kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılması. 71
Çizelge 6.11: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılması. 72
Çizelge 6.12: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılması. 73
Çizelge 6.13: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kare en kesitli kolonların performans indisleri. 78
Çizelge 6.14: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolonların performans indisleri. 79
Çizelge 6.15: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolonların performans indisleri. 81
Çizelge 6.16: Basınç dayanımı 115 MPa beton doldurulmuş kare en kesitli kolonların performans indisleri. 82
Çizelge 7. 1: Sertleşmiş beton deneylerinden elde edilen sonuçlar 90
Çizelge 7. 2: Kiriş numunelerin maksimum moment, eğrilik, enerji yutma kapasitesi. değerleri. 95

Çizelge 7.3: ÇTBD kirişlerin moment taşıma kapasitelerinin mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılması. 95
Çizelge 7. 4: Kiriş numunelerin regresyon analizi sonucu bulunan maksimum eğilme momenti taşıma kapasite tahminleri. 96
Çizelge 7. 5: Kiriş numunelerin regresyon analizi sonucu bulunan maksimum momente karşı gelen eğrilik değerleri tahminleri. 96
Çizelge 8. 1: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasitelerine ait deney ve sonlu eleman analizi sonuçlarının karşılaştırılması. 106
Çizelge 8. 2: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kare en kesitli kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasitelerine ait deney ve sonlu eleman analizi sonuçlarının karşılaştırılması. 106
Çizelge 8. 3: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolon numunelerine ait eksenel yük taşıma kapasitelerinin deney ve sonlu eleman analizi sonuçlarının karşılaştırılması. 107
Çizelge 8. 4: Kirişlerde kullanılan çelik tüplerin mekanik özellikleri. 107
Çizelge 8. 5: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kiriş numunelerin moment taşıma kapasitelerine ait deney ve sonlu eleman analiz sonuçlarının karşılaştırılması. 109
Çizelge 8. 6: Kafes kiriş sistemlerin kritik burkulma yükü değerleri. 112

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1 : Çin'de yapılan 121 m açıklığındaki Liantou köprüsü (Highestbridges, 2010). 2
Şekil 1.2 : Canton Kulesi ÇTBD kolonlar (Arup, 2010). 2
Şekil 1.3 : Daire en kesitli ÇTBD kolonlardan oluşmuş bir yapı çerçevesi (Han, 2011). 4
Şekil 3.1 : Tek eksenli basınç yükleme deneylerinden elde edilen tipik gerilme-şekil değiştirme eğrileri (Akkaya, 2007). 17
Şekil 3.2 : Farklı dayanıma sahip betonlar için tek eksenli basınç gerilme-şekil değiştirme eğrileri (Papanikolaou ve Kappos, 2007). 17
Şekil 3.3 : Tek eksenli basınç gerilme-şekil değiştirme modeli (Hognestad, 1951). 19
Şekil 5.1 : Çeliğin iki eksenli gerilme durumunda, Von Mises Akma Diyagramı f_y=340 MPa (McAteer, 2002)..... 34
Şekil 5.2 : Eksenel yük etkisindeki daire en kesitli ÇTBD kolonlarda sargılama etkisi (Mc Ateer, 2002). 40
Şekil 5.3 : ÇTBD kirişlerin moment taşıma kapasitelerini hesaplamak için denge denklemlerinin oluşturulması. 55
Şekil 6. 1: Beton dökümünden önce kolon numune kalıpları. 60
Şekil 6. 2: S3G-2 numunesinin deney esnasındaki görünümü. 62
Şekil 6. 3: Çekme deneyi düzeneği. 64
Şekil 6. 4: Basınç dayanımı 115 MPa olan çelik tel katkılı betona ait bir görünüm. 65
Şekil 6. 5: Silindir beton numunesi için deney düzeneği. 66
Şekil 6. 6: Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan kare en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri. 67
Şekil 6. 7: Çelik tüp çeper kalınlığı 4 mm olan kare en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri. 67
Şekil 6. 8: Çelik tüp çeper kalınlığı 5 mm olan kare en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri. 68
Şekil 6. 9: Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri. 68
Şekil 6. 10: Çelik tüp çeper kalınlığı 4 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri. 69
Şekil 6. 11: Çelik tüp çeper kalınlığı 6 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri. 70
Şekil 6. 12: Kare en kesitli numunelerin deney sonrası görünümü. 70
Şekil 6. 13: Daire en kesitli numunelerin deney sonrası görünümü. 71
Şekil 6. 14: Çelik tüp çeper kalınlığı 2,5 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri. 73
Şekil 6. 15: Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri. 74

Şekil 6. 16: Çelik tüp çeper kalınlığı 3,3 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri. 74
Şekil 6. 17: Çelik tüp çeper kalınlığı 3,65 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri. 74
Şekil 6. 18: Basınç dayanımı 145 MPa olan ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin EC4 yönetmeliği ve diğer araştırmacıların sonuçlarıyla karşılaştırılması. 75
Şekil 6. 19: Basınç dayanımı 145 MPa olan ÇTBD kolonlara ait eksenel yük taşıma kapasitelerinin ACI,AS yönetmeliği ve diğer araştırmacıların sonuçlarıyla karşılaştırılması. 76
Şekil 6. 20: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-beton etkinlik faktörü (**ξ**-CCR) ilişkisi. 83
Şekil 6. 21: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-süneklik indisi (**ξ**-DI) ilişkisi. 83
Şekil 6. 22: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-dayanım iyileştirme indisi (**ξ**-SI) ilişkisi. 84
Şekil 6. 23: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-beton etkinlik faktörü (**ξ**-CCR) ilişkisi. 84
Şekil 6. 24: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-süneklik indisi (**ξ**-DI) ilişkisi. 85
Şekil 6. 25: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-dayanım iyileştirme indisi (**ξ**-SI) ilişkisi. 85
Şekil 7. 1 : Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kirişlerin görünümü. 87
Şekil 7. 2 : ÇTBD kiriş deney düzeneği. 88
Şekil 7. 3 : BF2.5-1 numunesinin 4- noktalı eğilme deneyi anındaki görünümü. 89
Şekil 7. 4 : Üç noktalı eğilme deney düzeneği. 89
Şekil 7. 5 : BF2.5-1 numunesinin 4- noktalı eğilme deneyi anındaki görünümü. 90
Şekil 7. 6 : Çelik tüp çeper kalınlığı 2.5 mm olan kiriş numuneler için yük-sehim grafikleri. 91
Şekil 7. 7 : Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan kiriş numuneler için yük-sehim grafikleri. 91
Şekil 7. 8 : Çelik tüp çeper kalınlığı 4 mm olan kiriş numuneler için yük-sehim grafikleri. 91
Şekil 8. 1: Kare ve daire en kesitli kolon numunelerin sonlu elemanlara ayrılmış görünümü. 97
Şekil 8. 2: Daire en kesitli kolonun 1/4'ünün modellenmesi. 98
Şekil 8. 3: Daire en kesitli kolon numunenin (C6G-1) yükleme sonrası gerilme durumu. 99
Şekil 8. 4: Kare ve daire en kesitli çelik tüplere ait gerilme-şekil değiştirme eğrileri. 99
Şekil 8. 5: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş 3 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması. 102
Şekil 8. 6: Basınç dayanımı 115 MPa olan 4 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması. 102
Şekil 8. 7: Basınç dayanımı 115 MPa olan 6 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması. 103

Şekil 8. 8: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş 3 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip kare en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması. 103
Şekil 8. 9: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş 4 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip kare en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması. 104
Şekil 8. 10: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş 5 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip kare en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması..... 104
Şekil 8. 11: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş 2.5 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması. 104
Şekil 8. 12: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş 3 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması..... 105
Şekil 8. 13: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş 3.3 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması. 105
Şekil 8. 14: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş 3.65 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması. 106
Şekil 8. 15: BF 2.5-1 kiriş elemanın sonlu elemanlara ayrılmış görünümü 108
Şekil 8. 16: BF2.5-1 kiriş elemanın yükleme sonrası gerilme durumu 108
Şekil 8. 17: Çelik tüp çeper kalınlığı 2.5 mm olan kiriş elemanların deney ve sonlu eleman analizi sonuçlarının karşılaştırılması 109
Şekil 8. 18: Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan kiriş elemanlara ait deney ve sonlu eleman analizi sonuçlarının karşılaştırılması. 110
Şekil 8. 19: Çelik tüp çeper kalınlığı 4 mm olan kiriş elemanlara ait deney ve sonlu elaman analizi sonuçlarının karşılaştırılması. 110
Şekil 8. 20: Kafes kiriş sistemin görünümü. 111
Şekil 8. 21: Her bir yükleme durumu için elde edilen yük-eksenel kısalma grafikleri. 112
Şekil 8. 22: İçi beton doldurulmamış kafes kiriş sistemin burkulma modu. 113
Şekil 8. 23: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kafes kiriş sistemin burkulma modu. 113

LİFLİ YÜKSEK PERFORMANSLI BETON DOLDURULMUŞ ÇELİK TÜPLERİN MEKANİK DAVRANIŞI

ÖZET

Günümüzde çelik tüp içine beton doldurulmuş (ÇTBD) kolon elemanlar binalarda ve köprü ayaklarında yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. ÇTBD kolonlar sadece beton veya çelikten üretilmiş kolon elemanları ile kıyaslandığında daha üstün özelliklere sahiptir. ÇTBD kolonlarda, çelik ve betonun kesitteki yerleştirilme şekli dayanım ve rijitlik açısından uygun çözüm sunmaktadır. Çelik tüp, kesitin en dışına yerleştirilerek eğilme etkilerini en etkili şekilde karşılamaktadır. Beton ise çelik tüp içine yerleştirilerek, çelik tüpün yerel burkulmasını geciktirmekte ve çelik tüp tarafından sağlanan sürekli sargılama sayesinde daha fazla eksenel yük taşıma kapasitesine sahip olmaktadır.

Bu çalışmada ÇTBD kısa kolonların ve kirişlerin davranışı deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Çalışma dokuz bölümden oluşmaktadır.

Birinci bölümde konuya giriş yapılmış, ikinci bölümde konu ile ilgili belli başlı çalışmalardan özet olarak bahsedilmiş ve çalışmanın amacı açıklanmıştır. Üçüncü bölümde betonun mekanik özellikleri, dördüncü bölümde betonda sargılama açıklanmıştır. Beşinci bölümde çelik tüp içine doldurulmuş beton elemanların mekanik özellikleri ve davranışından bahsedilmiştir.

Altıncı bölümde ÇTBD daire ve kare en kesitli kolon elemanlar üzerinde yapılan deneysel çalışmalar açıklanmıştır. Burada ölçüm düzeneği verilmiş, çeşitli parametreler için yapılmış (beton dayanımı, kolon çapının çelik tüp çeper kalınlığına oranı (D/t), aderans durumu) deney sonuçları karşılaştırmalı olarak tablo ve grafikler halinde sunulmuş, irdelemeler yapılmıştır. Bu kapsamda, beton silindir basınç dayanımları 115 MPa ve 145 MPa olan yüksek dayanımlı beton doldurulmuş toplam 60 kolon numunesi üretilmiştir. ÇTBD kısa kolonlarda kesit şekli (daire ve kare), aderans etkisi ve D/t oranının kolon elemanların eksenel yük taşıma kapasitesine olan etkileri incelenmiştir. Aderans etkisinin eksenel yük taşıma kapasitesine etkisini inceleyebilmek için numunelerin bir kısmının içi beton dökülmeden önce yağlanmıştır. Kolon numunelere ait yük-eksenel kısalma eğrileri elde edilmiştir. Kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasiteleri Eurocode 4, AS (Avustralya Standardı), DL/T (Çin yönetmeliği) ve ACI (Amerika Beton Enstitüsü) gibi mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılmıştır. Kare ve daire en kesitli kolon numuneler için literatürde tanımlanan süneklik indisi (DI), dayanım iyileştirme indisi (SI) ve beton doluluğunun etkisini gösteren (CCR) performans indisleri elde edilip yorumlanmıştır.

Yedinci bölümde ÇTBD kiriş elemanlar üzerinde yapılan deneysel çalışmalar anlatılmıştır. Burada kare en kesitli çelik tüplere yüksek dayanımlı beton doldurulmuş numunelerin davranışı incelenmiş, içi beton doldurulmamış olanlarla karşılaştırmalar yapılmış, üç noktalı eğilme deneyi ile kırılma enerjisi belirlenmiştir. Sonuçlar tablo ve grafiklerle karşılaştırmalı olarak sunulmuştur. Bu kapsamda, basınç dayanımı 145 MPa olan yüksek dayanımlı beton doldurulmuş 15 adet kiriş numunesinin moment taşıma kapasiteleri kolon çapının çelik tüp çeper kalınlığına oranına (D/t) bağlı olarak incelenmiştir. Her bir et kalınlığı için 3 adet dolu 2 adet boş kiriş numunesi denenmiştir. Kiriş numunelerinin mesnetten mesnete olan net

açıklığı 1100 mm olarak belirlenmiştir. Basit eğilme altındaki moment kapasitelerini belirlemek için 4 noktalı yükleme deneyi yapılmıştır. Kesme açıklığının kesit yüksekliğine oranı (a / D) ise 5,6 olarak seçilmiştir. Kiriş numunelere ait yük-sehim ve moment-eğrilik grafikleri elde edilmiş ve bunlar yardımıyla kiriş numunelerine ait moment taşıma kapasiteleri, eğrilik ve enerji yutma kapasiteleri belirlenmeye çalışılmıştır. Bulunan deney sonuçları Eurocode 4, AISC ve CIDECT gibi dünyada yaygın olarak kullanılan mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılmıştır.

Sekizinci bölümde ÇTBD kolon ve kiriş elemanların ABAQUS isimli genel bir sonlu eleman programı yardımıyla sayısal olarak modellenmiş, deney sonuçları ile sonlu eleman analize ait sonuçlar tablo ve grafikler yardımıyla karşılaştırılmıştır. Bu bölümde ayrıca ÇTBD elemanların içi beton doldurulmamış elemanlara göre üstünlükelrini göstermek üzere bir kafes sistemin her iki halde çözümü yapılarak sonuçlar irdelenmiştir.

Dokuzuncu ve son bölümde elde edilen genel sonuçlar açıklanmış ve konu ile ilgili ileride yapılabilecek araştırmalar hakkında öneriler sunulmuştur.

THE MECHANICAL BEHAVIOUR OF THE HIGH PERFORMANCE CONCRETE WITH STEEL FIBER FILLED STEEL TUBES

SUMMARY

Traditionally, concrete is a mixture of cement, water and aggregate. However, during the past two decades, substantial improvements have been made in the physical and mechanical properties of concrete. High strength concrete (HSC) is now being used in many high-rise buildings. HSC have a better performance when compared to normal strength concrete (NSC) in terms of strength, ductility and durability. In practice, concrete with a compressive strength up to 50 MPa is regarded as NSC, while HSC may be described as that having a compressive strength over 50 MPa.
High performance concrete (HPC) may be regarded as synonymous with high strength concrete (HSC). It is because lowering water-to-cement ratio, which is needed to obtain high strength, also generally improves other properties. The composition of HPC usually consists of cement, water, fine sand, superplasticizer, fly ash and silica fume. In addition to this, quartz flour and steel fibers are the components of HPC to reach ultra strength and ultra ductility, respectively. The key elements of HPC can be summarized as follows:

- High strength,
- High modulus of elasticity,
- High abrasion resistance,
- High durability and long service life in severe environments,
- Resistance to chemical attacks,
- Toughness and impact resistance,

Recently, with the occurrence of high and ultra high-strength concrete, there has been an increasing awareness about high-rise buildings. The use of the reinforced concrete or the composite columns in high-rise buildings is more economical than the columns with pure steel. The combination of HPC with steel has led to some favorable characteristics in terms of strength, speed of construction, long span capability and lightness.

In high-rise buildings, the dead loads severely affects structural members, especially the columns near the ground level that are required to withstand a considerable axial load that is mainly due to the accumulated dead load from all the floors above. In fact, in a normal rise building (20-30 floors high), the columns at the ground floor may have large cross-sectional sizes when normal strength concrete is used. It can be perceived that there will be no wide spaces in the ground level if normal strength concrete is used in high-rise buildings (more than 60 floors). Therefore, it is a reasonable trend to adopt HPC in tall building construction due to

its advantages, such as high strength, high ductility and high durability. HPC may be used in all structural components of high-rise buildings, such as slabs, beams, columns and foundations; and it is usually combined with structural steel to form a composite structural element that is more effective in resisting load.

Concrete-filled steel tubular (CFT) columns are widely used in construction of high-rise buildings and peers of bridges to enhance the horizontal stiffness of the buildings, the axial load capacity and resistance of corrosion of the columns. The CFT columns have much superior characteristics compared with traditionally reinforced concrete columns. The position of the concrete and steel tube in the cross-section of the CFT column is the most appropriate solution in terms of the strength and ductility. The steel tube, which is placed outside of the cross-section of the column, withstand the bending moment effectively. The concrete that is placed into the steel tube delay the local buckling of the steel tube and increase the axial load capacity of the column due to continually lateral confining.

This study consists of mainly nine chapters. In the first chapter of this thesis, a general information is given on concrete filled steel tube columns and beams. In the second chapter, the studies related to the CFT columns and beams are given. In addition, the aim of this thesis is given in this chapter. In the third and fourth chapters, the mechanichal behaviours of the concrete and the confining effect of the steel tube to the concrete core is explained, respectively. The fifth chapter deals with the behaviour CFT columns. In the sixth chapter, experimental studies conducted on square and circular CFT columns are given. In this context, the axial load behavior of the square and the circular high strength CFT columns are investigated. Two types of concretes with compressive strength 115 MPa and 145 MPa is prepared. The D/t ratio, cross-sectional shape and bond effect on the axial load capacity of the CFT columns filled with concrete of 115 MPa compressive strength are the test parameters. The D/t ratio, which is the outside diameter of the column to the thickness of the steel tube, is between 19 and 38.1. The nominal dimensions of the square CFT columns 100 mm x 100 mm and the nominal diameter of the circular columns is 114.3 mm. The nominal steel tube thickness of the steel tubes is 3, 4, 5 mm and 3, 4, and 6 mm for the square and circular CFT columns, respectively. The inside of some of the steel tubes is greased to investigate the bond effect. All specimens are 400 mm in length to prevent the slenderness effect and to ensure that the specimens behave as stub columns.
The axial load behavior of the circular CFT columns filled with concrete of 145 MPa compressive strength is examined only with respect to the D/t ratio of the columns. The nominal diameter of the circular columns is 76 mm and the nominal D/t ratios of the columns vary from 20.8 to 30.4. Total 20 circular CFST columns, of which, 8 hollow and 12 UHPC-filled are tested under axial load. The nominal steel tube thickness of the specimens is selected 2.5 mm, 3 mm, 3.3 mm and 3.65 mm. The D/t ratio vary from 20.9 and 30.7. All specimens are 300 mm in length to prevent the slenderness effect and to ensure that the specimens behave as stub columns. In order to avoid the occurrence of premature local failure at the specimen ends and tops, eight steel stiffeners with a height of 50 mm were welded on to each end of the column.

All the column tests are performed in Building Materials Laboratory of Civil Engineering department in Istanbul Technical University using a 5000kN capacity INSTRON testing machine.

In addition to these attributes, the axial load capacities of the CFT columns are compared with the current design codes such as Eurocode 4, American Institute Concrete (ACI), Australian Standard (AS) and Chinese code (DL/T). Performance indices such as ductility index (DI), strength enhancement index (SI) and concrete contribution ratio (CCR) is evaluated for the square and circular CFT columns.

In the seventh chapter, the flexural behaviour of the CFT beams are explained. In this context, The behavior of the concrete filled CFT beams is examined under four-point bending. The concrete having 145 MPa compressive strength is poured into the hollow steel section beams. The ultimate moment capacity, curvature and energy absorption capacity of the CFT beams under four-point bending is investigated with regard to D/t ratio of the specimens. The ultimate moment capacity of the CFT beams is compared with design codes such as Eurocode 4, AISC-LRFD and CIDECT design codes. Furthermore, the load-deflection graphics of the CFT beams obtained from the test results is compared with the finite element analysis results. All the beam tests are performed in Building Materials Laboratory Laboratory of Civil Engineering department in Istanbul Technical University using a 100 kN capacity INSTRON 5500 R testing machine.

In the eighth chapter, three-dimensional nonlinear finite element commercial package program ABAQUS is used to simulate the axial load behavior of CFT columns numerically. The axial load-displacement curves, buckling modes and the axial load capacities of the high strength CFT columns obtained from the test results are compared with the numerical results. Furthermore, finite element model of a truss system that consists of CFT columns and hollow steel tubes are modeled in ABAQUS and compared with each other.

In the ninth and final chapter, the results of this thesis are summarized and some suggestions for the future studies are presented.

1. GİRİŞ

1.1 Genel Bilgi

Çelik tüp içine beton doldurulmuş (ÇTBD) kolon yapı elemanları günümüzde yüksek binalarda ve köprü ayaklarında yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. ÇTBD kolon elemanlarının, bunlarla eşdeğer özelliklere sahip olan, çelik ve betonarme kolon elemanlara göre üstün özellikleri bulunmaktadır. Çelik tüp içine beton doldurulmuş eleman kesitinde çelik ve betonun yerleşim düzeni kesitin dayanım ve rijitliği için en optimum çözümü sunar. Çeliğin kesitin en dış çevresi boyunca yerleştirilmesi, eğilme momenti ve çekme gerilmeleri etkisi altında, en etkin davranışı sergileyebilmesini sağlar. Aynı zamanda, betondan daha büyük elastisite modülüne sahip olan çeliğin kesit merkezinden en uzağa yerleştirilmesi sebebiyle çelik tüp kesitin eğilme rijitliği artmaktadır. Beton, özellikle dikdörtgen ve kare kesitli ÇTBD kolonlarda, eksenel basınç yüklerinin taşınması yanında çelik tüpün burkulmasını'da geciktirir. Çekirdek betonun çelik tüp tarafından sargılanmasıyla ÇTBD kolonlarda dayanım ve süneklik artmaktadır. ÇTBD kolonların en önemli özellikleri çok büyük basınç dayanımlarına sahip olmalarıdır. Deprem etkisinde, enine donatı ile sargılanmış geleneksel betonarme kolonlarda karşılaşılan, enine donatı ile sargılanan çekirdek betonun dışında kalan betonun kesitten ayrılması ve özellikle deprem bölgelerinde yapılan binalarda birleşim bölgelerinde karşılaşılan sık donatı düzeni gibi problemlerle ÇTBD kolonlarda karşılaşılmaz.

ÇTBD yapı elemanları üzerinde yapılan çok sayıda deney, geleneksel betonarme yapı elemanlarına göre, bu tip elemanların tekrarlı yük etkisinde daha iyi çevrimsel dayanım, süneklik ve enerji sönümleme özelliklerine sahip olduğunu göstermiştir. Son yapılan araştırmalarda, yüksek dayanımlı betonlarla, yüksek dayanımlı ince duvarlı çelik tüplerin beraber kullanımının oldukça iyi sonuçlar verdiği görülmüştür. Yüksek dayanımlı betonla yüksek dayanımlı ince duvarlı çelik tüp beraber kullanıldığında, doğasından dolayı gevrek davranış gösteren yüksek dayanımlı beton, çelik tüp tarafından sargılanmasından ötürü, daha sünek davranır.

Beton elemanın desteğiyle de çelik tüpün burkulması önlenerek daha iyi bir davranış elde edilir. Beton teknolojisindeki gelişmelere bağlı olarak, ÇTBD kolonlarda, basınç dayanımı 100 MPa'ın üzerinde olan yüksek dayanımlı beton kullanılmaya başlanmıştır. Şekil 1.1'de ÇTBD kolonlardan oluşan Liantou köprüsü ve Şekil 1.2'de ise Canton kulesi gösterilmektedir.



Şekil 1.1 : Çin'de yapılan 121 m açıklığındaki Liantou köprüsü (Highestbridges, 2010).



Şekil 1.2 : Canton Kulesi ÇTBD kolonlar (Arup, 2010).

ÇTBD yapı elemanların kullanımı ekonomik bakımdan da yarar sağlamaktadır. Uygulamalarda çelik tüp kalıp elemanı olarak görev yaptığından dolayı, işçilik ve malzeme maliyetleri önemli oranda azalır. Geleneksel betonarme binalarda donatı ve kalıp işçiliği fazla zaman aldığı için, orta ve yüksek katlı binalarda ÇTBD yapı elemanları ile inşa edilen binalar daha hızlı yükselmektedir (Morino ve diğerleri, 1996). Diğer yandan dikdörtgen veya kare kesite sahip ÇTBD yapı elemanları ile çok basit kiriş-kolon birleşim detayları oluşturulabilir. Bu toplam yapı maliyetinde tasarruf ve tasarım aşamasında kolaylıklar sağlar. Buna ilave olarak, çelik tüp ve beton, birleşim bölgelerinde birbirlerinin davranışlarını doğal olarak güçlendirir, birleşim bölgelerindeki işçilik ve malzeme maliyetlerini azaltır. Çelik tüp içinde yüksek dayanımlı betonların kullanılmasıyla geleneksel betonarme kolonlara göre daha yüksek basınç dayanımına sahip kolonlar oluşturulabilir (Webb, 1993). Yüksek dayanımlı beton kullanılarak daha küçük kolon kesitleri elde edildiği için mimari alanda daha geniş kulanım alanları elde edilebilir. Daha küçük ve daha hafif yapı çerçevelerinin kullanımıyla temel üzerine gelen yapı yükleri azalmakta ve bu da temel maliyetini azaltmaktadır. Belirtilen üstünlükler, modern yapı uygulamalarında bu tür yapı elemanlarının çok amaçlı kullanımını sağlamaktadır.

ÇTBD yapı elemanlarının kullanılmasını sınırlayan en önemli etkenlerden birisi çeşitli yük etkileri altında ÇTBD yapı elemanlarının davranışı hakkında sınırlı düzeyde bilgiye sahip olunmasıdır. Birçok parametre ÇTBD yapı elemanlarının analiz ve boyutlandırmasını karmaşık hale getirir. ÇTBD eleman oldukça farklı gerilme-şekil değiştirme davranışına sahip iki malzemeden oluşur. Bu iki malzeme arasındaki etkileşim ayrıca problemler meydana getirmektedir. İki malzemeden oluşan ÇTBD eleman kesiti için bir elastisite modülü ve eylemsizlik momenti tanımlama gibi kesit özelliklerinin belirlenmesi oldukça zordur. ÇTBD yapı elemanlarının yük etkisinde güç tükenme mekanizmalarının tanımlanması, tanımlanan güç tükenme mekanizmalarını etkileyen parametrelerin belirlenmesi, bu parametrelerin etki sınırlarının analiz ve boyutlama safhasında kullanılabilecek hale gelmesi, yönetmeliklerde tanımlanması gerekmektedir. ÇTBD yapı elemanlarının yük etkisinde güç tükenme mekanizması büyük ölçüde kesitin şekline, çapına, elemanın boyuna, çelik tüp et kalınlığına, beton ve çelik malzeme dayanımlarına bağlıdır. Aderans, betonun sargılanması, artık gerilme, sünme, büzülme ve yükleme tipi de ÇTBD yapı elemanlarının davranışını etkiler. Son yıllarda ÇTBD kolon

elemanlar, ÇTBD kiriş elemanlar ve ÇTBD kiriş-kolon birleşim bölgelerinin çeşitli yükler altındaki davranışları çok sayıda araştırmacı tarafından incelenmiştir. Araştırmacılar, performans bazlı deprem yönetmeliklerinin oluşturulabilmesi için, aderans etkisi, sargılama, yerel burkulmalar, numune boyutları, ve yangın etkisi gibi konuları da araştırmaktadır. Deneysel çalışmalarda küçük numunelerin kullanımı, yüklemenin sınırlı yapılabilmesi ve daha küçük boyutlar kullanılarak daha ekonomik deneyler yapılmasından kaynaklanır. Japonya'da yapılan çalışmalar sonucu bu çalışmaların büyük boyutlu numunelerin değerlerini tahmin edip etmediği önemli bir sorundur. (Morino ve diğerleri, 1996).

Son 20 yılı aşkın süredir beton teknolojisindeki gelişmelere bağlı olarak basınç dayanımı 150 Mpa'ı aşan betonlar üretmek mümkün olmuştur. Yüksek dayanımlı beton (YDB) olarak adlandırılan bu betonların normal dayanımlı betonlara (NDB) göre daha gevrek davranış göstermeleri nedeniyle, beton numunelerin sarılarak süneklik, dayanım ve rijitlik özelliklerinin artırılması yoluna gidilmiştir.

Kolonlarda YDB kullanılarak daha büyük eksenel yük taşıma kapasitesi elde etmek mümkün olmuştur. Ancak kolon kesitleri küçüldüğü için narinlik etkisi önem kazanmıştır. Buna göre bu tip kompozit kolonların düzenlenmesinde yönetmeliklerde gerekli koşulların uygun şekilde tanımlanması gerekmektedir (Mc Ateer, 2002). Şekil 1.3'de ÇTBD kolon ve kiriş elemanlardan oluşan bir yapı çerçevesi görülmektedir.



Şekil 1.3 : Daire en kesitli ÇTBD kolonlardan oluşmuş bir yapı çerçevesi (Han, 2011).

2. KONU İLE İLGİLİ ÇALIŞMALAR

2.1 ÇTBD kolon numunelerde deneysel ve analitik çalışmalar

ÇTBD kolonların eksenel yük altındaki davranışları çeşitli araştırmacılar tarafından incelenmiştir. Bu çalışmalar aşağıda özetlenmiştir:

Gardner ve Jacobson (1967), yaptıkları çalışmalarda eksenel yüklü ÇTBD kolonları deneysel ve analitik olarak incelemişler, ÇTBD (kolon boyunun kolon dış çapına oranı 5'ten küçük olan ($L / D \leq 5$) kısa kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini tahmin etmişlerdir. ÇTBD kolon numunelerin kompozit dayanımı çeliğin ve betonun ayrı ayrı kırılma dayanımlarının toplamından daha büyük olduğu için iki malzeme arasında bir miktar etkileşim olmuştur. Kısa kolonların sınır koşullarına bağlı olarak değişen etkileri belirlemek için sınırlı sayıda yapılan incelemede yükleme sadece çelik tüpe, sadece betona ve her iki malzeme üzerine uygulanmıştır. Deney sonuçları tablolaştırılmış fakat genel bir eğilimden bahsedilmemiştir. Araştırmacılar yük uygulandığı esnada ÇTBD kolon numunelerin gerilme durumlarını tanımlamışlardır. Başlangıçta, çeliğin Poisson oranının (0,28-0,3) betonun Poisson oranından (0,15-0,25) daha büyük olduğunu ve herhangi bir sargılama etkisinin olmadığını belirtmişlerdir. Yük arttırıldığı zaman, betondaki yanal deformasyonlar çelikteki yanal deformasyonlara eşit ve ondan daha büyük değerler almıştır. Bu noktada, çelik tüp betonu sargılamaya başlar ve çelik tüpte enine doğrultuda çekme gerilmeleri oluşur. Kırılma anında, çelik tüp betonun kırılma dayanımını aşağıdaki denklemde verildiği gibi $k \times \sigma_r$ kadar arttırmıştır:

$$f_{cc}^{'} = f_c^{'} + k \times \sigma_r \qquad \textbf{(2.1)}$$

Burada $f_{cc}^{'}$ sargılanmış betonun basınç dayanımını , $f_c^{'}$ sargılanmamış betonun basınç dayanımını, k deneysel olarak belirlenmiş bir katsayıyı ve σ_r betona uygulanan çevresel gerilmeyi göstermektedir. Araştırmacılar kolonun üzerine gelen toplam eksenel yükü temsil etmek için aşağıdaki denklemi önermişlerdir:

$$P = A_c \times f_c^{'} + \frac{k}{2} \times A_s \times \sigma_{sc} + A_s \times \sigma_{st} \quad \textbf{(2.2)}$$

Burada, ilk terim beton basınç dayanımını, ikinci terim çelikte oluşan enine gerilmeden dolayı sargılanmış betonun dayanımına karşı gelen kuvveti, üçüncü terim ise eksenel basınç etkisi altında çelik tüpe gelen kuvveti göstermektedir.

Furlong ve diğerleri., (1967, 1968) ÇTBD kolonların davranışını eksenel ve eksenel olmayan yükleme durumlarına göre ayrıntılı bir şekilde incelemişlerdir. Araştırmacılar ÇTBD kolon elemanlarının üstün ve sakıncalı yönlerini açıklamışlardır. Beton, eksenel basınç yüklerinin taşınması yanısıra çelik tüpün burkulmasını geciktirmiştir. Çelik tüp ise kalıp görevi yaparak inşaat maliyetlerini azaltmıştır. Araştırmacılar ÇTBD kolonların en sakıncalı yönünün ise yangın etkisinde oluşan yüksek sıcaklıklarda çelik tüpün dayanımını kaybetmesi olarak açıklamışlardır. Çalışmada, esas olarak eksenel yük ve eğilme etkisindeki kiriş-kolon yapı elemanlarını deneysel olarak incelemiştir. Araştırmacılar sadece eksenel basınç altındaki kolon numunelerinde çelik ve betonun aynı boyuna şekil değiştirmeyi yaptığını iddia etmişler, betonun elastisite modülü ya da rijitliği 0,0008 şekil değiştirme düzeylerinde azalma eğiliminde olduğunu ileri sürmüşlerdir. Diğer taraftan çelik, 0,0010 ila 0,0012 arası şekil değiştirmelerde sabit bir rijitlik elde edilmiştir. Çeliğin rijitliği, 0,0010 şekil değiştirmesinden sonraki bir değerde betonun rijitliğinden daha az bir oranda azalmıştır. Çelik dolayısıyla 0,0008'den daha büyük şekil değiştirmelere ulaştığı zaman yükün çok daha büyük bir kısmını taşımaya başlamıştır.

Gardner ve diğerleri. (1968) eksenel yüklü ÇTBD kısa ve narin kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasitelerini belirlemiştir. Araştırmacılar narin kolonların elastik burkulmalar sonucu dayanımlarını kaybettiklerini, kısa kolonların ise çelik tüpün akması ve betonun ezilmesi sonucu plastik burkulmalar sonucu dayanımlarını kaybettiklerini belirtmişler, eksenel basınç altındaki kısa kolonların eksenel yük taşıma kapasiteleri için aşağıdaki denklemi önermişlerdir:

$$P_o = A_c \times f_c^{'} + A_s \times f_y \quad \textbf{(2.3)}$$

Narin kolonlar için ise başlangıç elastisite modülünü kullanarak aşağıdaki denklemi elde etmişlerdir:

$$P_{cr} = \pi^2 \left(\frac{E_{st} I_{st} + E_{ct} I_c}{L_{cr}^{\ 2}} \right) \quad \textbf{(2.4)}$$

Burada, L_{cr} kolon elemanın kritik burkulma boyu, E_{st} ve E_{ct} sırasıyla çeliğin ve betonun başlangıç elastisite modülleridir. Çelik tüpün akma kriteri dairesel çekme gerilmeleri ve boyuna basınç gerilmelerinin toplamı olarak ifade edilmiştir. Dolayısıyla, iki eksenli gerilme altında akma noktasında meydana gelen boyuna gerilmeler tek eksenli yükleme altındaki gerilmelerden daha az olmuştur. Akmaya yakın gerilme değerlerinde çeliğin elastisite modülü hızlı bir şekilde azaldığı için tek eksenli yükleme altındaki malzeme özelliklerini kullanmanın yanlış olduğunu belirtmişlerdir.

Knowles ve Park (1969) yaptıkları çalışmalarda eksenel yüklü ÇTBD kolonları ve büyük narinlik oranlarına sahip içi boş çelik tüpleri incelemişlerdir. Eksenel yük etkisindeki kolonları, başlangıç elastisite modülünü kullanarak teorik olarak incelemişler ve eksenel olmayan yükleme durumuna göre ÇTBD kolonların davranışlarını tahmin etmek için doğrusal bir etkileşim formülü elde etmişlerdir. Teorik olarak eksenel yüklü kolonların en büyük burkulma gerilmesi başlangıç elastisite modülü kullanılarak, aşağıdaki gibi elde edilmiştir:

$$f_{cr} = \frac{\pi^2 E_t}{\left(\frac{KL}{r} \right)^2} \quad \textbf{(2.5)}$$

Burada, $\frac{KL}{r}$ narinliği ve E_t ise beton ve çeliğin toplam elastisite modülüdür.

Neogi ve diğerleri. (1969) eksenel ve eksenel olarak yüklü olmayan dairesel ÇTBD kısa ve narin kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini belirlemişlerdir. Yaptıkları çalışmaların sonucunda aşağıdaki denklemleri önermişlerdir:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2}{L^2} \times \left(E_{st} I_s + E_{ct} I_c \right) \quad \textbf{(2.6)}$$

$$P_o = A_c \times f_c^{'} + A_s \times f_y \quad \textbf{(2.7)}$$

Burada, birinci denklem beton ve çeliğin başlangıç elastisite modülleri kullanılarak elde edilmiş Euler'in burkulma yükünü, A_c ve A_s sırasıyla beton ve çelik tüpün en

kesit alanını, $f_c^{'}$ ve f_y ise sırasıyla betonun 28 günlük silindir basınç dayanımını ve çelik tüpün akma dayanımını göstermektedir. Deneysel ve analitik çalışma sonuçlarına göre L/D oranı 15'den büyük kolonlar için üç eksenli gerilme etkisinin ihmal edilebileceğini, L/D oranı daha küçük kolonlar için ise üç eksenli etkilerden dolayı kazanılan ilave dayanımın güvenli bir şekilde hesap edilebileceğini belirtmişlerdir.

Knowles ve Park (1970) yaptıkları çalışmalarda eksenel basınca maruz ÇTBD kolonların kırılma dayanımları için boyutlandırma denklemlerini önermişlerdir. Boyutlandırma formülü Knowles ve Park (1996)'ın üzerinde tartıştığı başlangıç elastisite modülüne dayandırılmıştır. Araştırmacılar ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini narinliğe bağlı olarak belirlemişlerdir. Bunun için, iki denklem önerilmiştir:

1) Narinlik $\frac{KL}{r_s} \leq \sqrt{\frac{2\pi^2 E_s}{f_y}}$ için:

$$P_o = 2\times\left(0{,}85 f_c^{'}\right)\times A_c q\times\left(\sqrt{q^2+1}-q\right)+ f_y A_s \times\left(1-\frac{f_y\left(\frac{KL}{r_s}\right)^2}{4\pi^2 E_s}\right) \qquad \textbf{(2.8)}$$

2) Narinlik $\frac{KL}{r_s} \geq \sqrt{\frac{2\pi^2 E_s}{f_y}}$ için:

$$P_o = 2\times\left(0{,}85 f_c^{'}\right)\times A_c q\times\left(\sqrt{q^2+1}-q\right)+\frac{A_s\pi^2 E_s}{\left(\frac{KL}{r_s}\right)^2} \qquad \textbf{(2.9)}$$

$$q = \frac{162{,}8 w^{1.5}}{\sqrt{f_c^{'}}\times\left(\frac{KL}{r_c}\right)^2} \qquad \textbf{(2.10)}$$

Burada, w betonun birim hacim ağırlığını, KL etkili boy katsayısını, r_s çelik tüpün atalet yarıçapını, P_o ise ÇTBD kısa kolonun eksenel yük taşıma kapasitesini göstermektedir. Her iki denklemde de ilk terim betonun en büyük eksenel dayanımını, ikinci terim ise çeliğin dayanımını temsil etmektedir. Yapmış oldukları

silindir beton deneylerinden, betonun boyuna şekil değiştirmesi 0,002 olduğu zaman hızlı bir hacim artışı gösterdiğini belirtmişlerdir.

Tomii ve Sakino (1979) kare en kesitli ÇTBD kolon numunelerin moment-eksenel kuvvet karşılıklı etkileşim diyagramlarını belirlemek için çok sayıda deney yapmışlardır. Sabit eksenel yük altında düzgün artan eğilme momenti uygulanmıştır. Çalışmada, moment-eksenel kuvvet etkileşim diyagramı deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Bu çalışma kapsamında kare kesitli 36 numune denenmiştir. Deneyler 4 farklı seride yapılmıştır ve her bir seride 2 numune sadece eksenel basınç altında, 7 numune ise eksenel basınçla birlikte eğilme momenti etkisi altındadır. Tüp kalınlığı ve malzeme özellikleri seriden seriye değişmektedir ve her seri içindeki eksenel yük değeri de değişkendir. Kolonların eksenel kuvvet ve eğilme momenti altındaki davranışları büyük ölçüde kolon elemanların dış çaplarının çelik tüp et kalınlıklarına oranını ifade eden D/t oranına bağlıdır. Ayrıntılı bir şekilde çizilen moment-eksenel kuvvet karşılıklı etki diyagramında D/t oranı azaldıkça sünekliğin arttığı belirtilmiştir. D/t oranı 24 olan numuneler dayanım kaybına ulaşmadan daha sünek bir davranış göstermişlerdir. Buna rağmen, D/t oranı 44 olan büyük eksenel yük ve eğilme momenti altındaki bir kolon azalan sargılama etkisinden dolayı daha gevrek bir davranış göstermiştir. Betonun çelikle daha iyi sargılanması için D/t oranı azaltılarak daha sünek bir davranış elde edilmesi önerilmiştir.

Cai (1988) yaptıkları çalışmalarda daha önce 7 aşamada yapılan deney sonuçlarını derlemişlerdir. Dolayısıyla bu çalışmada sadece yapılan deneylerin koşullarıyla ilgili bazı sınırlar verilmektedir. Çalışmada varılan sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

Kısa kolonların davranışı D/t oranına bağlı olarak değişir. İnce cidarlı çelik tüpler için $\left(\frac{D}{t} \geq 19\right)$ çelik tüpün ilk akma çizgisine kadar yük-şekil değiştirme eğrisi doğrusaldır. Çelik tüpün aktığı ve betonun eksenel basınç güç tükenme değerine ulaştığı nokta olan güç tükenme değerinde yük-şekil değiştirme eğrisinin eğimi sıfır olmaktadır. Kalın cidarlı $\left(\frac{D}{t} = 10\right)$ çelik tüpler için çelik tüpün betonu sargıladığı birçok araştırmacı tarafından açıklanmıştır. Beton enine şekil değiştirmelerin etkisiyle çelik tüp duvarına doğru genişlediği için, çelik tüpte enine gerilmeler oluşmaktadır ve çelik tüpün eksenel yük taşıma kapasitesinde azalma olmakta ve eksenel yükün bir kısmını betona iletmektedir.

Betonun sargılanması kesite net bir dayanım artışı kazandırmaktadır. D/t oranı her iki aralık için de eksenel basınç yükü her iki malzeme tarafından da güç tükenme yüküne kadar taşınmaktadır.

Eksenel yüklü büyük narinlik oranına sahip kolonlar (uzun kolonlar) elastik burkulma sonucu göçmektedirler. Bu tip göçme tam olarak Euler'in burkulma yükü ile tanımlanabilmektedir. Buna rağmen, kısa ve uzun aralığında kalan orta uzunluklu kolonlar elastik olmayan burkulma yaparlar. Araştırmacı, kısa kolonların güç tükenme yükünü bulmak için bir formül geliştirmiştir. Betonun 3 eksenli, çeliğin ise 2 eksenli gerilme altında olmaları ve çeliğin von Mises akma kriterine uygun davrandığını kabul ederek kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasitelerini aşağıdaki gibi ifade etmiştir:

$$P_o = A_c \times f_c^{'} \times \left(1 + \sqrt{\theta} + 1{,}1\theta\right) \qquad \textbf{(2.11)}$$

Burada, θ Denklem 2.12'deki sargılama oranını göstermektedir:

$$\theta = \frac{A_s f_y}{A_c f_c^{'}} \qquad \textbf{(2.12)}$$

Araştırmacı, elastik ve elastik olmayan burkulma sonucu güç tükenmesine ulaşan orta ve uzun boylu kolon elemanların güç tükenme yükü için aşağıdaki denklemi önermiştir:

$$P_u = \Phi_1 \Phi_e P_o \qquad \textbf{(2.13)}$$

Burada, P_0 eksenel yüklü kısa kolonun eksenel güç tükenme yüküdür. Φ_1, narinlikten ötürü deneysel dayanım azaltma faktörüdür. Φ_e ise dışmerkezlik dolayısıyla deneysel dayanım azaltma çarpanıdır.

Schineder (1998) dikdörtgen, kare ve daire en kesitli toplam 14 numuneyi denemiş ve bu kesit özelliklerine sahip 14 adet kısa kolonun eksenel yük taşıma kapasitesini AISC-LRFD 1999 yönetmeliğiyle kıyaslamıştır. Tüm kolonlarda normal dayanımlı beton kullanmıştır. Yapmış olduğu çalışmanın sonuçlarına göre daire kesitli kolonların kare ve dikdörtgen kesitli numunelere oranla daha fazla dayanım ve süneklik sağladığını belirtmiştir.

Yüksek ve ultra yüksek dayanımlı beton dolduurlmuş ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasiteleri ise bazı araştırmacılar tarafından yapılmıştır. Lam ve diğerleri. (2004) çeşitli beton dayanımlarına sahip daire en kesitli ÇTBD kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasitelerini aderans etkisi ve D/t oranına bağlı olarak incelemişlerdir. Kullandıkları beton dayanımları sırasıyla 30 MPa, 60 MPa ve 85 MPa'dır. Yaptıkları çalışmanın sonuçlarına göre, düşük dayanımlı betonlarda aderans etkisinden dolayı eksenel yük taşıma kapasitesinde belirgin bir farkın olmadığını, yüksek dayanımlı betona sahip kolon elemanlarda ise belirgin bir farkın olduğunu göstermişlerdir. Aderans etkisinden dolayı basınç dayanımı 85 MPa olan betonla doldurulmuş daire en kesitli çelik tüp iç yüzeyine gres yağı uygulanmış ve uygulanmamış ÇTBD kolonlar arasındaki eksenel yük taşıma kapasitesindeki en büyük fark %17 olarak bulunmuştur.

