

T.C.
SAKARYA ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**DÜZ-YÜZEYLİ DONATILI BETONARME PERDE
DUVARLARIN DAVRANIŞININ DENEYSEL VE
SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ**

DOKTORA TEZİ

Muhammed Nadir OLABI

Enstitü Anabilim Dalı : İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ
Enstitü Bilim Dalı : YAPI
Tez Danışmanı : Prof. Dr. Naci ÇAĞLAR

Ekim 2021

T.C.
SAKARYA ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**DÜZ-YÜZEYLİ DONATILI BETONARME PERDE
DUVARLARIN DAVRANIŞININ DENEYSEL VE
SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ**

DOKTORA TEZİ

Muhammed Nadir OLABI

Enstitü Anabilim Dalı : İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ
Enstitü Bilim Dalı : YAPI

Bu tez 15/10/2021 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından oybirliği/oyçokluğu ile kabul edilmiştir.

Jüri Başkanı

Üye

Üye

Üye

Üye

BEYAN

Tez içindeki tüm verilerin akademik kurallar çerçevesinde tarafımdan elde edildiğini, görsel ve yazılı tüm bilgi ve sonuçların akademik ve etik kurallara uygun şekilde sunulduğunu, kullanılan verilerde herhangi bir tahrifat yapılmadığını, başkalarının eserlerinden yararlanılması durumunda bilimsel normlara uygun olarak atıfta bulunulduğunu, tezde yer alan verilerin bu üniversite veya başka bir üniversitede herhangi bir tez çalışmasında kullanılmadığını beyan ederim.

Muhammed Nadir OLABI

TEŞEKKÜR

Öncelikle bu araştırmayı tamamlamayı nasip ettiği için Allah'a hamdolsun. Doktora eğitimim boyunca değerli bilgi ve deneyimlerinden yararlandığım, her konuda bilgi ve desteğini almaktan çekinmediğim, araştırmanın planlanmasından yazılmasına kadar tüm aşamalarında yardımlarını esirgemeyen, teşvik eden, beni yönlendiren değerli danışman hocam Sn. Prof. Dr. Naci ÇAĞLAR'e teşekkürlerimi sunarım.

Bu süreçte bilgi ve tecrübesinden istifade ettiğim değerli hocalarım Sn. Dr. Hakan ÖZTÜRK'e, Sn. Dr. Aydın DEMİR'e ve Sn. Dr. Gökhan DOK'a çok teşekkür ederim. Bu çalışmanın gerçekleşmesinde katkı sunan ve deneysel çalışma sürecindeki desteklerini esirgemeyen Sn. Doç. Dr. Mehmet Emin ARSLAN'a, Sn. Arş. Gör. Batuhan AYKANAT'a ve Düzce Üniversitesi Yapı Mekaniği Laboratuvarı personeline teşekkürlerimi sunarım. Ayrıca, çalışmadaki her türlü yardımları için Sn. Dr. Mehmet Haşim KISA'ya, Sn. Arş. Gör. Gamze DEMİRTAŞ'a ve Sn. Arş. Gör. Ahmet Hamdi SERDAR'a teşekkür ederim.

Doktora eğitimim boyunca sabır, anlayış ve destekleri için değerli aileme sonsuz teşekkür ederim.

Ayrıca, bu çalışmaya maddi açıdan 1002 Hızlı Destek Programı kapsamında (Proje No.: 119M728) destek sağlayan; Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu'na (TÜBİTAK) teşekkür ederim.

İÇİNDEKİLER

TEŞEKKÜR	i
İÇİNDEKİLER	ii
SİMGELER VE KISALTMALAR LİSTESİ	v
ŞEKİLLER LİSTESİ	viii
TABLOLAR LİSTESİ.....	xiii
ÖZET	xiv
SUMMARY	xv
BÖLÜM 1.	
GİRİŞ	1
1.1. Konu.....	1
1.2. Kapsam	2
1.3. Tez İçerik Planı	3
BÖLÜM 2.	
LİTERATÜR ARAŞTIRMASI.....	5
2.1. Betonarme Perdelerin Genel Tanımı	5
2.2. Betonarme Perdeler ile İlgili Yapılan Çalışmalar	7
2.3. GDYGS Betonarme Perdeler ile İlgili Yapılan Çalışmalar.....	10
2.4. Betonarme Perdeler İçin Modelleme Yaklaşımları.....	17
2.4.1. Kiriş-kolon eleman modeli	19
2.4.2. Üçlü yay eleman modeli	20
2.4.3. Çoklu yay eleman modeli.....	21
2.4.4. Lif kesitli kiriş-kolon eleman modeli	22
2.5. Donatı Sıyrılma Deneyleri ve Modelleme Çalışmaları.....	24
2.5.1. Düz yüzeyli donatı ile ilgili yapılan çalışmalar.....	24