Young ve Ellobody (2006) yaptıkları çalışmalarda, beton küp basınç dayanımı 30 ve 110 MPa arasında değişen, D/t oranı 15 ile 80 arasında olan daire en kesitli numuneleri deneysel ve analitik olarak incelemiş ve analitik çalışmanın sonuçlarını American Concrete of Institute (ACI) ve Eurocode 4 (EC4) ile kıyaslamışlardır. Buldukları deney sonuçlarına göre, eksenel yüklü daire en kesitli kısa kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini tahmin etmede ACI'ın güvenli EC4 'ün ise genellikle güvensiz tarafta kaldığını göstermişlerdir.

Han (2005) basınç dayanımları 50 MPa ve 90 MPa arasında değişen normal ve yüksek dayanımlı beton ile doldurulmuş daire ve kare en kesitli toplam 50 adet ÇTBD kolonun eksenel yük taşıma kapasitelerini belirleyip EC4 yönetmeliğiyle karşılaştırmışlardır. EC4 yönetmeliğinin daire ve kare en kesitli ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini sırasıyla %0.6 ve %2.7 daha yukarıda hesap ettiğini belirtmişlerdir.

Yu ve diğerleri (2008) basınç dayanımı 122 MPa olan yüksek dayanımlı beton ile doldurulmuş daire ve kare en kesitli ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini belirleyip EC4 yönetmeliği ile karşılaştırmışlardır. EC4 yönetmeliğinin daire en kesitli kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini %6 daha düşük hesaplarken, kare en kesitli ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasiteleirni ise %6 daha yüksek hesapladığını belirtmişlerdir.

2.2 Yapılan Çalışmanın Amacı ve Sınırları

Şimdiye kadar yapılan çalışmalarda ÇTBD kolon ve kirişlerin davranışı çeşitli parametrelere bağlı olarak genellikle basınç dayanımı 100 MPa'a kadar olan düşük ve normal dayanımlı betonlar için incelenmiştir. Basınç dayanımı 100 MPa'dan yukarı olan yüksek ve ultra yüksek dayanımlı beton dökülmüş ÇTBD kolon ve kirişleri inceleyen çalışmalar ise sınırlı sayıdadır. Bu çalışma literatürde böyle bir boşluğu doldurabilmek amacıyla yapılmıştır. Bu amaçla, ÇTBD kısa kolonların ve kirişlerin davranışı deneysel ve analitik olarak incelenmiştir. Çalışma iki kısımdan oluşmaktadır.

Çalışmanın ilk kısmında beton silindir basınç dayanımı 115 MPa ve 145 MPa olan yüksek dayanımlı beton doldurulmuş toplam 60 kolon numunesi üretilmiştir. ÇTBD kısa kolonlarda kesit şekli (daire ve kare), aderans etkisi ve D/t oranının kolon elemanların eksenel yük taşıma kapasitesine olan etkileri incelenmiştir. Aderans etkisinin eksenel yük taşıma kapasitesine etkisini inceleyebilmek için numunelerin bir kısmının içi beton dökülmeden önce yağlanmıştır. Kolon numunelere ait yük-eksenel kısalma eğrileri elde edilmiştir. Kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasiteleri Eurocode 4 (1994), AS (Avustralya Yönetmeliği), DL/T (Çin yönetmeliği) ve ACI (American Concrete Instute) gibi mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılmıştır. Kare ve daire en kesitli kolon numuneler için literatürde tanımlanan süneklik indisi (DI), dayanım iyileştirme indisi (SI) ve beton etkinlik faktörü (CCR) performans indisleri elde edilip değerlendirilmiştir.

Çalışmanın ikinci kısmında ise 145 MPa silindir basınç dayanımına sahip yüksek dayanımlı beton doldurulmuş 15 adet kiriş numunesinin moment taşıma kapasiteleri D/t oranına bağlı olarak incelenmiştir. Her bir et kalınlığı için 3 adet dolu 2 adet boş kiriş numunesi denenmiştir. Kiriş numunelerinin mesnetten mesnete olan net açıklığı 1100 mm olarak belirlenmiştir. Basit eğilme altındaki moment kapasitelerini belirlemek için 4 noktalı yükleme deneyi yapılmıştır. Kesme açıklığının kesit yüksekliğine oranı (a / D) ise 5,6 olarak seçilmiştir. Kiriş numunelere ait yük-sehim ve moment-eğrilik grafikleri elde edilmiş ve bu grafikler yardımıyla kiriş numunelerine ait moment taşıma kapasiteleri, eğrilik ve enerji yutma kapasiteleri belirlenmeye çalışılmıştır.

Bulunan deney sonuçları Eurocode 4 (1994), AISC 1999 (American Institute of Steel Concrete) ve CIDECT (Comite International pour l'Etude et le Developpement de la Construction Tubulaire) gibi dünyada yaygın olarak kullanılan mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılmıştır.

ABAQUS sonlu eleman programı kullanılarak hem kısa kolon ve hem de kirişlere ait sonlu eleman modelleri kurulmuştur. Kurulan modelle elde edilen sayısal sonuçlar deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Deneysel ve analitik çalışmalar ile ilgili bilgiler ilerideki bölümlerde ayrıntılı olarak verilmiştir.

3. BETONUN MEKANİK ÖZELLİKLERİ

3.1 Normal Dayanımlı Betonlar

Beton yaygın bir yapı malzemesi olarak kullanılmasına rağmen, fiziksel özellikleri ve çeşitli yükleme durumlarında mekanik davranışı hakkında daha fazal bilgiye gereksinim vardır. Betonda, yükleme süresince meydana gelen mikro yapısal değişiklikler sebebiyle, elastik şekil değiştirmelerin yanında, doğrusal olmayan ve zamana bağlı şekil değiştirmeler de oluşmaktadır. Doğrusal olmayan şekil değiştirmelerin öne çıkan sebepleri; mikro çatlaklar ve içsel sürtünme etkisiyle oluşan kaymadır. Deney numunelerinde gözlenen davranışın, fiziksel açıklamasını yapmak için betonun mikro yapısı hakkında bilgiye ihtiyaç vardır. Bu bilgiler, betonun makro seviyelerde gerilme-şekil değiştirme bağıntılarını oluşturmada yardımcı olurlar. Burada betonun davranışı hakkında ana hatlarıyla kısa bir değerlendirme yapılmaktadır.

Beton kompozit bir malzemedir. Farklı boyutlarda agregalar, çimento harcı içine gömülmüştür. Betonun mikro yapısı hakkında bilinen üç temel özelliği şu şekilde sıralanmaktadır: Birincisi, agrega ve çimento birleşim yüzeyleri arasında çok sayıda aderans çatlakları mevcuttur. İkincisi, çimento harcı yaklaşık %30 oranında boşluklu bir yapıya sahip ve bu boşluklarda su veya hava bulunmaktadır. Üçüncüsü, betonda mikro ve makro seviyelerde hava ve su boşlukları bulunmaktadır. Bu üç özelliğin her biri betonun mekanik davranışını önemli oranda etkilemektedir. Betonda ayrışma, büzülme veya sıcaklık etkisinde genişleme sebebiyle, her hangi bir yük uygulamadan, bir çok mikro çatlak meydana gelmektedir. Bazı çatlaklar da agrega ve çimento arasındaki rijitlik farkı sebebiyle, yükleme boyunca oluşmaktadır. Agrega ile çimento ara yüzeyi, çimento hamurundan daha düşük çekme dayanımına sahip olduğundan, zayıf bir kompozit malzeme ortaya çıkmaktadır. Bu zayıf kompozit, betonun çekme dayanımının düşük olmasının öncelikli nedenidir.

Yükleme süresince mikro çatlakların ilerlemesi; düşük gerilme seviyelerinde betonun doğrusal olmayan davranışına katkıda bulunurken, göçmeye yakın gerilme

seviyelerinde, ayrıca betonda hacim artışına neden olur. Yüksek hidrostatik basınç etkisinde, betonun dayanımı ve davranışı yapısındaki boşluklardan önemli oranda etkilenmektedir.

Betonun malzeme karakteristikleri; doğrusal olmayan gerilme-şekil değiştirme ilişkisi, çekmede hemen çatlaması, yüksek basınç gerilmelerinde dağılması, sıcaklık değişimlerinden etkilenmesi, rötre, sünme etkisi karmaşık bir yapı davranışı sergilenmesine neden olur. Bu malzeme karakteristikleri büyük oranda çok eksenli gerilme etkilerine bağlıdır.

Betonun bir, iki ve üç eksenli gerilme durumlarında; deneysel olarak gözlemlenen davranışı bu bölümde ana hatları ile özetlenmektedir. Betonun genel halde gerilme şekil değiştirme modelini oluşturmak için gerekli bilgiler verilmektedir. Deneylerden elde edilen sonuçlar, oluşturulan mekanik modelin uygun malzeme davranış tipini ifade etmesi bakımından, önemlidir (Akkaya, 2007).

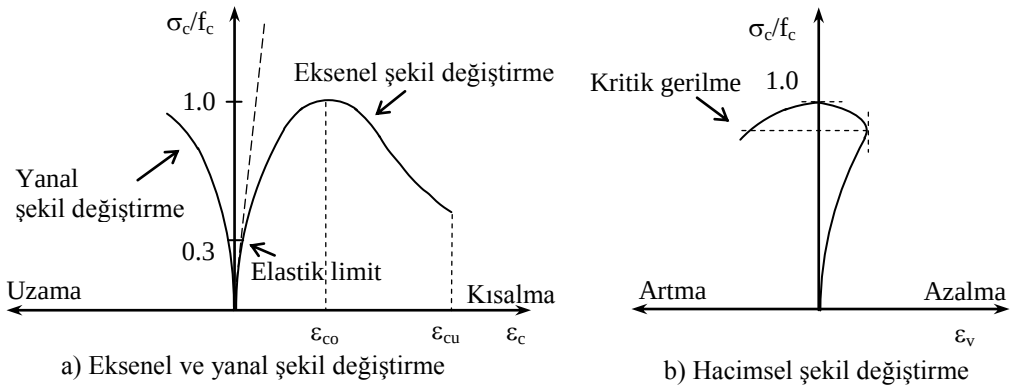
İnceleme kısa süreli monoton artan yüklemede, normal dayanımlı betonun mekanik davranışı ile sınırlandırılmıştır. Zamana bağlı etkiler inceleme konusu dışındadır. Beton üzerinde yapılan deneysel araştırmaların bir çoğu bu koşullar ile sınırlıdır. Betonun dinamik davranışı üzerine, deneysel çalışmalarda karşılaşılan zorluklar sebebiyle, literatürde çok az sayıda kaynak mevcuttur. Dinamik yükleme koşulları da betonun gerilme şekil değiştirme davranışını önemli oranda etkilemektedir (Nilsson,1979).

Basınç gerilmeleri etkisinde betonun davranışını saptamak için bir çok araştırmacı tarafından çok sayıda tek eksenli basınç yükleme deneyleri yapılmıştır. Deney sonuçları betonun önemli derecede doğrusal olmayan davranışa sahip olduğunu göstermiştir. Şekil 3.1'de, tek eksenli basınç yükleme deneylerinden elde edilen, basınç gerilmeleri ile eksenel, yanal ve hacimsel şekil değiştirmelerin değişimi gösterilmiştir. Bu eğrilerin belirgin olarak gözlemlenen karakteristikleri aşağıda özetlenmiştir:

Şekil 3.1a'daki eksenel gerilme-birim kısalma eğrisi incelendiğinde; beton basınç dayanımının (f_c) yaklaşık %30'una kadar, doğrusal elastik davrandığı kabul edilebilir. Bu değerden daha büyük gerilmelerde, betonda yumuşama başlar ve 0.75-0.90 f_c gerilme seviyelerine kadar birim kısalmalardaki artış hızlanır ve teğet

elastiklik modülü sürekli azalır. Daha sonra gerilme maksimum basınç dayanımına (f_c) ulaşana kadar, eğri daha fazla yatıklaşır ve teğet elastisite modülü sıfıra gider.

Gerilme maksimum basınç dayanımına ulaşıp, eğride tepe noktası aşıldıktan sonra artan birim kısalmalara karşılık gerilmeler tedrici olarak azalmaktadır. Tepe noktasından sonraki bölümde birim kısalmalar arttıkça, gerilmelerin azalma miktarı küçülür. Bu durum beton maksimum birim kısalma (ε_{cu}) değerine ulaşana kadar devam eder ve sonunda beton ezilir.

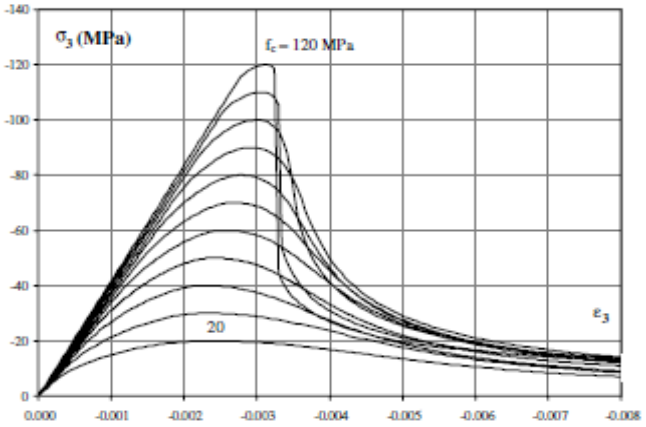


a) Eksenel ve yanal şekil değiştirme

b) Hacimsel şekil değiştirme

Şekil 3.1 : Tek eksenli basınç yükleme deneylerinden elde edilen tipik gerilme-şekil değiştirme eğrileri (Akkaya, 2007).

Şekil 3.1b'de gösterilen eksenel gerilme-hacimsel şekil değiştirme ($\varepsilon_v=\varepsilon_1+\varepsilon_2+\varepsilon_3$) eğrisi incelendiğinde; başlangıçtan 0,75-0,90f_c gerilme seviyelerine kadar hacimsel şekil değiştirmede yaklaşık doğrusal azalma olmaktadır. Kritik gerilme seviyesi olarak adlandırılan 0,75-0,90f_c gerilme seviyesinden sonra hacimsel şekil değiştirme işaret değiştirmektedir (Richard, 1928). Basınç dayanımına yakın gerilme seviyelerinde ise hacimsel şekil değiştirme artışı görülür.



Şekil 3.2 : Farklı dayanıma sahip betonlar için tek eksenli basınç gerilme-şekil değiştirme eğrileri (Papanikolaou ve Kappos, 2007).

Şekil 3.2'de gösterildiği gibi düşük, normal ve yüksek dayanımlı betonlar için basınç gerilme-şekil değiştirme eğrileri farklıdır. Yüksek dayanımlı betonlar, düşük dayanımlı betonlara göre daha yüksek gerilme seviyelerine kadar doğrusal elastik davranış gösterirler. Tüm betonlar birlikte değerlendirildiğinde gerilme-birim kısalma eğrisinin tepe noktasında birim kısalma değeri 0,0025'den 0.003'e kadar artış eğilimi göstermektedirler. Gerilme-şekil değiştirme eğrilerinin azalan bölümleri karşılaştırıldığında; yüksek dayanımlı betonların düşük dayanımlı betonlara göre daha gevrek bir davranışa sahip olduğu görülür. Artan şekil değiştirmelerle gerilmeler daha hızlı düşer (Wishers, 1978).

Tek eksenli basınç yükleme deneyleri ile elde edilen gerilme-birim kısalma eğrileri mikro çatlakların ilerleme mekanizması ile oldukça uyumludur. Aşağıda genel hatları ile kabul gören mikro çatlakların ilerleme mekanizması ve belirgin özellikleri verilmiştir:

Beton basınç dayanımının (f_c) yaklaşık %30'una kadar gerilmeler için; yüklemeden önce mevcut olan çatlaklar nerede ise değişmeden kalır. Mevcut iç enerji, yeni mikro çatlak yüzeyi yaratmak için gerekli olan enerjiden daha küçüktür. Yaklaşık $0,3f_c$ civarındaki gerilme seviyesi, kararlı çatlak oluşumunun başlangıcı ve elastik bölgenin sınırı olarak önerilmektedir (Kotsovos ve Newman, 1977).

Beton basınç dayanımının (f_c) %30'u ila %50'si arasındaki gerilmeler için; mikro çatlakların uçlarında gerilme yığılması sebebiyle, mevcut aderans çatlakları genişlemeye başlar. Çimento harcındaki çatlaklar daha sonraki gerilme seviyelerine kadar ihmal edilecek durumdadır. Bu bölgede mevcut iç enerji, çatlama için gerekli olan enerji ile yaklaşık olarak dengelenmiştir. Bu aşamada, çatlak oluşumu kararlıdır. Uygulanan gerilme sabit tutulursa, mikro çatlaklar hızla son boylarına ulaşırlar.

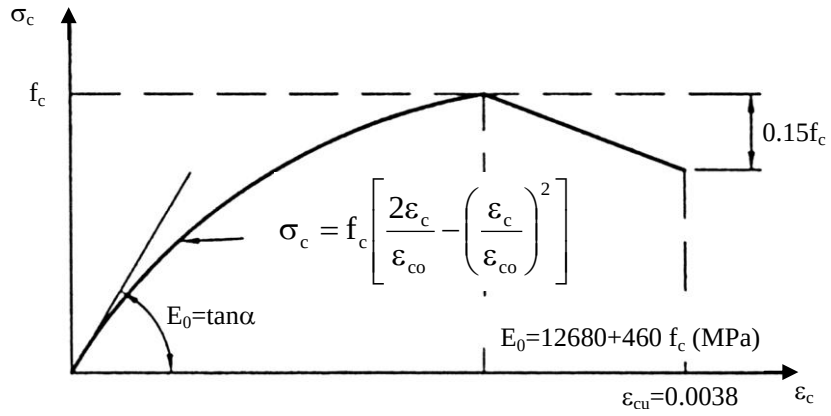
Beton basınç dayanımının (f_c) %50'si ila %75'i arasındaki gerilmeler için; çimento harcı içindeki agrega yüzeyine yakın bazı çatlaklar birleşmeye başlar. Aynı zamanda aderans çatlakları yavaş yavaş büyür. Eğer yük sabit kalırsa, çatlak son boyuna ulaşana kadar, azalarak ilerleme devam eder.

Beton basınç dayanımının (f_c) %75'i ila %100'ü arasındaki gerilmeler için; en büyük çatlaklar kritik boylarına varır. Bu durumda mevcut iç enerji, çatlama için gerekli olan enerjiden daha büyüktür. Çatlağın yayılma eğilimi artar. Sistem kararsızdır. Çünkü yük sabit kalsa bile, tamamiyle ayrılma, makro çatlama olabilir. Gerilmenin

$0{,}75f_c$ seviyesi, kararsız çatlak oluşumunun başlangıcı ya da kritik gerilme seviyesi olarak kabul edilebilir. Ayrıca, yaklaşık olarak $0{,}75f_c$ gerilme seviyesi Newman (1968) tarafından "süreksizlik sınırı" olarak adlandırılmaktadır.

Beton basınç dayanımına (f_c) yakın gerilme seviyelerinde, betonun ezilmesinin en önemli sebebi, uygulanan gerilme doğrultusundaki mikro çatlakların ilerlemesidir. Çimento harcı içindeki mikro çatlaklar, agrega yüzeyi yakınındaki aderans çatlakları ile birleşerek, mikro çatlak (iç hasar) bölgelerini oluşturur. Artan basınç şekil değiştirmelerine zorlandığında, beton ezilmeye başlar ve gerilme-şekil değiştirme eğrisinin azalan kolu üzerinde, şekil değiştirme yumuşama bölgesinde yer alır. Bu bölgenin sonunda betonun ezilmesiyle birlikte makro çatlaklar oluşur.

Betonun basınç dayanımını ve gerilme-şekil değiştirme ilişkisini etkileyen bütün değişkenler elastisite modülünü de etkiler. Bu nedenle betonun başlangıç elastisite modülünü tanımlamak oldukça zordur. Betonun başlangıç ve sekant elastisite modülleri genellikle beton basınç dayanımının bir fonksiyonu olarak verilir. Betonun basınç dayanımı arttıkça başlangıç ve sekant elastisite modülleri de artar.



Şekil 3.3 : Tek eksenli basınç gerilme-şekil değiştirme modeli (Hognestad, 1951).

Örneğin başlangıç elastisite modülü Hognestad (1951) tarafından aşağıdaki şekilde

$$E_o = 12680 + 460\, f_c \qquad \textbf{(3.1)}$$

önerilmiştir (Şekil 3.3). Burada E_0 (MPa) başlangıç elastisite modülü, f_c (MPa) betonun bir eksenli yüklemede basınç dayanımıdır.

Yönetmeliklerde sekant elastisite modülü (E_c) bağıntıları verilmektedir. Bu bağıntılar genellikle kısa süreli yükleme içindir ve zamana bağlı etkileri içermez. ACI 318M-99'da betonun elastisite modülü

$$E_c = w_c^{1.5} \times 0,043 \times \sqrt{f_c} \quad \textbf{(3.2)}$$

olarak verilmiştir. Burada w_c (kg/m^3) 1500-2500 kg/m^3 betonun birim hacim kütlesi, f_c (MPa) betonun bir eksenli yüklemede basınç dayanımı, E_c (MPa) (gerilme-şekil değiştirme eğrisinde başlangıçtan ve $0,45f_c$ gerilme seviyesinden geçen doğrunun eğimi) sekant elastisite modülüdür.

3.2 Yüksek Dayanımlı Betonlar

Betonun elastisite modülü kullanılan agreganın rijitliğinden etkilenir (Vecchio, 1993). Betonun başlangıç elastisite modülü, katı bileşenlerinin elastisite modüllerinin yaklaşık onda biri kadardır (Pantazopoulou ve Mills, 1995). Rijitlikteki bu fark çimento matrisinin boşluklu yapısıdır veya diğer adıyla betonun porozitesidir. Buradan anlaşıldığı gibi betonun rijitliği onun porozitesiyle ters orantılıdır (Pantazopoulou ve Mills, 1995). Su/çimento oranı (w/c_m) 0,35 olan yüksek dayanımlı betonlar, normal dayanımlı betonlara göre daha az boşluklu yapıya sahip olduklarından daha rijittirler.

Çimento hamurunun mikro yapısının homojenliği, çimento matrisinin rijitliğini doğrudan etkiler. Normal betonlarda kullanılan suyun miktarı çimentoyla hidratasyona giren su miktarından fazladır. Su/çimento oranının ortalamadan yüksek olması fazla suyun kaba agrega üzerinde toplanmasıyla sonuçlanır. Çimento hamuruyla agrega arasındaki bağlantı bölgeleri matrisin en zayıf bölgelerini teşkil eder. Betondaki ilk çatlaklar bu bölgelerde oluşur.

Yüksek dayanımlı betonlarda su/çimento oranı azaldığı için beton matrisinin bağlantı bölgelerindeki homojen yapı sağlanır. İlave olarak çimento esaslı malzemelerin kullanılmasıyla (silis dumanı, uçucu kül vb.) bağlantı bölgelerindeki kılcal boşlukların sayısını ve boyutunu azaltacaktır. Böylece, çok daha güçlü bir beton matrisi elde edilir (Mehta ve Aictin, 1990).

Doğrusal olmayan bir davranış gösteren betonun elastisite modülünü belirlemek zordur. Elastisiste modülü gerilme-şekil değiştirme eğrisinin eğimine eşit olduğuna göre, gerilme mertebesine göre değişir. Literatürde betonun elastisite modülü için çeşitli tanımlar yapılmıştır. Bunlardan üç tanesi aşağıdaki gibidir.

Başlangıç elastisite modülü, σ-ε gerilme-şekil değiştirme eğrisinin başlangıç noktasına çizilen teğetin eğimi olarak alınır. Beton, çok düşük gerilmelere maruz kalmışsa başlangıç modülü kullanılarak gerçekçi sonuçlar alınabilir.

Teğet Modülü, σ-ε eğrisine herhangi bir noktada çizilen teğetin eğimidir.

Sekant Modülü, orijinden gerilme eğrisinde herhangi bir noktaya tekabül eden noktaya çizilen doğrunun eğimi olarak tanımlanır. Betonun, emniyet gerilmelerine yakın gerilmelere maruz olduğu durumlarda bu modül iyi sonuçlar vermektedir. Genelde sekant modülü 0,4-0,5f_c gerilmesine göre hesaplanır.

Normal dayanımlı betonların elastisite modülü aşağıdaki formülle hesap edilebilir.

$$E_c = C \times \sqrt{f_c^{'}} \tag{3.3}$$

Burada, C 4500-5000 arasında değişen bir sabiti, f_c' (MPa) betonun basınç dayanımını temsil etmektedir. Carrasquillo (1981) beton basınç dayanımı 83 MPa'a kadar ulaşan betonlar için aşağıdaki denklemi önermiştir.

$$E_c = 3320 \times \sqrt{f_c^{'}} + 6900 \tag{3.4}$$

Kanada Yönetmeliği (CAN/CSA)'da kullanılan bir diğer formül ise

$$E_c = \left(3300 \times \sqrt{f_c^{'}} + 6900\right) \times \left(\frac{\gamma}{2300}\right)^{\frac{3}{2}} \tag{3.5}$$

Burada, γ betonun yoğunluğunu (kg/m^3), f'$_c$ ise betonun basınç dayanımını göstermektedir. Iravani (1996) çapı 100 mm, yüksekliği 200 mm olan silindir basınç dayanımları 65 ila 125 MPa arasında değişen, karışımında silis dumanı bulunan ve bulunmayan 24 numuneyi elastisite modüllerini belirlemek amacıyla deneye tabi tutmuştur. Elastisite modülünün belirlenmesi için Denklem 3.3 kullanıldığında sonuçların çok geniş bir dağılım içinde kaldığı görülür. Buna ilave olarak Denklem 2.2'nin deney sonuçlarından %20 daha fazla sonuç verdiği gözlemlenmiştir. Sonuç olarak, basınç dayanımları 55 MPa ila 125 MPa değerleri arasında değişen yüksek dayanımlı betonlar için aşağıdaki denklem önerilmiştir:

$$E_c = 4700 C_{ca} \times \sqrt{f_c^{'}} \quad \textbf{(3.5)}$$

Burada, C_{ca} kaba agrega katsayısını, f'_c ise betonun basınç dayanımını gösterir. Kaba agrega katsayısı kumlu çakıl için 0,71, silis içeren çakıl için 0,76, dolomit ve kireçtaşı için 0,92, kuvartz için 0,97, granit için 0,82, kumtaşı için 0,61 değerini alır.

Denklem 3.4'de tahmin edilen ve gözlemlenen deney sonuçları arasındaki farklılıktan dolayı kaba agrega katsayısı büyük ölçüde azaltılmıştır.

Kaba agrega katsayısı CEB-FIP MC90'da aşağıdaki denklem ile ifade edilmektedir.

$$E_c = 21500 \times \alpha_\beta \times \sqrt[s]{\frac{f_c^{'}}{10}} \quad \textbf{(3.6)}$$

Burada α_β kaba agrega katsayısını temsil etmektedir. Bazalt için s 1,2, kireçtaşı için 0,9, kumtaşı için ise 0,7 alınır.

Mokhtarzadeh ve French (1993), 28 günlük basınç dayanımları 55 ila 128 MPa arasında değişen 142 adet YDB'a ait 6300 numuneyi denemişlerdir. Elde edilen sonuçlar ACI 318-95, ACI 363R-92, CEB-FIP MC90, NS 3473-92 (Norveç Standardı) ile karşılaştırılmıştır.

ACI 363R-92 ve CEB-FIP MC90 tarafından önerilen denklemlerin hesaplarda alınmasına karar verilmiştir. Ancak en uygun sonuçların NS 3473-92 (Norveç Standardı) yönetmeliğinde bulunan denklem olduğuna karar verilmiştir.

$$E_c = 9500 f_c^{'0.3} \quad \textbf{(3.7)}$$

Basınç dayanımı 105 MPa'a varan yüksek dayanımlı betonların kullanılması için yönetmeliği oluşturan ilk ülke Norveç'tir. Bu yönetmelik deniz yapılarında yüksek dayanımlı beton kullanan Norveç'lilerin çok uzun deneyimlerinden elde edilen sonuçlar kullanılarak oluşturulmuştur.

Yüksek dayanımlı betonların Poisson oranıyla ilgili bilgiler sınırlıdır. Iravani (1996), Carrasquillo (1981) ve Perenchio (1978) yaptıkları çalışmalarda, basınç dayanımları 55 ila 125 MPa arasında değişen yüksek dayanımlı betonların Poisson oranlarını 0.2'ye yakın bir değer olarak alınmasını önermişlerdir.

Betonun sekant elastisite modülüne benzer şekilde Poisson oranı beton basınç gerilmesinin 0,4-0,5f'_c değerine karşı gelen eksenel şekil değiştirme durumu esas alınıp deneysel olarak belirlenir. Ancak beton izotrop ve doğrusal elastik malzeme olmadığı için Poisson oranı gerçekte değişken bir değer alır. Normal dayanımlı betonlarda betonun basınç dayanımına yakın gerilme seviyelerinde betonun Poisson oranının arttığı belirtilmiştir. Ayrıca, betonun basınç gerilmeleri artmaya devam edip güç tükenme noktasına yaklaştığında betonun hacminde bir artış görülür. Bu doğrusal olmayan hacim artışı dilatasyon olarak adlandırılır. Dilatasyon (ayrılma) betondaki büyük olan mikro çatlakların daha da büyümesine katkıda bulunur (Gardner ve Jacobson, 1967). Yüksek dayanımlı betonlarda da güç tükenme noktasına yaklaşıldığında da bu hacim artışı gözlenir (Şekil 3.1 b).

Normal betonlar için ısıl genleşme katsayısı 9-13 x $10^{-6}/^{o}C$ arasında değişir. Yüksek dayanımlı betonlar içinde bu aralığın uygun olduğu belirtilmiştir (Nawy, 1996).

Çeliğin ısıl genleşme katsayısı 11-12 x $10^{-6}/^{o}C$ arasında değiştiği için yüksek dayanımlı betonlarda, normal dayanımlı betonlar gibi çelikle aralarında sıcaklık değişiminden kaynaklanan herhangi bir sorunla karşılaşılmaz.

3.3 Ultra Yüksek Dayanımlı Betonlar (Reaktif Pudra Betonlar)

Hammaddesinin doğada kolayca ve bol miktarda bulunması, istenilen şekli alabilmesi, uzun süre hizmet vermesi, mukavemet ve maliyet açılarından da çok uygun bir malzeme olması, betonun vazgeçilmez bir yapı malzemesi olmasını sağlamıştır. Bilimin her dalında olduğu gibi İnşaat Mühendisliği'nde de yeni teknolojik gelişmeler yaşanmakta ve uygulamadaki yerini almaktadır. Beton ile ilgili yeni malzemelerin kullanımı, betonun mekanik özelliklerinin iyileştirilmesi yönünde yapılan çalışmalar yapı teknolojisinde önemli gelişmeler sağlamaktadır.

Yapı malzemesi olarak beton agrega, çimento, su ve gerektiğinde bazı katkı maddelerinin kullanılmasıyla üretilen kompozit bir malzemedir. Beton teknolojisi yoğun talep karşısında sürekli bir gelişim içerisindedir. 1960'lı yıllarda erişilebilen en yüksek beton basınç dayanımı 15-25 MPa iken 1970'li yıllarda yüksek katlı yapılarda 40-50 MPa beton basınç dayanımları kullanılmıştır. Zaman içerisinde dayanımları artan bu betonlara yüksek performanslı beton adı verilip, yol, köprü, liman vb. uygulamalarda kullanılmaya başlanmıştır. Son 30 yıldır yüksek

performanslı betonlar mühendislik uygulamalarında üstün performans sergilemişlerdir. 1973'te beton basınç dayanımı 60 MPa beton kullanılarak 260m yüksekliğindeki Water Tower Place (Chicago,USA) yapılmıştır (Shaeffer,1992). Onu izleyen yıllarda ise yüksek performanslı betonlar kullanılarak Two Union Square (Seattle,USA), Petronas Twin Tower (Kuala Lampur, Malaysia), Tsing Ma Bridge (Hong Kong, China) ve Trump World Tower (New York,USA) gibi binalar inşa edilmiştir. 1990'lı yıllarda beton basınç dayanımı 200 MPa'a kadar varan Reaktif Pudra Betonları (RPB) üretilmeye başlanmıştır. Betondaki dayanım artışına paralel olarak zaman içerisinde su/çimento oranında da düşüş gerçekleşmiştir. 1950`li yıllarda su/çimento oranı 0,60-0,70 aralığında değişirken 1970`li yıllarda akışkanlaştırıcıların devreye girmesi ile bu aralık 0,40-0,55`e düşmüş, 1980 ve 1990`lı yıllarda ise süper akışkanlaştırıcılar sayesinde söz konusu su/çimento oranı 0,25-0,35 aralığına inmiştir. Tüm bunlarla birlikte 1980`li yıllardan sonra ultra ince mineral katkı olan silis dumanının beton içerisinde kullanımının yaygınlaşmasıyla dayanımlarda çok yüksek artışlar sağlanmıştır. Daha sonra su/çimento oranının 0,20 değerinin altına düşürülmesiyle yeni kuşak süper akışkanlaştırıcılar, kısa kesilmiş yüksek dayanımlı çelik teller, sıcak su kürü ve basınçlı su buharı kullanarak beton basınç dayanımları 200 MPa değerinin üzerine çıkarılmıştır (Nematollahi ve diğerleri).

Bilindiği gibi, beton basınç dayanımı yüksek, çekme dayanımı düşük bir malzemedir. Basınç etkisi altında gösterdiği performansı, eğilme ve çekme kuvvetleri etkisi altında gösterememektedir. Binalarda yaygın olarak kullanılan betonarme taşıyıcı sistemlerin betonun birim ağırlığının yüksek olması nedeniyle sabit yükleri fazladır. Günümüzde daha geniş kullanım alanlarına duyulan ihtiyaç, yapıların yüksekliği arttıkça etkiyen dış yüklerin büyük olması ve bu yüklerin karşılanabilmesi için geleneksel yapı malzemeleri kullanılması halinde büyük kesitlere ihtiyaç duyulması yüksek dayanımlı beton kullanımını arttırmaktadır. Araştırmacılar, betonun bu mekanik özelliklerini iyileştirebilmek için uzun yıllardan beri kapsamlı çalışmalar yapmaktadır. Bu çabalar doğrultusunda yüksek çekme dayanımına, yüksek enerji yutma kapasitesine ve yüksek basınç dayanımına sahip Yüksek Performanslı Lif Donatılı Kompozitler (YPLDK)' ler geliştirilmiştir (Taşdemir, 2002). Yüksek dayanımlı betonlar, çok düşük poroziteleri sayesinde yüksek durabilite özelliklerine sahiptirler. Ultra yüksek performanslı beton olarakda bilinen Reaktif Pudra Betonları

(RPB) ise son dönemlerde geliştirilen etkili bir yapı malzemesi olarak değerlendirilmektedir.

Reaktif pudra betonu liflerle güçlendirilmiş, çok düşük su/çimento oranında çimento ve silis dumanı karışımının süper akışkanlaştırıcı kullanılarak ince öğütülmüş kuvars tozuyla karıştırılması sonucu elde edilen çok yüksek dayanımlı kompozit bir malzeme olarak tanımlanabilir.

Son 20 yılda geliştirilen reaktif pudra betonları (RPB) 200 MPa ve üzerinde basınç dayanımlarına ulaşmıştır. Betonda kullanılan çelik lifler betonun sünekliğini ve çekme dayanımını artırdığından malzemenin sünekliği ve eğilme dayanımı artar. Deprem sonrası yapıların güçlendirilmesi amacıyla hasar görmüş yapılarda, tünel ve hasar görmesi istenmeyen önemli yapılarda ve zararlı kimyasal atık malzeme depolanan yapılarda RPB kullanılabilir.

Çimento ile üretilen kompozitlerin yüksek mekanik özelliklere erişebilmesi konusunda son yıllarda birçok araştırma gerçekleştirilmiştir. İlk olarak, 1930`lu yıllarda Eugene Freyssinet taze betona priz sırasında uygulanacak basınç kuvvetinin, betonun basınç dayanımını artırmada olumlu etkisi olduğunu söylemiştir. 1960`lı yıllarda ise yüksek sıcaklık ile artan basınç kürü uygulanarak beton basınç dayanımı 650 MPa`ya ulaşmıştır (Richard ve Cheyrezy, 1995). Bu malzemeler, ilk kez 1990`lı yılların başlarında Paris`te Bouygues`in laboratuvarlarındaki araştırmacılar tarafından geliştirilmiştir. RPB`ler küp basınç dayanımları 200 ve 800 MPa arasında, çekme dayanımları 25 ve 150 MPa arasında ve kırılma enerjileri yaklaşık 30000 J/m^2 ve birim ağırlıkları 2500-3000 kg/m^3 aralığında değişen yeni kuşak betonlardır. (kaynak)

RPB'nin iç yapısı daha sıkı tane düzenine sahip olup, mikroyapısı YDB'a göre en kuvvetli çimentolu hidrate ürünler ile güçlendirilir. RPB'nin yüksek performansı genel olarak mikroyapısal incelemeyle sağlanır.

Karışımda çok ince agrega kullanılmasıyla yapıdaki mikro boşluklar azaltılarak eğilme ve basınç dayanımında artış sağlanır. Normal betonlarda kullanılan rijit agrega tanelerinin birbirine teması sonucu matris boyunca oluşan arayüzdeki boşluklar tane çapının azaltılması ile ortadan kaldırılır. Karışımda gerçekleştirilen bu düzenleme ile betonun porozitesi azaltılmakta, donma-çözülme gibi çevresel etkilere karşı direnci artmaktadır. Normal çimento içerikli kompozitler ile karşılaştırıldığında

RPB'nin en belirgin özelliği homojen yapısı, düşük boşluk oranı ve güçlendirilmiş çimento matrisidir.

Karışımda ince taneli agreganın, ultra ince bir malzeme olan silis dumanı ile birlikte kullanılması, agrega taneleri ile çimento hamuru arasındaki temas yüzeyini arttırarak, mekanik özelliklerin iyileşmesine olanak verir. Boşlukların azaltılarak tane dizilişindeki sıkılığın artırılmasının bir diğer üstünlüğü de karışımda suyun azaltılmasına olanak vermesidir (Dallaire ve Aitcin, 1998). Mekanik dayanım olarak RPB'lar yüksek dayanımlı betonlara (YDB) göre 2-4 kat daha fazla dayanıma sahiptir (Çizelge 3.1). RPB üstün mekanik ve fiziksel özelliklere, mükemmel sünekliğe ve aşırı derecede düşük geçirimliliğe sahip ultra yüksek dayanımlı çimento esaslı kompozit malzemedir (Dallaire ve Aitcin, 1998). Büyük agrega tanelerinin beton karışımından çıkarılması, karışımdaki su-çimento oranının azaltılması, $Ca(OH)_2$ miktarının, silis içerikli malzemelerin kullanılmasıyla, azaltılması ve karışıma çelik lif karıştırılması, çok yüksek dayanımlara erişmek için basınç altında ve yükseltilmiş sıcaklık koşullarında sertleştirme işlemi sonucu RPB yüksek performanslı bir malzeme olarak ortaya çıkar. Çelik liflerin güçlendirme etkisi özellikle RPB'nun enerji yutma yeteneği üzerinde olur. Kompozit içindeki çelik lif dağılımı ne kadar homojen olursa eğilmeye karşı olan dayanım da bir miktar daha fazla artar.

Çizelge 3.1 : NDB, YDB ve RPB Mekanik Özelliklerinin Karşılaştırılması (Topçu ve Karakurt, 2005).

Mekanik Özellikler	**NDB**	**YDB**	**RPB**
Basınç Dayanımı(MPa)	20-60	60-100	200-800
Çekme Dayanımı (MPa)	4-8	6-10	50-140
Kırılma Enerjisi (J/m^2)	100-120	100-130	10000-40000
Elastisite Modülü (GPa)	20-30	35-40	60-75

4. BETONDA SARGILAMA

4.1 Sargılama Etkisi

Betonda aşırı eksenel yük etkisinde oluşan hacim artışı sınırlandırılması betonun eksenel şekil değiştirme oranını azaltır. Tek eksenli silindirik numunelerde yapılan deneyler yardımıyla sargılanmış betonun elastisite modülü yeterli doğrulukta belirlenebilir, (Gardner ve Jacobson, 1967, Kloppel ve Goder, 1957). Sarılmış betonun eksenel yük etkisi altında davranışı incelendiğinde, enine çatlama şekil değiştirmesi $(\varepsilon_{\lim})$ daha büyük eksenel şekil değiştirme (ε_1) lerde görülür. Mikro çatlak oluşumu ve kararlı olmayan mikro çatlakların ilerlemesi ertelenir. Yanal sarılma etkisiyle oluşan kuvvetler mevcut çatlakların yayılmasını engellerken, etkili biçimde kritik çatlak boyunu arttırabilir. Dilatasyonun sınırlandırılmasının net etkisi betonda daha büyük maksimum gerilme ve eksenel şekil değiştirme kapasitesi olarak görülür. Ayrıca, yanal sargı etkisi çatlamış beton malzemeyi birlikte tuttuğu gibi beton kesitin sünekliğini de artırır. Bu olay, literatürde araştırmacılar tarafından incelenmiştir. Yanal sargı etkisi ile dayanım ve süneklik açısından iyileşen beton malzeme davranışı, aktif sargılama bakımından aşağıdaki kısımda daha ayrıntılı bir şekilde incelenmiştir.

4.2 Aktif Sargılama

Eksenel yük etkisindeki betona etkiyen sabit bir yanal gerilmeyle aktif sargılama oluşturulur. Sabit yanal basınç gerilmesi hidrostatik sıvı basıncı uygulanarak elde edilir. Sade beton silindir numuneler üzerinde bu tip ilk araştırmalar Richard ve diğerleri (1928) tarafından yapılmıştır. Sargılı betonun basınç dayanımında sargısız betona göre Hidrostatik sargı gerilmesinde (f_{2a}) aşağıda gösterildiği gibi 4,1 katı kadar bir artış gözlenmiştir.

$$f_{cc}' = f_c' + 4{,}1 f_{2a} \qquad \textbf{(4.1)}$$

Burada, f'_{cc} sargılı betonun maksimum basınç dayanımını, f'_c sargısız betonun maksimum basınç dayanımını, f_{2a} ise hidrostatik sargı gerilmesidir. Yapılan deneysel çalışma sonuçlarına göre f'_{cc} maksimum gerilmeye karşı gelen maksimum şekil değiştirme ε'_{cc} aşağıdaki gibi tanımlanır:

$$\varepsilon'_{cc} = \varepsilon'_c \times \left(1 + \frac{20,5 f_{2a}}{f'_c}\right) \quad \textbf{(4.2)}$$

Burada, ε'_{cc} sargılı betonun maksimum şekil değiştirmesini, ε'_c ise sargısız betonun maksimum şekil değiştirmesini ifade etmektedir.

Yüksek dayanımlı betonların hidrostatik sargı etkisi Attard ve Setunge (1996) tarafından incelenmiştir. Bu çalışmada, 120 adet çapı 100 mm ve yüksekliği 200 mm olan silindir deney numuneleri denenmiştir. Silis dumanı içeren ve içermeyen 5 farklı karışım oranına sahip beton numuneler için deney yapılmıştır. Silindir deney numunelerinin beton basınç dayanımı 58 MPa ila 132 MPa arasında değişmektedir. Bu silindir deney numuneleri 0,5 MPa ila 20 MPa aralığında yanal hidrostatik basınç gerilmelerine maruz bırakılarak güç tükenme seviyelerine kadar eksenel yük uygulanmıştır. Elde edilen deney sonuçları değerlendirilerek yüksek dayanımlı ve sargılı betonun maksimum basınç gerilmeleri için aşağıdaki denklemler önerilmiştir.

Silis dumanı içeren numuneler $90\text{MPa} \leq f'_c \leq 120\text{MPa}$ için:

$$\frac{f'_{cc}}{f'_c} = \left[18,67 \frac{f_{2a}}{f'_c}\right]^{0.45} \quad \textbf{(4.3)}$$

Silis dumanı içermeyen numuneler $90\text{MPa} \leq f'_c \leq 120\text{MPa}$ için:

$$\frac{f'_{cc}}{f'_c} = \left[14,67 \frac{f_{2a}}{f'_c}\right]^{0.45} \quad \textbf{(4.4)}$$

Araştırmacılar tarafından farklı malzeme özellikleri (uçucu kül, silis dumanı vb.) için farklı dayanım artışı yöntemlerinin daha gerçekçi olduğu belirtilmiştir. Sadece basınç dayanımına dayanan bir sargı modelinin uygun olmayacağı görüşü egemendir. Bundan dolayı alt sınır olarak, küçük sargı gerilmeleri halinde bütün beton dayanımları için aşağıdaki denklem önerilmiştir.

$$\frac{f'_{cc}}{f'_c} = \left[1 + \frac{3f_{2a}}{f'_c}\right] \qquad \textbf{(4.5)}$$

Bu denklem $0{,}17 f'_c \le f_{2a} \le 0{,}3 f'_c$ olduğu durumlarda geçerlidir.

4.3 Pasif Sargılama

Dairesel kolonlarda pasif sargılama, dairesel etriyeler, spiral donatılar ya da kinematik bir sınırlama olan çelik tüp ile sağlanır. Beton eksenel yük etkisi altında genişlediği için, sargı etkisi ile etriyelerde çekme gerilmeleri (σ_h) meydana gelir. Bu gerilmenin büyüklüğü aşağıdaki denklemde tanımlanmıştır.

$$\sigma_h = \frac{p(D-2t)}{2t} \qquad \textbf{(4.6)}$$

Denklem (4.6)'da p betonun genişlemesiyle oluşan yanal basınç gerilmesini, D dairesel tüp yada etriyenin dıştan dışa ölçülen çapı, t ise sargı elemanının kalınlığıdır. Denklem (4.6)'da sargılama etkisi ile oluşan çekme gerilmesi(σ_h), şekil değiştirme (ε_h) cinsinden yazılır ve yanal basınç gerilmesi (p)'ye göre düzenlenirse aşağıdaki bağıntı bulunur:

$$p = \frac{2tE\varepsilon_h}{D-2t} \qquad \textbf{(4.7)}$$

Burada, E sargılamada kullanılan çelik tüp ya da etriyenin elastisite modülünü, ε_h sargılama etkisi ile çelik tüp ya da etriyede oluşan yanal şekil değiştirmeyi gösterir.

Denge denklemlerini sağlamak için sargı etkisiyle betonda oluşan p basınç gerilmelerinin, zıt yönde sargılayan çelik tüp ya da etriyede oluşan (σ_h) sargı gerilmesine eşit olması gerekir. Bu gerilme betonun yanal şekil değiştirme davranışına bağlı olarak artar. Betonun genişlemesini sınırlayan herhangi bir engel betonda sargı etkisi oluşturur. Betonda sargı etkisi yanal basınç gerilmeleri yanında pasif sargılama gerilmesinin (p) değişimine, (ε_h) sargılama etkisiyle oluşan yanal şekil değiştirmesine, sargılamada kullanılan malzemenin E elastisite modülüne ve rijitliğine bağlıdır (Pantazapulou ve Mills, 1995).

4.4 Mander'in Pasif Sargılama Modeli

Mander (1988) tarafından önerilen bir malzeme modeli tüp içine doldurulmuş beton için yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Bu modelde dairesel etriye ya da spiral donatıyla sarılmış betonun tek eksenli gerilme-şekil değiştirme davranışını tahmin etmek için, Popovics (1973) tarafından geliştirilen bir yöntem kullanılmıştır. Bu yöntem enerji yöntemiyle enine donatıda depolanan enerji ile betonda ilave şekil değiştirme enerjisi kapasitesi arasında denge kurularak tanımlanmıştır. Sargılı betonun tek eksenli gerilme-şekil değiştirme eğrisinde, eğrinin herhangi bir noktasındaki (f_1) eksenel gerilmesi aşağıdaki gibi tanımlanmıştır:

$$f_1 = \frac{f'_{cc} x r}{x^r + r - 1} \tag{4.8}$$

Bu bağıntıdaki büyüklükler aşağıda denklemlerde verilmiştir:

$$x = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon'_{cc}} \tag{4.9}$$

$$r = \frac{E_c}{E_c - \frac{f'_{cc}}{\varepsilon'_{cc}}} \tag{4.10}$$

$$f'_{cc} = f'_c \left(2{,}254 \times \sqrt{1 + 7{,}94 \frac{f_{2\max}}{f'_c}} - 2 \frac{f_{2\max}}{f'_c} - 1{,}254 \right) \tag{4.11}$$

$$f_{2\max} = \frac{\rho_b \rho_y}{2} \tag{4.12}$$

$$\rho_s = \frac{4t}{D - 2t} \tag{4.13}$$

Denklem 4.13'de ($f_{2\max}$) maksimum sargılama gerilmesi ile enine donatının akma gerilmesi (σ_y) arasında doğrusal bir ilişki olduğu kabul edilir. Sargılı betonun maksimum gerilmesine karşı gelen eksenel şekil değiştirmeyi (ε'_{cc})'yi belirlemek için Mander modelinde aşağıdaki ifade kullanılmıştır:

$$\varepsilon'_{cc} = \varepsilon'_c \times \left[1 + 5 \times \left(\frac{f'_{cc}}{f'_c} - 1 \right) \right] \tag{4.14}$$

Bu yöntemde betonun elastisite modülünün ($E_c = 5000\sqrt{f'_c}$) olduğu kabul edilmektedir. Daha önce de belirtildiği gibi, bu varsayımın yüksek dayanımlı betonlar için tam olarak geçerli olduğu söylenemez. Beton dairesel etriye veya spiral donatı ile sarıldığında, Mander modelinin maksimum basınç gerilme dayanımı hesabında tutarlı olmadığı görülmüştür. Bunun sebebi enine donatılar arasında kalan sargılanmamış bölgede betonda oluşan kemerlenme etkisidir. Çelik tüp sürekli bir sargılama sağladığı zaman betonda kemerlenme etkisi ortadan kalktığı için sargılama etkisi maksimum seviyededir.

Betonun genişlemesi ve enine şekil değiştirme ile boyuna şekil değiştirme birlikte düşünüldüğünde çelik tüpte iki eksenli gerilme durumu söz konusu olur. Verilen gerilme kombinasyonunda, çelik tüp enine doğrultuda tek eksenli akma gerilmesine ulaşamadan burkulabilir. Betonun sargılanmasını etkileyen bu durum sonraki bölümde ayrıntılı olarak verilmiştir.

5. ÇELİK TÜP İÇİNE BETON DOLDURULMUŞ ELEMANLARIN MEKANİK ÖZELLİKLERİ VE DAVRANIŞI

5.1 ÇTBD Elemanların Mekanik Özellikleri

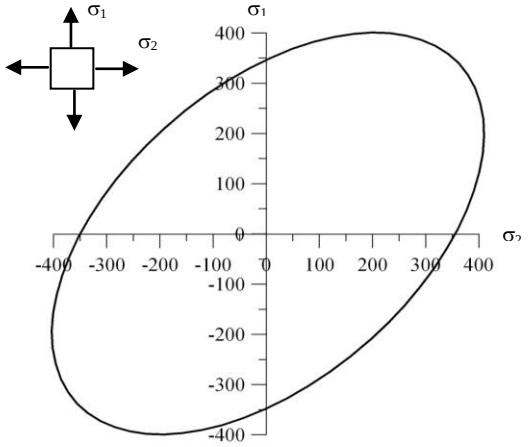
5.1.1 İki eksenli gerilme durumu ve sargılama etkisinin mekanik davranışı

Çelik tüp içine beton doldurulmuş kolonlar eksenel kuvvetin betona ve çelik tüpe birlikte uygulandığı Tip A, eksenel kuvvetin sadece betona uygulandığı Tip B olmak üzere iki gruba ayrılır. B tipi kolonların en büyük eksenel yük kapasitesi A tipine göre daha büyüktür. Sakino ve diğ. (1981) normal dayanımlı beton, Aitcin (1997) yüksek dayanımlı beton kullanarak çelik tüpe doldurulmuş beton kolonların davranışında B tipi kolonların A tipine göre daha büyük eksenel kapasiteye sahip olduklarını çalışmalarında göstermişlerdir.

Birçok araştırmacı (Virdi ve Dowling 1980; Sakino 1981; O'Shea ve Bridge 1997; Mei 2001), eksenel yük altındaki Tip B ile gösterilen çelik tüp içine beton doldurulmuş kolon elemanlarının çelik tüp elemanında Poisson oranı etkisiyle beklenen şekil değiştirmeden daha büyük eksenel şekil değiştirme olduğunu göstermişlerdir. Çelik tüp ile beton arasındaki içsel sürtünmenin sonucu olarak çelik tüpte eksenel şekil değiştirmeler ortaya çıkar. Bundan dolayı, çelik tüp iki eksenli gerilme altındadır ve bu beton kesitte sağlanan sargılamanın derecesini azaltır.

İki eksenli gerilme altında 340 MPa akma dayanımına sahip çelik için von Mises akma kriteri Şekil 5.1'de verilmiştir. İki eksenli gerilme durumuna bakılmaksızın çelik tüpün akma anında oluşan enine gerilmeler eksenel akma gerilmesinden daha küçüktür. Çelik tüpün enine akma dayanımı tek eksenli akma dayanımından daha küçük bir gerilme seviyesindedir.

Eksenel yük etkisi altında çelik tüpte oluşan eksenel şekil değiştirme Poisson oranı etkisi ile ilave bir enine şekil değiştirme meydana getirir. Bu nedenle, yanal sargılama gerilmesi σ_h azalırken betonda şekil değiştirme alanı bir miktar artar.



Şekil 5.1 : Çeliğin iki eksenli gerilme durumunda, Von Mises Akma Diyagramı f_y=340 MPa (McAteer, 2002).

Çelik tüpün sargılama etkisi, dairesel etriye veya spiral donatı ile sağlanan sargılama etkisinden farklıdır. Dairesel etriye ve spiral donatı ile sargılamada sadece sargı donatısında tek eksenli çekme gerilmeleri meydana gelir. Çelik tüp ile sargılamada oluşan maksimum yanal gerilme aşağıdaki denklemle verilmiştir.

$$f_{2\max} = \frac{2tf_y}{D-2t} \qquad \textbf{(5.1)}$$

şeklindedir. Burada D çelik tüpün çapı, t ise çeper kalınlığıdır. Denklem 5.1 betonun basınç dayanımına göre normalleştirildiğinde aşağıdaki denklem elde edilmiştir.

$$\overline{f}_r = \frac{2t}{D-2t}\frac{f_y}{f_c} \qquad \textbf{(5.2)}$$

Denklem 5.2'de $\overline{f}_r$ normalleştirilmiş potansiyel sargılama indisi olarak tarif edilir (Lahlou, 1992). Enine doğrultuda tek eksenli akma gerilmesine nadiren ulaşıldığı için mekanik olarak çelik tüp ile sargılanan betonun davranışını tahmin etmede Mander modelinin kullanımı uygun değildir. ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitesinde iki eksenli gerilmenin etkisi O'Shea ve Bridge (2000) tarafından dolaylı biçimde belirlenmiştir. O'Shea ve Bridge (1997a,b) de yaptıkları çalışmada Mander modelini değiştirerek sargılı betonun gerilme-şekil değiştirme davranışını basınç dayanımı için yeniden düzenlemişlerdir. Bu çalışmada, sargılanmamış beton basınç dayanımları 38 ila 114 MPa arasında değişen 60 adet çelik tüpe doldurulmuş

kısa kolon deneye tabi tutularak incelenmiştir. İnce duvarlı çelik tüp tarafından sarılmış 50, 80 ve 100 MPa basınç dayanımlarına sahip betonların gerilme-şekil değiştirme davranışını tanımlamak için bir yöntem verilmiştir. 50 MPa basınç dayanımına sahip beton için Mander (1988)'in denklemi değiştirilerek sargılı beton basınç dayanımı f'_{cc} aşağıdaki denklemde verilmiştir.

$$f'_{cc} = f'_c\left(2{,}172\sqrt{1+7{,}46\frac{f_2}{f'_c}}-2\frac{f_2}{f'_c}-1{,}228\right) \quad \textbf{(5.3)}$$

$$f_2 = \frac{2t\sigma_h}{D-2t} \quad \textbf{(5.4)}$$

Denklem 5.4'de σ_h çelik tüpte oluşan eksenel gerilmedir. Basınç dayanımları 80 ve 100 MPa olan betonlar için sargılanmış haldeki beton basınç dayanımlarını bulmak için Attard ve Setunge (1996) tarafından aşağıdaki denklemler kullanılmıştır.

$$f'_{cc} = f'_c\left(\frac{f_2}{f_{sp}}+1\right)^k \quad \textbf{(5.5)}$$

$$k = 1{,}25\left(1+0{,}062\frac{f_2}{f'_c}\right)\left(f'_c\right)^{-0{,}21} \quad \textbf{(5.6)}$$

$$f_{sp} = 0{,}558\sqrt{f'_c} \quad \textbf{(5.7)}$$

$\sqrt{\frac{f'_c}{f_y}} \le 0{,}4$ olduğunda, çelik tüpün tek eksenli akma gerilmesi (σ_h) Denklem 5.1'deki maksimum sargı gerilmesine (f_{2maks})'a eşit olmaktadır. $\sqrt{\frac{f'_c}{f_y}} \ge 0.4$ olduğu durumlarda ise O'Shea ve Bridge tarafından sargılama gerilmesi aşağıdaki denklemle tanımlanmıştır:

$$f_2 = 3{,}33\,f_{2maks}\left(0{,}7-\sqrt{\frac{f'_c}{f_y}}\right) \quad \textbf{(5.8)}$$

Tüm beton sınıfları için maksimum gerilmeye karşı gelen şekil değiştirme aşağıdaki denklemle ifade edilmiştir:

$$\varepsilon'_{cc} = \varepsilon'_c \left(1 + \left(8 + 0{,}05 f'_c \right) \frac{f_2}{f'_c} \right) \qquad \textbf{(5.9)}$$

Mei ve diğ. (2001) tarafından çelik tüpte oluşan iki eksenli gerilme etkisi açık bir şekilde incelenmiştir. Sargılı betonun basınç dayanımını hesaplamak için, araştırmacılar aşağıdaki denklemde verildiği gibi Mohr-Coulomb göçme kriterini kullanmışlardır.

$$f'_{cc} = f_2 K_p + 2c\sqrt{K_p} \qquad \textbf{(5.10)}$$

Denklem 5.10'da $K_p = \tan^2\left(45 + \frac{\phi}{2}\right)$, ϕ betonun içsel sürtünme açısını ($\phi = 48^o$), c ise kohezyon katsayısını göstermektedir.

Bu çalışmada 8 adet 102 mm çapında, 71 MPa beton basınç dayanımına sahip silindirik numuneler, akma dayanımı $448MPa$ olan çelik tüple sarılmıştır. Çelik tüplerin kalınlığı 0,4 mm ila 3,1 mm olarak seçilmiştir. Çelik tüpe eksenel gerilme transferini azaltmak için, çelik tüpün iç yüzeyi kuru, grafit, yağlayıcı sprey ile kaplanmıştır. Yine de çelik tüpte eksenel gerilme oluşacağı için Denklem 5.10'un geçerli olacağı varsayılmıştır.

Çelik tüpte eksenel ve enine doğrultuda ölçülen şekil değiştirmelerden iki eksenli asal gerilmeler hesaplanmıştır. Elde edilen bütün deney sonuçlarında enine doğrultuda tek eksenli akma gerilmesine ulaşılmadan önce mevcut eksenel gerilme çelik tüpün plastikleşmesine (akmasına) sebep olmuştur.

En büyük sargılama gerilmesi (f_2) Denklem 5.1'de verilen potansiyel f_{2maks} maksimum yanal sargılama gerilmesinin %68 ila %83 arasında olduğu deneysel çalışma sonuçlarında gözlemlenmiştir. Bu oran çelik tüpün kalınlığı ile ters orantılı olarak değişmektedir. Çelik tüpte oluşan eksenel gerilme sebebiyle, betonun yükleme geçmişine göre sargılama gerilmesinin beklenen değerlerden düşük olduğu gözlenmiştir. Ancak, bu azalma çelik tüpün kalınlığı arttıkça daha az görülmüştür.

Çelik tüpe aktarılan eksenel gerilmenin azaltılmasının, von Mises elipsinde akma koordinatını σ_2 eksenine kaydırma etkisine sahip olduğunu yapılan deneyler göstermiştir. Çelik tüpe transfer edilen eksenel gerilmenin azaltılması ile güç tükenme anında daha büyük enine şekil değiştirmeler ölçülmekte, Poisson oranı

etkisi ile oluşan enine şekil değiştirmeler azaltılabilmekte ve bunların sonucu olarak çelik tüpün sargılama potansiyeli artmaktadır.

5.1.2 Süneklik

Razvi ve Saatçioğlu (1992), kare ve silindir şekillere sahip monotonik artan tekil ve yatay yükler altında 250 adet numuneyi denemişlerdir. Bu kolon numuneleri eksenel yük, şekil değiştirme sünekliği ve kayma kapasiteleri açısından değerlendirilmişlerdir. Yüksek dayanımlı betonlarda süneklik veya dayanım artışı sağlamak için normal dayanımlı betonlara nazaran daha fazla sargılama donatısına ihtiyaç olduğunu belirtmişlerdir.

Prion ve Boehme (1994) maksimum yük seviyesinden sonraki beton dayanımını $(f_{c(res)})$ aşağıda verilen Mohr-Coulomb bağıntısıyla tanımlamışlardır:

$$f_{c(res)} = f'_2 \tan^2\left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \qquad \textbf{(5.11)}$$

Burada f_2' tüpün akma dayanımıyla genelleştirilmiş yatay sargılama gerilmesidir.

Eksenel şekil değiştirme sünekliği (μ), maksimum gerilmeye ulaşıldıktan sonra tanımlanan bir gerilme seviyesine (örneğin $0{,}85 f_c'$) seviyesine karşı gelen şekil değiştirmenin $\left(\varepsilon_{0,85}\right)$ maksimum gerilmeye karşı gelen şekil değiştirme $\left(\varepsilon_c'\right)$ ye oranı aşağıdaki gibi tanımlanmıştır.

$$\mu = \frac{\varepsilon_{0,85}}{\varepsilon_c'} \qquad \textbf{(5.12)}$$

5.1.3 Dinamik Davranış

Çelik tüp içine doldurulmuş Tip B kolonların dinamik davranışı ile ilgili olarak literatürde çok az sayıda çalışma bulunmaktadır. Bunlardan biri Lahlou ve diğ. (1999) tarafından yapılan çalışmadır. Bu çalışmada, dinamik yükleme altında 8 adet dairesel kolon üzerinde deneyler yapılmıştır. Yapılan çalışmada sargılı betonun dinamik davranışında çevrimsel hızlı basınç yükleme etkisi araştırılmıştır. Deneysel çalışmalarda sargısız beton basınç dayanımı 45 ila 130 MPa arasında değişen betonlar kullanılmıştır. Deney sonuçlarına göre yükleme etkisindeki kolonlarda çelik tüp içindeki beton sargısız betona göre daha rijit davranmakta, dayanım kazanmakta

ve bunun sonucu olarak boyuna rijitlik hemen hemen 3 kat artmaktadır. Normal dayanımlı beton kolonlarda, etriye ve spiral sargılama donatısı olsun ya da olmasın, bu davranışın tersi gözlemlenir (Mander ve diğ., 1988). Benzer şekilde hidrostatik basınç etkisiyle aktif sargılama uygulanan normal dayanımlı beton kolonlarda her bir yük çevrimiyle rijitliğin azaldığı görülmüştür (Imran ve Pantazapulou, 1996).

5.1.4 Eksenel kapasitede narinlik etkisi

Gardner ve Jacobson (1967) tarafından kullanılan, teğet modülü yöntemi klasik Euler burkulma yükü formülünün değiştirilmiş bir şekline benzemektedir:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \qquad \textbf{(5.13)}$$

Burada, E teğet elastisite modülüdür.

Kompozit bir kesitte teğet elastisite modülü çelik ve betonun teğet modüllerinin ağırlıklı toplamıdır.

$$EI = E_{tc} I_c + E_{ts} I_s \qquad \textbf{(5.14)}$$

Burada E_{tc}, E_{ts} sırasıyla beton ve çeliğin elastisite modülleri, I_c ve I_s ise sırasıyla beton ve çeliğin atalet momentleridir.

Bu yöntemi kullanabilmek için, kompozit malzeme bileşenlerinin tam olarak gerilme-şekil değiştirme eğrilerine ihtiyaç vardır. Belirsiz bir burkulma boyuna $\left(L_{cr}\right)$ sahip bir kolon için kolonda kritik burkulma yükünün $\left(P_{cr}\right)$ olduğu düşünülmektedir. Bu yöntem, çelik ve betonun ilgili teğet elastisite modüllerini hesaplayabilmek için, çelik ve beton tarafından taşınan yük hakkında doğru bilgiye ihtiyaç duymaktadır. Yöntem özellikle $\frac{L}{D} \geq 10$ olduğu durumlarda iyi sonuç vermesine karşın, her bir kolonun denenme ihtiyacı yöntemin yaygın kullanımını engellemektedir.

5.2 Eksenel Yüklü ÇTBD Kolonlar

Basınç etkisi altında kolonların davranışı, eksenel yükün dışmerkez olan veya olmayan etkime şekline göre farklılık gösterir. Ayrıca kolonun boyutlarına (L/D

oranına) bağlı olarak, eksenel basınç yükü etkisindeki kolonun davranışı, kısa ve narin kolon, farklılık gösterir.

Kısa kolonlarda (L/D oranı ≤ 5) eksenel yük etkisindeki kolonun dayanımı, kolon kesitinin dayanımına bağlıdır. Bu tip kolonların kesitlerinde donatı ve betonun maksimum gerilme taşıma kapasiteleri aşılarak güç tükenme durumuna erişilir. Kesitte donatının akması ve betonun ezilmesi güç tükenme durumlarıdır. Kısa kolonlarda eksenel yükün dışmerkez olarak etkimesi kolonun güç tükenme davranışını küçük oranda etkiler. Narin kolonlarda eksenel basınç yükü etkisinde kolonun dayanımı, kolonun burkulma stabilitesine bağlıdır.

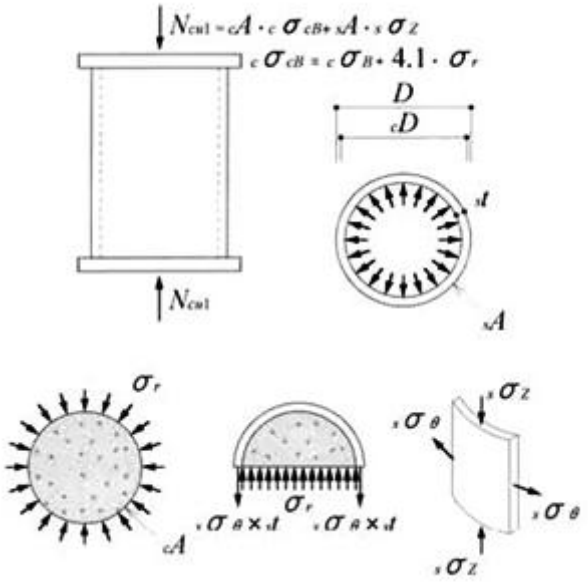
Narin kolonlarda, kolon kesitini gerilme bakımından dayanıma ulaştıracak eksenel basınç yükünden daha küçük yük seviyesinde kolon kritik burkulma yüküne ulaşır. Narin kolon elastik veya elastik olmayan burkulma ile güç tükenme durumuna erişir. Narin kolonlarda eksenel yükün dışmerkez olarak etkimesi durumunda, dışmerkez olmayana göre, daha küçük yük seviyelerinde güç tükenmesine erişilir. Pratik uygulamalarda, dışmerkez olmayan eksenel yüklü kolonlarla genelde karşılaşılmaz. Yönetmelikler en azından minimum bir dışmerkezliği göz önüne almayı öngörmektedir.

Çelik tüpe doldurulmuş beton kolonların dışmerkez olmayan eksenel basınç yükü etkisindeki davranışlarının deneysel ve teorik olarak incelenmesi, davranışı etikileyen parametrelerin ortaya çıkarılması, problemi basitleştirmek ve hesap modeli geliştirebilmek için gereklidir. Ancak, çelik tüpe doldurulmuş beton kolonların davranışlarını daha gerçekçi bir şekilde inceleyebilmek için, geometrik kusurların veya eksenel basınç yükünün dışmerkez etkimesinin neden olduğu eğilme momenti etkisini de birlikte incelemek gerekir.

5.2.1 ÇTBD Kısa Kolonlar

ÇTBD kısa kolona dışmerkez olmayan eksenel basınç yükü, çelik tüp ve betona düzgün yayılı bir şekilde birlikte, uygulandığında çelik ve betonun her ikisi boyuna doğrultuda deformasyon yapmaya başlar. Başlangıç safhasındaki şekil değiştirme değerlerinde, çeliğin Poisson oranı (ν_s=0,28) betonun Poisson oranından (ν_c=0,2) daha büyüktür (Gardner ve Jacobson, 1967). Bu sebeple betona göre çelik daha fazla yanal şekil değiştirme yapar. İki malzeme arasında etkileşim oldukça az olur. Yüklemenin bu safhalarında çelik ve beton yükü birbirlerinden bağımsız olarak taşır.

Bu durumda çelik tüpte oluşan eksenel gerilmeler hemen hemen sabit kalır. Yaklaşık olarak eksenel şekil değiştirmenin 0,001 seviyelerine ulaştığı eksenel basınç yükünde, betonda mikro çatlaklar görülmeye başlar, betonun yanal genişlemesi artar ve çeliğin sabit olan yanal genişleme değerine yaklaşır. Bu yük seviyesinden sonra betonun yanal genişlemesi her iki malzeme arasında etkileşimi başlatır. Böylece çelik tüp ile beton arasında aderans gerilmeleri, çelik tüpte iki eksenli gerilme ve betonda üç eksenli gerilme durumu oluşur. Çelik tüpte oluşan eksenel gerilme, çelik tüp ve beton arasında oluşan etkileşimden dolayı, çelik tüpe iletilen yükün bir fonksiyonu olarak değişmektedir. Eksenel şekil değiştirmenin 0,001 ila 0,002 aralığında, iki malzeme arasında önemli etkileşim ve betonda oluşan sargılama etkisi ortaya çıkar. Knowles ve Park (1970) sargılama etkisinin yaklaşık olarak 0,002 (yaklaşık 0,95f_c') seviyelerinde meydana geldiğini ve ardından betonun hızlı bir şekilde hacimsel şekil değiştirme genişlemesi (dilatasyon) yaptığını belirtmişlerdir. Diğer araştırmacılar mikro çatlakların başlangıcından (0,001 şekil değiştirme değerine karşı gelen değerden) hemen sonra meydana gelen ve 0,002 değerinde tam sargılama değerine ulaşan yavaş yavaş artırılan sargılamayı önermişlerdir (Zhang ve diğerleri., 2000).



Şekil 5.2 : Eksenel yük etkisindeki daire en kesitli ÇTBD kolonlarda sargılama etkisi (Mc Ateer, 2002).

ÇTBD kolonda sargılama etkisinin ortaya çıktığı eksenel basınç yüküne ulaşıldığında, betonun yanal genişleme eğilimiyle çelik tüpte oluşan yanal basınç gerilmeleri, çelik tüpte boyuna gerilmelere ilave olarak çevresel gerilmeler oluşturur (Şekil 5.2). Betonun, artan eksenel yük etkisi altında meydana gelen yanal şekil

değiştirmeler sonucu çelik tüpte iki eksenli gerilme durumu meydana gelir. Çelik tüpte iki eksenli gerilme durumu oluştuğunda, eğer çelik tüp boyuna doğrultuda akma gerilmesine ulaşmamış ise çeliğin ilave eksenel yük taşıma kapasitesi azalır ve daha küçük eksenel yük seviyesinde çelik akmaya başlar. Sargılama etkisi ortaya çıktığında eğer boyuna donatı akma gerilmesine ulaşmış ise, iki eksenli gerilme durumunun oluşmasıyla birlikte çelik tüpün akmasıyla güç tükenmesi durumuna erişilir. Bir diğer durumda sargılama etkisinin ortaya çıkmasıyla, çelik tüpün etkili elastik rijitliği azalır ve taşıdığı eksenel yükün bir kısmını betona aktarmak ister. Sargılama etkisinin ortaya çıkmasıyla, betonun hacimsel genişlemesi çeliğin eksenel yük taşıma kapasitesini azaltırken çelik tüpün sargılama etkisiyle betonun eksenel dayanımı artar. Bu durumda, özellikle dairesel kesitli kolonlarda, betonun eksenel dayanım artışı, çelikteki dayanım azalışından daha fazla olup, ÇTBD daire en kesitli kolonların kapasitesinde bir artış gözlemlenmektedir.

Betonun yanal basınç etkisiyle daire en kesitli çelik tüpte daha etkili çevresel çekme gerilmeleri oluşurken, dikdörtgen kesitli çelik tüpün düz kenarları betonda sargılama etkisinin oluşmasında etkili değildir. Yalnızca dikdörtgen kesitin köşelerinde sargılama etkisi oluşur. Bu etki de oldukça küçük olup ihmal edilebilir (Furlong, 1967). Bu nedenle dikdörtgen kesitli ÇTBD kolonun eksenel yük taşıma kapasitesindeki artışın çelik tüpün şekil değiştirme sertleşmesinden kaynaklandığı düşünülmektedir. Ancak, betonun dikdörtgen kesitli çelik tüp içine yerleştirilmesiyle elemanın sünekliği ve dayanıklılığında artış sağlanmaktadır.

Yüksek dayanımlı beton kullanıldığında, betonun düşük olan hacimsel artışı sebebiyle önemli bir sargılama etkisi oluşmamaktadır. Bu nedenle birçok deneysel çalışmada, D/t oranı çok küçük olmadıkça, ÇTBD kısa kolonlarda yüksek dayanımlı beton kullanıldığında eksenel basınç yükü taşıma kapasitesi kesitin taşıma kapasitesinden daha düşük olmaktadır.

Kısa kolonların yük-eksenel kısalma davranışları, maksimum yük seviyesinden sonraki davranışlarına bağlı olarak farklılıklar gösterir. ÇTBD dairesel kesitli kolonlarda yük-eksenel kısalma eğrisinin tipi genel olarak şekil değiştirme sertleşmesi yapan veya elasto-plastik malzeme davranışı gibidir. ÇTBD dikdörtgen kesitli kolonlarda ise yük-eksenel kısalma eğrilerinde maksimum yük seviyesinden sonra bir azalma (yumuşama) görülür. Yük-eksenel kısalma eğrisindeki bu azalma özellikle yüksek dayanımlı beton kullanılan kısa kolonlarda da gözlenir.

ÇTBD kısa kolonların güç tükenme davranışı çelik tüpün kalınlığına bağlı olarak değişmektedir. Kısa kolonlar D/t oranına (kesit çapının çelik tüp kalınlığına oranı) bağlı olarak kalın ve ince duvarlı olmak üzere iki alt bölüme ayrılabilir.

Kalın duvarlı ÇTBD kısa kolonlar eksenel basınç yükü etkisinde daha beklenen bir güç tükenme davranışı sergiler. Eksenel basınç yükü etkisindeki kalın duvarlı ÇTBD kolonlarda, betonda yaklaşık olarak şekil değiştirme 0,002 seviyesine ulaştığında sargılama etkisi ve ilave bir dayanım artışı oluşur. Ancak boyuna şekil değiştirme yaklaşık olarak 0,002 değerine ulaştığında, çeliğin akma dayanımına ulaşılmamış ise beton basınç dayanımına ulaşarak çelik akmadan beton ezilir ve güç tükenme durumuna ulaşılır. Bu istenmeyen bir güç tükenme durumudur (Furlong, 1967). Ayrıca betonun basınç dayanımına ulaşıp ezilmesi çelik tüpün yerel elastik burkulmasına sebep olabilir. Daha düşük dayanımlı çelikler kullanıldığında, kalın duvarlı ÇTBD kısa kolonların güç tükenme durumu çeliğin akmasıyla başlar. Çelik tüp kesit aktığı için beton ezilmeye başlar. Sargılama etkisinin oluşmasıyla beton ilave eksenel yük taşımaya başlar. Ardından çelik tüpün güç tükenme durumuna, kesitin tamamıyle plastikleşmesiyle, ya da genellikle aşırı yerel burkulmasıyla, ulaşılır. Dikdörtgen ve kare ÇTBD kısa kolon deney numunelerinde genelde numune boyunun ortalarında yerel burkulma olur. Kare en kesitli deney numunelerinde yerel burkulma dört kenarda da görülür. Ancak, dikdörtgen kesitli deney numunelerinde yerel burkulmaya uzun kenarlar daha hassastır. Uzun kenarların burkulması ile kısa kenarlarda çeliğin akma gerilmesine ulaştığı gözlemlenmiştir. (Shakir-Khalil, 1991). Daire en kesitli ÇTBD kısa kolonların burkulması da kolon boyunun ortalarında başlayıp uçlarına doğru ilerlemektedir (Schneider, 1998).

Eksenel basınç yükü etkisindeki ince cidarlı ÇTBD kısa kolonlar, çelik tüpün elastik veya elastik olmayan yerel burkulması sonucu veya akma durumunda çelik tüpün burkulmasını takiben betonun yaklaşık 0,005 şekil değiştirme seviyelerinde kesme kırılması ile güç tükenmesine ulaşır. Her iki durumda da boyuna şekil değiştirmeler çekirdek betonda önemli sargılama etkisi oluşturacak kadar büyük değildir. Ancak çelik tüpün yerel burkulması çekirdek betonun etkisiyle ertelenmektedir.

Betonun çelik tüpü dışa doğru burkulmaya zorlamasının üç faydası vardır. Birincisi, burkulma ortaya çıktığında çelik tüp alt ve üst başlıkları arasındaki mesafe azalmak yerine artar (çekirdek betonu olması halinde azalır). Bu kesit modülünün büyük oranda azalmasını önler. İkinci faydası, çekirdek betonu yerel burkulmayı daha geniş

bir bölgeye yayma eğilimindedir. Bu, çatlağa neden olan kayma şekil değiştirme yığılmasını azaltır. Üçüncüsü, çekirdek betonu çeliğin yerel burkulmasını geciktirerek, çelik tüp cidarlarının stabilitesinin elastik bölgede kalmasını ve sıklıkla burkulmadan önce çeliğin tamamıyle akma gerilmesine ulaşmasını sağlar.

İnce çeperli-yüksek dayanımlı ÇTBD kolon deneylerinde, O'Shea ve Bridge (1997c, 1997d) iki tip güç tükenme davranışı gözlemlemişlerdir. Bu güç tükenme durumları yerel burkulmayla beraber betonun ezilmesi ve yerel burkulma olmadan betonun ezilmesidir. Betonun ezilmesi 0,003 eksenel şekil değiştirme değerinden sonra meydana gelir. İnce çeperli-yüksek dayanımlı ÇTBD kolon deneylerinde, önce çeliğin aktığı ardından betonun kayma etkisi ile güç tükenmesine ulaştığı, sonra kesit kapasitesinin önemli oranda azaldığı ve betonda kayma etkisi ile güç tükenmesi oluşan bölümde çelik tüpün yerel olarak burkulduğu Prion ve Boehme (1989) tarafından belirtilmiştir. Luksha ve Nesterovich (1991), büyük çaplı numuneler üzerinde yaptıkları deneylerde, benzer güç tükenme davranışı ile karşılaşmışlardır. D/t oranı 54 ila 104 arasında değişen çelik tüpler üzerinde yapılan deneylerin yüzde doksanında çelik tüplerde yerel burkulmalar oluşmasıyla güç tükenme durumuna erişilmiştir. Güç tükenme durumunun başlangıcında betonda kesme yarılması olur ve bu çelik tüpü tamamıyla yerel burkulmaya götürür. Bu kesme-yerel burkulma tipi güç tükenme durumu istenmeyen bir durumdur. Çünkü, bu göçme tipi anidir ve bir felaketle sonuçlanabilir (Knowles ve Park, 1969). Bu yüzden bu tip güç tükenmesinin önlenmesi için D/t oranının sınırlandırılması gerekmektedir.

Dışmerkez yükleme, eksenel kuvvet ve eğilme momenti etkisinde ÇTBD kısa kolonların güç tükenme davranışı aşağıda özetlenmiştir. Dışmerkez yüklü ÇTBD kısa kolonlarda oluşan eğilme momenti etkisiyle kolonda önemli bir yanal yer değiştirme oluşmaz. Bu tip kolonların davranışında eksenel yükün etkisi egemendir. Dışmerkez yüklü yüksek dayanımlı ince cidarlı ÇTBD kolonlarda, dışmerkezliğin büyümesi ile beraber sünekliğin arttığı O'Shea ve Bridge (1997c, 1997d) tarafından gösterilmiştir. Kare en kesitli kolonların küçük bir dışmerkezlikle yüklenmesi durumunda ise beton, uygulanan yükü taşımada, çeliğe göre daha etkilidir.

5.2.2 ÇTBD Narin Kolonlar

ÇTBD kolon narin ise, kolonun yük taşıma kapasitesinin belirlenmesinde dayanımdan daha çok stabilite problemi önem kazanır.

Bu durumda eğilme momenti etkisiyle oluşan ikinci mertebe etkisi daha kritik olur. Tüm kolonun burkulma problemi, betonda oluşan büyük hacimsel genişlemeyle meydana gelen şekil değiştirme büyüklüğünden daha önemlidir. Bu sebeple kolonun burkulmayla güç tükenmesine ulaşması durumunda betonda küçük bir sargılama etkisi ve dayanım artışı vardır. Birçok araştırmacı (L/D) narinlik sınır değeri için 15 alınmasını önermiştir. Bu oran kısa ve narin kolon davranışı arasında kabaca bir sınır ifade eder. Neogi ve diğ. (1969) bu değeri dışmerkez yüklü kolonlar için özellikle önermişlerdir. Chen ve Chen (1975); Prion ve Boehme (1989) (L/D) narinlik oranı için 15 değerini benimsemişlerdir. Knowles ve Park (1969) $\frac{KL}{r_c}$ değeri 44 (yaklaşık olarak L/D oranı 12) olan bir değer önermişler, bu değerden daha büyük değerlerde sargılama etkisinin görülmediğini ifade etmişlerdir. ÇTBD kolonlarda hem elastik hem de elastik olmayan eğilme burkulmaları meydana gelebilir. ÇTBD orta uzunluktaki (kısa ve narin kolon arasında kalan) kolon numunelerde, elastik olmayan burkulma ile güç tükenme durumuna ulaşılır. Narin kolon numunelerde ise elastik burkulma ile güç tükenme durumuna ulaşılır.

Orta uzunluklu kolonlarda burkulmadan önce çeliğin akması ve/veya betonun ezilmesi ile güç tükenmesi oluşur. Çelik aktığı ve beton ezildiği için elemanın rijitliği ve burkulmaya karşı kapasitesi azalır. Shakir Khalil ve Mouli (1990) dikdörtgen kesitli kolon numuneleri iki eksenli eğilme altında denemişlerdir. Denenen numuneler göçme yükünün yaklaşık %90'ında çelik tüpün basınç köşesinde önce akma görülmüş, sonra karşı köşesinde çekme gerilmeleri etkisiyle akma meydana gelmiştir. Böylece tüm eleman burkulma güç tükenmesine ulaşmıştır. Çelik tüpün boyutunu arttırarak ya da beton dayanımını arttırarak ilave dayanım kazanılabilir. Bunun aksine çelik tüpün akma dayanımının ya da boyunun artması olumsuz etki yapar.

ÇTBD narin kolonların güç tükenmesi tüm elemanın elastik burkulmasıyla oluşur (Shakir-Khalil ve Zeghice, 1989). Bu tip kolonlar çelikte önemli bir akma meydana gelmeden burkulmaya neden olan büyük L/D oranlarına sahiptirler. Tsuda ve diğ. (1996) tarafından eksenel yüklü narin kolonlar üzerinde yapılan deney sonuçlarına göre de benzer tipte güç tükenme davranışı gözlenmiştir. Bu çalışmada L/D oranı 18'den büyük kolonlarda eksenel dayanıma ulaşılmadan eğilme burkulması ile güç tükenmesi meydana gelmiştir.

Dışmerkez yüklü narin kolonların davranışında dışmerkez yükleme etkisi kolon boyu arttığı için daha fazla olmaktadır. Kolonun yanal deplasmanının artması kesitin dayanımını yitirmesinden daha çok burkulma ile güç tükenme olasılığını arttırır. Dışmerkez yükleme kesitte eğilme momenti oluşturacaktır. Dışmerkez yüklemeden oluşan eğilme momentine ilave olarak narin kolonlarda ikinci mertebe etkisinden (P-δ etkisi) dolayı ilave eğilme momenti oluşur. Dışmerkez yükleme sebebiyle narin kolonların güç tükenme mekanizması eksenel yükleme ile oluşan güç tükenmesine benzerdir. Ancak daha küçük eksenel yük seviyelerinde güç tükenmesine ulaşılacak ve eksenel yük taşıma kapasitesi azalacaktır. Shakir ve Khalil (1991) dışmerkez yükleme altında ÇTBD narin kolonları denemişlerdir. ÇTBD narin kolonlar küçük eksantrisite ile yüklendiğinde başlangıç kusurlarına karşı daha hassastır. Ancak L/D oranı arttıkça, dairesel ve kare kesitli kolonların davranışının dışmerkez etkisinden daha az etkilendiği Tsuda ve diğ. (1996) tarafından belirtilmiştir. Bazı deneysel çalışmalarda, 18'den daha büyük L/D oranına sahip ÇTBD kolonların tam plastik moment kapasitelerine ulaşamadıkları ve güç tükenmesinin eğilme burkulması ile olduğu belirtilmiştir. Bu, dışmerkez yükleme altında ÇTBD narin kolonların elastik eğilme burkulma güç tükenmesine karşı daha hassas olduklarını göstermektedir.

5.2.3 ÇTBD Kolonların Rijitliği

Eksenel yüklü ÇTBD kolonların rijitliği çekirdek betonu ile çelik tüp arasındaki etkileşim sebebiyle karmaşıktır. Çelik için elastisite modülü, atalet momenti, etkili alan gibi büyüklüklerin iyi bilinmesine karşın bu malzeme özelliklerini homojen olmamasından dolayı beton için tahmin etmek zordur. Betonun dayanımı, çekme çatlaklarının oluşumu, uzun süreli yük etkisindeki davranışı ve bunun gibi malzeme özellikleri değişkendir. Diğer araştırmacılar beton ve çelik malzeme rijitlikleri toplamını ifade eden çeşitli önerilerde bulunmuşlardır (Hajhar ve diğ., 1997a). ÇTBD kolonun tüm rijitliği çeliğin betondan daha büyük elastisite modülüne sahip olması sebebiyle çelik tüpten daha fazla etkilenir.

5.2.4 ÇTBD Kolonların Tekrarlı Yük Etkisinde Davranışı

ÇTBD kolonların tekrarlı yükler altındaki davranışı hakkında diğerleriyle kıyaslandığında çok daha az sayıda deneysel çalışma yapılmıştır. Büyük bir bölümü Amerika ve Japonya'da yapılan bu deneysel çalışmalar ÇTBD çapraz elemanların çekme ve basınç tekrarlı yükleme etkisinde yapılmıştır.

Dikdörtgen kesitli çerçeve elemanların tekrarlı yük etkisinde güç tükenme davranışında, basınç kenarında yerel burkulma sebebiyle elemanda burkulma başlar. Bunu gövdenin sıkışmasıyla çelik tüpün köşelerinde oluşan boyuna çatlakların ilerlemesi takip eder. Yükün birkaç tekrarından sonra beton ezilene kadar güç tükenmesi ertelenir (Liu ve Goel, 1988). Kawano ve Matsui (1989) tekrarlı eksenel yükler altında ÇTBD dairesel çapraz elemanları denemişlerdir. Çelik tüplerin beton ile doldurulmasının yerel burkulmayı geciktirdiği ve yüksek deformasyon kapasitesi sağladığı görülmüştür. Tekrarlı yük etkisi altında ÇTBD elemanların güç tükenmesi eleman boyunca çeşitli yerlerde yerel burkulmayla oluşmakta ve sonra yerel burkulma bölgelerinin uçlarında çekme çatlakları meydana gelmektedir.

5.2.5 ÇTBD Kolonların Davranışını Etkileyen Diğer Faktörler

Yükleme şekli, çelik tüpte bulunan artık gerilme seviyesi, sünme ve büzülme, çelik tüp ile beton arasında oluşan aderans ve mekanik kenetlenme ÇTBD kolonların davranışını önemli oranda etkiler. Bu etkiler aşağıda kısaca açıklanmıştır.

ÇTBD kolonların davranışını yükleme şekli önemli oranda etkiler. ÇTBD kolonlar esas olarak 3 şekilde yüklenebilir. Bunlar sadece çeliğin, sadece betonun ve her iki malzemenin üniform olarak yüklenmesidir. Gardner ve Jacobson (1967) tarafından yapılan deneylerde içi boşluklu kesitlerde sadece çelik tüpün yüklenmesinin göçme yükünü artırmadığı gözlemlenmiştir. Sadece beton numunesinin yüklenmesi ise en ideal yükleme tipidir. Aderansın olmadığı durumlarda, çelik tüp sadece betonu sargılama vazifesi görür ve herhangi bir eksenel gerilme almaz. Bu şekilde kullanılan çelik tüp sadece eksenel gerilme alan çelik tüpe göre betonun sargılanmasında yaklaşık olarak iki kat daha fazla etkilidir. Orito ve diğ. (1988) betonla çelik tüp arasında aderans olmayan, sadece enine gerilmelere maruz çelik tüpün akmasını geciktiren ve daha büyük basınç dayanımına sahip iki malzeme arasında herhangi bir etkileşim olmayan bir ÇTBD elemanı önermişlerdir. O'Shea ve Bridge (1997c.1997d) ince çeperli ÇTBD numuneleri üzerinde benzer deneyler yapmışlardır. Bu çalışmada beton ezilinceye kadar çelik tüpün sadece enine gerilme taşıdığı, ancak betonun çelik tüpü genişlemeye zorladığında, çelik tüpte boyuna gerilmeler meydana geldiği belirtilmiştir. Birçok çalışmada, çelik tüpte eksenel gerilmeye neden olan iki malzeme arasındaki aderanstan dolayı, çelik tüpte iki eksenli gerilme durumu olduğu ve çelik tüpün sargılama etkisini azalttığı ifade

edilmiştir. Gardner ve Jacobson (1967) sadece beton malzemesini yüklemenin her iki malzeme beraber yüklendiği zaman elde edilen kesitin göçme yükünü arttırmadığını göstermişlerdir. Prion ve Boehme (1989) tarafından yapılan deneyler de bunu göstermiştir. Her iki malzemenin aynı anda yüklenmesi inşaat uygulamalarında en olası durumdur.

ÇTBD kolonların davranışını çelik tüplerde bulunan artık gerilme miktarı etkiler. Çelik tüplerde artık gerilmenin seviyesi büyük ölçüde üretim sürecine ve kesit şekline bağlıdır (Mc Donald, 1998). Sıcak haddelenmiş kusursuz veya iyi kaynaklanmış dairesel ve dikdörtgen kesitli çelik tüpler ihmal edilebilir artık gerilmeye sahiptirler. Sıcak haddelenmiş numunelerde artık gerilme soğutma işlemi sonucu oluştuğu için, yapısal çelik tüpler doğası gereği üniform bir şekilde soğuduğundan küçük miktarda artık gerilme oluşmaktadır. Keza yapısal çelik tüpler soğuk şekilde haddelendikleri için artık gerilme taşımaları olasıdır. Artık gerilmeler soğuk haddelenmiş çelik tüplerde üretim aşamasında çelik malzemesinin elastik limitinin aşılması sonucu oluşmaktadır. Kaynaklanmış soğuk haddelenmiş çelik tüpler kusursuz (dikişsiz) numunelere göre, dikdörtgen soğuk haddelenmiş numuneler ise dairesel kesitli numunelere göre daha fazla artık gerilme taşımaktadırlar. Artık gerilmeler çelik tüpün ince ve kalın olmasına bağlı olarak sınıflandırılabilir. İnce olanlarda artık gerilme boyuna ve enine yönde gelişebilir ve çelik tüpün akma dayanımının %80'ine kadar ulaşabilir. Bu tip artık gerilmeler kesitin çekme ve basınç bölgeleri arasında değişebilir ve etkileri çelik tüpün tüm davranışı üzerinde çok önemli değildir (Sherman, 1992). Diğer yandan, kalınlık arttıkça artık gerilme dairesel yönde oluşur ve çelik tüpün akma gerilmesini aşabilir (Bridge, 1976). Kalınlığın artmasıyla artık gerilme etkisi çelik tüpün boyuna doğrultuda çeliğin gerilme-şekil değiştirme eğrisinde hesaba katılmalıdır. Bu artık gerilmeler malzemenin orantılılık sınırını azaltıp kesitin elastik rijitliğini azaltarak gerilme-şekil değiştirme eğrilerini etkileyecektir (Sherman, 1992). Furlong (1968) soğukta haddelenmiş dikdörtgen tüp numunelerinde aşırı artık gerilmeler oluştuğunu görmüştür. Bu numunelerde orantılılık sınırının akma dayanımının %50'sinden daha az olduğu belirtilmiştir. Artık gerilme içeren kesit için azalan dayanımı hesaplamada yaygın olarak iki yöntem kullanılır. Gardner (1968); Knowles ve Park (1969) çeliğin boyuna şekil değiştirmesinin 0,002'sine karşı gelen gerilmeyi akma gerilmesi olarak kabul edip artık gerilmeleri doğruya daha yakın bir şekilde hesap etmişlerdir. Ayrıca

bazı araştırmacılar azalan rijitliği hesaba katmak için elastisite modülünü azaltmışlardır. Son olarak, tüm artık gerilme problemlerinden kurtulmak için çelik tüpü önce yüksek sıcaklık derecelerine kadar ısıtıp daha sonra yavaş yavaş ve üniform şekilde soğutarak artık gerilmeleri boşaltma yöntemi de kullanılmıştır.