2.5.2. Sıyırılma modeli ile ilgili yapılan alışmalar	25
2.6. Bilimsel alışmanın Gerekliliği ve çalışmanın Özgün Değeri	33
BÖLÜM 3.	
MATERYAL VE YÖNTEM	35
3.1. Giriş	35
3.2. Deneysel alışma	35
3.3. Deneysel Numunelerinin Üretimi.....	37
3.4. Malzeme Deneyleri.....	48
3.5. Deneysel Düzeneneği	50
3.6. Veri Toplama Sistemi ve Ölçüm Cihazları	53
BÖLÜM 4.	
ARAşTIRMA BULGULARI.....	57
4.1. CSW0 Numunesi (Referans)	57
4.2. NCSW1 Numunesi (GDYGS)	60
4.3. NCSW2 Numunesi (GDYGS)	63
4.4. NCSW3 Numunesi (GDYGS)	66
4.5. NCSW4 Numunesi (GDYGS)	69
4.6. NCSW5 Numunesi (GDYGS)	72
4.7. NCSW6 Numunesi (GDYGS)	75
BÖLÜM 5.	
TARTIşMA VE DEğERLENDİRME	79
5.1. Deneysel Numunelerinin Genel Değerlendirmesi	79
5.2. Yer Değiştirme Bileşenleri	84
5.3. Teorik Analizler	89
BÖLÜM 6.	
SAYISAL MODELİN GELİşTİRİLMESİ.....	92
6.1. Eğilme Davranışı Modeli	93
6.1.1. Malzeme modelleri.....	94

6.2. Kesme Davranışı Modeli	95
6.3. Sıyırılma Davranışı Modeli.....	96
6.4. Önerilen Sıyırılma Modeli (Slip Model)	97
BÖLÜM 7.	
SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	104
7.1. Deneysel ve Sayısal Çalışma Sonuçlarının Değerlendirilmesi.....	104
7.2. Öneriler ve Gelecekte Yapılabilecek Çalışmalar	106
KAYNAKLAR	107
ÖZGEÇMİŞ	115

SİMGELER VE KISALTMALAR LİSTESİ

A_{ch}	: Perdenin brüt enkesit alanı
A_{cv}	: Betonarme elemanın kesit alanı
A_g	: Perdenin enkesit alanı
ALR	: Aksenal Yük Oranı (Axial Load Ratio)
b_w	: Perde duvarın kalınlığı
$BCEM$: Kiriş-kolon elemanı modeli (Beam-Column Element Model)
$CBZS$: Uç bölgesinde konsantre donatı (Concentrated Boundary Zone Steel)
d_b	: Boyuna donatı çapı
E_c	: Betonunun elastisite modülü
E_h	: Perde duvarın enerji yutma kapasitesi
E_s	: Donatı çeliğinin elastisite modülü
E_{sh}	: Donatı çeliğinin pekleşme başlangıcındaki elastisite modülü
f_s	: Donatının gerilmesi
f_u	: Donatı çeliğinin maksimum dayanımı
f_y	: Donatı çeliğinin akma dayanımı
f_{co}	: Sargısız betonun basınç dayanımı
f_{ctd}	: Betonun tasarım çekme dayanımı
f_{ywd}	: Enine donatının tasarım akma dayanımı
$FBCEM$: Lif kesitli kiriş-kolon eleman modelinde (Fiber Beam-Column Element Model)
G_cA	: Betonarme elemanın kayma rijitliği
GA_{eff}	: Efektif kayma rijitliği
H	: Yatay yükün yüksekliği
H_w	: Perde duvarın yüksekliği

K	: Perde duvarın rijitliği
K_e	: Perde duvarın etkili rijitliği (effective stiffness)
K_f	: Perde duvarın teorik efektif rijitliği
L_w	: Perde duvarın boyu
M_f^{max}	: Perde duvarın teorik maksimum moment taşıma kapasitesi
$MVLEM$: Çoklu yay eleman modeli (Multiple-Vertical-Line Element Model)
N	: Eksenel yük
SFI	: Kesme-eğilme etkileşimini (Shear-Flexure Interaction)
$TVLEM$: Üçlü yay eleman modeli (Three-Vertical-Line-Element Model)
u'_b	: Boyuna donatının elastik aderans olmayan gerilmesi
u_b	: Boyuna donatının elastik aderans gerilmesi
U_f	: Her seviyedeki eğilme yer değiştirme
U_s	: Her seviyedeki kesme yer değiştirme
V_f^{max}	: Perde duvarın teorik maksimum kesme kuvveti
V_y	: Perde duvarın akma yükü
V_{exp}^{max}	: Perde duvarın deneysel maksimum yatay yük taşıma kapasitesi
V_f^{max}	: Perde duvarın teorik maksimum yatay yük taşıma kapasitesi
V_{max}	: Perde duvarın maksimum yatay yük taşıma kapasitesi
V_r	: Perde kesitinin kesme kuvveti dayanımı
CSW	: Deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlayan perde duvarı (Conforming shear wall)
$GDYGS$: Güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan
$LPDT$: Linear Potentiometer Displacement Transducers
$NCSW$: Deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan perde duvarı (Nonconforming shear wall)
UB	: Uç bölgesi
Δ_{max}	: Perde duvarın maksimum yatay yük karşılık gelen yer değiştirme
Δ_u	: Perde duvarın nihai yerdeğiştirme
$\Delta_{y,f}$: Perde duvarın teorik akma yerdeğiştirme