ÇTBD kolonların sünme ve büzülme etkisi altında davranışı birçok araştırmacı tarafından incelenmiştir. Bu konu ile ilgili ilk deneysel çalışmalardan birisi Furlong (1967) tarafından yapılmıştır. Bu çalışmada sünme etkisi ile çelik tüpün sargılama etkisinin azalmasına rağmen çelik tüpe doldurulmuş kolonun uzun süreli eksenel basınç yükü altındaki davranışında sünmenin önemli bir etkiye sahip olduğu gösterilmiştir. Furlong (1967) tarafından yapılan çalışmada deney numuneleri yavaş yavaş yüklendiğinde kısa süreli yüklemeye göre %15 oranında dayanım azalışı olduğu gözlemlenmiştir. Ancak sünme etkisi zamanla boyuna şekil değiştirmelerde bir artışa sebep olur. Araştırmacılar belirli bir zaman dilimi sonunda ölçülen şekil değiştirmenin başlangıç elastik şekil değiştirme değerine oranını sünme katsayısı olarak tanımlamışlardır. Bu çalışmada çelik tüplü betonun sünme katsayısı 1,44 ila 1,61 arasında elde edilmiştir. Bu değerler sade beton için elde edilen değerlerin yarısı kadardır. Buna ilave olarak, en büyük sünme katsayısı (uzun bir dönemden sonra) 1,2 olarak elde edilmiştir. Bununla beraber daha büyük boyuttaki tüplerde aderans üzerinde büzülme etkileri daha önemli hale gelmektedir (Roeder ve diğ., 1999).

Virdi ve Dowling (1980) ÇTBD elemanların davranışında çelik tüp ile beton arasında mikro kenetlenme ve makro kenetlenme olarak adlandırılan iki tip aderans olduğunu belirtmişlerdir. Mikro kenetleme olarak adlandırılan birinci tip aderans, çelik tüpün iç yüzeyindeki pürüzlülük ile beton arasında oluşan aderans olayıdır. Bu, maksimum aderans dayanımını tanımlar ve yük-eksenel kısalma eğrisinin başlangıç rijitliğini sağlar. Maksimum aderans dayanımında çelik tüp ile birleşim yüzeyinde betonun ezilmesi ve rijitliğin azalması görülür. İkinci tip aderans, makro kenetlenme, çelik tüpün üniform ve kenarlarının düzgün olmamasından kaynaklanan çelik ile beton arasında mekanik bir etkileşim olarak tanımlanır. Makro kenetlenme birleşim yüzeyinde yerel olarak betonun ezilmesinden sonra maksimum aderans dayanımının ötesinde çelik ile beton arasında oluşan sürtünme kuvvetleri etkisiyle elde edilen dayanım artışıdır. Virdi ve Dowling (1980) yaklaşık olarak 1MPa karakteristik aderans dayanımına sahip olacak numuneler elde edecek şekilde numune yüzeylerini hazırlayıp, sadece aderans miktarını artıracak bazı parametreleri incelemek için

deney düzeneği kurmuşlardır. Bu çalışmada beton dayanımı, beton/çelik tüp numunesinin uzunluğu, çelik tüp kalınlığı ve çelik tüp çapının aderans dayanımı üzerinde ihmal edilebilir düzeyde etkilerinin olduğu belirtilmiştir. Shakir-Khalil ve Zeghice (1989) dikdörtgen çelik tüpler üzerinde aderans çekme deneyleri yapmışlardır ve geleneksel donatılı, dairesel kesitli çelik tüplerden daha az aderans dayanımı elde etmişlerdir. Büzülme etkisi ve dikdörtgen çelik tüp duvarlarının esnekliği aderans dayanımını azaltmaktadır. Betonun büzülmesi sebebiyle dairesel kesitlere göre dikdörtgen kesitlerde daha küçük aderans dayanımı gözlenmiştir.

Roeder ve diğ. (1999) çelik tüp ve beton arasında oluşan aderansın çelik tüp üzerine uyguladığı basınçtan dolayı yaş betonun yanal genişlemesi, çelik tüpün pürüzlülüğü, betonun büzülmesi gibi üç etkene bağlı olduğunu belirtmişlerdir. Bahsedilen ilgili etkenlerin büyüklüklerine bağlı olarak üç aderans durumu tarif edilmiştir. Bunlardan (a) durumunda, beton basıncından dolayı oluşan dairesel gerilme miktarının betonun büzülmesinden daha büyük olduğu, (b) durumunda betonun büzülmesinin dairesel şekil değiştirme miktarı toplamından ve yüzey pürüzlülüğü miktarından daha büyük olduğu, (c) durumu ise pratik uygulamalarda betondaki büzülmenin yanal genişlemeden daha büyük olduğu ve aralarındaki farkın yüzey pürüzlülüğünden daha küçük olduğu durumdur. Roeder ve diğ. (1999) beton ve çelik arasında aderansı artıran kimyasal yapışmanın da başlangıç aderansını arttırdığını belirtmişlerdir. Üstelik, betonun uyguladığı yanal basınçtan dolayı beton ile çelik tüp arasında oluşan içsel sürtünmenin yanısıra beton ile çelik arasında oluşan mikro kenetlenmenin beton yüzeyindeki düzensizliklerden oluşan mekanik kenetlenmeden kaynaklandığını belirtmişlerdir. Roeder ve diğ. (1999) yaptıkları çekme çıkarma deneylerinde, düşük eksenel yükler altında kolon uzunluğu boyunca aderans gerilme dağılımının değişken olduğunu, aderans gerilme dağılımının daha üniform bir seviyeye yaklaştıkça aderans sıyrılmasının oluştuğunu göstermişlerdir. Roeder ve diğ. (1999) ayrıca dışmerkez yüklemeler altında yapmış oldukları bir çok çekme çıkarma deneylerinde, dışmerkez yükleme altında elde edilen aderans dayanımının dışmerkez olmayan yükleme altında yapılan deneylerden elde edilen aderans dayanımından yaklaşık 2,5 kat daha büyük olduğunu belirtmişlerdir. Roeder ve diğ. (1999) dairesel kesitli ÇTBD numuneler için aderans dayanımı formülünü D/t oranının bir fonksiyonu olarak önermişlerdir.

5.2.6 Mevcut yönetmeliklere göre ÇTDB kolon elemanların eksenel yük taşıma kapasiteleri

Çin Yönetmeliği (DL/T-1999)

Uzakdoğu ülkelerinde yaygın olarak kullanılan yönetmeliklerden birisidir. Çelik ve beton malzemeden oluşan kompozit kolonun eksenel yük taşıma kapasitesi aşağıdaki şekilde belirlenmektedir.

$$N_{DL/T} = f_{scy} A_{sc} \tag{5.15}$$

$$A_{sc} = A_c + A_s \tag{5.16}$$

$$f_{scy} = \left(1,212 + B\xi + C\xi^2\right) f_{ck} \tag{5.17}$$

$$B = 0,1759 \frac{f_y}{235} + 0.974 \tag{5.18}$$

$$C = -0,1038 \frac{f_{ck}}{20} + 0.0309 \tag{5.19}$$

$$\xi = \frac{A_s f_y}{A_c f_{ck}} \tag{5.20}$$

Burada, ξ sargılama faktörünü, A_{sc} kompozit kolonun kesit alanını, f_{scy} kompozit kolonun akma dayanımını ve f_{ck} ise beton silindirlerin 28 günlük küp basınç dayanımını göstermektedir.

Eurocode 4 (2004)

Bu yönetmelikte dikdörtgen ve kare en kesitli ÇTDB kolonların eksenel yük taşıma kapasitesi aşağıdaki denklemde verilmektedir:

$$N_{EC4} = A_s f_y + A_c f_{ck} \tag{5.21}$$

ÇTBD daire en kesitli kısa kolonların eksenel yük taşıma kapasitesi ise aşağıdaki denklemde verilmektedir:

$$N_{EC4} = \left(1 + \eta_c \frac{t}{D} \frac{f_y}{f_{ck}}\right) f_{ck} A_c + \eta_a f_y A_s \tag{5.22}$$

$$\eta_c = 4{,}9 - 18{,}5\lambda + 17\lambda^2 \quad (\eta_c \geq 0) \tag{5.23}$$

$$N_{EC4} = A_s f_y + A_c f_{ck} \quad (\eta_a \leq 1) \tag{5.24}$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{N_{plR}}{N_{cr}}} \tag{5.25}$$

$$N_{plR} = f_y A_s + f_{ck} A_c \tag{5.26}$$

Burada η_c beton için sargılama katsayısı, η_a çelik tüp için sargılama katsayısı, λ narinlik oranı, N_{plR} ÇTBD kolonun plastik eksenel yük taşıma kapasitesini, N_{cr} Euler kritik burkulma yükünü, f_y çelik tüpün akma dayanımını, f_{ck} betonun standart silindir basınç dayanımını, E_{c2} betonun elastisite modülünü, EI_{eff} etkili eğilme rijitliğini, K_e ise 0.6 olarak alınan düzeltme faktörünü göstermektedir.

Amerikan Beton Enstitüsü ve Avusturalya Standardı

Amerikan Beton Enstitüsü (ACI) ve Avusturalya Yönetmeliği (AS) daire ve kare en kesitli ÇTBD kısa kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini aşağıda verilen formülle hesaplamaktadır:

$$N_{ACI,AS} = 0{,}85 f_{ck} A_c + f_y A_s \tag{5.27}$$

5.3 Basit Eğilme Etkisinde ÇTBD Kirişler

Basit eğilme etkisine maruz ÇTBD tüpler içi boşluklu tüpler gibi davranırlar. Aslında birçok araştırmacı basit eğilme etkisinde bir çelik tüpe doldurulmuş beton kirişin dayanımı için alt sınır olarak çelik tüpün plastik moment taşıma kapasitesinin kullanılmasını önerir. Çelik, malzemenin en etkili kullanıldığı kesitin dış çevre bölgesine yerleştirildiği için rijitlik ve dayanıma önemli oranda katkı yapmaktadır. Genelde ÇTBD kirişlerin güç tükenme davranışı sünektir. Basit eğilme etkisi altında ÇTBD kirişlerin davranışı için sınırlı sayıda deney yapılmıştır. Zira ÇTBD elemanlar öncelikle, pratik uygulamalarda, kolon elemanı olarak kullanılmaktadırlar.

5.3.1 Dayanım

ÇTBD kiriş numunelerinin çekme dayanımı öncelikle çelik malzemesine bağlıdır. Dolayısıyla, moment kapasitesi büyük ölçüde çelik tüp tarafından belirlenir. Eğilme momenti taşıma kapasitesinde betonun katkısı yalnızca kiriş kesitinin basınç bölgesinde tarafsız eksenin yukarı doğru hareket etmesiyle, yani kuvvet kolunun büyümesiyle olur. Bu etki daha ince çelik tüplerin kullanılmasıyla veya daha yüksek dayanımlı beton kullanımıyla artırılabilir (Furlong,1967). Bridge (1976) tarafından yapılan deneylerde çekirdek betonunun basit eğilme etkisindeki içi beton doldurulmamış çelik tüp kiriş numunelerin moment taşıma kapasitelerinde %7,5'luk bir artış sağladığı görülmüştür.

Lu ve Kennedy (1994) tarafından yapılan basit eğilme deneylerinde, moment kapasitesinin içi boşluklu tüplerle kıyaslandığında kare ve dikdörtgen kesitli kirişlerde %10 ila %35 arasında bir artış sağlanabileceği belirtilmiştir. Buna ilave olarak, kesitin maksimum eğriliğinin önemli oranda arttığı gösterilmiştir. Bu, çelik tüpün üst başlığının büyük deformasyon yapmasını sağlar. Böylece üst başlığın betonla birleşim yüzeyinde gerçekleşen yerel burkulmanın gecikmesi temin edilmiş olur. Aynı araştırmacılar ayrıca kiriş numunelerinin kayma açıklığınının değişmesinin kirişin eğilme dayanımı üzerindeki etkisini de incelemiş, bu etkinin eğilme momenti ve şekil değiştirme kapasitesi üzerinde önemli bir etkisi olmadığını görmüşlerdir. Kiriş kesitinin derinliği boyunca çelik ve betonda oluşan şekil değiştirmeler benzerdir. Bu sebeple çelik ve beton arasında oluşan sıyrılma etkisinin eğilme momenti taşıma kapasitesinde önemli bir etkisi bulunmamaktadır.

Elchalakani ve diğ. (2001), Lu ve Kennedy (1994)'nin sonuçlarına benzer sonuçları dairesel kesitli kirişler için elde etmişlerdir. Bu araştırmacıların deneylerinde, çelik tüp içine beton doldurmanın eğilme momenti kapasitesini %3 ila %37 arasında artırdığı görülmüştür. İnce kesitlerde bu artış daha büyüktür. Çelik tüp ile beton arasında aderans sıyrılması genelde oluşmamaktadır. Kirişin kayma açıklığı a/D oranı 2,7 iken herhangi bir sıyrılma oluşmaksızın tüm yük transferi sağlanabilmiştir. Elchalakani ve diğ. (2001) dairesel ÇTBD kirişleri için plastik eğilme dayanımına ulaşmada D/t oranının 112 değerini sınır değer olarak belirtmişlerdir.

Lu ve Kennedy (1994) orta dayanıma sahip ve düşük D/t oranlarına sahip numuneler üzerinde yaptıkları basit eğilme deneylerinde gözlemlenen moment-eğrilik ilişkisinin

yükün başlangıç seviyelerinde doğrusal olduğunu, yükün arttırılmasıyla doğrusal olmayan rijitlik azalması sebebiyle kesitte moment-eğrilik ilişkisinin yatıklaştığını ve maksimum moment taşıma kapasitesine ulaştığını görmüşlerdir. Daha sonra çelik tüpün basınç başlığında yerel burkulmayla, yerel burkulmanın olduğu alanda betonun ezilmesiyle ve çekme bölgesinde çelik tüpün akmasıyla güç tükenmesi olmaktadır. Betonun kesme dayanımına ulaşması ayrıca çelik tüpün genişlemesine ve daha sonra burkulmasına sebep olur (Prion ve Boehme, 1989). Bu araştırmacılar, tarafından yapılan kiriş deneylerinde oldukça sünek davranış elde edilmiştir. Çelikle beton arasında sıyrılma etkisi görülmemiştir. Elchalakani ve diğ. (2001) tarafından yapılan büyük D/t oranlarına sahip ÇTBD kirişlerde çelik tüpün basınç başlığı boyunca yerel burkulma görülmüş kesitin alt bölümünde çekme çatlakları oluşarak güç tükenmesi meydana geldiği gözlemlenmiştir.

5.3.2 Rijitlik

ÇTBD kirişlerin rijitliği çelik tüp ile beton malzeme arasında aderansın olup olmamasına bağlıdır. Aderans yoksa, iki malzeme arasında etkileşim olmayacak ve beton katkısı çok az olacağı için kompozit kesitin eğilme rijitliği öncelikle çelik tüpün rijitliğine bağlı olacaktır. Prion ve Boehme (1989) tarafından basit eğilme etkisindeki kiriş numunelerinin davranışlarını kesin olarak tahmin edebilmek ve analitik hesaplamalarda şekil değiştirme uyumu kabulünün etkisini belirlemek amacıyla kirişlerde iki malzeme arasındaki aderans araştırılmıştır. Lu ve Kennedy (1994) ÇTBD kirişlerin eğilme rijitliklerinin içi boşluklu tüp kirişlerden ortalama olarak 1.1 kat daha fazla olduğunu ve güvenli bir yaklaşım olarak kompozit kesitler için çelik tüpün eğilme rijitliğinin kullanılması gerektiğini belirtmişlerdir.

5.3.3 Tekrarlı Yükleme Etkisinde Davranış

Eğilme etkisindeki ÇTBD numuneler tekrarlı yükleme altında çok az bir dayanım kaybıyla çok büyük miktarda enerji kaybederler. ÇTBD kiriş numuneleri tekrarlı yükler altında ilk çevrimden sonra, betonun çatlaması ve dayanım kaybından dolayı, daha düşük bir rijitlik gösterirler (Prion ve Boehme, 1989). İlk çevrimden sonra ÇTBD numunelerin rijitliği kirişin her iki yüzündeki beton çatladığı için sadece çelik tüpe bağlıdır. Numunede yük tekrarlandığında betonun çekme bölgesinde çatlak genişler, elemanın eğriliği sıfıra yaklaşır, dayanımı ve rijitliği azalır. Tekrarlı yük etkisiyle çatlaklar kapandığında dayanım ve rijitlik tekrar artar. Bu bazen zımbalama

etkisine neden olur. Çelik tüpte oluşan pekleşme sebebiyle rijitlik artışı görülür. Beton yeniden basınca çalışır. Çelik tüp ile beton arasında etkileşim meydana gelir (Prion ve Boehme,1989). Yükün her bir tekrarından sonra betonda çekme çatlakları daha hızlı oluşur. Bu durum tüm elemanın dayanım ve rijitliğinin azalmasına neden olur.

5.4 Kolon-Kiriş Birleşim Bölgeleri

Son 20 yılda ÇTBD kiriş-kolon birleşimleri ile ilgili geniş çaplı pek çok araştırma yapılmıştır. Birleşim bölgelerinin bazılarında yük, kirişlerden doğrudan çelik tüpe aktarılmaktadır. Bazılarında ise yük hem betona hem de çeliğe aktarılmaktadır. Çelik tüpe kaynaklanan çelik kirişlere sahip birleşim bölgesi düzenleri basit birleşim için genelde uygundur. Ancak moment aktaran birleşimlerde bu basit birleşim bölgesi düzeni çelik tüpü büyük şekil değiştirmeler yapmaya zorlar ve büyük olasılıkla çelik tüp çeperlerinin çatlamasına ve dayanım ve rijitliğin azalmasına neden olur. Bu sebeple birleşim bölgesi düzenleri oluşturmak gerekir. Yaygın olarak kullanılan birleşim bölgesinde çelik tüpe kaynaklanan iç ve dış plakalar vasıtasıyla çelik tüpün etrafında çelik kirişten aktarılan kuvvetlerin dağılımı sağlanır.

Birleşim bölgelerinde kirişten kolona güvenli gerilme aktarımını sağlamak için diyafram davranışı sağlayan ve birleşim bölgesini güçlendiren çelik plakalara ihtiyaç vardır. Bu şekilde birleşim bölgesinde çelik tüpün aşırı yerel burkulması önlenebilir. Diyafram plakaları yerleşim düzenlerine ve çelik tüp ile beton arasındaki etkileşime göre boyutlandırılır.

5.5 ÇTBD Elemanlardan Oluşan Çerçeveler

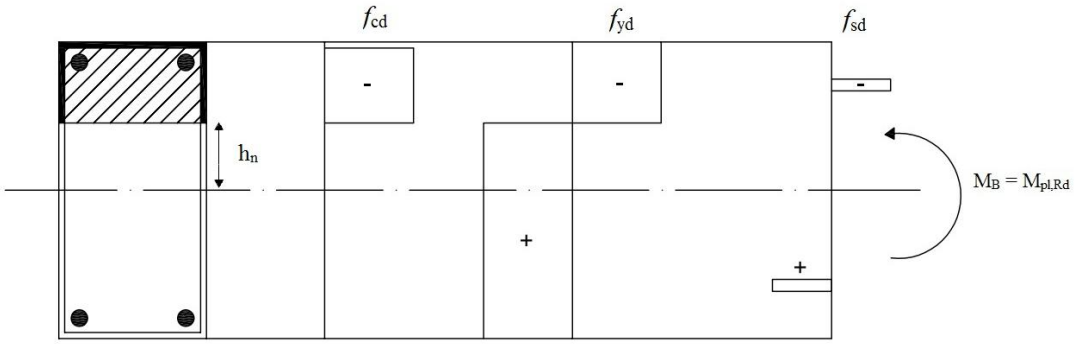
Dikdörtgen ÇTBD kolonlar ve geniş başlıklı çelik kirişlerden oluşan tek açıklıklı çerçeveler birçok araştırmacı tarafından denenmiştir (Matsui, 1986; Kawaguchi ve diğ., 2000). Bu çalışmalarda tekrarlı yük etkisinde stabil çevrimsel davranış gözlenmiştir. Çelik tüpün içine beton doldurmak elemanın yerel burkulma dayanımını arttırır. Çelik tüpün burkulmasından sonra bile göbek betonu yük taşımaya devam eder. İçi boşluklu tüple oluşturulan kolon-kiriş çerçevelerine göre ÇTBD elemanların dayanımı daha yüksektir. ÇTBD elemanlı çerçevelerde, birleşim

bölgelerinde meydana gelen çatlakların oluşmasıyla ya da kolon uçlarında meydana gelen aşırı burkulma ile güç tükenmesine ulaşılır.

5.6 ÇTBD Kirişlerin Yönetmeliklere Göre Moment Kapasitelerinin Hesaplanması

Eurocode 4 (1994)

Eurocode 4 yönetmeliği ÇTBD kirişlerin moment kapasitelerini hesaplarken basit eğilme durumuna karşı gelen (N=0, M≠0) karşılıklı etki diyagramını kullanmaktadır.



Şekil 5.3 : ÇTBD kirişlerin moment taşıma kapasitelerini hesaplamak için denge denklemlerinin oluşturulması.

$$M_{pl,R} = f_{yd}\left(W_{pa} - W_{pan}\right) + 0.5 f_{cd}\left(W_{pc} - W_{pcn}\right) + f_{sd}\left(W_{ps} - W_{psn}\right) \quad \textbf{(5.28)}$$

$$W_{pc} = \frac{\left(b-2t\right)\left(h-2t\right)^2}{4} - \frac{2}{3}r^3 - r^2\left(4-\pi\right)\left(\frac{h}{2} - t - r\right) - W_{ps} \quad \textbf{(5.29)}$$

$$h_n = \frac{A_c f_{cd} - A_{sn}\left(2 f_{sd} - f_{cd}\right)}{2bf_{cd} + 4t\left(2 f_{yd} - f_{cd}\right)} \quad \textbf{(5.30)}$$

$$W_{pan} = 2th_n^{\,2} \quad \textbf{(5.31)}$$

$$W_{pcn} = \left(b-2t\right)h_n^{\,2} - W_{psn} \quad \textbf{(5.32)}$$

Burada, t çelik tüp et kalınlığını, h_n kesit merkezinden kesitin basınç bölgesine olan uzaklığı, W_{pa} , W_{pc} , W_{ps} sırasıyla çelik tüpün, betonun ve içinde varsa boyuna donatının plastik mukavemet momentlerini göstermektedir. Bu çalışmada boyuna çelik donatı konulmadığı için W_{ps}=0 alınmıştır. W_{pan} , W_{pcn} , W_{psn} ise çelik tüpün, betonun ve boyuna çelik donatının kesit merkezinde $2h_n$ bölgesi içinde kalan plastik

kesit modüllerini, r çelik tüpün atalet yarıçapını, f_{cd}, f_{yd} vef_{sd} sırasıyla betonun basınç dayanımını, çelik tüpün akma dayanımını ve ÇTBD kiriş içine konulan boyuna donatının akma dayanımını göstermektedir.

AISC-LRFD 1999

Bu yönetmelik basit eğilme etkisinde olan çelik tüplerin moment kapasitesini hesaplarken sadece çelik tüpün plastik mukavemet momentini ve çelik tüpün akma dayanımını göz önüne almaktadır.

$$M = Z \times f_y \tag{5.33}$$

Burada, Z çelik tüpün plastik mukavemet momentini ve f_y ise çelik tüpün akma dayanımını göstermektedir.

CIDECT 1995

$$M_{CIDECT} = M_{ratio} \frac{D^2 B - (D-2t)^2 (B-2t) f_y}{4} \tag{5.34}$$

Burada, M_{ratio} içi beton dolu kompozit kirişin içi boş çelik tüp kirişin moment taşıma kapasitesine oranını gösteren bir katsayı, D kompozit kirişin yüksekliği, B kompozit kirişin genişliği, t kompozit kirişin kalınlığı ve f_y ise çelik tüpün akma dayanımını göstermektedir.

Han Modeli

ÇTBD kirişlerin moment taşıma kapasitesini hesaplamak için Han., L.H, (2004) aşağıdaki denklemlerin kullanılmasını önermiştir.

$$M_u = \gamma_m f_{scy} W_{scm} \tag{5.35}$$

$$f_{scy} = (1{,}18 + 0{,}85\xi) f_{ck} \tag{5.36}$$

$$\xi = \frac{A_s f_y}{A_c f_{ck}} \tag{5.37}$$

$$\gamma_m = 1{,}04 + 0{,}48 In(\xi + 0{,}1) \tag{5.38}$$

Burada, M_u ÇTBD kirişin moment taşıma kapasitesini, f_{scy} kompozit kesitin nominal akma dayanımını, W_{scm} kompozit kesitin plastik modülünü, ξ sargılama faktörünü ve γ_m ise kompozit kesitin eğilme dayanım indisini göstermektedir.

6. ÇTBD KISA KOLON ELEMANLAR ÜZERİNDE YAPILAN DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Tezin ÇTBD kısa kolon elemanlar üzerinde yapılan deneysel çalışmaları kapsayan bu bölümünde ilgili numunelerin hazırlanmasıyla birlikte ölçüm düzeneği açıklanmış ve deney sonuçlarına ait grafikler verilerek irdelemeler yapılmıştır.

6.1 Deney Numunelerinin Hazırlanması

Deney numuneleri kare ve daire en kesitli olup toplam 60 adet kısa kolon eleman üretilmiştir. Silindirik beton basınç dayanımları 115 MPa ve 145 MPa olan iki tip beton karışımı çelik tüplerin içine doldurulmuştur. Basınç dayanımı 115 MPa olan beton ile hazırlanan numunelerin toplam adedi 40 olup bunlardan 19 adedi kare, 21 adedi daire en kesitlidir. Bu numunelerde narinlik etkisini bertaraf etmek için numune boyları kısa tutulmuş olup bu grupta 400 mm olarak belirlenmiştir. Kare en kesitli kolon numunelerin nominal kesitleri 100 mm x 100 mm, daire en kesitli kolonların çapları ise 114.3 mm olarak seçilmiştir. Her bir numunenin altına 10 mm kalınlığında alt başlık levhası kaynaklı birleşimle sabitlenmiştir. Aderans etkisini inceleyebilmek için basınç dayanımı 115 MPa olan beton ile doldurulmuş kare ve daire en kesitli çelik tüplerin bir kısmının iç yüzeyine gres yağı sürülmüştür.

Basınç dayanımı 145 MPa olan beton ile hazırlanan kolon numuneler daire en kesitli olup burada aderans etkisi incelenmemiş, sadece çap/çeper kalınlığı oranının eksenel yük taşıma kapasitesine etkisinin incelenmesi amaçlanmıştır. Denenen numune adedi 20 olup, bunlardan 12 adedinin içi betonla doldurulmuş, diğer 8 adedinin ise içi boş bırakılmıştır. Kolon numune yükseklikleri 300 mm, nominal çapları ise 76 mm olarak belirlenmiştir.

Beton, çelik tüp numunelerin içine 3 katman halinde doldurulup demir çubuklarla şişlenmiştir. Numuneler bu işlemlerden sonra 10 mm kalınlığında üst başlık levhası kaynatılıp deneye hazır hale getirilmişlerdir. Ayrıca betona ait mekanik özelliklerin belirlenmesi amacıyla standart silindir numuneler (çapı 150 mm, yüksekliği 300 mm olan numune) ve bir kenarı 150 mm olan küp numuneler hazırlanmıştır.



Şekil 6. 1: Beton dökümünden önce kolon numune kalıpları.

Çelik tüp içine beton doldurulmuş kare ve daire en kesitli kolon numunelerin geometrik ve mekanik özellikleri Çizelge 6.1, Çizelge 6.2 ve Çizelge 6.3'te verilmiştir. Kare en kesitli numuneler "S" simgesiyle, daire en kesitli kolonlar ise "C" simgesiyle gösterilmiştir. İçi yağlı numuneler "G" simgesiyle, içi yağlanmamış numuneler ise "NG" simgesiyle adlandırılmıştır. Beton doldurulmamış içi boş tüpler ise "H" simgesiyle gösterilmiştir. Örneğin, S4NG-1 kare en kesitli, gres uygulanmamış, 4 mm çelik tüp çeper kalınlıklı ve o gruba ait 1. numunenin sembolüdür. Keza C6G-2 daire kesitli, iç yüzeye gres uygulanmış, 6 mm çelik tüp çeper kalınlıklı ve o gruba ait 2. numunenin sembolüdür. S3H-1 kare en kesitli, 3 mm çelik tüp çeper kalınlıklı ve o gruba ait 1.numunenin sembolüdür. Benzer şekilde, C4H-2 daire en kesitli, 4 mm çelik tüp çeper kalınlıklı ve o gruba ait 2.numunenin sembolüdür. Çizelgelerin son kolonundaki P_{ytk}, deney sonucu elde edilen kolon eksenel yük taşıma kapasitelerini göstermektedir. Burada, "D" daire ve kare en kesitli kolon numunelerin sırasıyla çapı ve uzun kenarını, "B" kare en kesitli kolon numunelerin kısa kenarını, "t" çelik tüp çeper kalınlığını, "f_{cm}" deney anında ölçülen betonun ortalama basınç dayanımını, "f_y" çelik tüpün akma dayanımını, "A_s" ve "A_c" ise sırasıyla çelik tüp ve betonun en kesit alanlarını göstermektedir. Kare ve daire en kesitli kolon numunelerin eksenel yük-eksenel kısalma grafikleri elde edilerek elastik ve elastik olmayan bölgedeki davranışları irdelenmiş, kolon numunelere ait süneklik ve dayanım artışı gibi eleman davranışını açıklayan bazı performans indisleri elde edilmiştir. Numunelerin burkulma modları incelenerek, eksenel yük taşıma kapasiteleri yaygın olarak kullanılan bazı yönetmeliklerle karşılaştırılmıştır.

Çizelge 6.1 : Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kare en kesitli kolon numunelerin geometrik ve mekanik özellikleri.

Numune No	D x B x t (mm)	L (mm)	D/t	f_{cm} (Mpa)	f_y (MPa)	A_s (mm^2)	A_c (mm^2)	P_{ytk} (kN)
S3G-1	100,08 x 99,86 x 3,01	400	33,2	115	304	1167	8827	856
S3G-2	100,06 x 99,91 x 3,02	400	33,1	115	304	1171	8826	920
S3G-3	100,06 x 99,93 x 3,01	400	33,2	115	304	1168	8831	902
S3NG-1	100,08 x 100,05 x 3,03	400	33,0	115	304	1176	8837	1049
S3NG-2	100,07 x 100,06 x 3,02	400	33,1	115	304	1172	8841	1017
S3H-1	99,89 x 99,95 x 3,02	400	33,1	-	304	1171	-	295
S3H-2	99,91 x 99,97 x 3,02	400	33,1	-	304	1171	-	322
S4G-1	100,12 x 100,21 x 3,97	400	25,2	115	304	1528	8505	990
S4G-2	100,06 x 100,08 x 3,99	400	25,1	115	304	1533	8481	980
S4NG-1	101,05 x 101.23 x 3.98	400	25,4	115	304	1547	8683	1160
S4NG-2	101,03 x 101,08 x 4,01	400	24,9	115	304	1556	8656	1100
S4H-1	99,96 x 99,87 x 4,02	400	24,9	-	304	1542	-	442
S4H-2	99,95 x 99,84 x 4,01	400	24,9	-	304	1538	-	460
S5G-1	100,02 x 101,04 x 4,98	400	20,1	115	304	1903	8201	1481
S5G-2	100,05 x 101,23 x 4,97	400	20,1	115	304	1902	8226	1474
S5NG-1	100,11 x 100,16 x 5,02	400	19,9	115	304	1910	8117	1642
S5NG-2	100,17 x 100,21 x 4,97	400	20,2	115	304	1893	8145	1636
S5H-1	99,97 x 99,88 x 5,05	400	19,8	-	304	1916	-	685
S5H-2	99,96 x99,87 x 5,02	400	19,9	-	304	1905	-	712

6.2 Ölçüm Düzeneğinin Kurulması

Çelik tüp içine yüksek dayanımlı beton doldurulmuş kısa kolonların eksenel yük kapasite deneyleri İ.T.Ü İnşaat Fakültesi Yapı Malzemesi Labaratuvarında bulunan 5000 kN kapasiteli INSTRON cihazında yapılmıştır. Numunelerin eksenel kısalmalarını ölçmek için 2 adet yerdeğiştirme ölçer (Transducer), gerilme-şekil değiştirme grafiklerini çizebilmek amacıyla her bir numune için 8 adet şekil değiştirme ölçer (strain gauge) kullanılmıştır. Bunlar numunelerin karşılıklı yüzlerine 6 adet bir yüze 2 adet diğer yüze gelecek şekilde yerleştirilmişlerdir. Yükleme hızı 0,5 mm/dk olarak alınmıştır. Numunelerin altına ve üstüne yerleştirilen çelik plakalar sayesinde numunelere üniform yük uygulanabilmiştir. INSTRON cihazından alınan bilgiler veri toplayıcı (datalogger) aracılığıyla bilgisayara aktarılmıştır.

Çizelge 6.2 : Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolon numunelerin geometrik ve mekanik özellikleri.

Numune No	D x t (mm)	L (mm)	D/t	f_{cm} (Mpa)	f_y (Mpa)	A_s (mm^2)	A_c (mm^2)	P_{ytk} (kN)
C3G-1	114,24 x 3,02	400	37,8	115	310	1055	9190	980
C3G-2	114,21 x 3,02	400	37,8	115	310	1054	9185	909
C3G-3	114,19 x 3,01	400	37,9	115	310	1051	9185	940
C3NG-1	114,26 x 3,02	400	37,8	115	310	1055	9194	1214
C3NG-2	114,23 x 3,02	400	37,8	115	310	1055	9188	1233
C3H-1	114,21 x 3,03	400	37,7	-	310	1058	-	402
C3H-2	114,24 x 2,99	400	38,2	-	310	1044	-	416
C4G-1	114,18 x 3,98	400	28,7	115	310	1377	8857	1060
C4G-2	114,22 x 3,99	400	28,6	115	310	1381	8860	1221
C4G-3	114,27 x 3,98	400	28,7	115	310	1378	8872	1116
C4NG-1	114,29 x 4,01	400	28,5	115	310	1389	8865	1436
C4NG-2	114,26 x 4,02	400	28,4	115	310	1392	8857	1315
C4NG-3	114,23 x 4,01	400	28,5	115	310	1388	8855	1420
C4H-1	114,27 x 4,02	400	28,4	-	310	1392	-	624
C4H-2	114,25 x 4,01	400	28,5	-	310	1388	-	642
C6G-1	114,21 x 5,99	400	19,1	115	310	2035	8204	1650
C6G-2	114,28 x 5,98	400	19,1	115	310	2034	8219	1615
C6NG-1	114,32 x 5,98	400	19,1	115	310	2034	8225	1830
C6NG-2	114,33 x 5,98	400	19,1	115	310	2035	8226	1810
C6H-1	114,28 x 6,02	400	19,0	-	310	2046	-	832
C6H-2	114,27 x 6,02	400	19,0	-	310	2046	-	850



Şekil 6. 2: S3G-2 numunesinin deney esnasındaki görünümü.

Çizelge 6.3: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerin geometrik ve mekanik özellikleri.

Numune No	D x t (mm)	L (mm)	D/t	f_{cm} (MPa)	f_y (MPa)	A_c (mm^2)	A_s (mm^2)	P_{ytk} (kN)
CH2.5-1	76,17x2,51	300	30,3	-	286	-	581	187
CH2.5-2	75,92x2,49	300	30,5	-	286	-	574	206
CF2.5-1	76,21x2,52	300	30,2	145	286	3976	583	752
CF2.5-2	76,12x2,51	300	30,3	145	286	3968	580	762
CF2.5-3	76,11x2,48	300	30,7	145	286	3974	573	774
CH3-1	75,96x2,98	300	25,5	-	278	-	683	218
CH3-2	75,91x2,99	300	25,4	-	278	-	685	220
CF3-1	76,19x2,49	300	30,6	145	278	3847	576	805
CF3-2	75,84x2,99	300	25,4	145	278	3831	683	796
CF3-3	75,97x2,98	300	25,5	145	278	3848	682	801
CH3.3-1	75,78x3,31	300	22,9	-	305	-	753	242
CH3.3-2	75,89x3,29	300	23,1	-	305	-	750	268
CF3.3-1	76,18x3,31	300	23,02	145	305	3798	757	841
CF3.3-2	75,87x3,29	300	23,1	145	305	3769	749	850
CF3.3-3	75,74x3,32	300	22,8	145	305	3748	754	853
CH3.65-1	75,91x3,64	300	20,9	-	316	-	826	316
CH3.65-2	76,04x3,64	300	20,9	-	316	-	828	292
CF3.65-1	76,18x3,64	300	20,9	145	316	3727	829	855
CF3.65-2	76,11x3,65	300	20,9	145	316	3717	830	867
CF3.65-3	76,21x3,65	300	20,9	145	316	3728	831	876

6.3 Çelik Tüplerin Mekanik Özelliklerinin Belirlenmesi

Çelik tüp numuneler daire ve kare en kesitli olarak imal edilmiştir. Daire en kesitli çelik tüplerin çapları 114,3 mm ve 76 mm olarak seçilmiştir. Çelik tüp çeper kalınlıkları, çapı 114,3 mm olan kolonlar için 3,4 ve 6 mm, çapı 76 mm olan kolonlar için ise 2,5, 3, 3,3 ve 3,65 mm olarak seçilmiştir. Daire en kesitli numunelerin çap/çeper kalınlığı oranları ise 19,05 ila 38,1 arasında değişmektedir. Basınç dayanımı 145 MPa beton doldurulmuş daire en kesitli kolonların nominal çap/çeper kalınlığı (D/t) oranları ise 20,8 ila 30,4 arasında değişmektedir. Kare en kesitli numunelerin boyutları 100 mm x100 mm, çelik tüp çeper kalınlıkları ise 3,4 ve 5 mm olarak alınmıştır. Nominal çap/çeper kalınlığı (D/t) oranları 20 ila 33,3 arasında değişmektedir.

Her bir çelik tüp çeper kalınlığı için çelik tüplerin mekanik özellikleri belirlenmiştir. Çekme deneyi düzeneği Şekil 6.3'de gösterilmiştir. Daire ve kare en kesitli çelik tüplerin ortalama akma dayanımları, çekme dayanımları ve elastisite modülleri Çizelge 6.4 ve Çizelge 6.5 'de verilmiştir.

Çizelge 6.4: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelere ait çelik tüplerin mekanik özellikleri.

	F_y (MPa)	F_u (MPa)	E_s(MPa)
Kare	304	376	200000
Daire	310	402	200000

Çizelge 6.5: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelere ait çelik tüplerin mekanik özellikleri.

	F_y (MPa)	F_u (MPa)	E_s(MPa)
2.5 mm	286	381	200000
3 mm	278	374	200000
3.3 mm	305	402	200000
3.65 mm	316	410	200000

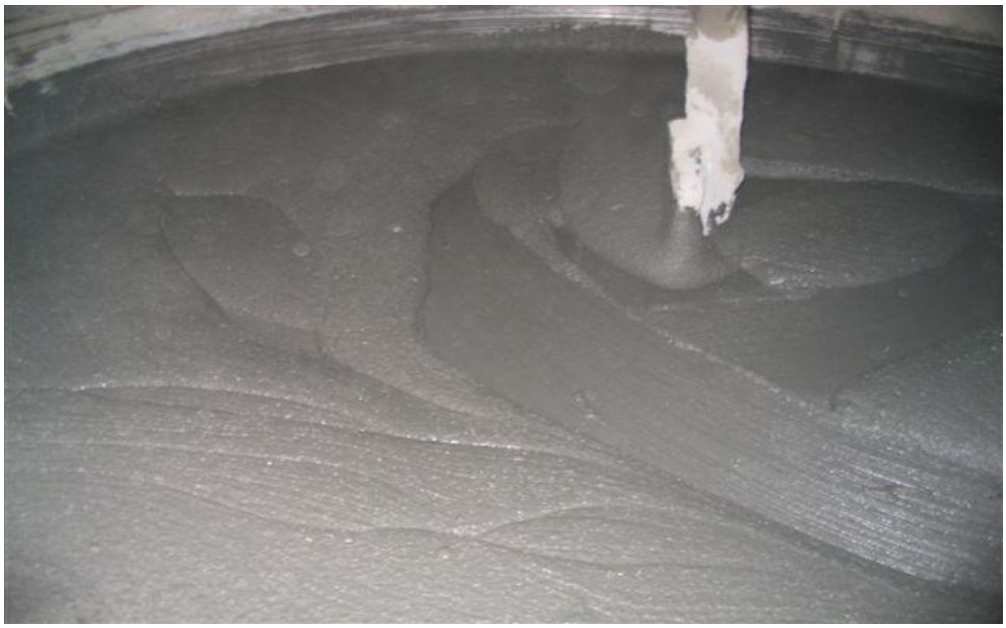


Şekil 6. 3: Çekme deneyi düzeneği.

6.4 Betonun Mekanik Özelliklerinin Belirlenmesi

Çelik tüp numunelerin içine çelik tel katkılı yüksek dayanımlı beton doldurulmuştur. Bu amaçla, iki tip beton karışımı hazırlanmıştır. Deney anında ölçülen ortalama silindir basınç dayanımları sırasıyla 115 MPa ve 145 MPa'dır. Kullanılan çimento CEM I PÇ 42.5 R'dir. Bu çalışmada sırasıyla ticari adları Dramix ZP 305 ve OL 6/16 olan iki ucu kancalı ve iki ucu kancasız çelik teller kullanılmıştır. Dramix ZP 305 çelik tellerin boyu 30 mm, çapı 0.55 mm ve çekme dayanımları 1100 MPa'dır. OL

6/16 çelik tellerin boyu 6 mm, çapı 0.16 mm ve çekme dayanımı 2250 MPa'dır. Bu çalışmada kimyasal katkı malzemesi olarak ticari adı Optima 208 olan yeni nesil süper akışkanlaştırıcı kullanılmıştır. Bu akışkanlaştırıcının tercih edilmesinin nedeni yüksek oranda su azaltırken beton işlenebilirliğini en üst seviyede tutması, betonun priz süresince herhangi bir gecikmeye neden olmaması ve üretim sonrası nihai performansının yüksek olmasıdır. Üretimlerde tane boyutu 500 μm ila 2 mm arasında değişen silis kumu ile tane boyutu 0-500 μm arasında değişen silis pudrası kullanılmıştır. Şekil 6.4'de kullanılan yüksek dayanımlı çelik tel katkılı betona ait bir görünüm, Çizelge 6.6 ve Çizelge 6.7'de ise beton karışımında kullanılan malzemelerin ağırlık cinsinden oranları gösterilmiştir.



Şekil 6. 4: Basınç dayanımı 115 MPa olan çelik tel katkılı betona ait bir görünüm.

Çizelge 6.6: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton karışım oranları.

	1 m^3 beton için (ağırlık cinsinden)
Çimento	1000
Silis kumu (0.5-2 mm)	325
İnce silis kumu (0-0.5 mm)	500
Silis dumanı	250
Akışkanlaştırcı	30
Su	165
ZP 305 Dramix çelik tel	160
Toplam	2430

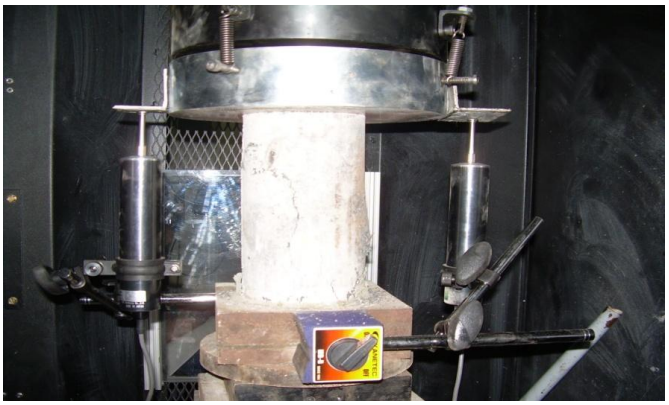
Çizelge 6.7: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton karışım oranları.

	1 m^3 beton için (ağırlık cinsinden)
Çimento	1000
Silis kumu (0.5-2 mm)	250
İnce silis kumu (0-0.5 mm)	400
Silis dumanı	250
Akışkanlaştırcı	40
Su	180
ZP 305 Dramix çelik tel	115
OL 6/16 çelik tel	115
Toplam	2350

6.4.1 Silindir ve küp basınç deneyi

Silindir basınç deneyleri standart silindir numuneler üzerinde, küp basınç deneyleri ise bir kenarı 150 mm olan numuneler üzerinde gerçekleştirilmiştir. Test anında her bir numuneden 3 adet kırılarak ortalama küp ve silindir basınç dayanımları elde edilmiştir. Elastisite modülleri 2000 kN kapasiteli yükleme makinesi kullanılarak elde edilmiştir. Deneye tabi tutulan numuneler için her 20 kN'luk yüke karşı gelen eksenel kısalma değerleri okunmuştur. Şekil 6.5'de standart silindir numunenin mekanik özelliklerini belirlemek için yapılan deneyden bir görünüm verilmiştir.

Gerilme-şekil değiştirme eğrisinde, maksimum yükün % 33'üne kadar olan grafiğin eğiminden faydalanılarak elastisite modülü hesaplanmıştır. Ayrıca numunelerin kırılma yükleri 5000 kN kapasiteli pres kullanılarak bulunmuş ve basınç dayanımları hesaplanmıştır. 115 MPa ve 145 MPa ortalama silindir basınç dayanımına sahip numunelerin elastisite modüleri sırasıyla 42579 MPa ve 48200 MPa olarak elde edilmiştir.

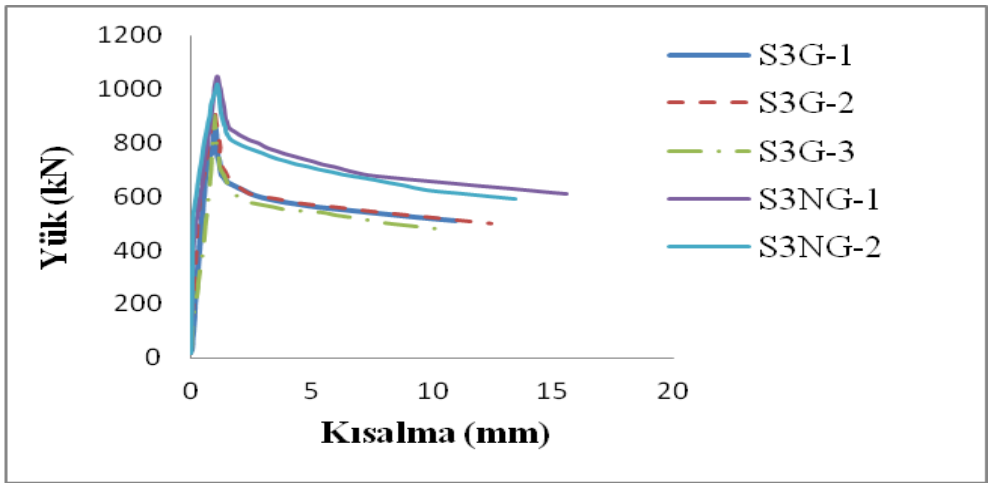


Şekil 6. 5: Silindir beton numunesi için deney düzeneği.

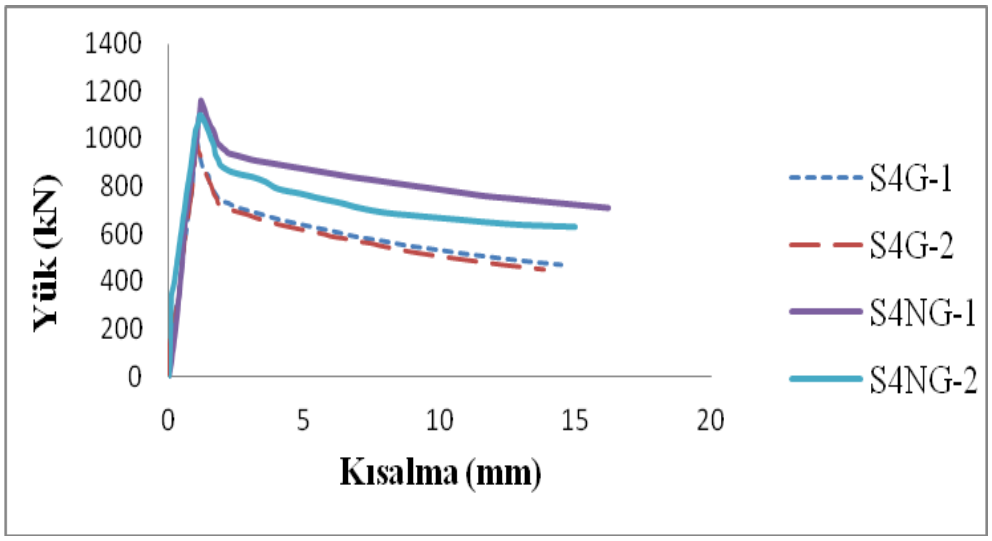
6.5 Deney Sonuçlarının Grafik Gösterimi, Karşılaştırma ve Değerlendirmeler

6.5.1 ÇTBD kolonların yük-eksenel kısalma grafikleri

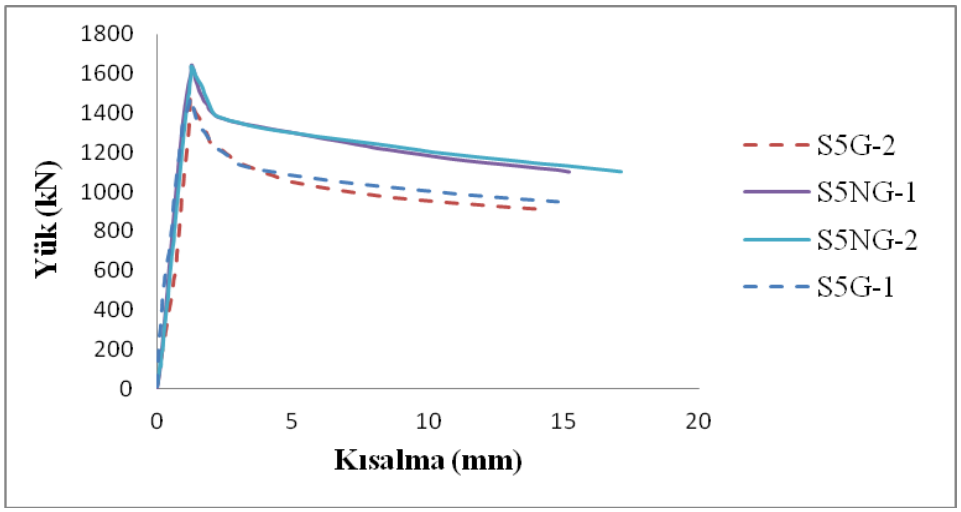
Çelik tüp içine yüksek dayanımlı beton doldurulmuş kısa kolonların yük- eksenel kısalma grafikleri kolon numunelerinin dayanım, rijitlik ve sünekliği hakkında bilgi vermektedir. Kare ve daire kesitli numunelere ait yük-eksenel kısalma grafikleri Şekil 6.6 ila Şekil 6.11 arasındaki grafiklerde gösterilmiştir. Numuneler daha önce de açıklandığı üzere, çelik tüp kesit şekline, çelik tüp çeper kalınlığına, çelik tüpün içinin yağlı veya yağsız oluşuna göre adlandırılmıştır.



Şekil 6. 6: Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan kare en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri.

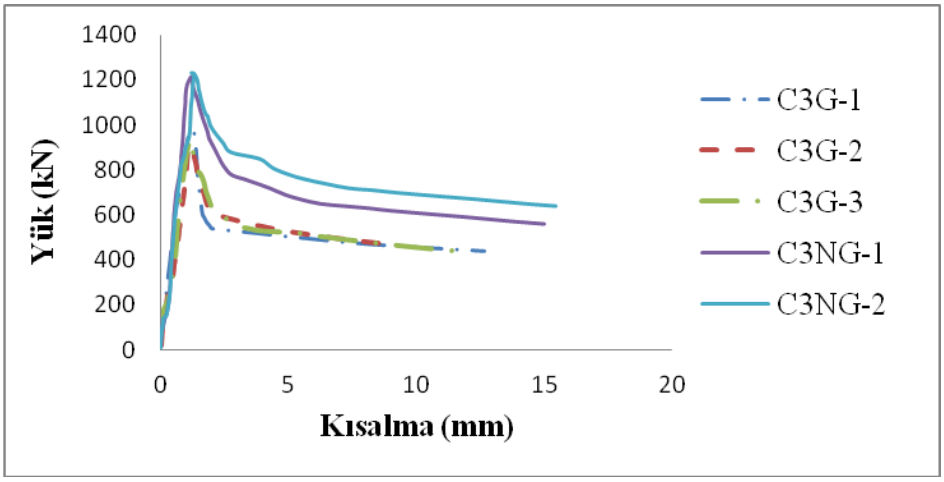


Şekil 6. 7: Çelik tüp çeper kalınlığı 4 mm olan kare en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri.

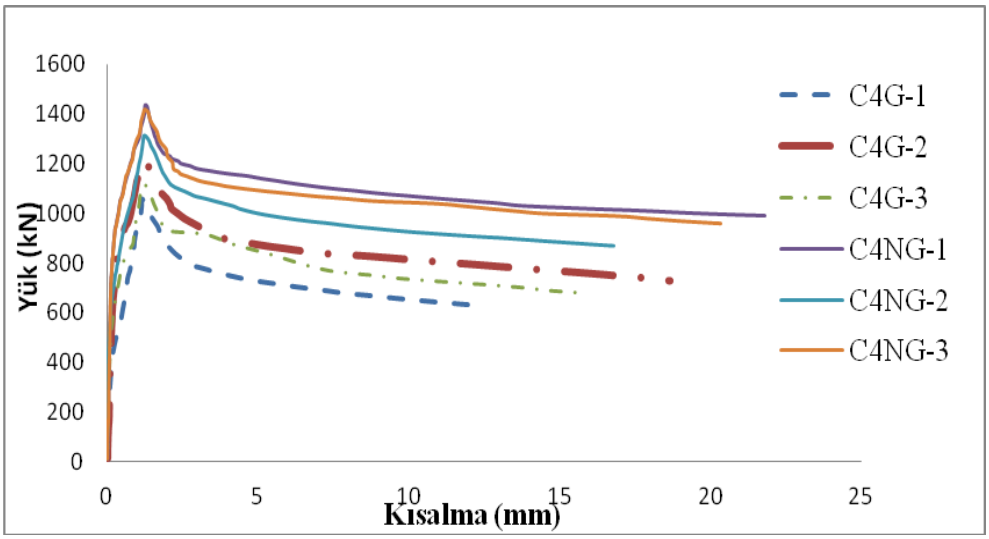


Şekil 6. 8: Çelik tüp çeper kalınlığı 5 mm olan kare en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri.

Kare ve daire en kesitli numunelerin eksenel yük-eksenel kısalma grafiklerinden kolon numunelerinin eksenel yük taşıma kapasiteleri, elastik ve elastik olmayan bölgedeki sünekliliği hakkında sonuçlar çıkarılmaktadır. Kare ve daire en kesitli numunelerin hepsinde, çelik tüp iç yüzeyine gres yağı uygulanmamış numunelerin çelik tüp iç yüzeyine gres yağı uygulanmış numunelere göre daha fazla eksenel yük taşıma kapasitelerine sahip oldukları görülmüştür. Tepe yükü aşıldıktan sonraki doğrusal olmayan kısımda, daire kesitli kolonların iniş kollarının eğimi kare en kesitli kolonlara göre daha azdır. Kare en kesitli kolonlarda yerel burkulmalar daire en kesitli kolonlara göre sayıca daha fazla ve daha geniş bir bölgede görülmüştür.

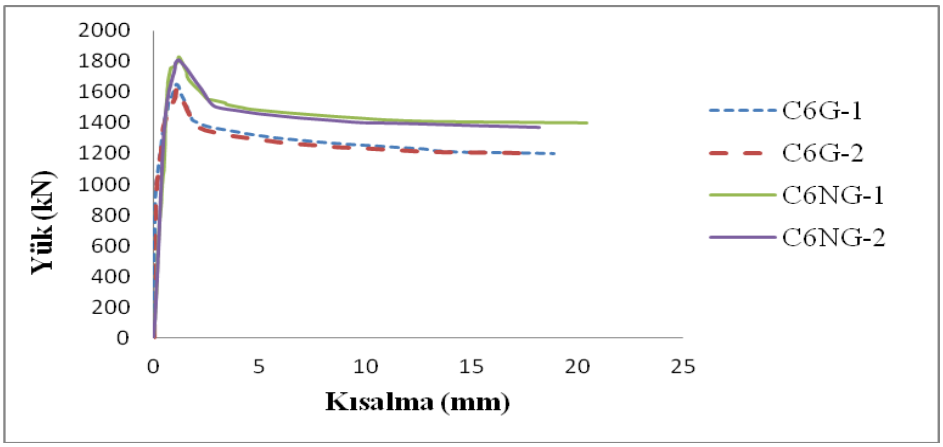


Şekil 6. 9: Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri.



Şekil 6. 10: Çelik tüp çeper kalınlığı 4 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri.

Çalışmanın ilk kısmında aderans etkisinin eksenel yük taşıma kapasitesi üzerine etkisi incelenmiştir. İleri yük seviyelerinde çelik tüpün betonu sargılayarak dayanım artışı sağlaması yüksek dayanımlı betonlarda çok fazla gözlenmez. Aderans etkisi daire kesitli kolonlarda kare kesitli kolonlara nazan daha fazladır. Aynı çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire ve kare en kesitli kolonlar için eksenel yük taşıma kapasitesindeki fark Çizelge 6.8 ve Çizelge 6.9'da gösterilmiştir. 115 MPa beton doldurulmuş kare ve daire en kesitli kolonların burkulma modları ise sırasıyla Şekil 6.12 ve Şekil 6.13'de gösterilmiştir. Daire ve kare en kesitli ÇTBD kolonlarda yerel burkulmalar genellikle tepe yükünün %75'i ila %85'ine karşı gelen yük değerlerinde başlamıştır. Kare en kesitli ÇTBD kolonlarda yerel burkulmaların daha geniş bir bölgede ve sayıca daha çok olmasına karşın, daire en kesitli kolonlarda genellikle karşılıklı iki yüzde ve daha az sayıda yerel burkulma meydana gelmiştir. Bunun sonucu olarak, kare en kesitli içi beton doldurulmamış kolonların eksenel yük taşıma kapasiteleri içi beton doldurulmamış daire en kesitli kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerine göre daha düşük bulunmuştur. İlaveten, kare en kesitli ÇTBD kolonlarda sargılama etkisi yerel burkulmalardan dolayı daire en kesitli kolonlara göre daha az görülmüştür.



Şekil 6. 11: Çelik tüp çeper kalınlığı 6 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri.

Çizelge 6.8: Aynı çeper kalınlığına sahip kare en kesitli numunelerde aderans etkisinden dolayı eksenel yük taşıma kapasitesindeki ortalama değişim.

	İçi yağlanmış numuneler P_{ytk} (kN)	İçi yağlanmamış numuneler P_{ytk} (kN)	Eksenel yük taşıma kapasitesindeki fark (%)
3 mm	893	1033	14
4 mm	985	1130	13
5 mm	1477	1639	10

Çizelge 6.9: Aynı çeper kalınlığına sahip daire en kesitli numunelerde aderans etkisinden dolayı eksenel yük taşıma kapasitesindeki ortalama değişim.

	İçi yağlanmış numuneler P_{ytk} (kN)	İçi yağlanmamış numuneler P_{ytk} (kN)	Eksenel yük taşıma kapasitesindeki fark (%)
3 mm	943	1224	23
4 mm	1099	1390	21
6 mm	1633	1820	10



Şekil 6. 12: Kare en kesitli numunelerin deney sonrası görünümü.



Şekil 6. 13: Daire en kesitli numunelerin deney sonrası görünümü.

Çelik tüp içine çelik tel katkılı yüksek dayanımlı beton doldurulmuş kısa kolonların eksenel yük taşıma kapasiteleri mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılmış ve bu yönetmeliklerin kısa kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini güvenli bir şekilde tahmin edip edemediği sonuçlar kısmında yorumlanmıştır. 115 MPa beton doldurulmuş kare ve daire en kesitli kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasitelerinin yönetmeliklerden hesaplanan değerlerle karşılaştırılmaları sırasıyla Çizelge 6.10 ve Çizelge 6.11'de gösterilmiştir.

Çizelge 6.10: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kare en kesitli kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılması.

Numune No	P_{ytk} (kN)	EC4		ACI,AS		DL/T	
		P_c (kN)	P_{ytk} / P_c (kN)	P_c (kN)	P_{ytk} / P_c (kN)	P_c (kN)	P_{ytk} / P_c (kN)
S3G-1	856	1370	0,62	1218	0,70	1929	0,44
S3G-2	920	1371	0,67	1219	0,75	1931	0,48
S3G-3	902	1371	0,66	1218	0,74	1930	0,47
S3NG-1	1049	1374	0,76	1221	0,86	1935	0,54
S3NG-2	1017	1373	0,74	1220	0,83	1934	0,53
S4G-1	990	1443	0,69	1296	0,76	2043	0,48
S4G-2	980	1441	0,68	1295	0,76	2041	0,48
S4NG-1	1160	1469	0,79	1319	0,88	2080	0,56
S4NG-2	1100	1468	0,75	1319	0,83	2038	0,54
S5G-1	1481	1522	0,97	1380	1,07	2151	0,69
S5G-2	1474	1524	0,97	1382	1,07	2155	0,68
S5NG-1	1642	1514	1,08	1374	1,20	2139	0,77
S5NG-2	1636	1512	1,08	1372	1,19	2137	0,77
Std.sapma			0,16		0,17		0,11

Çizelge 6.11: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılması.

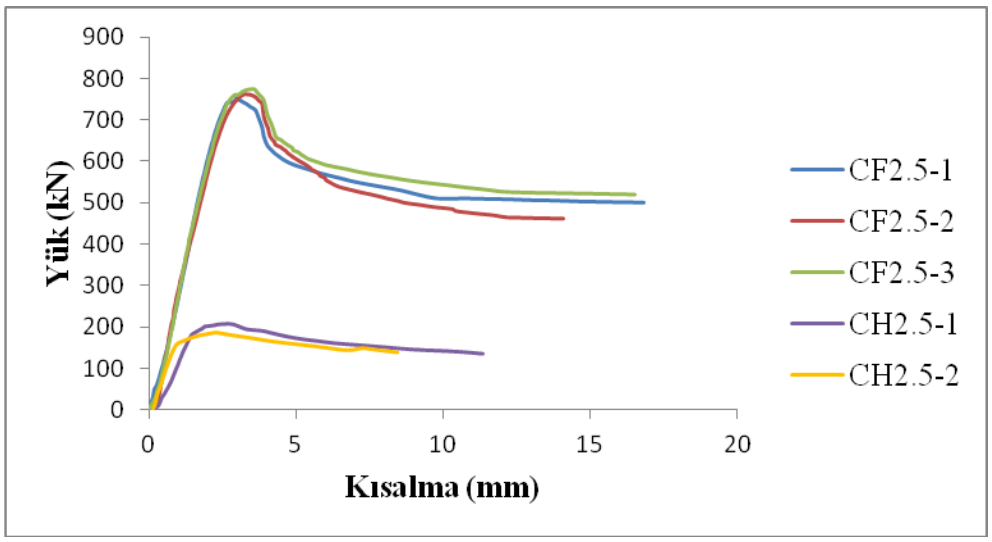
Numune No	P_{ytk} (kN)	EC4		ACI,AS		DL/T	
		P_c (kN)	P_{ytk} / P_c (kN)	P_c (kN)	P_{ytk} / P_c (kN)	P_c (kN)	P_{ytk} / P_c (kN)
C3G-1	980	1671	0,59	1225	0,8	1946	0,50
C3G-2	909	1670	0,54	1225	0,4	1945	0,47
C3G-3	940	1668	0,56	1224	0,7	1943	0,48
C3NG-1	1214	1672	0,73	1226	0,9	1947	0,62
C3NG-2	1233	1671	0,74	1225	1,1	1946	0,63
C4G-1	1060	1808	0,59	1293	0,2	2051	0,52
C4G-2	1221	1810	0,67	1294	0,4	2053	0,59
C4G-3	1116	1810	0,62	1294	0,6	2054	0,54
C4NG-1	1436	1815	0,79	1297	1,1	2058	0,70
C4NG-2	1315	1816	0,72	1297	1,1	2058	0,64
C4NG-3	1420	1813	0,78	1296	1,0	2056	0,69
C6G-1	1650	2070	0,80	1433	1,5	2241	0,74
C6G-2	1615	2071	0,78	1434	1,3	2243	0,72
C6NG-1	1830	2072	0,88	1435	1,8	2244	0,82
C6NG-2	1810	2073	0,87	1435	1,6	2245	0,81
Std.sapma			0,11		0,17		0,12

Çelik tüp içine basınç dayanımı 145 MPa beton doldurulmuş kolonların mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılmaları Çizelge 6.12'de, eksenel yük-kısalma grafikleri ise Şekil 6.14 ila Şekil 6.17 arasındaki grafiklerde gösterilmiştir. Bu kolon numuneleri de, basınç dayanımı 115 MPa beton doldurulmuş kolon numunelerinde olduğu gibi, tepe yükü aşıldıktan sonra daha düşük D/t oranına sahip numuneler için daha sünek bir davranış sergilemişlerdir. Aynı numunelerde yerel burkulmalar genelde orta bölgede yoğunlaşmış ve daha az sayıda görülmüştür.

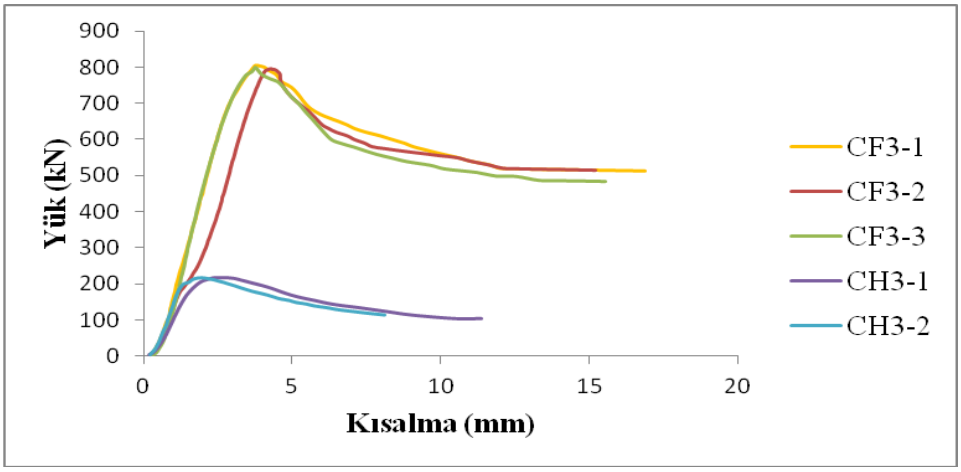
Basınç dayanımı 145 MPa olan ÇTBD kolonların deney sonuçlarından elde edilen eksenel yük taşıma kapasiteleri EC4 ve ACI,AS yönetmelikleriyle ve geçmişte bazı araştırmacılar tarafından yapılan çalışmalarla karşılaştırılmıştır. Deney sonuçlarının EC4 yönetmeliği ile karşılaştırılması Şekil 6.18'de, ACI,AS yönetmelikleri ile karşılaştırılması ise Şekil 6.19'da verilmiştir.

Çizelge 6.12: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılması.

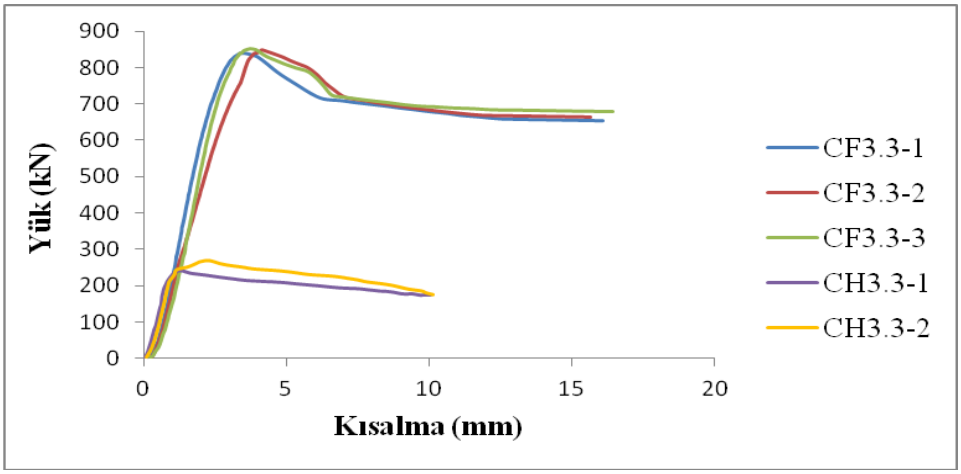
Numune No	P_{ytk} (kN)	EC4		ACI,AS		DL/T	
		P_c (kN)	P_{ytk} / P_c (kN)	P_c (kN)	P_{ytk} / P_c (kN)	P_c (kN)	P_{ytk} / P_c (kN)
CF2.5-1	752	886	0,85	657	1,15	1077	0,70
CF2.5-2	762	883	0,86	655	1,16	1074	0,71
CF2.5-3	774	881	0,88	654	1,18	1071	0,72
CF3-1	805	913	0,88	669	1,20	1101	0,73
CF3-2	796	904	0,88	662	1,20	1090	0,73
CF3-3	801	906	0,88	664	1,21	1093	0,73
CF3.3-1	841	971	0,87	699	1,2	1138	0,74
CF3.3-2	850	962	0,88	693	1,22	1128	0,75
CF3.3-3	853	962	0,89	692	1,23	1126	0,76
CF3.65-1	855	1013	0,84	721	1,18	1164	0,73
CF3.65-2	867	1012	0,86	720	1,2	1163	0,75
CF3.65-3	876	1014	0,86	722	1,21	1165	0,75
Std. Sapma			0,02		0,03		0,02



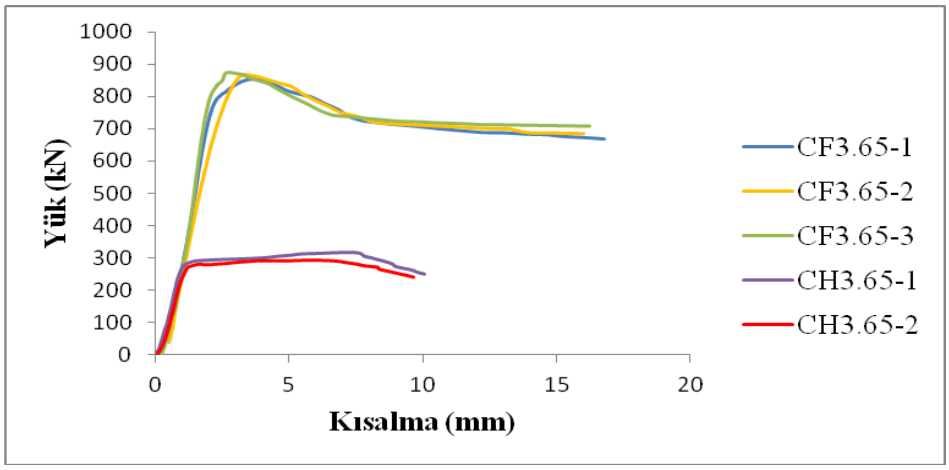
Şekil 6. 14: Çelik tüp çeper kalınlığı 2,5 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri.



Şekil 6. 15: Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri.



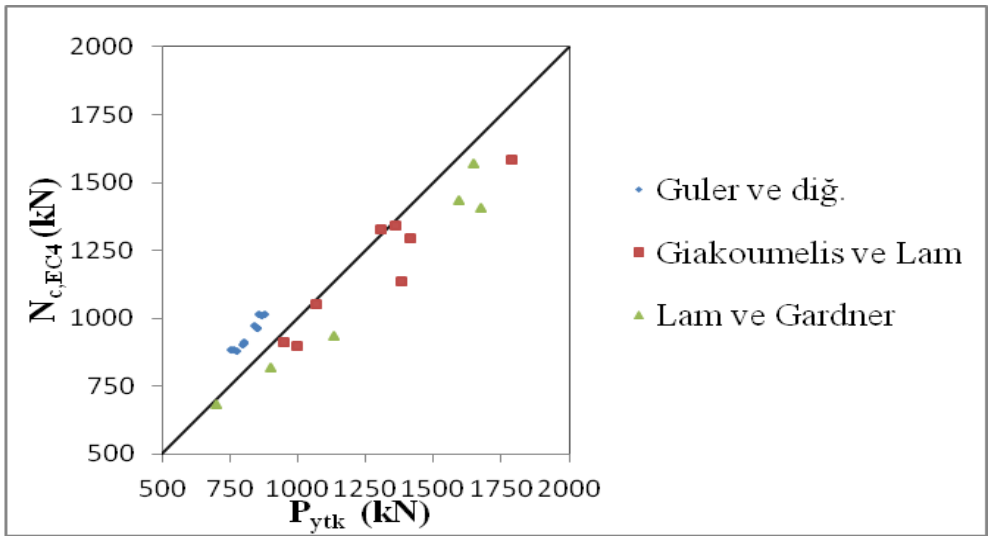
Şekil 6. 16: Çelik tüp çeper kalınlığı 3,3 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri.



Şekil 6. 17: Çelik tüp çeper kalınlığı 3,65 mm olan daire en kesitli numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri.

Şekil 6.18'den görüldüğü gibi, (Giakoumelis ve Lam, 2004) ve (Lam ve Gardner, 2008)'ın basınç dayanımları 30 MPa ila 85 MPa arasında değişen betonlar için elde

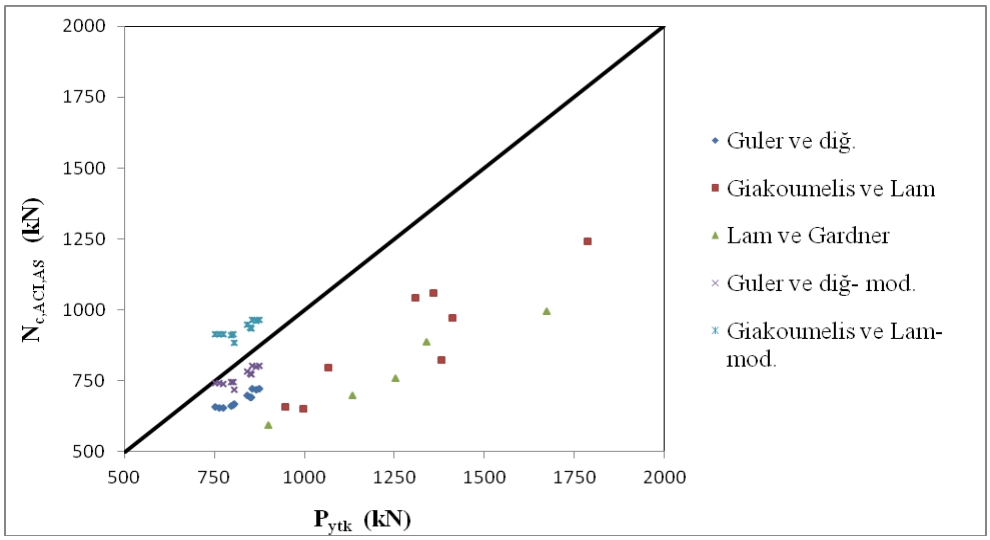
ettikleri ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasiteleri genellikle EC4 yönetmeliğinin verdiği değerlerden daha düşük çıkmıştır. Buna karşın, deney sonuçlarımızdan elde edilen ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasiteleri ise EC4 yönetmeliği ile hesaplanan değerlerden daha büyük bulunmuştur. Bunun nedeni, EC4 yönetmeliğinin daire en kesitli ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini hesaplarken sargılama etkisini gözönünde bulundurmasıdır. Düşük ve ve normal dayanımlı betonlar için çelik tüp ile beton arasında kuvvetli bir etkileşim olmasına rağmen, yüksek ve ultra yüksek dayanımlı betonla dökülmüş ÇTBD kolonlarda daha zayıf bir etkileşim ve daha az sargılama görülmektedir. Bundan dolayı, EC4 yönetmeliği ultra yüksek dayanımlı beton ile doldurulmuş ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini hesaplamada güvensiz tarafta kalmaktadır.



Şekil 6. 18: Basınç dayanımı 145 MPa olan ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin EC4 yönetmeliği ve diğer araştırmacıların sonuçlarıyla karşılaştırılması.

Ultra yüksek dayanımlı beton doldurulmuş ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasiteleri ACI,AS yönetmelikleri ve diğer araştırmacıların sonuçlarıyla Şekil 6.19'da karşılaştırılmıştır. (Giakoumelis ve Lam, 2004) ve (Lam ve Gardner, 2008)'ın deney sonuçları EC4 yönetmeliğinde olduğu gibi ACI,AS yönetmeliğinin verdiği sonuçlara göre oldukça düşük çıkmasına rağmen, ultra yüksek dayanımlı 145 MPa basınç dayanımına sahip ÇTBD kolonlar için deney sonuçlarından elde edilen eksenel yük taşıma kapasiteleri ACI,AS yönetmeliğine göre daha düşük, ama daha yakın, değerler almıştır. (Giakoumelis ve Lam, 2004) basınç dayanımları 100 MPa'a

kadar olan betonla doldurulmuş ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin hesaplanmasında ACI,AS yönetmeliği için verilen 1,3 katsayısını önermişlerdir. Şekil 6.19'dan görüldüğü gibi, ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitesini hesaplamada ACI,AS yönetmeliği için 1,3 katsayısı deney sonuçlarına göre daha yüksek, dolayısıyla güvensiz sonuçlar vermektedir. Bundan dolayı, çelik tüp tarafından betona uygulananan zayıf sargılama etkisini gözönüne almak için, ultra yüksek dayanımlı betonla doldurulmuş ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin ACI,AS yönetmeliğine göre hesaplanmasında kullanılan katsayının 1,3 yerine 1 alınmasının deney sonuçlarına daha yakın ve güvenilir sonuçlar vereceği Şekil 6.19'da görülmektedir.



Şekil 6. 19: Basınç dayanımı 145 MPa olan ÇTBD kolonlara ait eksenel yük taşıma kapasitelerinin ACI,AS yönetmeliği ve diğer araştırmacıların sonuçlarıyla karşılaştırılması.

6.5.2 Performans indisleri

Çelik tüp içine beton doldurulmuş kısa kolonların süneklik ve dayanım artışı gibi özelliklerini belirleyebilmek için araştırmacılar süneklik indisi (DI), dayanım iyileştirme indisi (SI), betonun yük taşıma katkısını göz önüne alan (CCR) ve kolon numunelerin enerji yutma kapasitelerini tanımlayan (EYK) gibi parametreler tanımlamışlardır. Süneklik indisi elemanların eksenel yük taşıma kapasitesinin düşüşünden sonraki %85'ine karşı gelen eksenel kısalma değerinin elemanın tepe yüküne karşı gelen eksenel kısalma değerine oranı olarak verilmektedir. Dayanım iyileştirme indisi ise elemanın eksenel yük taşıma kapasitesinin elemanın nominal dayanımına oranı olarak tanımlanmaktadır. Çelik tüp içine doldurulan betonun

eksenel yük katkısının önemini gösteren CCR parametresi içi beton doldurulmuş çelik tüp kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinin içi boş çelik tüp kolonların eksenel yük taşıma kapasitesine oranını gösteren bir parametredir. Enerji yutma kapasitesi (EYK) parametresi ise ÇTBD kolon numunelerinin yük-kısalma eğrilerinde 10 mm'lik eksenel kısalmaya kadar olan eğrinin altında kalan alanın içi beton doldurulmamış kolonların alanına oranıdır. Kolon numunelerine ait sargılma faktörü (**ξ**) ila performans indislerine ait bağıntılar (DI, SI, CCR) Denklem (6.1) ila Denklem (6.4) arasındaki denklemlerde verilmiştir.

$$\xi = \frac{A_s f_y}{A_s f_{ck}} \tag{6.1}$$

$$DI = \frac{\delta_{85\%}}{\delta_u} \tag{6.2}$$

$$CCR = \frac{N_{u,dolu}}{N_{u,boş}} \tag{6.3}$$

$$SI = \frac{N_{u,dolu}}{A_c f_{ck} + A_s f_y} \tag{6.4}$$

Burada, **ξ** sargılama faktörünü, $N_{u,dolu}$ kolon elemanının test sonucu elde edilen eksenel yük taşıma kapasitesini, δ_u tepe yüküne karşı gelen yerdeğiştirmeyi, $\delta_{85\%}$ tepe yükünün %85'ine karşı gelen yerdeğiştirmeyi, A_s çelik tüpün enkesit alanını, A_c beton kesitin enkesit alanını, f_y ve f_{ck} ise sırasıyla çelik tüpün akma dayanımını ve betonun basınç dayanımını göstermektedir.

Çizelge 6.13 ve Çizelge 6.14'de sırasıyla basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kare ve daire en kesitli kolonların, Çizelge 6.15'de basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolonların performans indisleri verilmiştir.

Çizelge 6.13, Çizelge 6.14 ve Çizelge 6.15'den görüldüğü gibi, çelik tüp çeper kalınlığı arttıkça çelik tüp tarafından çekirdek betona daha etkili bir sargılama etkisi oluştuğu için ÇTBD kolonların süneklik indisi (DI) ve dayanım artışı indisi (SI) değerleri artmaktadır. Ancak, süneklik indisi (DI) değerlerindeki artış dayanım artışı indisindeki (SI) artıştan daha fazla olmaktadır. Buda göstermektedir ki çelik tüp çeper kalınlığını arttırmak, ÇTBD kolonların tepe yükü sonrası davranışını daha

olumlu bir şekilde etkilemekte ve kolon numunelerin daha sünek bir davranış sergilemelerini sağlamaktadır.

Çizelge 6.13: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kare en kesitli kolonların performans indisleri.

	ξ	DI	SI	CCR	EYK (N.m)
S3G-1	0,35	1,28	0,62	2,74	6172
S3G-2	0,35	1,32	0,67	2,95	7077
S3G-3	0,35	1,3	0,66	2,89	6654
S3NG-1	0,35	1,41	0,77	3,36	8570
S3NG-2	0,35	1,38	0,74	3,26	7420
S3H-1	0,35	-	-	-	1670
S3H-2	0,35	-	-	-	1612
S4G-1	0,48	1,51	0,69	2,36	6962
S4G-2	0,48	1,49	0,68	2,33	6735
S4NG-1	0,48	1,61	0,8	2,76	8758
S4NG-2	0,48	1,58	0,76	2,62	7900
S4H-1	0,48	-	-	-	1869
S4H-2	0,48	-	-	-	1890
S5G-1	0,62	1,71	0,98	2,08	8240
S5G-2	0,62	1,69	0,97	2,07	8200
S5NG-1	0,62	1,74	1,09	2,31	9260
S5NG-2	0,62	1,78	1,08	2,30	9300
S5H-1	0,62	-	-	-	2420
S5H-2	0,62	-	-	-	2610

Kare en kesitli kolonların düz kenarlarında oluşan yerel burkulmalar nedeniyle sargılama etkisi kolon numunelerin köşe kısımlarında daha etkili olmaktadır. Daire en kesitli ÇTBD kolonlarda ise daha üniform ve daha etkili bir sargılama etkisi meydana gelmektedir. Bundan dolayı, daire en kesitli ÇTBD kolonlarda süneklik indisi (DI) ve dayanım artışı indisi (SI) değerleri kare en kesitli ÇTBD kolonlara göre daha yüksek olmaktadır. Basınç dayanımı 115 MPa olan kare en kesitli ÇTBD kolonlarda çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm'den 5 mm'ye çıkarıldığı zaman süneklik indisi (DI) ve dayanım artışı indisi (SI) değerlerindeki ortalama artış sırasıyla %29 ve %38 olmuştur. Daire en kesitli ÇTBD kolonlarda ise çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm'den 6 mm'ye çıkarıldığı zaman bu artış sırasıyla %63 ve %48 olmaktadır.

Çizelge 6.14: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolonların performans indisleri.

	ξ	DI	SI	CCR	EYK (N.m)
C3G-1	0,3	1,39	0,71	2,08	7205
C3G-2	0,3	1,36	0,66	1,93	6859
C3G-3	0,3	1,38	0,68	2,00	7011
C3NG-1	0,3	1,42	0,88	2,58	8820
C3NG-2	0,3	1,46	0,89	2,62	9122
C3H-1	0,3	-	-	-	1828
C3H-2	0,3	-	-	-	1866
C4G-1	0,41	1,67	0,74	1,68	7255
C4G-2	0,41	1,7	0,85	1,93	8126
C4G-3	0,41	1,69	0,77	1,77	7655
C4NG-1	0,41	1,79	0,99	2,27	10244
C4NG-2	0,41	1,81	0,91	2,08	8867
C4NG-3	0,41	1,83	0,98	2,25	9675
C4H-1	0,41	-	-	-	2187
C4H-2	0,41	-	-	-	2261
C6G-1	0,66	2,23	1,05	1,79	11589
C6G-2	0,66	2,21	1,03	1,75	11348
C6NG-1	0,66	2,38	1,17	1,98	14240
C6NG-2	0,66	2,36	1,16	1,96	13980
C6H-1	0,66	-	-	-	3250
C6H-2	0,66	-	-	-	3468

Buna karşın, çelik tüp içine doldurulan betonun eksenel yük taşıma kapasitesi üzerine olan etkinliğini gösteren beton etkinlik faktörü (CCR) performans indisi değerleri ise çelik tüp çeper kalınlığı arttıkça azalmaktadır. Ancak, CCR performans indisi değerleri kare en kesitli ÇTBD kolonlarda daire en kesitli ÇTBD kolonlara göre daha yüksek değerler almaktadır. Bunun esas nedeni, kare en kesitli içi beton doldurulmamış kolonlarda daire en kesitli içi beton doldurulmamış kolonlara göre daha fazla yerel burkulmaların görülmesi ve bunun sonucunda daha düşük eksenel yük taşıma kapasitelerine sahip olmalarıdır.

Kare ve daire en kesitli ÇTBD kolonlarda çelik tüp çeper kalınlığı 6 mm veya 5 mm'den 3 mm'ye düştüğü zaman beton etkinlik faktörü (CCR) performans indisi değerindeki ortalama artış sırasıyla %41 ve %22 olmaktadır. Bu çizelgelerdeki sonuçlar Şekil 6.18 ila Şekil 6.23 arasındaki şekillerde diyagramlar halinde sunulmuştur. Basınç dayanımı 145 MPa olan daire en kesitli ÇTBD kolonlarda ise çelik tüp çeper kalınlığı 2.5 mm'den 3.65 mm'ye çıkarıldığı zaman süneklik indeksi (DI) ve dayanım artışı indeksi (SI) değerlerindeki ortalama artış sırasıyla %69 ve %5 olmaktadır. Çelik tüp çeper kalınlığı 3.65 mm'den 2.5 mm'e düşürüldüğü zaman

beton etkinlik faktörü (CCR) performans indisi değerlerindeki ortalama artış ise %36 olmaktadır. Çelik tüp çeper kalınlığı arttığı zaman kare ve daire en kesitli ÇTBD kolonların enerji yutma kapasiteleri artmaktadır. Ancak, bu artış çelik tüp çeper kalınlığı daha ince olan numunelerde daha çok olmaktadır. Basınç dayanımı 115 MPa olan 3 mm çeper kalınlığına sahip çelik tüpün iç yüzeyi gres yağı ile kaplanmış ve kaplanmamış içi beton doldurulmuş ve içi boş kare en kesitli ÇTBD kolonlarda enerji yutma kapasitesi (EYK) değerlerindeki ortalama artış sırasıyla %304 ve %387 olmuştur. Basınç dayanımı 115 MPa olan 3 mm çeper kalınlığına sahip çelik tüpün iç yüzeyi gres yağı ile kaplanmış ve kaplanmamış daire en kesitli ÇTBD kolonlarda enerji yutma kapasitesindeki (EYK) ortalama artış sırasıyla %280 ve %385 olarak bulunmuştur. Basınç dayanımı 115 MPa olan 5 mm veya 6 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip çelik tüpün iç yüzeyi gres yağı ile kaplanmış ve kaplanmamış kare ve daire en kesitli ÇTBD kolonlarda enerji yutma kapasitesindeki (EYK) ortalama artış sırasıyla %227 ve %268; %241 ve %320 olmuştur. Basınç dayanımı 145 MPa olan 2.5 mm ve 3.65 mm çeper kalınlığına sahip daire en kesitli ÇTBD kolonlarda enerji yutma kapasitesindeki (EYK) ortalama artış sırasıyla %145 ve %107'dir.

6.6 Doğrusal regresyon analizi

Kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasiteleri çelik tüpün akma dayanımı, betonun basınç dayanımı, kolon çapının çelik tüp et kalınlığına oranı (D/t) gibi bazı parametrelere bağlıdır. İki veya daha çok değişken arasında bir ilişki bulunup bulunmadığı, eğer varsa bu ilişkinin derecesinin saptanması da istatistiksel çözümlemelerde sık sık karşılaşılan bir durumdur. Değişkenler arasındaki ilişkinin incelenmesinde regresyon analizi ilk akla gelen tekniktir.

İstatistiksel anlamda iki değişken arasındaki ilişki, bunların değerlerinin karşılıklı değişimleri arasında bir bağlılık şeklinde anlaşılır. Gerçekten X değişkeninin değerleri değişirken buna bağlı olarak Y değişkeninin değerleri de değişiyorsa, bu ikisi arasında bir ilişki bulunduğu söylenebilir.

Regresyon analizinde değişkenlerin bağımlı ve bağımsız değişkenler olarak iki gruba ayrılması bir zorunluluktur. Bu analizde bağımlı değişken Y ve bağımsız değişkenler ise X ile gösterilir. Regresyon analizinde amaçlardan birisi bağımlı değişkenle bağımsız değişkenler arasındaki ilişkilerin ortaya çıkarılmasıdır. Örneğin Y ila X arasında $Y_i = \alpha + \beta X_i$ gibi doğrusal bir ilişki olduğu öngörülüyorsa ilk yapılması

gereken işlem modelin bilinmeyen α ve β parametrelerinin tahmin edilmesidir. Analizin bir diğer amacı modelin bilinmeyen parametreleri tahmin edildiğinde bağımsız değişkenlerin farklı değerleri için bağımlı değişkenin alacağı değeri tahmin etmektir. (İstatistik, Schaum's Outlines).

Çizelge 6.15: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolonların performans indisleri.