- Δ_y : Perde duvarın akma yük karşılık gelen yer değiştirmesi
- ϵ_f : Donatı çeliğinin maksimum dayanımdeki birim şekildeğiştirmesi
- ϵ_s : Donatının birim şekildeğiştirmesi
- ϵ_u : Donatı çeliğinin kopma birim şekildeğiştirmesi
- ϵ_y : Donatı çeliğinin akma birim şekildeğiştirmesi
- ϵ_{co} : Sargısız betonun maksimum basınç dayanımı karşılık gelen şekildeğiştirme
- ϵ_{cu} : Sargısız betonun göçmeye götüren nihai şekildeğiştirme
- ϵ_{sh} : Donatı çeliğinin pekleşme başlangıcındaki birim şekildeğiştirmesi
- μ : Perde duvarın yerdeğiştirme sünekliği
- ν : Poisson oranı
- ϕ_{yf} : Perde duvarın teorik akma eğriliği
- $\rho_{gövde}$: Gövde donatısı oranı
- ρ_{sh} : Perdede yatay gövde donatılarının hacimsel oranı
- ρ_{UB} : Uç bölgesi donatısı oranı

ŞEKİLLER LİSTESİ

Şekil 1.1. Eski binalarda hasarlı betonarme kolonlar, düz donatı ve düşük enine donatı oranı	1
Şekil 2.1. Bodur betonarme perdelerde karşılaşılan kesme hasar tipleri	6
Şekil 2.2. Narin betonarme perdelerde karşılaşılan kesme hasar tipleri.....	7
Şekil 2.3. Greifenhagen ve ark. GDYGS numuneleri	12
Şekil 2.4. Kuang ve Ho GDYGS numuneleri.....	13
Şekil 2.5. Orakcal ve ark. GDYGS numuneleri	13
Şekil 2.6. Christidis ve ark. GDYGS numuneleri.....	14
Şekil 2.7. Christidis ve Trezos GDYGS numuneleri.....	15
Şekil 2.8. Hube ve ark. GDYGS numuneleri	16
Şekil 2.9. Alarcon ve ark. GDYGS numuneleri.....	16
Şekil 2.10. Altheeb GDYGS numuneleri.....	16
Şekil 2.11. Lu ve ark. GDYGS numuneleri.....	17
Şekil 2.12. Mikro ölçekli hesap modelleri	18
Şekil 2.13. Eşdeğer kiriş-kolon elemanı modeli (BCEM).....	19
Şekil 2.14. Üçlü yay eleman modeli (TVLEM)	20
Şekil 2.15. Çoklu yay eleman modeli (MVLEM).....	21
Şekil 2.16. Kesme-eğilme etkileşimini ile çoklu yay eleman modeli (SFI-MVLEM)	22
Şekil 2.17. Lif kesitli kiriş-kolon eleman modeli (FBCEM)	23
Şekil 2.18. Eligehausen ve ark. tarafından önerilen aderans gerilmesi sıyrılma ilişkisini	26
Şekil 2.19. Hawkins tarafından önerilen aderans gerilmesi sıyrılma ilişkisini	26
Şekil 2.20. Verderame ve ark. tarafından önerilen model parametrelerinin özeti...	27
Şekil 2.21. Elastik bir çelik çubukta üniform aderans gerilmesi ve gerinim dağılımı	27
Şekil 2.22. Alsiwat ve Saatçioğlu tarafından önerilen donatı sıyrılma modeli	28