	ξ	DI	SI	CCR	EYK (N.m)
CF2,5-1	0,28	1,34	1,01	3,82	3265
CF2,5-2	0,28	1,29	1,03	3,87	3065
CF2,5-3	0,28	1,25	1,05	3,93	3011
CH2,5-1	0,28	-	-	-	1215
CH2,5-2	0,28	-	-	-	1321
CF3-1	0,34	1,49	1,06	3,68	3310
CF3-2	0,34	1,51	1,07	3,63	3420
CF3-3	0,34	1,44	1,07	3,66	3470
CH3-1	0,34	-	-	-	1365
CH3-2	0,34	-	-	-	1412
CF3,3-1	0,41	1,82	1,08	3,30	3390
CF3,3-2	0,41	1,69	1,10	3,33	3450
CF3,3-3	0,41	1,76	1,10	3,35	3486
CH3,3-1	0,41	-	-	-	1420
CH3,3-2	0,41	-	-	-	1515
CF3,65-1	0,48	2,18	1,07	2,81	3652
CF3,65-2	0,48	2,27	1,08	2,85	3710
CF3,65-3	0,48	2,35	1,09	2,88	4025
CH3,65-1	0,48	-	-	-	1875
CH3,65-2	0,48	-	-	-	1790

Bu çalışmada, daire en kesitli basınç dayanımları 115 MPa ve 145 MPa olan beton dökülmüş kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasiteleri, kolon numunelerin D/t oranına, çelik tüpün akma dayanımına (f_y) ve beton basınç dayanımına (f_c) bağlı olarak lineeer regresyon analizi yapılmış ve aralarındaki ilişki doğrusal ve logaritmik olarak belirlenmeye çalışılmıştır.

6.6.1 Kolon elemanlar için doğrusal regresyon analizi

Daire en kesitli iki farklı beton basınç dayanımına sahip 19 kolon numunesi için doğrusal regresyon analizi yapılmıştır. Kolonların eksenel yük taşıma kapasiteleri (N) ile yukarıda bahsedilen parametreler arasındaki doğrusal ve logaritmik ilişki aşağıdaki denklemlerde verilmiştir.

Doğrusal:

Eksenel yük denklemi:

$$N = 6462.409 - 28.486\, D/t - 3.781\, f_{yk} - 26.210\, f_{ck} \quad \textbf{(6.5)}$$

Doğrusal regresyon analizi tahmini: R=0.984, R_{adj} =0.978

Logaritmik:

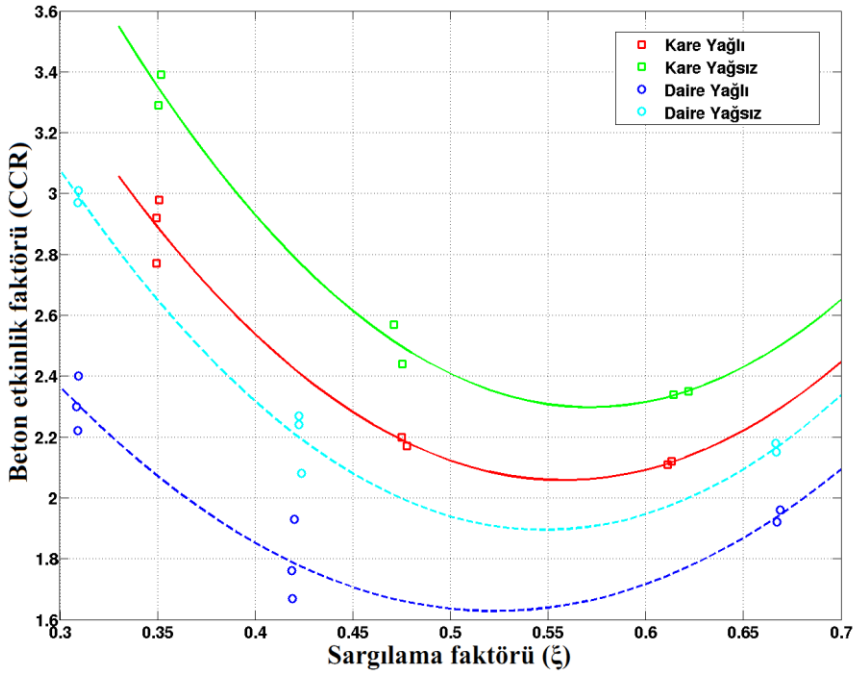
Eksenel yük denklemi:

$$\ln(N) = 25.370 - 0.542 \ln(D/t) - 0.535 \ln(f_{yk}) - 2.787 \ln(f_{ck}) \quad \textbf{(6.6)}$$

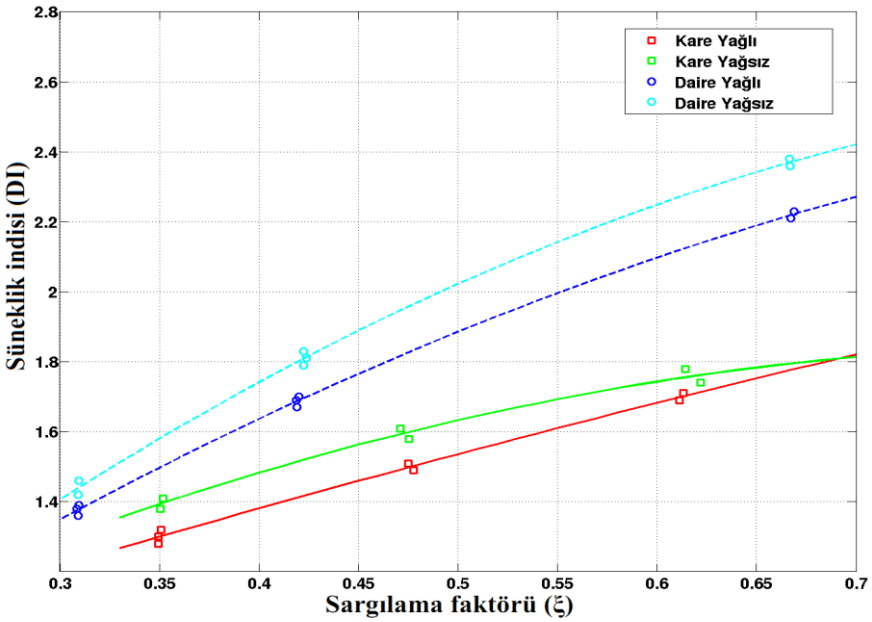
Logaritmik regresyon analizi tahmini: R=0.995, R_{adj}=0.995

Çizelge 6.16: Basınç dayanımı 115 MPa beton doldurulmuş kare en kesitli kolonların performans indisleri.

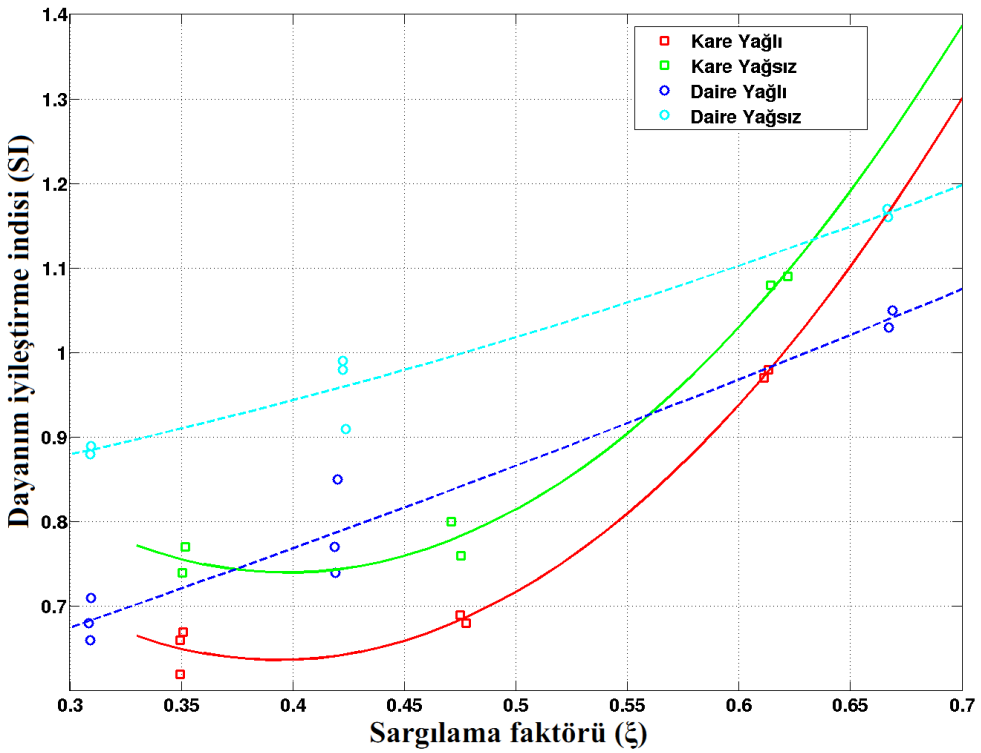
Gerçek Değer (N)	Doğrusal Tahmin R=0.984, R_{adj}=0.978	Logaritmik Tahmin R=0.995, R_{adj}=0.995
752	720,22	753,26
762	717,37	751,91
774	705,97	746,59
805	739,07	759,34
796	88,2	840,04
801	884,5	838,25
841	852,1	843,21
850	850,3	841,62
853	859,7	847,61
855	871,1	871,87
867	871,1	871,87
876	871,1	871,87
1214	1199,8	1218,93
1233	1199,8	1218,93
1436	1464,1	1420,63
1315	1467,6	1423,34
1420	1464,1	1420,63
1830	1731,8	1764,93
1810	1731,98	1764,93



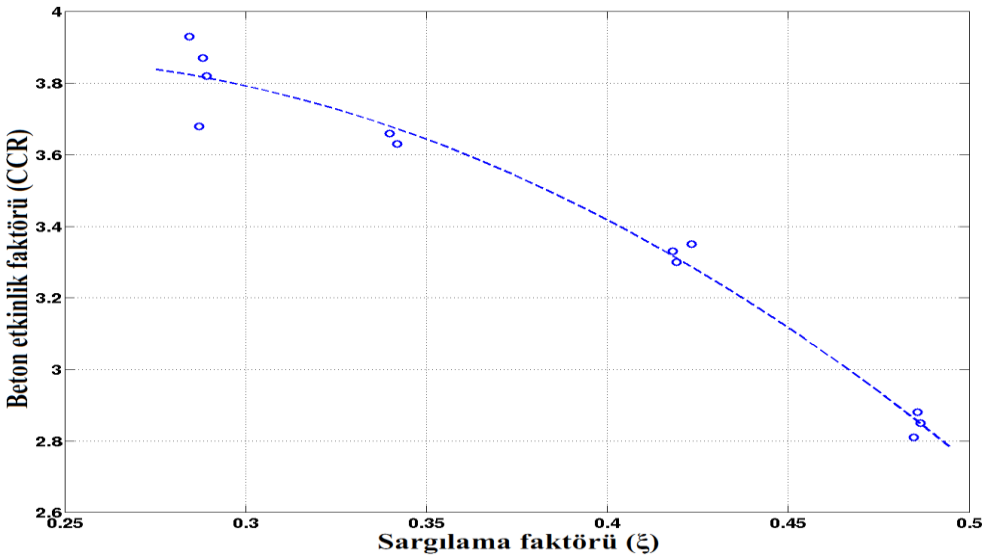
Şekil 6. 20: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-beton etkinlik faktörü (**ξ**-CCR) ilişkisi.



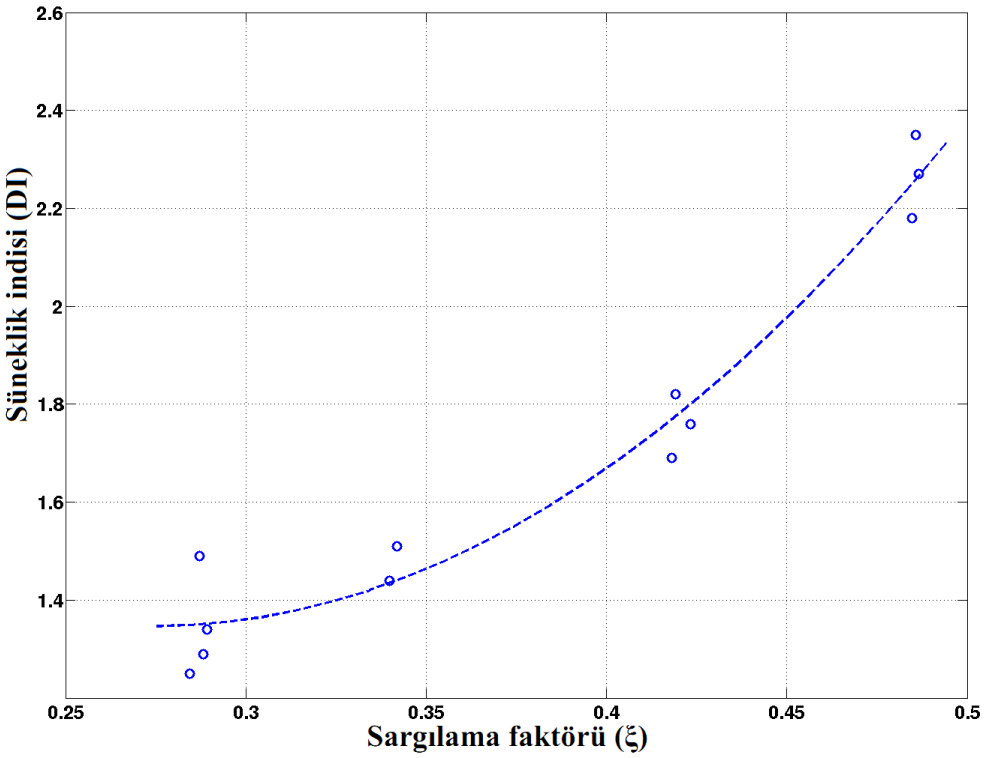
Şekil 6. 21: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-süneklik indisi (**ξ**-DI) ilişkisi.



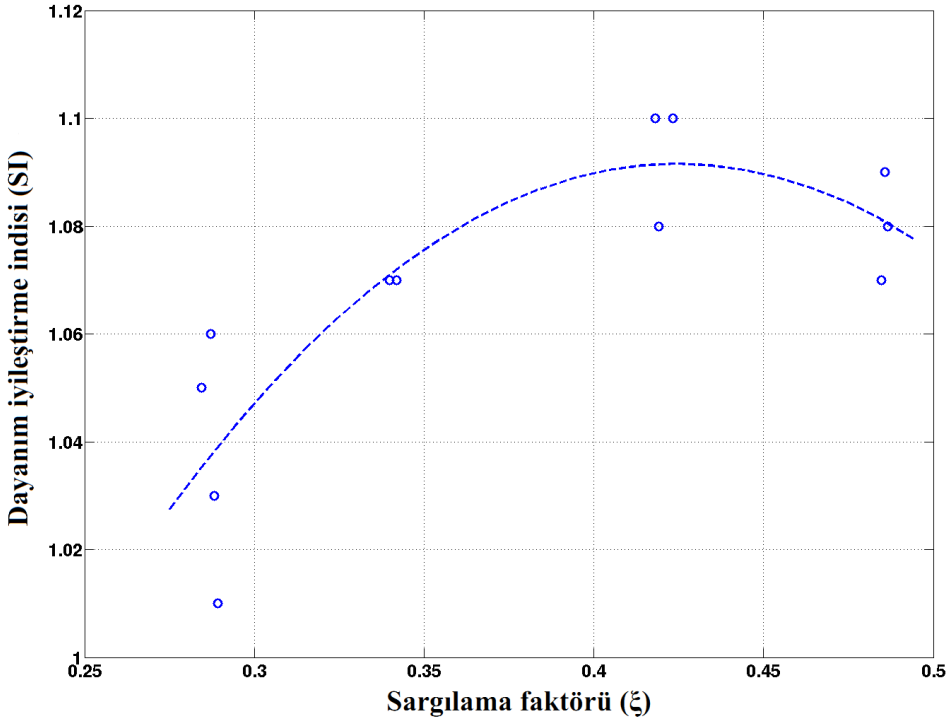
Şekil 6. 22: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-dayanım iyileştirme indisi (**ξ**-SI) ilişkisi.



Şekil 6. 23: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-beton etkinlik faktörü (**ξ**-CCR) ilişkisi.



Şekil 6. 24: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-süneklik indisi (**ξ**-DI) ilişkisi.



Şekil 6. 25: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kolon numunelerde sargılama faktörü-dayanım iyileştirme indisi (**ξ**-SI) ilişkisi.

7. ÇTBD KİRİŞ ELEMANLAR ÜZERİNDE YAPILAN DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Tezin ÇTBD kiriş elemanlar üzerinde yapılan deneysel çalışmaları kapsayan bu bölümünde ilgili numunelerin hazırlanması, ölçüm düzeneği ve deney sonuçlarına ait grafikler verilerek irdelemeler yapılmıştır.

7.1 Deney Numunelerinin Hazırlanması

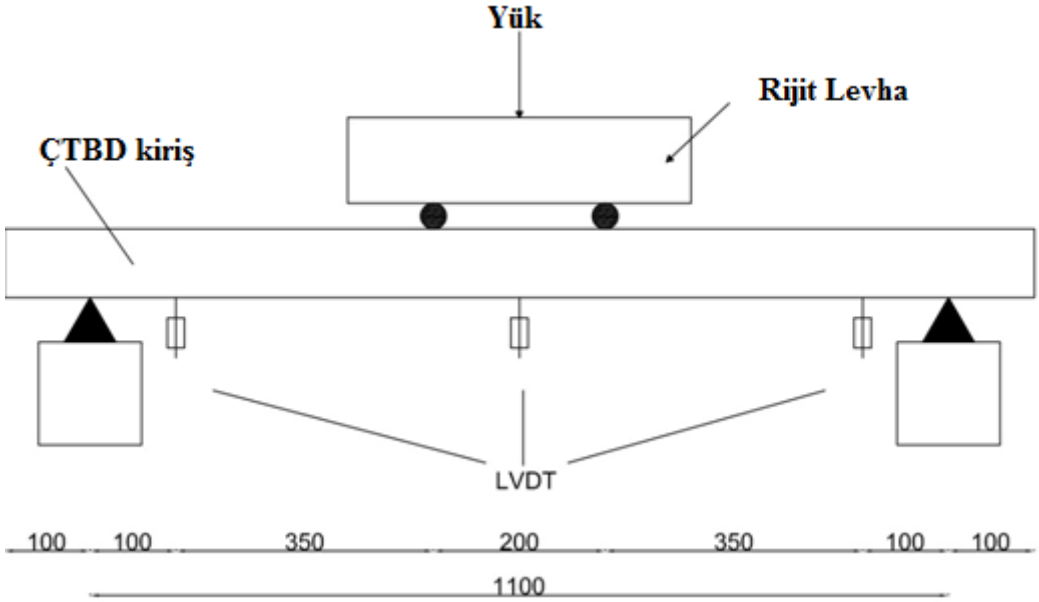
Çalışmanın ikinci kısmında, çelik tüp içine ultra yüksek dayanımlı beton (145 MPa) doldurulmuş kare en kesitli kiriş elemanları üretilerek deneye tabi tutulmuştur. İmal edilen kiriş elemanların boyları 1300 mm, en kesit boyutları 80 mm x 80 mm olarak belirlenmiştir. Çelik tüplerin nominal et kalınlıkları 2,5 mm, 3 mm ve 4 mm olarak seçilmiştir. Her bir et kalınlığı için 2 adet boş, 3 adet dolu numune, toplam 15 numune , denenmiştir. Şekil 7.1'de üretilen kiriş elemanları gösterilmiştir.



Şekil 7. 1 : Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kirişlerin görünümü.

Beton doldurulmuş kiriş numunelere maksimum kapasitesi 100 kN olan Instron 5500 R kapalı çevrimli deplasman kontrollü deney makinesi ile yük uygulanmıştır. Yükleme hızı, 2 mm/dak olarak sabit tutulmuştur. Basit eğilme etkisi altındaki eğilme davranışını inceleyebilmek için 4 noktalı yükleme deneyi yapılmış, kiriş numunelerin kesme açıklığının kesit yüksekliğine oranı (a/D) 5.6 olarak alınmıştır.

Kiriş ortasına ve mesnet bölgelerine çok yakın olarak yerleştirilmiş 4 adet yerdeğiştirme ölçer ile sehim ölçülmüş ve her bir kiriş numune için yük–orta noktadaki sehim eğrisi elde edilmiştir. Kiriş alt, orta ve üst noktasındaki şekil değiştirmeler ölçülerek eğrilikler bulunmuştur. Deneyler sonucunda kirişlere ait yük-sehim eğrileri Şekil 7.6 ve Şekil 7.8'de, moment-eğrilik grafikleri Şekil 7.9 ila Şekil 7.11 arasındaki grafiklerde gösterilmiştir. İçi beton doldurulmuş ÇTBD kiriş numuneler "BF" simgesiyle, içi beton doldurulmamış numuneler "BH" simgesiyle adlandırılmıştır. Örneğin, BF3-1 içi beton doldurulmuş, 3 mm çelik tüp çeper kalınlıklı ve o gruba ait 1.numunenin sembolüdür. BH2.5-2 içi beton doldurulmamış, 2.5 mm çelik tüp çeper kalınlıklı ve o gruba ait 2. numunenin sembolüdür. Dolu ve boş numuneler arasındaki moment taşıma kapasitesi ve enerji yutma kapasitelerindeki farklar belirlenmiştir.



Şekil 7. 2 : ÇTBD kiriş deney düzeneği.

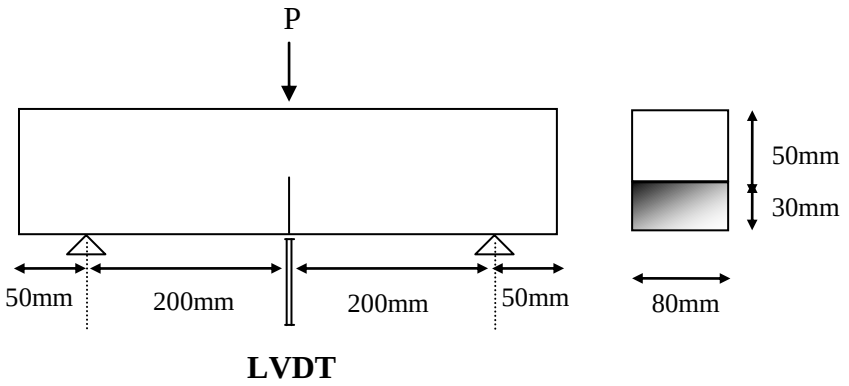
Deney sonucu elde edilen moment kapasiteleri dünyada yaygın olarak kullanılan yönetmeliklerle karşılaştırılmıştır. Çelik tüp içine yüksek dayanımlı beton doldurulmuş kiriş numuneler için deney düzeneği Şekil 7.2 ve Şekil 7.3'de gösterilmektedir.



Şekil 7. 3 : BF2.5-1 numunesinin 4- noktalı eğilme deneyi anındaki görünümü.

7.2 Üç noktalı eğilme deneyi ve kırılma enerjisinin belirlenmesi

Kırılma enerjisinin belirlenmesi için çentikli 100 x 100 x 500 mm'lik kiriş numuneler üzerinde üç noktalı eğilme deneyi gerçekleştirilmiştir. Numuneler elmas testere ile kesilerek 40 mm'lik bir çentik açılmış ve etkin kesit alanının 60 x 100 mm olması sağlanmıştır. Beton kiriş numunelere yük, maksimum kapasitesi 100 kN olan Instron 5500 R kapalı çevrimli deplasman kontrollü deney makinesi ile uygulanmıştır. Yükleme hızı, lifsiz numunelerde, 0,018 mm/dak., lifli numunelerde ise 2,5 mm'lik bir sehime kadar 0,05 mm/dak., 10 mm'lik sehime kadar ise 0,10 mm/dak.'da sabit tutulmuştur. Kirişin ortasına yerleştirilen 2 adet yerdeğiştirme ölçer ile sehim ölçülmüş ve her bir kiriş numune için yük–orta noktadaki sehim eğrisi elde edilmiştir. Çentikli kiriş numune için eğilme deneyi düzeneği Şekil 7.4'de gösterilmektedir.

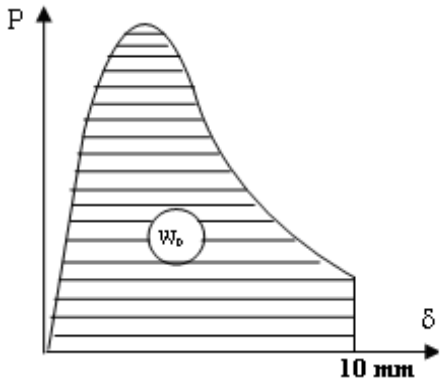


Şekil 7. 4 : Üç noktalı eğilme deney düzeneği.

Kırılma enerjisi Şekil 7.5'de gösterilmiş olan yük-sehim eğrisinin altındaki alan kullanılarak RILEM 50-FMC'nin önerdiği denklem 7.1 ile bulunmuştur.

$$G_F = (Wo + mgd_o) / A_{lig} \quad \textbf{(7.1)}$$

Denklemde, Wo: Yük-sehim eğrisi altında kalan alanı (N.m), m: Kirişin mesnetler arasında kalan ağırlığını (kg), g: Yer çekimi ivmesini, δ_o: Kirişin göçme sırasındaki son sehim değerini (m), A_{lig}: Etkin kesit alanını (m^2) temsil etmektedir.



Şekil 7. 5 : BF2.5-1 numunesinin 4- noktalı eğilme deneyi anındaki görünümü.

Numunelerin eğilme dayanımları ise 7.2 bağıntısı kullanılarak hesaplanmıştır.

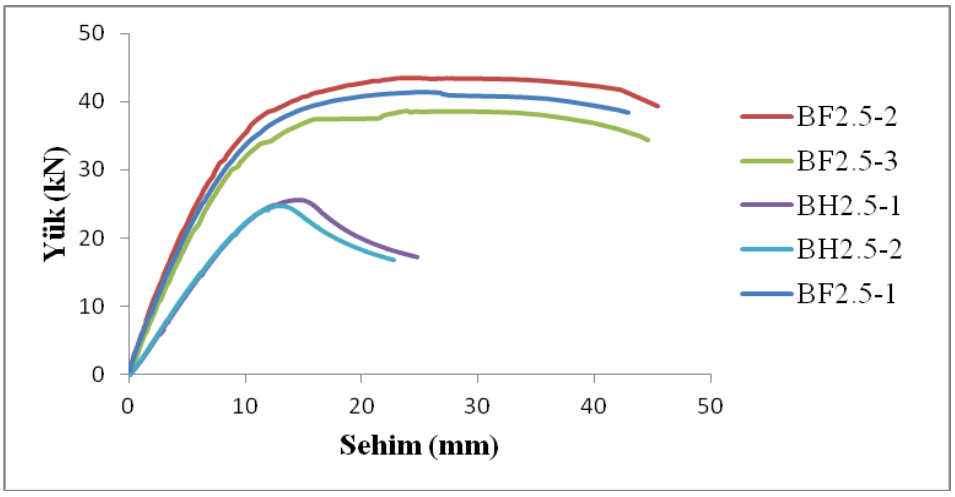
$$f_{net} = (3PL) / 2BD^2 \quad \textbf{(7.2)}$$

Burada, P kırılma yükünü (N), L mesnetler arası uzaklığı (mm), B numunenin en kesit genişliğini (mm), D numune en kesitinin yüksekliğini (mm) temsil etmektedir.

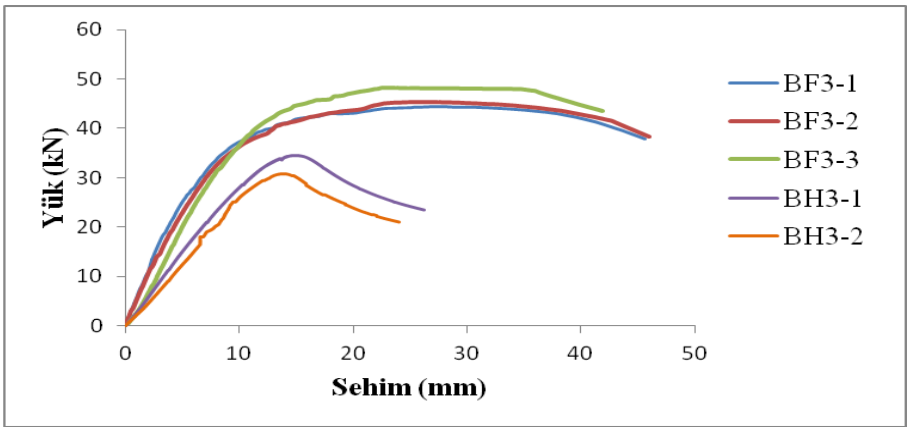
Üç noktalı eğilme deneylerinden elde edilen sonuçlar Çizelge 7.1'de görülmektedir.

Çizelge 7. 1: Sertleşmiş beton deneylerinden elde edilen sonuçlar

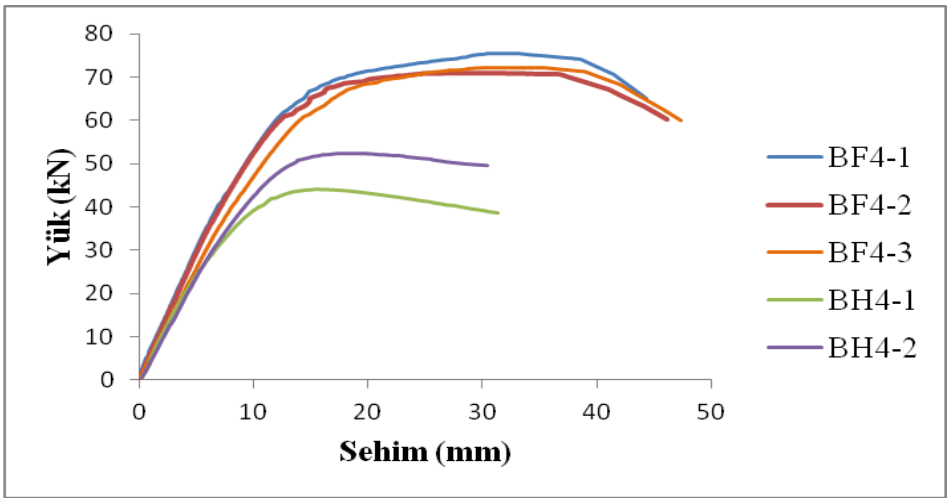
Silindir basınç dayanımı (MPa)	115	145
Kırılma enerjisi (N.m)	18213	25166
Net eğilme dayanımı (MPa)	34,6	40,1



Şekil 7. 6 : Çelik tüp çeper kalınlığı 2.5 mm olan kiriş numuneler için yük-sehim grafikleri.



Şekil 7. 7 : Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan kiriş numuneler için yük-sehim grafikleri.

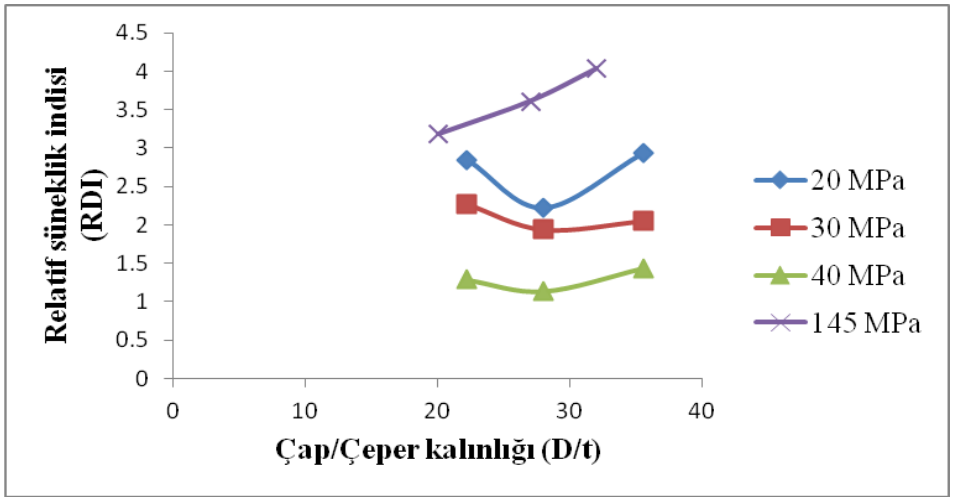


Şekil 7. 8 : Çelik tüp çeper kalınlığı 4 mm olan kiriş numuneler için yük-sehim grafikleri.

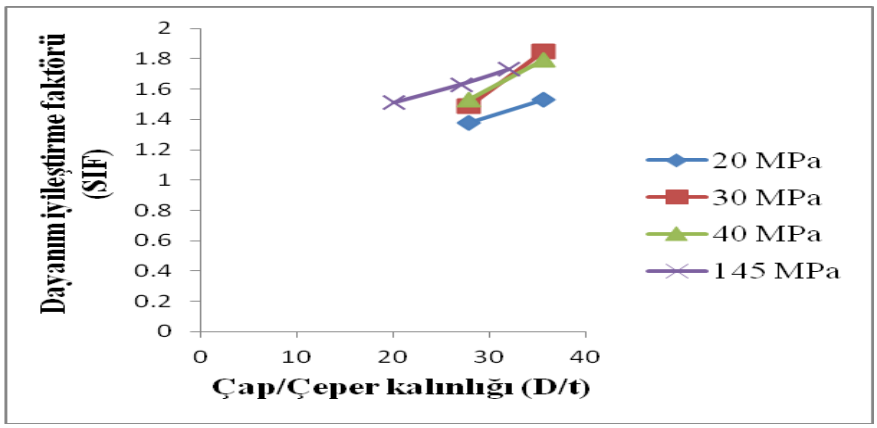
Kiriş numunelerin eksenel yük-sehim ve moment-eğrilik grafiklerinden görüldüğü gibi oldukça rijit bir çıkış kolu ve rijitliğin giderek azalmasıyla moment kapasitesine kadar yatıklaşan ve daha sonra ise asimptota yakın devam eden bir eğri görülmektedir. Çelik tüp çeper kalınlığı fazla olan numunelerin moment kapasiteleri beklendiği üzere, çelik tüp çeper kalınlığı az olan numunelere göre daha büyüktür. İçi beton dolu numunelerin içi boş numunelerin moment kapasitelerine karşılık gelen eğrilik değerleri karşılaştırıldığında ince kalınlıklı numunelerdeki eğriliklerin çelik tüp çeper kalınlığı daha fazla olan numunelere nazaran daha büyük değerler aldığı görülmüştür. Bu ise daha ince çelik tüp çeper kalınlığına sahip numunelerde süneklik artışının daha fazla olduğunu göstermektedir.

ÇTBD kirişlerde süneklik ve dayanım artışı çap/çeper kalınlığı oranlarına göre (Chitawadagi ve Narasimhan, 2009)'ın deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. İçi beton doldurulmuş ÇTBD kirişlerin maksimum eğrilik değerlerinin içi beton doldurulmamış ÇTBD kirişlerin maksimum eğrilik değerlerine oranı Relatif süneklik indisi (RDI) olarak tanımlanmıştır. İçi beton doldurulmuş ÇTBD kirişlerin maksimum moment değerlerinin içi beton doldurulmamış ÇTBD kirişlerin maksimim moment değerlerine oranı ise Dayanım iyileştirme faktörü (SIF) olarak adlandırılmıştır. (Chitawadagi ve Narasimhan, 2009)'ın basınç dayanımları 20, 30 ve 40 MPa ile doldurulmuş ÇTBD kirişler için elde ettiği bu performans değerleri, basınç dayanımı 145 MPa olan ultra yüksek dayanımlı beton ile doldurulmuş ÇTBD kirişler için elde edilen deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Şekil 7.9 ve Şekil 7.10'dan görüldüğü üzere daha yüksek basınç dayanımına sahip betonların kullanılması ile ÇTBD kirişlerin süneklik performansının oldukça artmasına karşılık, eğilme momenti dayanımındaki artış daha düşük kalmaktadır.

Kirişlerin enerji yutma kapasiteleri ise yük-sehim grafiklerinden faydalanarak, eğri altında kalan alanın toplanmasıyla bulunmuştur. Dolu numunelerin enerji yutma kapasitelerinin boş numunelerin enerji yutma kapasitelerine oranı çeper kalınlığı daha ince olan numunelerde daha fazla olmaktadır. Kiriş numunelerin moment kapasiteleri, eğrilik, enerji yutma kapasiteleri başlangıç ve servis yükü rijitlikleri Çizelge 7.2'de verilmiştir.

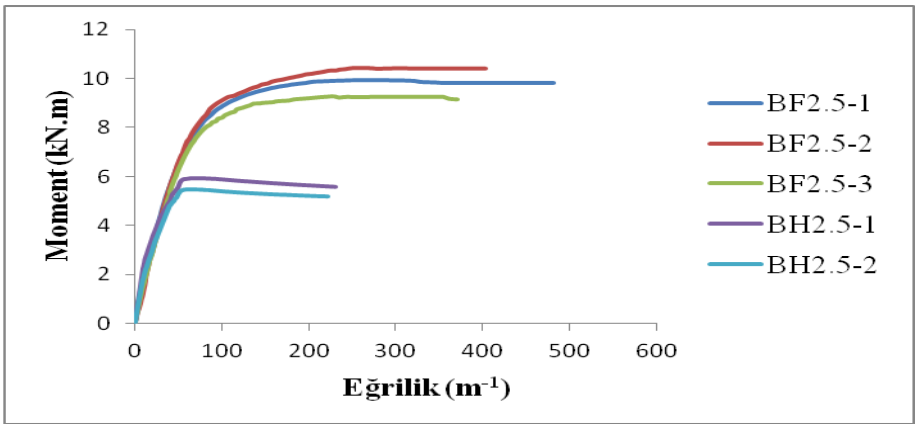


Şekil 7. 9 : Relatif süneklik indisinin (RDI) beton basınç dayanımlarına göre karşılaştırılması

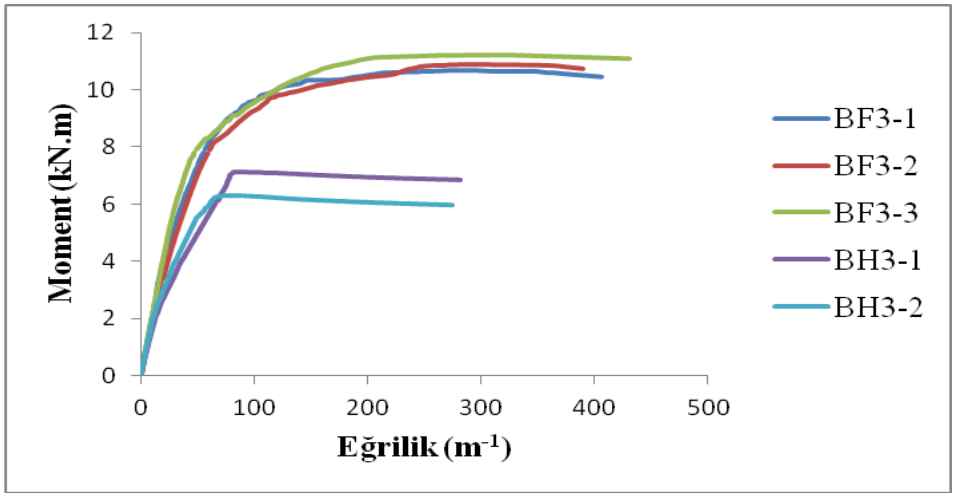


Şekil 7. 10 : Dayanım iyileştirme faktörünün (SIF) beton basınç dayanımlarına göre karşılaştırılması

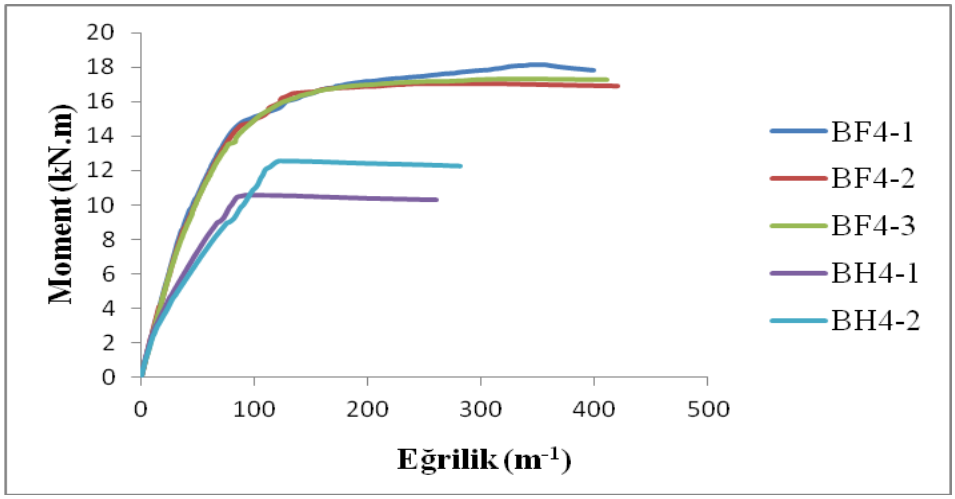
ÇTBD kirişlerin moment taşıma kapasiteleri mevcut yönetmeliklerle ve Han modeliyle (Han., L.H, 2004) karşılaştırılmıştır. Çizelge 7.3'de görüldüğü gibi Eurocode 4 ve AISC yönetmeliği ÇTBD kirişlerin moment taşıma kapasitelerini oldukça güvenli tarafta kalarak hesaplamaktadır. CIDECT yönetmeliği ve Han modeli ise çelik tüp çeper kalınlığı büyük olan numuneler için güvenli tarafta kalmasına rağmen, çelik tüp çeper kalınlığı ince olan numuneler için deney sonuçlarına daha yakın sonuçlar vermektedir.



Şekil 7. 11 : Çelik tüp çeper kalınlığı 2.5 mm olan kiriş numuneler için moment-eğrilik grafikleri.



Şekil 7.12: Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan kiriş numuneler için moment-eğrilik grafikleri.



Şekil 7. 13 : Çelik tüp çeper kalınlığı 4 mm olan kiriş numuneler için moment-eğrilik grafikleri.

Çizelge 7. 2: Kiriş numunelerin maksimum moment, eğrilik, enerji yutma kapasitesi. değerleri.

	D x B (mm x mm)	t (mm)	MOMENT (kN.m)	EĞRİLİK	ENERJİ (kN.mm)
BF2.5-1	80,11x80,04	2,51	9,92	258	351,963
BF2.5-2	80,18x80,13	2,51	1,.42	263	368,719
BF2.5-3	80,06x80,17	2,52	9,26	229	342,873
BH2.5-1	80,12x80,15	2,49	5,94	66	107,324
BH2.5-2	80,14x80,11	2,49	5,47	58	101,098
BF3-1	80,08x80,13	3,02	10,67	272	378,064
BF3-2	80,06x80,12	3,04	10,90	284	392,538
BF3-3	80,07x80,15	3,01	11,21	291	406,602
BH3-1	80,05x80,09	2,98	7,11	82	124,809
BH3-2	79,93x80,19	2,99	6,29	74	116,435
BF4-1	79,97x80,14	4,04	18,13	344	532,546
BF4-2	80,12x80,09	4,03	17,03	306	501,008
BF4-3	79,98x80,11	4,02	17,35	322	566,791
BH4-1	80,11x80,02	3,99	10,57	92	161,663
BH4-2	80,09x80,06	4,02	12,58	112	189,797

Çizelge 7.3: ÇTBD kirişlerin moment taşıma kapasitelerinin mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılması.

Numune No	M_{Deney} (kN.m)	M_{EC4}	$M_{EC4}\backslash M_{Deney}$	M_{AISC}	$M_{AISC}\backslash M_{Deney}$	M_{CIDECT}	$M_{CIDECT}\backslash M_{Deney}$	M_{Han}	$M_{Han}\backslash M_{Deney}$
BF2.5-1	9,92	6,71	0,68	5,96	0,60	10,9	1,10	10,1	1,02
BF2.5-2	10,42	6,71	0,64	5,96	0,57	11,4	1,09	10,1	0,97
BF2.5-3	9,26	6,71	0,72	5,96	0,64	10,2	1,10	10,2	1,10
BF3-1	10,67	7,72	0,72	7,13	0,67	11,6	1,09	11,5	1,08
BF3-2	10,90	7,73	0,71	7,13	0,65	12,0	1,10	11,6	1,06
BF3-3	11,21	7,72	0,69	7,13	0,64	12,9	1,15	11,5	1,03
BF4-1	18,13	9,5	0,52	9,04	0,50	14,6	0,81	14,5	0,80
BF4-2	17,03	9,5	0,56	9,04	0,53	13,7	0,80	14,5	0,85
BF4-3	17,35	9,49	0,55	9,04	0,52	13,9	0,80	14,5	0,84

7.3 Kiriş numuneler için doğrusal regresyon analizi

ÇTBD kiriş numunelerin maksimum eğilme momentleri (M) ve bu moment değerine karşı gelen eğrilik değerleri (E), kiriş numunelerin yüksekliğine (D), çelik tüplerin çeper kalınlığına (t) ve beton basınç dayanımına (G) bağlı olarak doğrusal ve logaritmik olarak belirlenmeye çalışılmıştır. Doğrusal regresyon analizi sonucu elde edilen eğilme momenti (M) ve eğrilik (E) değerlerinin deney sonuçlarıyla karşılaştırılması sırasıyla Çizelge 7.4 ve Çizelge 7.5'de verilmiştir.

Doğrusal:

$$M = 259.000 + 0.126\,D + 9.907\,t - 1.892\,G \quad \textbf{(7.3)}$$

$$E = 2061.296 - 39.972\,D + 23.523\,t + 8.868\,G \quad \textbf{(7.4)}$$

Doğrusal Regresyon Analizi Tahmini:

R=0.984, R_{adj}=0.984

Logaritmik:

$$\ln(M) = 94.138 + 13.182\ln(D) + 2.898\ln(t) - 30.388\ln(G) \quad \textbf{(7.5)}$$

$$\ln(E) = -10.302 - 3.208\ln(D) + 0.221\ln(t) + 5.922\ln(G) \quad \textbf{(7.6)}$$

Doğrusal Regresyon Analizi Tahmini:

R=0.985, R_{adj}=0.987

Çizelge 7. 4: Kiriş numunelerin regresyon analizi sonucu bulunan maksimum eğilme momenti taşıma kapasite tahminleri.

Gerçek Değer (M)	Doğrusal Tahmin R=0.984, R_{adj}=0.984	Logaritmik Tahmin R=0.985, R_{adj}=0.987
9,92	9,83	9,8
10,42	9,84	9,91
9,26	9,92	9,83
10,67	10,9	10,93
10,9	11,1	11,1
11,21	10,8	10,81
18,13	17,59	17,45
17,03	17,51	17,76
17,35	17,39	17,23

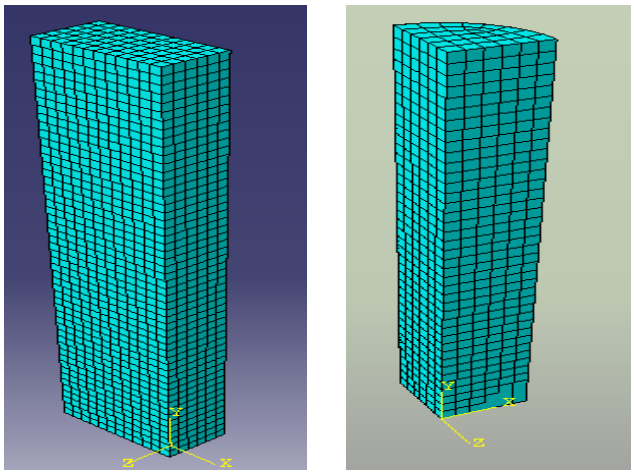
Çizelge 7. 5: Kiriş numunelerin regresyon analizi sonucu bulunan maksimum momente karşı gelen eğrilik değerleri tahminleri.

Gerçek Değer (E)	Doğrusal Tahmin R=0.917, R_{adj}=0.866	Logaritmik Tahmin R=0.917, R_{adj}=0.866
258	250,14	249,39
263	247,34	248,69
229	252,37	250,11
272	281,96	282,4
284	283,23	283,03
291	282,12	282,3
344	326,31	324,28
306	320,08	322,16
322	325,44	323,79

8. ÇTBD KOLON VE KİRİŞ ELEMANLARIN SAYISAL OLARAK MODELLENMESİ

8.1 Genel

ÇTBD kolon elemanların eksenel yük altındaki davranışlarını karşılaştırmak için 3 boyutlu bir sonlu eleman modeli kullanılmıştır. Kolon ve kiriş numunelere ait deneysel olarak bulunan eksenel yük ve eğilme momenti taşıma kapasiteleri ABAQUS isimli genel bir sonlu eleman programı kullanılarak elde edilen değerlerle karşılaştırılmıştır.



Şekil 8. 1: Kare ve daire en kesitli kolon numunelerin sonlu elemanlara ayrılmış görünümü.

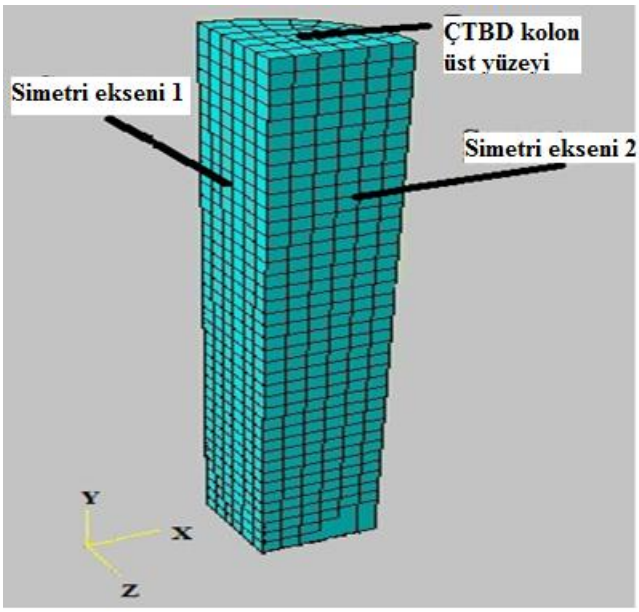
8.2 Sonlu Eleman Tipi ve Aralık Seçimi

ÇTBD kısa kolonları modellemek için çelik tüp ve beton eleman ayrı ayrı modellenmiştir. ABAQUS sonlu eleman programının malzeme kütüphanesinde bu elemanları modellemek için çok sayıda 3 boyutlu (solid) ve kabuk (shell) elemanlar mevcuttur. Bu çalışmada çelik tüpü modellemek için S4R isimli shell elemanlar kullanılmıştır. S4R elemanının 4 düğüm noktası ve her bir düğüm noktasında 3 adet yerdeğiştirme ve 3 adet dönme serbestlik derecesi bulunmaktadır. Beton elemanı

modellemek için ise 8 düğüm noktasına sahip ve her düğüm noktasında çelik tüp ile aynı serbestlik derecesine sahip C3D8R solid elemanı kullanılmıştır.

8.3 Yükleme Şekli ve Sınır Koşulları

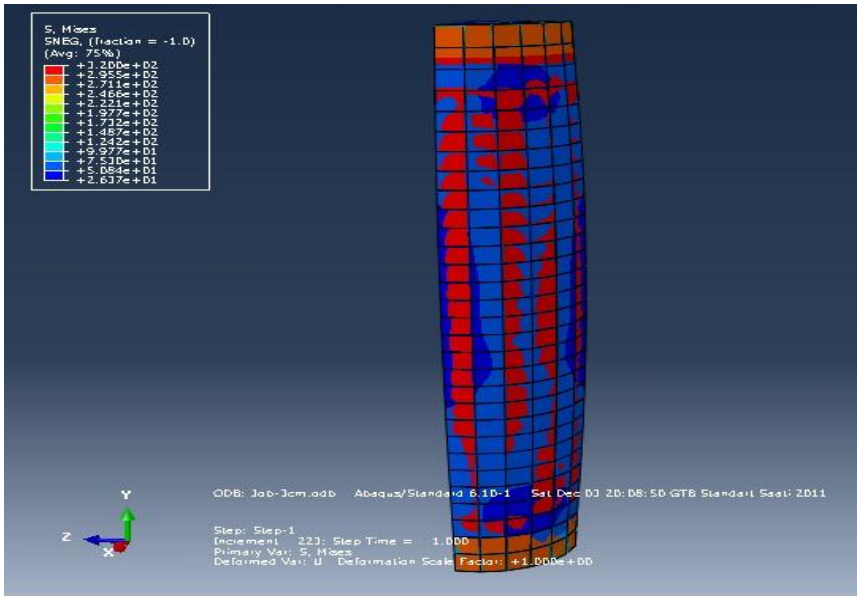
Numune simetrisinden dolayı kare en kesitli kolonlarda numunenin yarısı, daire en kesitli kolonlarda ise dörtte biri modellenmiştir. Kolon merkezinde olan düğüm noktalarının yer değiştirmeleri daire en kesitli kolonlarda X ve Z yönlerinde, kare en kesitli kolonlarda ise Z yönünde tutulmuştur. Diğer düğüm noktaları her doğrultuda serbesttir. Eksenel yük ise kısa kolon elemanların tepe kısmında yerdeğiştirme kontrollü statik yük olarak etki ettirilmiştir.



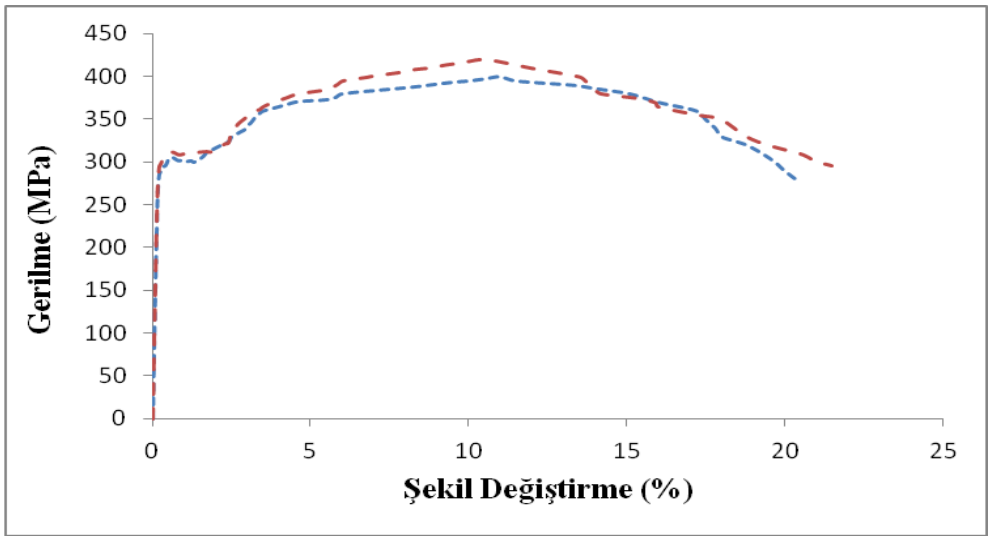
Şekil 8. 2: Daire en kesitli kolonun 1/4'ünün modellenmesi.

8.4 Çelik Tüp Malzeme Modeli

Kare ve daire en kesitli çelik tüp numunlerden elde edilen ortalama gerilme-şekil değiştirme eğrileri çelik tüp eleman malzeme modeli olarak kullanılmışlardır. Çelik tüpler için, ABAQUS içinde bulunan "PLASTIC" seçeneği kullanılarak elasto-plastik malzeme modeli kullanılmıştır. Çelik tüp malzemelere ait Poisson oranı 0.3 olarak alınmıştır. Burada, "CHS" simgesiyle daire en kesitli numunelere, "SHS" simgesiyle kare en kesitli numunelere ait gerilme-şekil değiştirme eğrileri gösterilmiştir.



Şekil 8. 3: Daire en kesitli kolon numunenin (C6G-1) yükleme sonrası gerilme durumu.



Şekil 8. 4: Kare ve daire en kesitli çelik tüplere ait gerilme-şekil değiştirme eğrileri.

8.5 Beton Malzeme Modeli

Betonun doğrusal olmayan davranışını hesaba katmak için sonlu eleman programı içinde bulunan plastisite ve hasar mekaniği teorilerine göre geliştirilmiş “CDPM”

malzeme modeli kullanılmıştır. Akma yüzeyi (F) (Drucker and Prager, 1952) aşağıdaki denklemlerle ifade edilmektedir:

$$F(\bar{\sigma},\tilde{\varepsilon}^{pl}) = \frac{1}{1-a}(\bar{q} - 3ap + \beta)(\tilde{\varepsilon}^{pl})(\bar{\sigma}_{\max}) - \gamma(-\bar{\sigma}_{\max}) - \bar{\sigma}_c(\varepsilon^{pl}) \quad \textbf{(8.1)}$$

$$\bar{p} = \frac{1}{3}\bar{\sigma} : I \quad \textbf{(8.2)}$$

$$\bar{q} = \sqrt{\frac{3}{2}\bar{S} : \bar{S}} \quad \textbf{(8.3)}$$

$$\bar{S} = \bar{p}I + \bar{\sigma} \quad \textbf{(8.4)}$$

Burada; $\bar{p}$ etkili hidrostatik basıncı, $\bar{q}$ Von-Mises etkili gerilmeyi, $\bar{S}$ etkili gerilme tansörünün deviatoric kısmını, $\bar{\sigma}$ ise maksimum özdeğeri göstermektedir. Hiperbolik Drucker-Prager fonksiyonu (G) ise aşağıdaki denklemde gösterilmektedir.

$$G = -\bar{p}\tan\varphi + \sqrt{(\varepsilon\sigma_{to}\tan\varphi)^2 + \bar{q}^2} \quad \textbf{(8.5)}$$

Burada; φ, p-q düzleminde yüksek gerilmeler altında oluşan dilatasyon açısını, σ_{to} kırılma anında oluşan çekme gerilmesini ve ϵ ise eksantrisiteyi temsil eden bir katsayıyı göstermektedir. Kullanılan beton modeli dört parametrenin (φ, ϵ, f_{bo}/f_{co}, K) program verisi olarak girilmesini zorunlu kılmaktadır. Bu değerler sırasıyla 15°, 0, 1,12 ve 2/3 olarak alınmıştır.

Çelik tüp tarafından betona uygulanan yanal gerilme nedeniyle betonda üç eksenli gerilme durumu oluşmakta, bunun sonucunda betonda dayanım ve süneklik artışı meydana gelmektedir. ABAQUS kütüphanesinde bulunan CDPM malzeme modeli ise bu dayanım ve süneklik artışını göstermekte yetersiz kalmaktadır. Sonlu eleman programı içinde bu dayanım ve süneklik artışını hesaba katabilmek için FORTRAN dilinde USDFL (solution-dependent field variables using the user-defined subroutine) adlı kullanıcı tanımlı alt programı kodlanmıştır. CDPM'de bulunan şekil değiştirme pekleşmesi aşağıdaki formüllerle düzeltilmiştir:

$$\Delta K_c = \frac{H}{x}\Delta\varepsilon_1^{\,p} \quad \textbf{(8.6)}$$

$$x = \frac{\varepsilon^{p}_{cc}}{\varepsilon^{p}_{cu}} \quad \textbf{(8.7)}$$

Burada, x ölçeklendirme terimidir ve çok eksenli gerilme durumundaki plastik şekil değiştirmelerin tek eksenli gerilme durumundaki plastik şekil değiştirmeye oranını göstermektedir. Ölçeklendirme terimi gerilme tansörünün birinci değişmezine bağlı olarak aşağıdaki gibi gösterilebilir:

$$x = c_1 I_1^{\,2} + c_2 I_1 + c_3 \qquad \textbf{(8.8)}$$

Burada, c_1, c_2 ve c_3 3 eksenli gerilme deneyleriyle belirlenen malzeme sabitleridir. Yanal sargılama etkisiyle betonun eksenel şekil değiştirmesindeki artış aşağıdaki formülle ifade edilmektedir.

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_c \left(1 + k \frac{\sigma_l}{f_{co}} \right) \qquad \textbf{(8.9)}$$

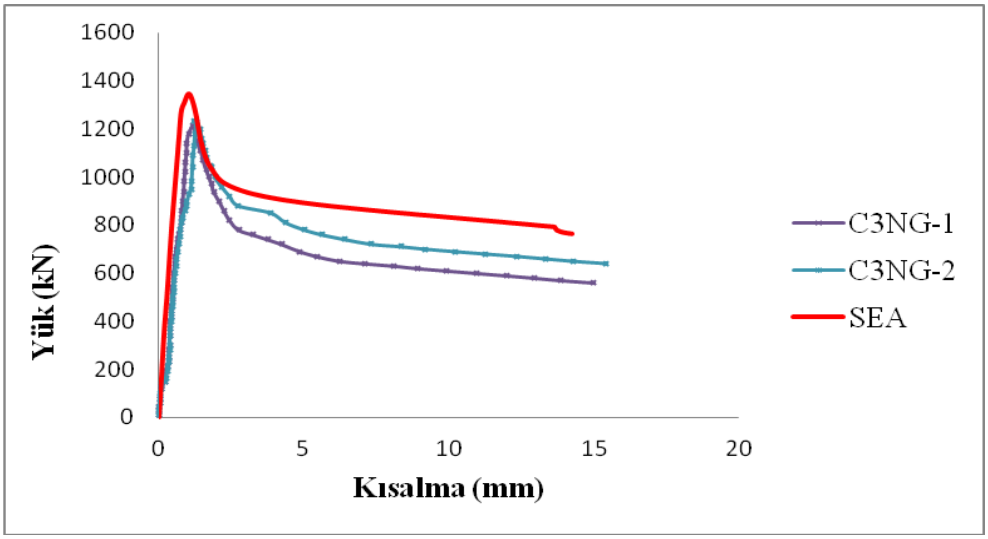
Burada, ε_{cc} ve ε_c sırasıyla sargılanmış ve sargılanmamış betonun eksenel şekil değiştirmesini, σ_l yanal sargı gerilmesini, f_{co} sargılanmamış betonun basınç dayanımını ve k ise yanal sargı etkisini gösteren bir katsayıdır.

8.6 Çelik Tüp ile Beton Arasındaki Etkileşim

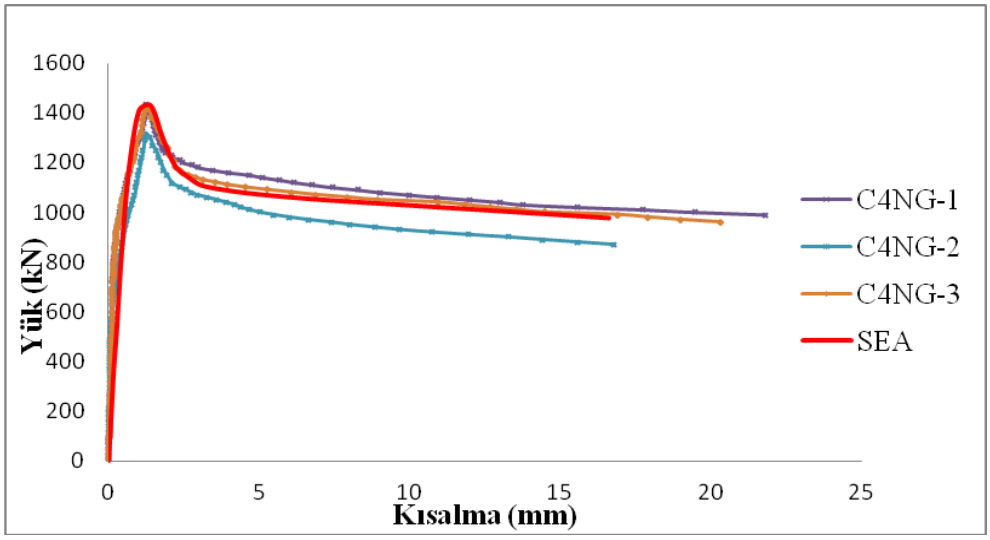
Çelik tüp ila beton arasındaki sürtünme arayüz elemanları kullanılarak tanımlanmıştır. Sonlu eleman analizleri sadece içi yağlanmamış numuneler için yapılmıştır. Çelik tüp ila beton arasında oluşan sürtünme katsayısı tüm numuneler için 0.4 olarak alınmıştır.

8.7 Kolon Elemanların Deney Sonuçlarıyla Sonlu Eleman Analiz Sonuçlarının Karşılaştırılması

Kurulan sonlu eleman modelinin doğruluğunu göstermek için deney sonuçlarıyla analiz sonuçları karşılaştırılmıştır. Kare ve daire en kesitli numunelere ait deney sonuçlarıyla sonlu eleman analizinde bulunan sonuçlar Şekil 7.5 ila Şekil 7.14 arasındaki grafiklerde gösterilmiştir. Bu grafiklerde sonlu eleman analizi "SEA" olarak isimlendirilmiştir. Sonuçlar ayrıca Çizelge 7.1, Çizelge 7.2 ve Çizelge 7.3'de karşılaştırmalı olarak verilmiştir.



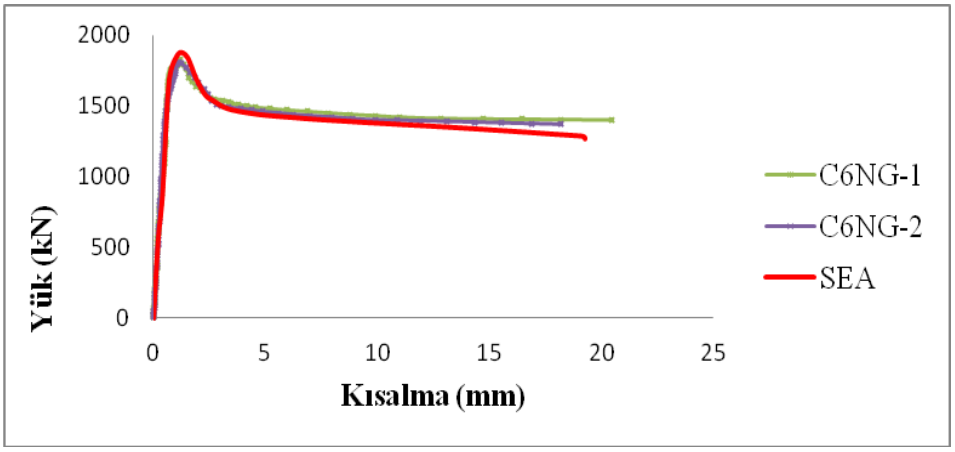
Şekil 8. 5: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş 3 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması.



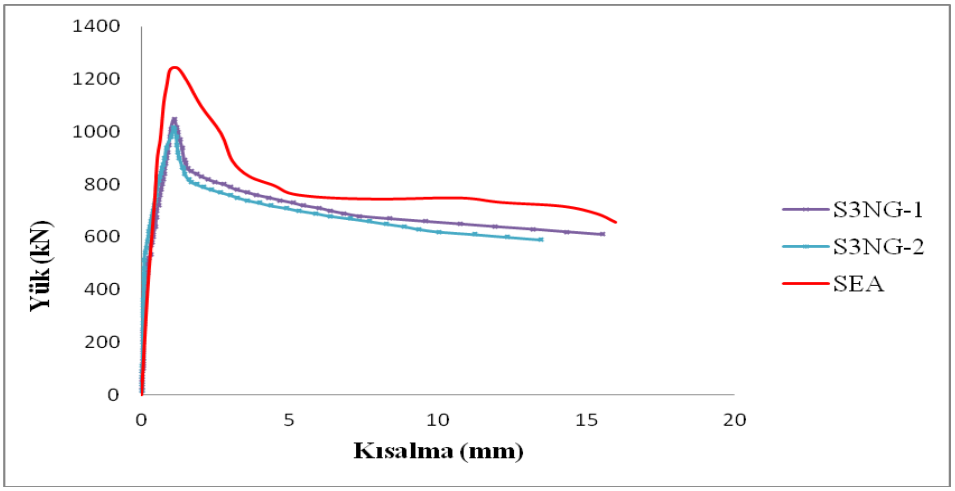
Şekil 8. 6: Basınç dayanımı 115 MPa olan 4 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması.

Şekillerden görüldüğü gibi 115 MPa beton doldurulmuş kolonların tepe yüküne kadar olan ve tepe yükü sonrası davranışları özellikle daire kesitli kolonlarda başarıyla tahmin edilebilmiştir. Kare kesitli kolonlarda daire kesitli kolanlara göre daha fazla sayıda ve daha büyük yerel burkulmalar görüldüğü için eksenel yük taşıma kapasiteleri nominal eksenel yük taşıma kapasitelerinden daha düşük olabilmektedir. Sonlu eleman programı bu yerel burkulmaların eksenel yük taşıma

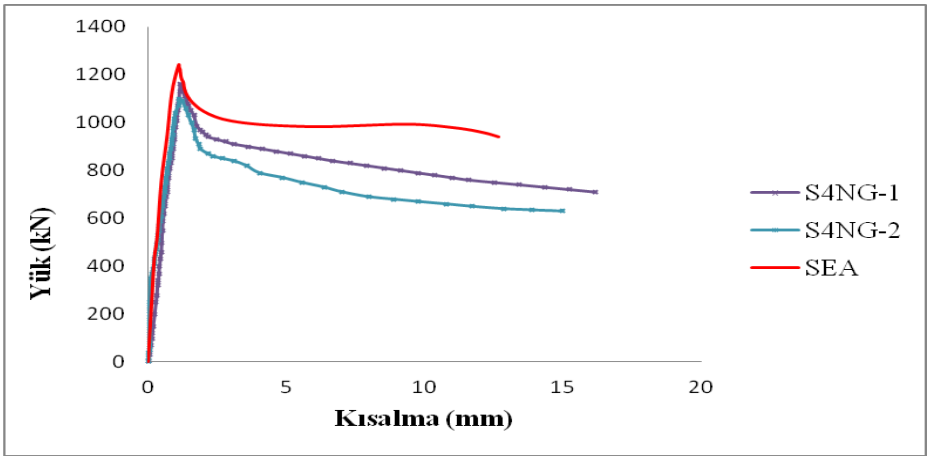
kapasitesine etkisini çok fazla dikkate alamadığı için deneysel çalışma sonucu bulunan eksenel yük taşıma kapasite değerleri sonlu eleman analiz sonucu bulunan değerlerden daha küçük bulunmuştur.



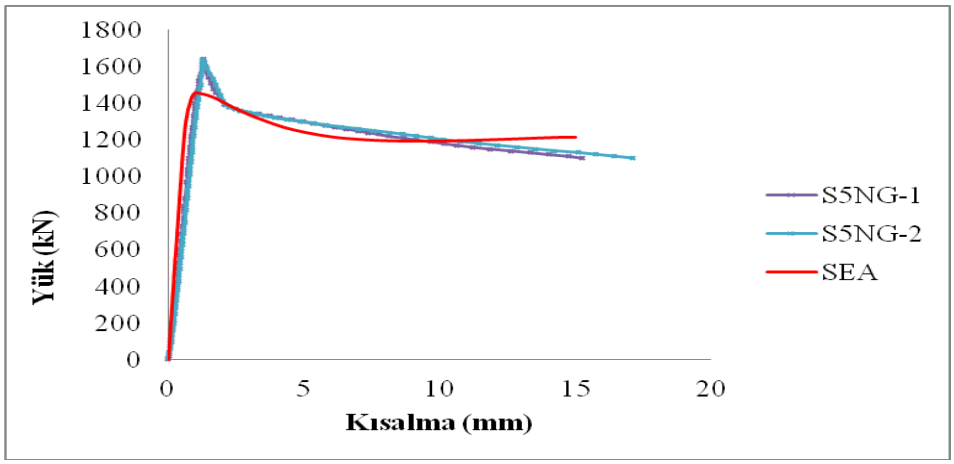
Şekil 8. 7: Basınç dayanımı 115 MPa olan 6 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması.



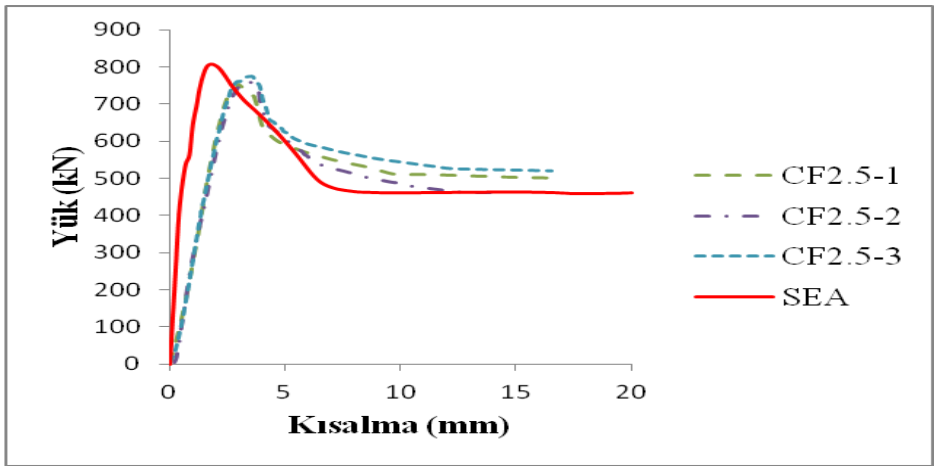
Şekil 8. 8: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş 3 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip kare en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması.



Şekil 8. 9: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş 4 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip kare en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması.

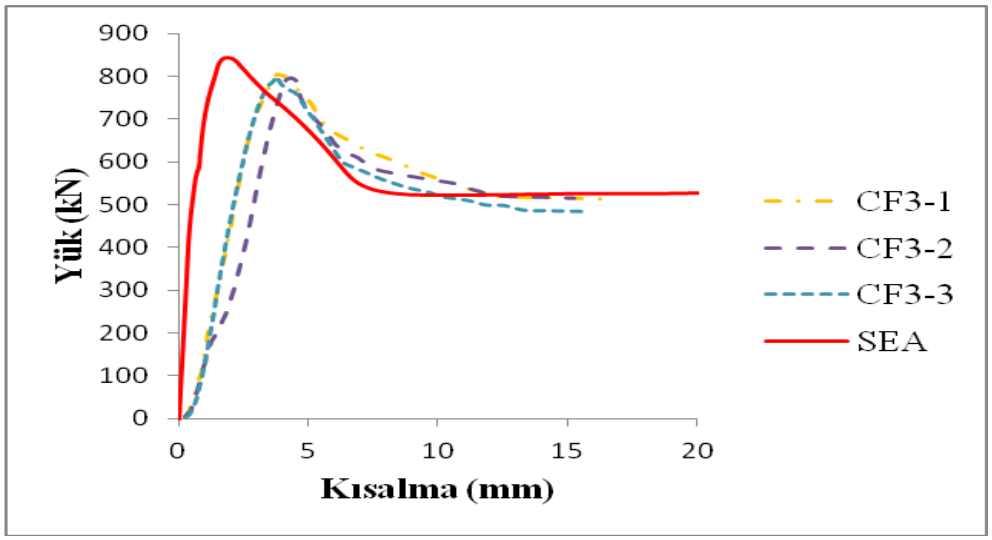


Şekil 8. 10: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş 5 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip kare en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması.

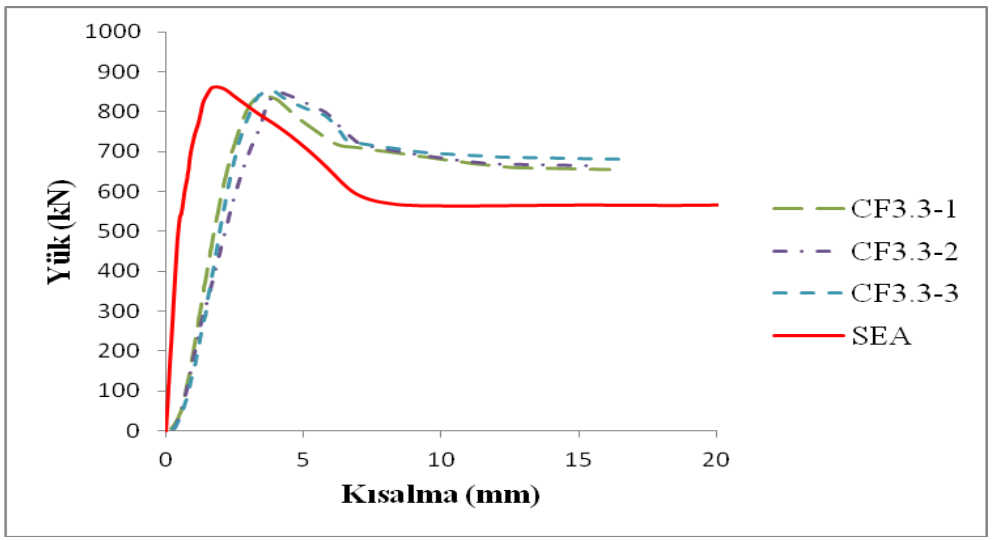


Şekil 8. 11: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş 2.5 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması.

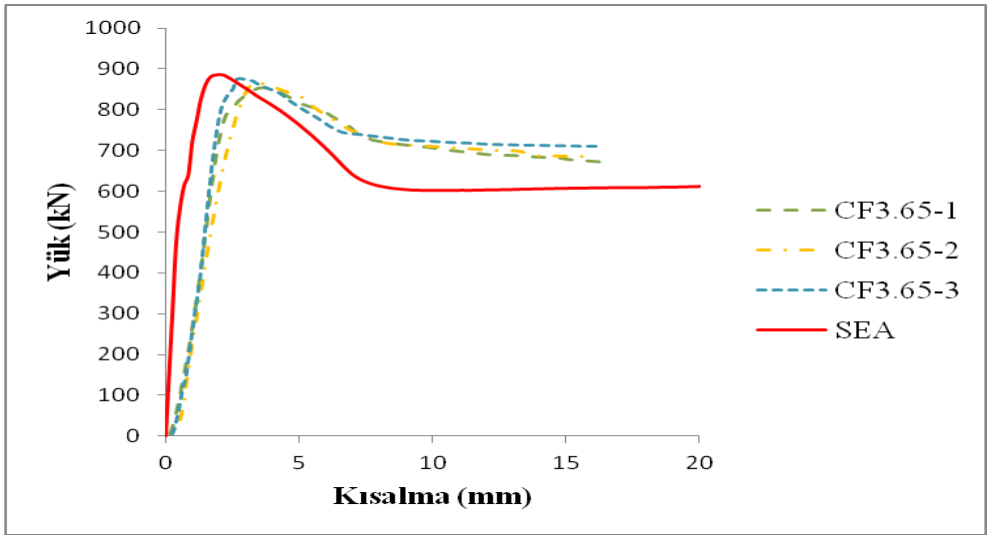
Beton kalitesinin artması sonlu eleman analizinde tepe noktasının sola kaymasına, yani yerdeğiştirmenin gerçek değerinden bir miktar daha düşük olmasına, neden olmaktadır.



Şekil 8. 12: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş 3 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması.



Şekil 8. 13: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş 3.3 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması.



Şekil 8. 14: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş 3.65 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip daire en kesitli kolon numunelerin deney ve analiz sonuçlarının karşılaştırılması.

Çizelge 8. 1: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasitelerine ait deney ve sonlu eleman analizi sonuçlarının karşılaştırılması.

Numune No	P_{Deney} (kN)	P_{SEA} (kN)	P_{SEA} / P_{Deney}
C3NG-1	1214	1257	1,04
C3NG-2	1233	1257	1,02
C4NG-1	1436	1416	0,99
C4NG-2	1315	1416	1,08
C4NG-3	1420	1416	0,99
C6NG-1	1830	1851	1,01
C6NG-2	1810	1851	1,02

Çizelge 8. 2: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kare en kesitli kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasitelerine ait deney ve sonlu eleman analizi sonuçlarının karşılaştırılması.

Numune No	P_{Deney} (kN)	P_{SEA} (kN)	P_{SEA} / P_{Deney}
S3NG-1	1049	1225	1,17
S3NG-2	1017	1225	1,2
S4NG-1	1160	1243	1,07
S4NG-2	1100	1243	1,13
S5NG-1	1642	1460	0,89
S5NG-2	1636	1460	0,89

Çizelge 8. 3: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş daire en kesitli kolon numunelerine ait eksenel yük taşıma kapasitelerinin deney ve sonlu eleman analizi sonuçlarının karşılaştırılması.

Numune No	P_{Deney} (kN)	P_{SEA} (kN)	P_{SEA} / P_{Deney}
CF2.5-1	752	807	1,07
CF2.5-2	762	807	1,06
CF2.5-3	774	807	1,04
CF3-1	805	844	1,05
CF3-2	796	844	1,06
CF3-3	801	844	1,05
CF3.3-1	841	863	1,03
CF3.3-2	850	863	1,02
CF3.3-3	853	863	1,01
CF3.65-1	855	887	1,04
CF3.65-2	867	887	1,02
CF3.65-3	876	887	1,01

8.8 Kiriş Elemanların Sonlu Eleman Modeli

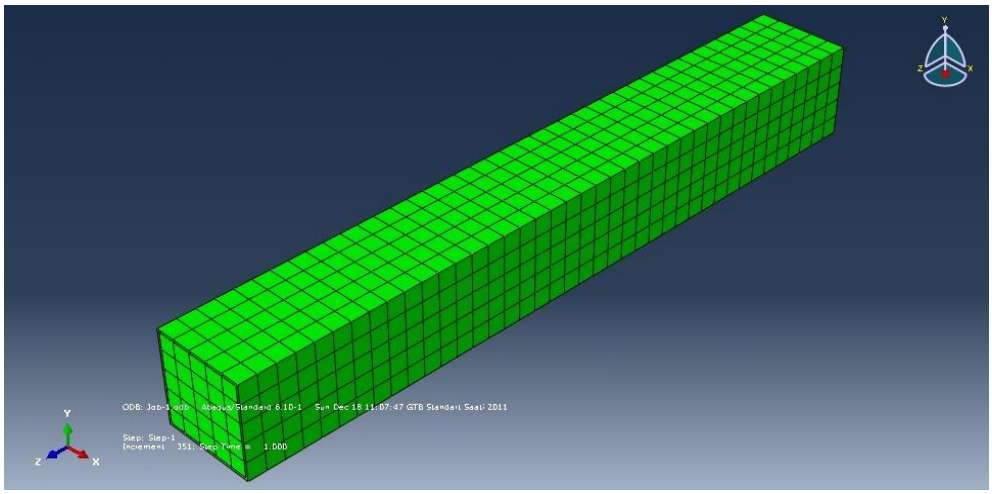
Kiriş elemanların sonlu eleman modeli oluşturulurken kolon elemanların sonlu eleman modelindeki çelik tüp ve betona ait gerilme-şekil değiştirme bağıntıları kullanılmıştır. Her bir çelik tüp çeper kalınlığı için üç ayrı kupon testi yapılmış ve çelik tüplere ait ortalama akma ve kopma dayanımları ile elastisite modülleri belirlenmiştir (Çizelge 8.4). Betonun basınç bölgesindeki davranışı için, betona ait tek eksenli basınç altında elde edilen gerilme-şekil değiştirme eğrisi kullanılmıştır. Çekme bölgesinde bulunan beton için ise 3 eksenli eğilme altında denenen kiriş numunelerden elde edilen gerilme-şekil değiştirme eğrileri kullanılmıştır. Ayrıca her bir kiriş numunesi için elde edilen kırılma enerjisi değerleri de sonlu eleman modelinde kullanılmıştır.

Çizelge 8. 4: Kirişlerde kullanılan çelik tüplerin mekanik özellikleri.

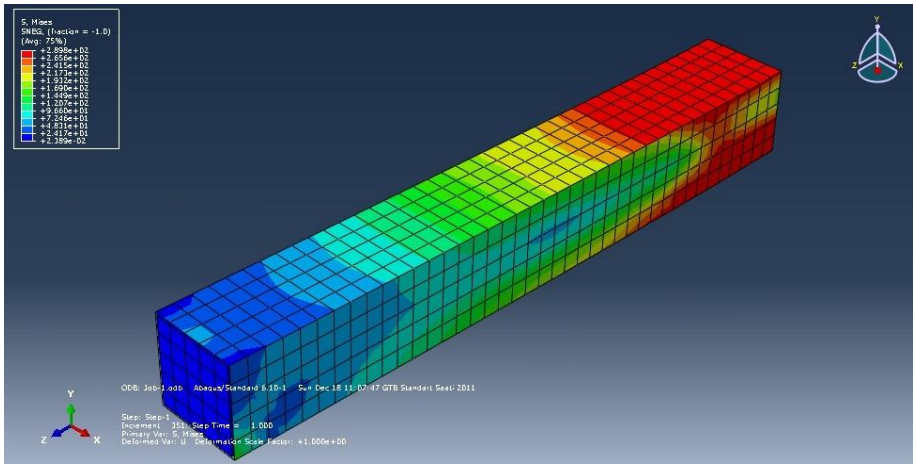
	Akma dayanımı (MPa)	Kopma dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (MPa)
2.5 mm	288	385	200000
3 mm	277	380	200000
4 mm	268	367	200000

Simetriden ötürü kiriş elemanın yarısı alınarak sonlu elemanlara bölünmüş ve 4-noktalı yükleme deneyini temsil etmesi açısından yükün üstüne uygulandığı rijit bir eleman tanımlanmıştır. Çelik tüpün iç yüzeyi ile beton elemanın dış yüzeyi arasında

bir (surface-to-surface) olarak tanımlanan bir etkileşim dikkate alınmıştır. Çelik tüpün Poisson oranı 0,3, betonun Poisson oranı 0,2 olarak alınmıştır.



Şekil 8. 15: BF 2.5-1 kiriş elemanın sonlu elemanlara ayrılmış görünümü

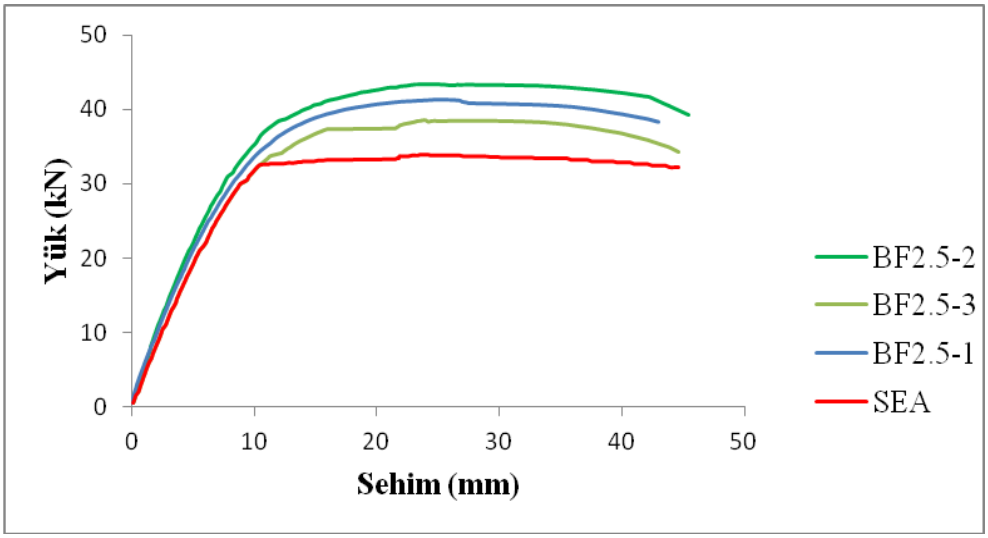


Şekil 8. 16: BF2.5-1 kiriş elemanın yükleme sonrası gerilme durumu

8.9 Kiriş Elemanların Deney Sonuçlarıyla Sonlu Eleman Analiz Sonuçlarının Karşılaştırılması

Kiriş elemanlar için deney sonuçlarından elde edilen yük-sehim eğrileri ve maksimum moment taşıma kapasiteleri sonlu eleman analizi sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Kiriş numunelerin tepe yüküne kadar olan ve tepe yükü sonrası davranışları oldukça iyi bir yakınsaklıkla tahmin edilmiştir. Deneysel ve sonlu

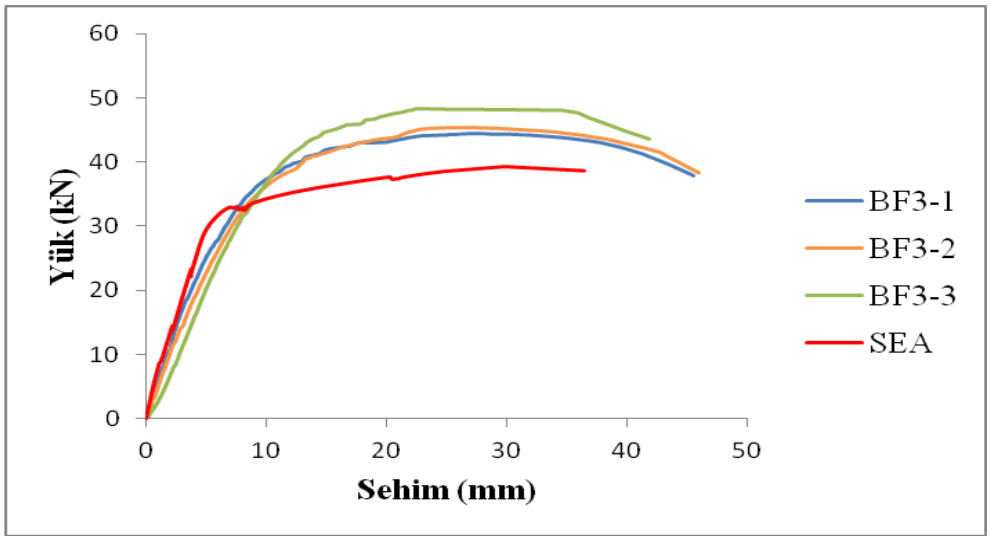
eleman analizinde elde edilen sayısal sonuçlar Şekil 8.17 ila Şekil 8.19 arasındaki grafiklerde gösterilmiştir. Aynı sonuçlar Çizelge 8.5'de tablo halinde özetlenmiştir.



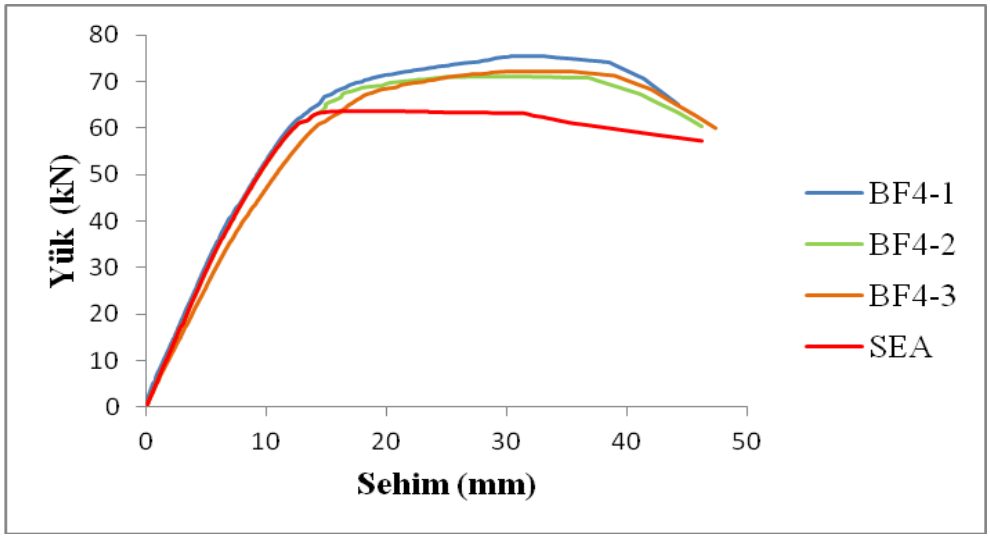
Şekil 8. 17: Çelik tüp çeper kalınlığı 2.5 mm olan kiriş elemanların deney ve sonlu eleman analizi sonuçlarının karşılaştırılması

Çizelge 8. 5: Basınç dayanımı 145 MPa olan beton doldurulmuş kiriş numunelerin moment taşıma kapasitelerine ait deney ve sonlu eleman analiz sonuçlarının karşılaştırılması.

Numune No	M_{Deney} (kN)	M_{SEA} (kN)	M_{SEA}/M_{Deney}
BF2.5-1	9,92	8,71	0,88
BF2.5-2	10,42	8,71	0,84
BF2.5-3	9,26	8,71	0,94
BF3-1	10,67	9,76	0,91
BF3-2	10,90	9,76	0,90
BF3-3	11,21	9,76	0,87
BF4-1	18,13	16,62	0,92
BF4-2	17,03	16,62	0,98
BF4-3	17,35	16,62	0,96



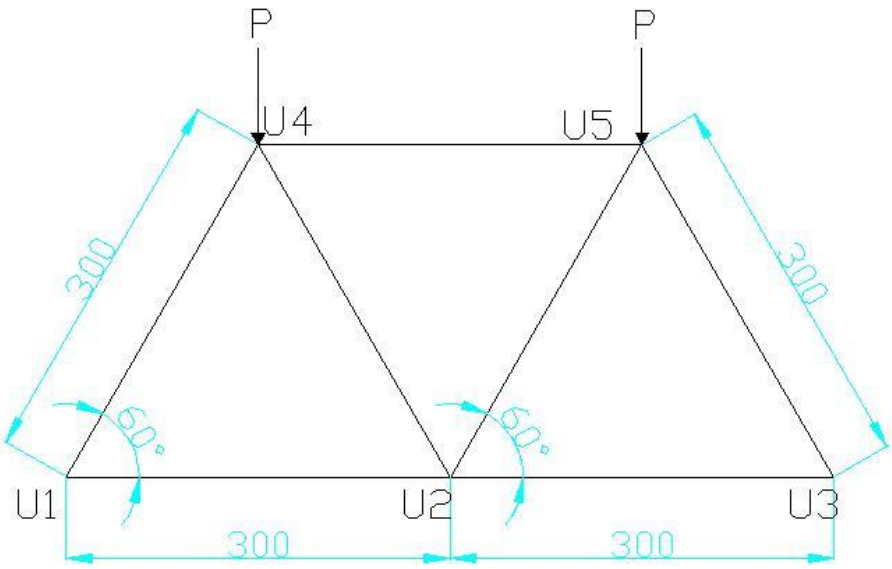
Şekil 8. 18: Çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm olan kiriş elemanlara ait deney ve sonlu eleman analizi sonuçlarının karşılaştırılması.



Şekil 8. 19: Çelik tüp çeper kalınlığı 4 mm olan kiriş elemanlara ait deney ve sonlu elaman analizi sonuçlarının karşılaştırılması.

8.10 Kafes Kiriş Uygulaması

Eksenel yük altındaki içi beton doldurulmuş çelik tüplerin narinlik etkisi dolayısıyla içi boş çelik tüplere göre daha üstün olan davranışını incelemek amacıyla bir kafes kiriş uygulaması yapılmıştır. Öncelikle, içi 115 MPa beton doldurulmuş ve içi boş daire kesitli çelik profillerden oluşan bir kafes kiriş tasarlanmış ve 3 boyutlu sonlu eleman modeli oluşturularak analiz edilmiştir. Kafes elemanların uzunluğu 3 m, çapı 20 cm ve çelik tüp çeper kalınlığı 5 mm olarak belirlenmiştir. Kafes kiriş sistemin görünümü Şekil 8.20'de verilmiştir.



Şekil 8. 20: Kafes kiriş sistemin görünümü.

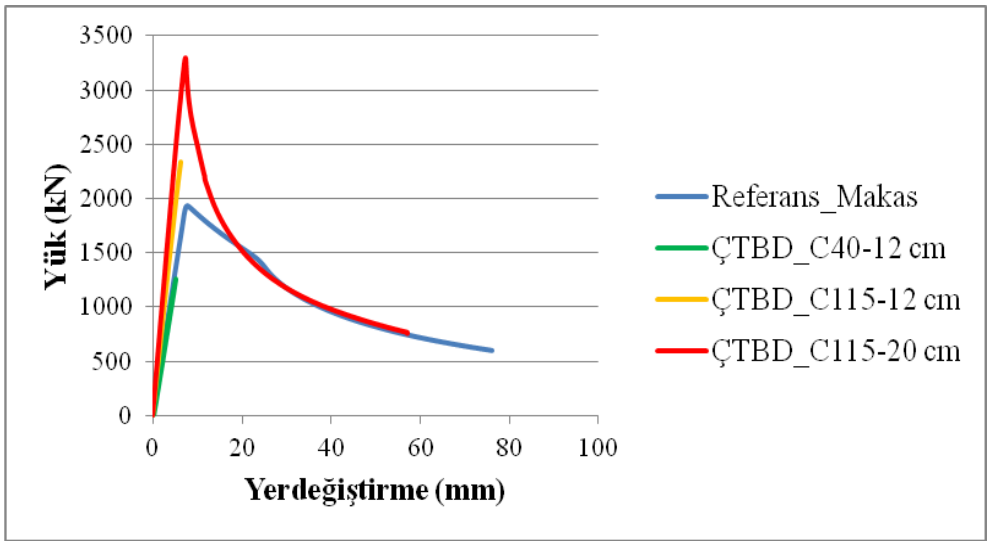
Sonlu eleman modelinde çelik tüp profiller 4 düğüm noktalı doğrusal kabuk eleman olarak modellenmiştir. Çelik için pekleşmeli elasto-plastik malzeme kullanılmıştır. Çelik tüpün elastisite modülü 200 GPa, Poisson oranı ise 0.3; 115 MPa betonun elastisite modülü 42000 MPa ve Poisson oranı 0.2 olarak alınmıştır. Betonun doğrusal olmayan davranışını hesaba katmak için sonlu eleman programı içinde bulunan plastisite ve hasar mekaniği teorilerine göre geliştirilmiş olan "CDPM" malzeme modeli kullanılmıştır. Elde edilen yük-yerdeğiştirme eğrisi Şekil 8.21'de gösterilmiştir. İçi boş kafes kiriş sistemin kritik burkulma yükü P_{cr} = 99 ton, içi 115 MPa beton doldurulmuş kafes kiriş sistemin kritik burkulma yükü ise P_{cr}= 165 ton olarak bulunmuştur. Analiz sonucundan görüldüğü gibi içi 115 MPa beton doldurulmuş kafes kiriş sistemin kritik burkulma yükü içi boş kafes kiriş sistemin kritik burkulma yükünün yaklaşık 1.67 katıdır.

Daha sonra, aynı yük ve boyutlara sahip kafes sistemin basınç elemanları (U1U4 ve U5U3) ÇTBD kolon olarak tasarlanmıştır. ÇTBD kolonların çapı 12 cm, çelik tüp çeper kalınlığı ise 5 mm olarak boyutlandırılmıştır. Çelik tüp içine C40 ve C115 betonu doldurulmuştur. C40 betonun elastisite modülü 34000 MPa, Poisson oranı 0.2, çekme dayanımları basınç dayanımlarının 1/10'u alınmıştır. Basınç elemanları C40 beton doldurulmuş ÇTBD kolonlardan oluşan kafes kiriş sistemin kritik burkulma yükü P_{cr}= 63 ton, C115 beton doldurulmuş kafes kiriş sistemin kritik burkulma yükü ise P_{cr}= 117 ton olarak bulunmuştur. Analiz sonuçlarındanda görülebileceği gibi, beton basınç dayanımının 40 MPa'dan 115 MPa'a çıkarılması ile

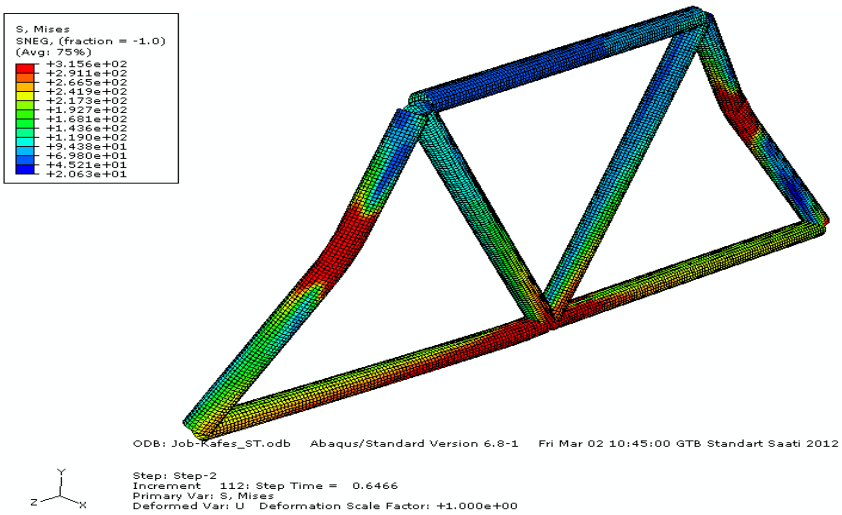
sistemin kritik burkulma yükü 1.86 katı kadar artmıştır. Yani, içi boş çelik tüplere beton doldurulması ve beton dayanımının artırılması sistemin kritik burkulma yükünü oldukça artırmaktadır. Her bir kafes kiriş sistem için elde edilen krtik burkulma yükü değerleri Çizelge 8.6'da, yük-yerdeğiştirme grafikleri ise Şekil 8.21'de gösterilmiştir. İçi beton doldurulmamış ve C115 beton doldurulmuş kafes kiriş sistemlerin burkulma modları ve yükleme sonrası durumu Şekil 8.22 ve Şekil 8.23'de verilmiştir.

Çizelge 8. 6: Kafes kiriş sistemlerin kritik burkulma yükü değerleri.

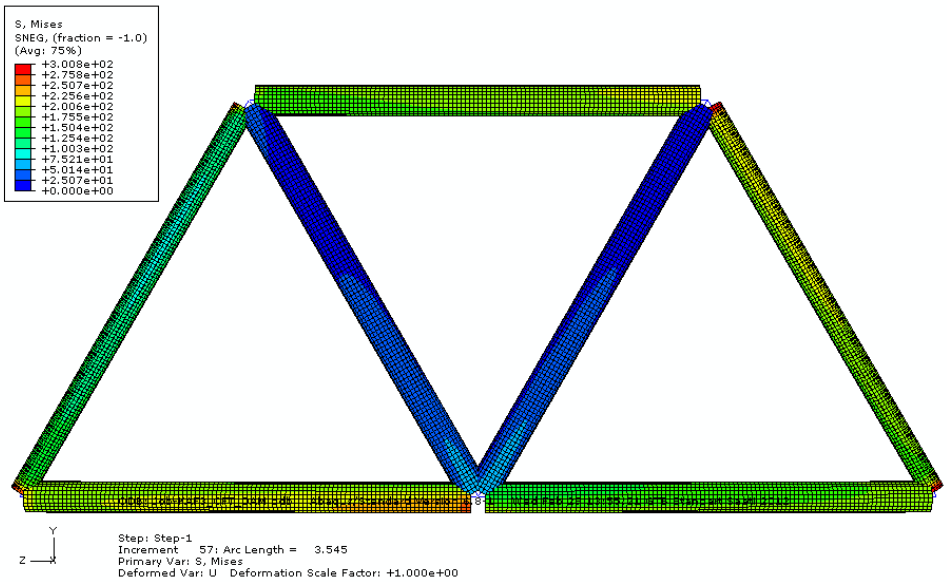
	P_{cr} (kN)
Referans (İçi beton doldurulmamış)	990
C115-20 cm	1650
C40-12 cm	630
C115-12 cm	1170



Şekil 8. 21: Her bir yükleme durumu için elde edilen yük-eksenel kısalma grafikleri.



Şekil 8. 22: İçi beton doldurulmamış kafes kiriş sistemin burkulma modu.



Şekil 8. 23: Basınç dayanımı 115 MPa olan beton doldurulmuş kafes kiriş sistemin burkulma modu.

9. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu tez çalışmasında çelik tüp içine çelik tel donatılı beton doldurulmuş daire ve kare en kesitli kısa kolonlar ile kare en kesitli kirişlerin davranışları deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. 19 adet kare en kesitli, 41 adet daire en kesitli olmak üzere toplam 60 adet kısa kolon numune denenmiştir. Numunelerin içine beton basınç dayanımları birbirinden farklı 2 tip beton karışımı dökülmüştür. Bu betonların deney anında ölçülen ortalama silindirik basınç dayanımları 115 MPa ve 145 MPa olarak ölçülmüştür. Yapılan deneyler sonucunda kolon numunelerine ait yük-eksenel kısalma, kiriş numuneleri için ise yük-sehim ve moment-eğrilik grafikleri elde edilmiştir. Daha sonraki adımda ise genel bir sonlu eleman program kullanılarak bu numunelere ait sonlu eleman modelleri oluşturulmuş ve deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Ayrıca deney sonuçlarından elde edilen kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasiteleri Eurocode 4, ACI, AS ve DL/T gibi mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılmıştır. Kiriş numunelerin moment taşıma kapasiteleri ise Eurocode 4, AISC-LRFD ve CIDECT gibi çok uygulanan standartlarla karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçlar aşağıda sıralanmıştır.

1) Yüksek dayanımlı betonların enine şekildeğiştirmeleri normal ve düşük dayanımlı betonlara göre daha az olduğu için bu tip betonlarda çelik tüpün betona uyguladığı yanal sargılama miktarı düşüktür. Dolayısıyla, bu tip yüksek dayanımlı betonla doldurulmuş çelik tüplerin eksenel yük taşıma kapasitelerinde aderans etkisi önem kazanmaktadır. Bu çalışmada kare ve daire en kesitli numuneler için çelik tüp ile beton arasında oluşan aderans etkisinin eksenel yük taşıma kapasitesine etkisi farklı çelik tüp çeper kalınlıklarına (D/t oranı) bağlı olarak incelenmiştir. Kolon numunelerin çelik tüp çeper kalınlıkları artırıldığı zaman aderans etkisinin azaldığı görülmüştür. Numunelerdeki aderans etkisi daire en kesitli kolonlarda kare en kesitli kolonlara göre daha fazla olmuştur. 3, 4 ve 6 mm çelik tüp çeper kalınlıklarına sahip daire en kesitli çelik tüp numunelerde içi yağlanmış ve yağlanmamış kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasitelerindeki ortalama fark sırasıyla %23, %21

ve % 10 olarak bulunmuştur. 3,4 ve 5 mm çelik tüp çeper kalınlıklarına sahip kare en kesitli kolon numunelerde ise bu fark sırasıyla %14, %13 ve %10 olarak ölçülmüştür.

2) Daire en kesitli çelik tüp içine yüksek dayanımlı çelik tel katkılı beton doldurulmuş kolon elemanlar kare en kesitli olanlara göre daha büyük eksenel yük taşıma kapasitesine sahip olup tepe yükü aşıldıktan sonraki kısımda daha sünek bir davranış göstermektedirler. Bunun sonucu olarak tepe yükü aşıldıktan sonraki kısımda daire en kesitli kolonların yük-eksenel kısalma grafikleri kare en kesitli kolonlara göre daha düşük bir eğime sahiptirler. Kolon numunelerde dayanım ve süneklik artışı gibi parametreleri belirleyen dayanım artışı indisi (SI) ve süneklik artışı indisi (DI) gibi parametreler daire en kesitli kolonlarda kare en kesitli kolonlara göre daha büyüktür. Çelik tüp çeper kalınlığı artırıldığı zaman süneklik indisi (DI) değerlerindeki artış dayanım iyileştirme indisi (SI) değerlerine göre daha fazla artmaktadır. Basınç dayanımı 115 MPa olan kare en kesitli ÇTBD kolonlarda çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm'den 5 mm'ye çıkarıldığı zaman süneklik indisi (DI) ve dayanım artışı indisi (SI) değerlerindeki ortalama artışlar sırasıyla %30 ve %40 mertebelerinde olmuştur. Daire en kesitli ÇTBD kolonlarda ise çelik tüp çeper kalınlığı 3 mm'den 6 mm'ye çıkarıldığı zaman bu artışlar sırasıyla %60 ve %50 mertebelerinde olmaktadır. Basınç dayanımı 145 MPa olan daire en kesitli ÇTBD kolonlarda ise çelik tüp çeper kalınlığı 2.5 mm'den 3.65 mm'ye çıkarıldığı zaman süneklik indisi (DI) ve dayanım artışı indisi (SI) değerlerindeki ortalama artışlar sırasıyla %70 ve %5 mertebelerinde olmaktadır.

3) Beton katkısının önemini gösteren beton etkinlik faktörü (CCR) performans indisi ise kare en kesitli kolonlarda daha büyük değerler almıştır. Bu da betonun çelik tüplerin yerel burkulmalarını önlemesinin veya geciktirmesinin kare en kesitli kolon numunelerinin eksenel yük taşıma kapasitelerini daha fazla artırdığını göstermektedir. Daire en kesitli kolonlarda beton etkinlik faktörü (CCR) parametresi iki farklı beton basınç dayanımına bağlı olarak incelendiğinde ise 145 MPa beton doldurulmuş kolon elemanlarda beton etkinlik faktörü (CCR) değerlerinin daha yüksek olduğu görülmüştür. Bu, kompozit kolon elemanının eksenel yük taşıma kapasitesinin çoğunun beton tarafından taşındığını ve dolayısıyla beton basınç dayanımının eksenel yük taşıma kapasitesi üzerinde oldukça etkili olduğunu göstermektedir. Kare ve daire en kesitli ÇTBD kolonlarda çelik tüp çeper kalınlığı 6 mm veya 5 mm'den 3 mm'ye düştüğü zaman beton etkinlik faktörü (CCR)

performans indisi değerindeki ortalama artışlar sırasıyla %40 ve %20 mertebelerinde olmaktadır. Basınç dayanımı 145 MPa olan ultra yüksek dayanımlı beton doldurulmuş ÇTBD kolonların çelik tüp çeper kalınlıkları 3.65 mm'den 2.5 mm'ye düşürüldüğü zaman bu artış yaklaşık olarak %40 olmaktadır.

4) Daire ve kare en kesitli ÇTBD kolonların enerji yutma kapasitesi (EYK) performans indisi değerleri çelik tüp çeper kalınlığı arttırıldığı zaman daha yüksek değerler almıştır. Çelik tüp çeper kalınlığı daha ince olan numunelerde enerji yutma kapasitesi (EYK) değerlerindeki artışlar kare en kesitli kolonlarda daha çok olmasına karşılık, çelik tüp çeper kalınlığı daha büyük olan numunelerde bu artış daire en kesitli kolonlarda daha yüksektir. Basınç dayanımı 115 MPa olan 3 mm çeper kalınlığına sahip aderanssız ve aderanslı kare en kesitli ÇTBD kolonlarda enerji yutma kapasitesi (EYK) değerlerindeki ortalama artışlar sırasıyla %300 ve %390 mertebelerinde olmuştur. Basınç dayanımı 115 MPa olan 3 mm çeper kalınlığına sahip aderanssız ve aderanslı daire en kesitli ÇTBD kolonlarda enerji yutma kapasitesindeki (EYK) ortalama artışlar sırasıyla %280 ve %385 mertebelerinde olmuştur. Basınç dayanımı 115 MPa olan 5 mm veya 6 mm çelik tüp çeper kalınlığına sahip aderanssız ve aderanslı kare ve daire en kesitli ÇTBD kolonlarda enerji yutma kapasitesi (EYK) değerlerindeki ortalama artışlar sırasıyla %230 ve %270; %240 ve %320 olmuştur. Basınç dayanımı 145 MPa olan 2.5 mm ve 3.65 mm çeper kalınlığına sahip daire en kesitli ÇTBD kolonlarda enerji yutma kapasitesi (EYK) değerlerindeki ortalama artışlar sırasıyla %145 ve %110 mertebelerinde olmuştur .

5) Daire ve kare en kesitli kolon elemanlar burkulma modları açısından ele alındığında kare en kesitli kolonların daha çok sayıda ve daha büyük yerel burkulmalar yaptığı gözlenmiştir. Her iki kesit tipi için de kolon numunelerin D/t oranı arttıkça (daha ince çelik tüpler kullanıldığında) yerel burkulmaların arttığı ve sargılama etkisinin azaldığı görülmüştür. Daha kalın çelik tüp çeper kalınlığına sahip kolon numunelerinde içe ve dışa doğru yerel burkulma modlarının görülmesine karşılık daha kalın numunelerde dışa doğru boyuna burkulmalara rastlanmıştır. Yerel burkulmaların kare en kesitli kolonlarda dört yüzde de görülmesine karşılık daire en kesitli kolonlarda genellikle karşılıklı iki yüzde görülmüştür. Burkulmalar her iki kesit için de tepe yükü değerine yakın ve tepe yükü aşıldıktan sonraki yük değerlerinde görülmüştür.

6) Kare ve daire en kesitli kolon numunelerin eksenel yük taşıma kapasiteleri EC 4, ACI, AS ve DL/T gibi mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılmıştır.

EC 4 daha ince çelik tüp çeper kalınlığına sahip (D/t oranı büyük) kare ve daire en kesitli numuneler için güvensiz tarafta kalmaktadır. Bu yönetmelik, eksenel yük taşıma kapasitesini hesaplamada D/t oranı küçüldükçe daha güvenli sonuçlar vermektedir. Deney sonuçlarından bulunan eksenel yük taşıma kapasitesindeki en büyük fark EC4'de hesaplananlardan kare en kesitli kolon numunelerde %38, daire en kesitli kolon numunelerde %45 daha fazla bulunmuştur.

ACI,AS gibi yönetmelikler, EC4'de olduğu gibi, kolon numunelerin D/t oranı büyüdükçe daha güvenli sonuçlar vermektedirler. ACI,AS yönetmelikleri ile deney sonuçlarından bulunan eksenel yük taşıma kapasitesindeki en büyük fark kare en kesitli kolon numunelerden %30, daire en kesitli kolon numunelerden ise %26 daha fazla bulunmuştur.

Çelik tüp tarafından betona uygulanan sargılama etkisi ultra yüksek dayanımlı betonlarda mormal dayanımlı betonlara nazaran daha az olduğundan ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerinde fazla bir artış olmadığı daha önceki bölümlerde belirtilmiştir. Bundan dolayı, ACI,AS yönetmeliğinin ultra yüksek dayanımlı ÇTBD kolonların eksenel yük taşıma kapasitelerini daha güvenli bir şekilde tahmini amacıyla 1.3 katsayısı yerine 1 değeri önerilmiştir.

DL/T yönetmeliği tüm kolon numuneleri için güvenli tarafta kalmaktadır. Bu yönetmelik D/t oranı daha büyük olan numuneler için aşırı güvenli sonuçlar vermektedir. DL/T yönetmeliğinin verdiği sonuçlar deney sonuçlarından elde edilen eksenel yük taşıma kapasiteleri karşılaştırıldığında bu yönetmeliğin verdiği değerler kare en kesitli kolonlarda %55, daire en kesitli kolonlarda ise %50 daha fazla bulunmuştur.

7) Kolon elemanların genel bir sonlu eleman programı yardımıyla hesaplanarak sayısal modeli oluşturulmuştur. Sayısal modele ait yük-eksenel kısalma grafikleri deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Malzemenin doğrusal olmayan davranışı model içinde uygun bir şekilde temsil edilmiş, dolayısıyla deney ve sayısal hesap sonuçları arasında iyi bir yaklaşım elde edilmiştir. Tepe yükü değeri ve tepe yükü aşıldıktan sonraki numunelerin yük-eksenel kısalma grafikleri daire en kesitli kolon numuneler için deneylere yakın sonuçlar vermiştir. SEA ile deney sonuçları arasındaki en büyük

fark 115 MPa beton doldurulmuş daire en kesitli kolon numuneler için %8, kare en kesitli kolon numuneler için %20, 145 MPa beton doldurulmuş daire en kesitli kolon numuneler için ise %7 'dir.

8) Kare en kesitli çelik tüplerin içine ultra yüksek dayanımlı beton doldurulmuş kirişler için eğilme deneyleri yapılmıştır. Bu kirişler içi beton doldurulmamış çelik tüplere nazaran oldukça sünek bir davranış sergilemişlerdir. Aynı çelik tüp çeper kalınlığına sahip dolu ve boş kiriş numuneler arasında moment kapasitesindeki ortalama artışlar 2.5 mm çeper kalınlıklı numunelerde %70, 3 mm çeper kalınlıklı numunelerde %60 ve 4 mm çeper kalınlıklı numunelerde ise %50 mertebelerinde bulunmuştur.

Aynı çeper kalınlığına sahip dolu ve boş kiriş numuneler arasındaki eğrilik değerlerindeki ortalama artışlar, 2.5 mm çeper kalınlığına sahip numuneler için %300, 3 mm çeper kalınlığına sahip numuneler için %260 ve 4 mm çeper kalınlığına sahip numunelerde ise %220 mertebelerinde elde edilmiştir.

Aynı çeper kalınlığına sahip dolu ve boş kiriş numuneler arasında enerji yutma kapasitesindeki ortalama artışlar 2.5 mm çeper kalınlığına sahip numunelerde %260, 3 mm çeper kalınlığına sahip numunelerde %230 ve 4 mm çeper kalınlığına sahip numunelerde %190 mertebelerinde bulunmuştur.

Özetle, moment kapasitesi, eğrilik ve enerji yutma kapasitesindeki artışlar daha ince çelik tüp çeper kalınlığına sahip numunelerde daha fazla olmuştur.

(Chitawadagi ve Narasimhan, 2009) tarafından 20, 30 ve 40 MPa basınç dayanımına sahip beton doldurulmuş ÇTBD kirişler için süneklik ve dayanım artışını dikkate alan, relatif süneklik indeksi (RDI) ve dayanım iyileştirme faktörü (SIF) adlı parametreler tanımlanmıştır. Bu değerler 145 MPa basınç dayanımına sahip ÇTBD kiriş sonuçlarıyla kıyaslandığında, beton basınç dayanımının artmasıyla ÇTBD kirişlerin süneklik performanslarının dayanım artışından çok daha fazla olduğu görülmüştür. Beton basınç dayanımı arttığı zaman ÇTBD kirişlerin tarafsız eksenlerinin yukarı kaydığı ve bunun neticesinde ÇTBD kirişlerin daha rahat dönebilmesi bunun nedenlerinden biri olarak gösterilebilir.

9) Kiriş elemanların moment taşıma kapasitelerini sayısal olarak elde etmek amacıyla sonlu eleman modeli kurulmuş ve bu modelde elde edilen moment taşıma kapasiteleri deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Çelik tüp çeper kalınlığı fazla olan

numunelerde daha iyi bir yakınsama görülmüştür. Sonlu eleman analizi sonucunda elde edilen moment taşıma kapasiteleri deney sonuçlarıyla uyumlu olmakla beraber bir miktar aşağıda kalmıştır. Deney sonucu elde edilen moment taşıma kapasiteleri ile SEA sonucu bulunan değerler arasındaki en büyük fark BF2,5-2 numunesinde %20 olarak ölçülmüştür.

İleride, çelik tüp içine çelik tel katkılı beton doldurulmuş kolonların davranışları için daha farklı parametrik çalışmaların yapılabileceği düşünülmektedir. Beton karışımı içine katılan çelik tel oranına bağlı olarak aderansın eksenel yük taşıma kapasitesine etkisinin incelenmesi çalışmanın devamında yapılabilecek bir diğer çalışma olarak önerilmektedir.

Keza, eksenel yükle birlikte eğilme moment etkisi altındaki çelik tüp içine çelik tel katkılı yüksek dayanımlı beton doldurulmuş narin kolonların (kolon boyunun kolon çapına oranı L/D oranı 5'ten büyük) davranışının yükleme tipine (dışmerkez yükleme) bağlı olarak incelenmesinin literatürdeki önemli bir boşluğu dolduracağı düşünülmektedir.

Daire, kare ve dikdörtgen en kesitli kolon elemanlarla ilgili çok sayıda çalışma yapılmasına karşılık eliptik kesitli kolonların davranışı ile ilgili olarak literatürde çok az sayıda çalışmaya rastlanmıştır. Yükleme tipi, L/D oranı, aderans etkisi gibi parametrelerin eliptik kesitli kolonların davranışı üzerindeki etkileri ve diğer kesitlerle kıyaslamaları da ilerideki çalışmalar için önerilebilir.

KAYNAKLAR

ACI 318M-99. (1999). Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary, *American Concrete Institute*, Michigan.

ABAQUS, Inc. (2008). Computational ABAQUS Analysis User's Manual. *Dassault Systemes Simulia Corp*., Providence, RI, USA.

ACI 318-95. (1995). American Concrete Institute, Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentry (ACI318-95), Farmington, Hills, MI 48333.

ACI 363R-92. (1992). State –of-the-Art Report on High Strength Concrete. *American Concrete Institute*., Detroit,Michigan.

ACI 363-84. (1984). State –of-the-Art Report on High Strength Concrete. *American Concrete Institute*., Detroit,Michigan.

Avustralya Yönetmeliği (1998). Steel structures, AS4100-1998, Sydney, Standards Association of Australia.

Attard, M. M., ve Setunge, S. (1996). Stress-Strain Relationship of Confined and Unconfined Concrete. *ACI*. Vol.**93**, no.5, 432–442.

Attard, M. M., Setunge, S., Darvall, P., Le, P. (1993). Ultimate Strength of Confined Very High Strength Concrete. *ACI*. Vol.**90**, 632-641.

Aitcin, P.C., ve Mahta, P.K. (1990).Effect of Coarse Aggregate Characteristics on The Mechanical Properties of HSC. *ACI Materials J*. Vol.**87**, no.2, 103-107.

Aitcin, P.C. (1998). High Performance Concrete. *Technical report*, 10.

Akkaya, Y., Celep, Z. (2007). Düzlem Gerilme Durumunda Betonarme Elemanların Doğrusal Olmayan Davranışının Sonlu Eleman Yöntemiyle İncelenmesi, (Doktora Tezi), İTÜ, İstanbul.

CEB-FIP (1990). Thomas Telford Ltd, London.

Carrasquillo,R., Nilson, A., Slate, F. (1981). Properties of High Strength Concrete Subject to Short-term Loads. *ACI Journal*, Vol.**78**, no.3, 171-178.

CSA S474-94 (1994).Concrete Structures Offshore Structures, Canadian Standards Association.

CIDECT (1995). Design Guide for Structural Hollow Sections in Mechanical Applications, Construction With Hollow Steel Sections, Verlag TUV Rheinland Gmbh, Köln.

Cai, S.H. (1988). Ultimate Strength of Concrete-Filled Tube Columns. Composite Construction in Steel and Concrete. *Proceedings of the Engineering Foundation Conferenc*e, 702-727.

Chen, A.C.T., ve Chen, W.F. (1975). Constitutive relations for concrete. *J. Engrg. Mech. Div., ASCE,* Vol.**101**, no.2, 265-481.

Chitawadagi, M.V., ve Narasimhan, M.C. (2009). Strength Deformation Behaviour of Circular Concrete Filled Steel Tubes Subjected to Pure Bending. *Journal of Constructional Steel Research,* Vol.**65**, no.8, 1836-1845.

Eurocode 4 (1994). Design of Composite Steel and Concrete Structures Part 1.1: General rules and rules for buildings.

DL/T (1999). Chinese Design Code for Steel-Concrete Composite Structures, Chinese Electricity Press, Chinese.

Dallaire, E., Aitcin, P.C. (1998). Reactive Powder Concrete in Use. *ASCE Journal of Civil Engineering,* **Vol**. 68, no.1, 48-51.

Furlong, R. W. (1967). Strength of Steel-Encased Concrete Beam Columns. *Journal of the Structural Division*, Vol. **93**, no. ST5, 113-124.

Furlong, R. W. (1968). Design of Steel-Encased Concrete Beam Columns. *Journal of the Structural Division, ASCE,* Vol. **94**, no.ST1, 267-281.

French, C. W., ve Mokhtarzadeh, A. (1993).High Strength Concrete: Effects of Materials Curing and Test Procedures on Short-Term Compressive Strength. *PCI Journal*, Vol. **38**, no. 3, 76-87.

Gardner, N. J., ve Jacobson, E. R. (1967). Structural Behavior of Concrete Filled Steel Tubes. *Journal of the American Concrete Institute,* Vol. **64**, no. 11, 404-413.

Gardner, N. J. (1968). Use of Spiral Welded Steel Tubes in Pipe Columns. *Journal of the American Concrete Institute*, Vol. **65**, no. 11, 937-942.

Giakoumelis, G., ve Lam, D. (2004). Axial Capacity of Circular Concrete-Filled Tube Columns. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. **60**, no.7, 1049-1068.

Han, L.H., Wang, W., Tao, Z. (2011). Performance of CFST Circular Column to Steel Beam Frames Under Lateral Cyclic Loading. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. **67**, no.5, 876-890.

Han, L.-H., Zhao, X.-L., ve Tao, Z. (2001). Test and Mechanics Model for Concrete-Filled SHS Stub Columns, Columns, and Beam-Columns. *Steel and Composite Structures*, Vol. **1**, no.1, 51-74.

Han, L.-H., Yao, G.H., ve Zhao, X.L. (2005). Tests and Calculations for Hollow Structural Steel (HSS) Stub Columns Filled with Self-Consolidating Concrete (SCC). *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. **61**, no.9, 1241-1269.

Hajjar, J. F., ve Gourley, B. C. (1997a). A Cyclic Nonlinear Model for Concrete-Filled Tubes. I. Formulation. *Journal of Structural Engineering*, Vol. **123**, no. 6, 736-744.

Hognestad, E. (1951). A Study of Combined Bending and Axial Load in Reinforced Concrete Members. *Bulletin Series,*Vol.**399**, no.1, 214-220.

Iravani, S. (1996). Mechanical Properties of High Performance Concrete. *ACI Materials Journal*, Vol.**93**, no.5, 416-426.

Imran, I., ve Pantazopoulou, S.J. (1996). Experimental Study of Plain Concrete under Triaxial Stress. *ACI Materials Journal*, Vol. 93, No.6, 589-601.

İstatistik/Schaum's outlines.(1999). Murray R.Speigel, Larry J.Stephens.

Kloppel, K., Goder, W. (1957). Collapse Load Tests on Concrete Filled Steel Tubes and Derivation of a Design Formula, *Der Stahlbau*, Vol.**26**, no.1, 1–10.

Knowles, R. B., ve Park, R. (1969). Strength of Concrete Filled Steel Tubular Columns. *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol. **95**, no. ST12, 2565-2587.

Knowles, R. B., ve Park, R. (1970). Axial Load Design for Concrete Filled Steel Tubes, *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol. **96**, no. ST10, 2125-2153.

Kotsovos, M. D., ve Newman, J. B. (1978). Generalized Stress-Strain Relations for Concrete, *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. **104**, no.EM4, 845-856.

Kawano, A., ve Matsui, C. (1988). Experimental Study on Hysteretic Behavior of Concrete Filled Tubular Members Under Repeated Axial Loading, *Proceedings of the Ninth World Conference on Earthquake Engineering*, Tokyo-Kyoto, August 2-9, 133-138.

Kawaguchi, J., Morino, S., Sugimoto, T., ve Shirai, J. (2000). Experimental Study on Structural Characteristics of Portal Frames Consisting of Square CFT Columns. *Engineering Foundation Conferences Composite Systems II*, Canada.

Lahlou, K., Aitcin, P.S., ve Chaalall, O. (1992). Behaviour of High strength Concrete Under Confined Stresses. *Cement and Concrete Composites*, Vol.**14**, no.3, 185-193.

Lahlou, K., Lachemi, M., ve Aitcin, P. (1999). Confined High-Strength Concrete Under Dynamic Compressive Loading. *J. Struct. Engineering*, Vol. 125, no.10, 1100–1108.

Lu, Y., ve Kennedy, D. (1994). Flexural Behavior of Concrete-Filled Hollow Structural Sections. *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. **21**, no. 1, 111-130.

Liu, Z., ve Goel, S. C.(1988). Cyclic Load Behavior of Concrete-Filled Tubular Braces. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. **114**, no.7, 1488-1506.

Luksha, L. K., ve Nesterovich, A. P. (1991). Strength Testing of Large-Diameter Concrete Filled Steel Tubular Members. *Proceedings of the Third International Conference on Steel-Concrete Composite Structures*, September 26-29, 67-72.

Mc Ateer, M.P. (2002). Axially Loaded High Strength Concrete Columns Confined By Steel Tube: Mechanics, Modeling, and Slenderness Effects, Ms. Thesis, University of Toronto, Toronto.

Mander, J. B., Priestley, M. J. N., ve Park, R. (1988). Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete, *J Strut Div ASCE*, Vol.**114**, no.8, 1804-1826.

McDonald, D.B., Pfeifer, D.W., ve Sherman, M.R. (1998). Corrosion Evaluation of Epoxy- Coated, Metallic Clad and Solid Metallic Reinforcing Bars in Concrete, U.S. Department of Transportation Federal Highway Administration.

Mei, D. (2001).Arboproblemen Betonindustrie Zijn Verleden Tijd, *Belton*, no:2, 24-27.

Matsui, C. (1986). Strength and Deformation Capacity of Frames Composed of Wide Flange Beams and Concrete Filled Square Steel Tubular Columns. *Proceedings of the Pacific Structural Steel Conference, Auckland*, New Zealand, 4-8 August,169-181.

Neogi, P. K., Sen, H. K., ve Chapman, J. C. (1969).Concrete-Filled Tubular Steel Columns Under Eccentric Loading, *The Structural Engineer*, Vol. **47**, no.5, 187-195.

Nakahara, H., ve Sakino, K. (2000a). Flexural Behavior of Concrete Filled Square Steel Tubular Beam-Columns. *Proceedings of the Twelfth World Conference on Earthquake Engineering*, Auckland, New Zealand.

Nilson, A. H. (1968). Nonlinear Analysis of Reinforced Concrete by the Finite Element Method, *Journal of the American Concrete Institute*, Vol.**65**, no.9, 757-766.

Nawy, E.G. (1996). Fundamentals of High-Strength, High-Performance Concrete. Addison Wesley Longman,London.

Neogi, P.K ve San, H.K. (1969). Concrete-Filled Tubular Steel Columns Under Eccentric Loading. *Journal of Structural Engineering*, Vol.**47**, no.5, 187-195.

Nemotollahi, B., Saifulhaz, R., Jaafer, M.S., ve Voo, Y.L. (2012). A Review on Ultra High Performance Concrete (UHPC) Technology. *International Journal of Civil and Structural Engineering*, Vol.**2**, no.3, 1003-1018.

O'Shea, M. D., ve Bridge, R. Q. (1994). Tests of Thin-Walled Concrete-Filled Steel Tubes. Preliminary Report, Center for Advanced Structural Engineering, University of Sydney, Australia.

O'Shea, M. D., ve Bridge, R. Q. (1997a). Behaviour of Thin-Walled Box Sections with Lateral Restraint. Research Report No. R739, School of Civil Engineering, University of Sydney, Sydney, Australia.

O'Shea, M. D. ve Bridge, R. Q. (1997b). Local Buckling of Thin-Walled Circular Steel Sections With or Without Lateral Restraint. Research Report No. R740, School of Civil Engineering, University of Sydney, Sydney, Australia.

O'Shea, M. D. ve Bridge, R. Q. (1997c). Tests on Circular Thin-Walled Steel Tubes Filled with Very High Strength Concrete. Research Report No. R754, School of Civil Engineering, University of Sydney, Sydney, Australia.

O'Shea, M. D. ve Bridge, R. Q. (1997d). Tests on Circular Thin-Walled Steel Tubes Filled with Medium and High Strength Concrete. Research Report No. R755, School of Civil Engineering, University of Sydney, Sydney, Australia.

Pantazopoulou, S.J., ve Mills, R.H. (1995). Microstructural Aspects of The Mechanical Response of Plain Concrete. *ACI Material Journal*, Vol.**92**, no.6, 605-616.

Papanikolaou, V.K., ve Kappos, A.J. (2007). Confinement-Sensitive Plasticity Constitutive Model for Concrete in Triaxial Compression. *Solids and Structures*, Vol.**44**, no.21, 7021-7048.

Prion, H.G.L., Boehme, J. (1994).Beam–Column Behaviour of Steel Tubes Filled with High Strength Concrete, *Canadian Journal of Civil* Engineering, Vol.**21**, no.2, 207–218.

Prion, H. G. L., ve Boehme, J. (1989). Beam-Column Behavior of Steel Tubes Filled With High Strength Concrete, *Proceedings of the Fourth International Colloquium*, Structural Stability Research Council, New York, 439-450.

Perenchio, W.F., Fraczek, J., Pfeifer, D.W. (1989). Corrosion Protection of Prestressing Systems in Concrete Bridges. Report no.313, National Research Council, Washington.

Popovics, S. (2001). Analysis of The Concrete Strength Versus Ultrasonic Pulse Velocity Relationship, *Materials Evaluation*, Vol. **59**, no.2, 123-129.

RILEM 50-FMC. (1985). Committee of Fracture Mechanics of Concrete, Determination of Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Threepoint Bend Tests on Notched Beams, *Materials and Structure*s, Vol.**18**, no.116, 285-290.

Richart, F. E., Brandtzaeg, A., ve Brown, R. L. (1928). A Study of the Failure of Concrete Under Combined Compressive Stresses, *Engineering Experiment Station, University of Illinois, Bulletin No.* **185**, 1-102.

Roeder, C.W., Cameron, B. ve Brown, C.B. (1998) .Composite Action in Concrete Filled Tubes, *Structural Engineering*, ASCE, Vol. **125**, no.5, 477-484.

Richard, P., ve Cheyrezy, M. (1995). Composition of Reactive Powder Concretes, *Cement and Concrete Research*, Vol. **25**, no. 7, 1501-1511.

Schneider, S. P. (1998). Axially Loaded Concrete-Filled Steel Tubes, *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. **124**, no. 10, 1125-1138.

Shakir-Khalil, H., ve Zeghiche, Z. (1989). Experimental Behavior of Concrete-Filled Rolled Rectangular Hollow-Section Columns, *The Structural Engineer*, Vol. **67**, no. 19, 345-353.

Shakir-Khalil, H. ve Mouli, M. (1990). Further Tests on Concrete-Filled Rectangular Hollow-Section Columns. *The Structural Engineering*, Vol.**68**, no.20, 405-413.

Shakir-Khalil, H. (1991). Bond Strength in Concrete-Filled Steel Hollow Sections. *Proceedings, International conference on Steel and Aluminium Structures*, Singapore, 157-168.

Shaeffer, R.E. (1992). Reinforced Concrete: Preliminary Design for Architects and Builders , Mc Graw-Hill Garage.

Sakino, K ve Tomii, M. (1981). Hysteretic Behaviour of Concrete-Filled Square Steel Tubular Beam-Columns Failed in Flexure, *Transactions Japan Concrete Instıtute,* Vol. **3**, 439-446.

Saatcioglu., M. ve Razvi., S. R. (1992). Strength and Ductility of Confined Concrete. *Journal of Structural Engineering., ASCE*, Vol. 118 , no.6, 1590-1607.

Tsuda, K.., Matsui., C., ve Mino., E. (1996). Strength and Behavior of Slender Concrete Filled Steel Tubular Columns, *Proceedings of the Fifth International Colloquium on Structural Stability*, Brasil, 489-500.

Taşdemir, M.A., ve Bayramov, F. (2002). Yüksek Performanslı Çimento Esaslı Kompozitlerin Davranışı, İTÜ Dergisi, Cilt.1, Sayı.2, 125-144.

Thorenfeldt E., ve Assved H. E. (1993). Tension Lap Splices and Crack Widths, SINTEF Report STF70 F93131.

Tomii, M., ve Sakino, K. (1979a). Experimental Studies on the Ultimate Moment of Concrete Filled Square Steel Tubular Beam-Columns, *Transactions of the Architectural Institute of Japan*, no. 275, 55-63.

Topçu İ.B., ve Karakurt, C. (2005). Reaktif Pudra Betonu ve Uygulamaları, *Akdeniz İnşaat Haber,* no. 2, 32-33.

Wischers, G. (1978). Application of Effects of Compressive Loads on Concrete, *Betontechnische Berichte*, Vol. **2**, no.3, Düsseldorf.

Virdi, P.J., Dowling, K.S. (1980). Bond Strength in Concrete-Filled Steel Tubes. *IABSE Periodica 3/1980, IABSE Proceedings P-33/80,* 125–139.

Vecchio, F.J., ve Collins, M.P. (1993). Compression Response of Cracked Reinforced Cocnrete. *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. **119**, no. 12, 3590-3610.

Yu, Q., Tao, Z., Wu, Y.X. (2008). Experimental Behaviour of High Performance Concrete-Filled Steel Tubular Columns. *Thin-Walled Structures*, Vol.**46**, no.4, 362–370.

Young, B., Ellobody, E. (2006). Experimental İnvestigation of Concrete-Filled Cold-Formed High Strength Stainless Steel Tube Columns, *Journal of constructional steel research*, Vol. **62**, no.5, 434-448.

Zhang, S. ve Zhou, M. (2000). Stress-Strain Behavior of Concrete-Filled Square Steel Tubes, Composite and Hybrid Structures. *Proceedings of the Sixth ASCCS International Conference on Steel-Concrete Composite Structures*, March 22-24, Los Angeles, California, 403-409.

Zhao, H.L, Zhao, Y.G. (2010). Suggested Empirical Models for The Axial Capacity of Circular CFT Stub Columns, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. **66**, no.6, 850-62.

Url-1 ≺*http:// www. arup.com*≻ alındığı tarih: 17.10.2010

Url-2 ≺*http:// www. highestbridges.com*≻ alındığı tarih: 19.10.2010

ÖZGEÇMİŞ

Ad Soyad: Soner Güler

Doğum Yeri ve Tarihi: Çaycuma 25/02/1978

Adres: İstanbul Teknik Üniversitesi İnşaat Fakültesi İnşaat Müh. Böl.

E-Posta: gulersoner@hotmail.com

Lisans: Atatürk Üniversitesi

Yüksek Lisans : İstanbul Teknik Üniversitesi

Yayın ve Patent Listesi:

TEZDEN TÜRETİLEN YAYINLAR/SUNUMLAR

- Guler S., Lale E., and Aydoğan M., 2013: Behaviour of SFRC filled steel tube columns under axial load. *Advanced Steel Construction*, Vol. 9, No. 1.
- Guler S., Lale E., and Aydoğan M., 2012: Non-linear analysis of steel fibre reinforced concrete-filled steel tube columns. *ICE: Structures and Buildings*, Doi:1100070
- Guler S., Copur A., and Aydoğan M., 2013: Flexural behaviour of square UHPC-filled hollow steel section beams. *Structural Engineering and Mechanics*, Vol. 43, No. 2.
- Guler S., Lale E., Aydoğan M. ,and Tasdemir M.A, 2011: The Axial Load Capacity of the Square High Strength Steel Fiber Reinforced Concrete Filled Steel Tube Columns According to the Current Design Codes. *International Congress - ASEM*, September 18-23, 2011 Seul, South Korea.