Şekil 2.23. Sezen ve Setzler tarafından önerilen donatı sıyrılma modeli	29
Şekil 2.24. Sezen ve Setzler modelinde sıyrılma dönmesinin hesaplanması	29
Şekil 2.25. Betonarme elemanındaki donatılar için modifiye edilmiş gerilme şekil değiştirme ilişkileri	31
Şekil 2.26. Gerinim penetrasyonunun fiber tabanlı modellenmesinde sıfır uzunluklu kesit elemanı	31
Şekil 2.27. Betonarme kolonlarda yatay deformasyon bileşenleri	32
Şekil 2.28. Deformasyon bileşenlerini kapsayan yay gösterimi modeli	32
Şekil 3.1. Literatürdeki GDYGS betonarme perde duvarların yatay yük etkisi altındaki davranışı	36
Şekil 3.2. Numunelerinin imalatı	37
Şekil 3.3. Başlık ve Temelin özellikleri ve donatı konfigürasyonları	38
Şekil 3.4. CSW0 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları	39
Şekil 3.5. NCSW1 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları	40
Şekil 3.6. NCSW2 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları	41
Şekil 3.7. NCSW3 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları	42
Şekil 3.8. NCSW4 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları	43
Şekil 3.9. NCSW5 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları	44
Şekil 3.10. NCSW6 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları	45
Şekil 3.11. Gerinim pulu özellikleri	46
Şekil 3.12. Beton döküm işlemine hazır deney numuneleri	47
Şekil 3.13. Beton dökümü ve yüzey düzeltme işlemi ile deneye hazır üretilmiş numuneler	47
Şekil 3.14. Donatı çekme deneylerinden bir görünüm	48
Şekil 3.15. Donatıların çekme deneylerinden elde edilen gerilme şekildeğiştirme ilişkileri	49
Şekil 3.16. Betonun basınç deneylerinden elde edilen gerilme şekildeğiştirme ilişkileri	50
Şekil 3.17. Deney düzeneği yan ve kesit görünüşü	51
Şekil 3.18. Deney düzeneği düzlem dışı destek çerçevesi şematik ön ve yan görünüş	52

Şekil 3.19. Deney düzeneği düzlem dışı destek çerçevesi	52
Şekil 3.20. Deney düzeneği düzlem dışı destek çerçevesine ait tekerlek tasarımı..	53
Şekil 3.21. Yükleme protokolü	53
Şekil 3.22. Veri toplama sistemi	54
Şekil 3.23. Ölçüm cihazlarının yeri ve yerleşimi.....	55
Şekil 3.24. Ölçüm cihazları, LPDT, Gerinim Pulu ve Yük hücresi	56
Şekil 4.1. Referans deney numunesinin için yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve zarf eğrisi	58
Şekil 4.2. Referans deney numunesinin hasarın şematik gösterimi ve örnekleri ..	59
Şekil 4.3. Referans numunenin donatılarında şekildeğiştirme ölçüm noktaları ve ölçümleri	60
Şekil 4.4. NCSW1 deney numunesinin için yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve zarf eğrisi	61
Şekil 4.5. NCSW1 deney numunesinin hasarın şematik gösterimi ve örnekleri ..	62
Şekil 4.6. NCSW1 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme ölçüm noktaları ve ölçümleri	63
Şekil 4.7. NCSW2 deney numunesinin için yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve zarf eğrisi	64
Şekil 4.8. NCSW2 deney numunesinin hasarın şematik gösterimi ve örnekleri ..	65
Şekil 4.9. NCSW2 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme ölçüm noktaları ve ölçümleri	66
Şekil 4.10. NCSW3 deney numunesinin için yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve zarf eğrisi	67
Şekil 4.11. NCSW3 deney numunesinin hasarın şematik gösterimi ve örnekleri ..	68
Şekil 4.12. NCSW3 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme ölçüm noktaları ve ölçümleri	69
Şekil 4.13. NCSW4 deney numunesinin için yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve zarf eğrisi	70
Şekil 4.14. NCSW4 deney numunesinin hasarın şematik gösterimi ve örnekleri ..	71
Şekil 4.15. NCSW4 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme ölçüm noktaları ve ölçümleri	72

Şekil 4.16. NCSW5 deney numunesinin için yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve zarf eğrisi	73
Şekil 4.17. NCSW5 deney numunesinin hasarın şematik gösterimi ve örnekleri ..	74
Şekil 4.18. NCSW5 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme ölçüm noktaları ve ölçümleri	75
Şekil 4.19. NCSW6 deney numunesinin için yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve zarf eğrisi	76
Şekil 4.20. NCSW6 deney numunesinin hasarın şematik gösterimi ve örnekleri ..	77
Şekil 4.21. NCSW6 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme ölçüm noktaları ve ölçümleri	78
Şekil 5.1. Etkili rijitlik (K_e) ve Enerji yutma kapasitesi (E_h) hesap yöntemleri ...	79
Şekil 5.2. Tüm numunelerin ve GDYGS numunelerinin için yatay yük yerdeğiştirme ilişkisinin eğrilerinin zarfları	82
Şekil 5.3. Tüm numunelerin ve GDYGS numuneleri için kümülatif enerji tüketimleri	83
Şekil 5.4. Tüm numunelerin yerdeğiştirme artışı ile rijitliklerinde gerçekleşen azalım	84
Şekil 5.5. Üç bileşenli yaklaşım modelinin alt bileşenleri.....	84
Şekil 5.6. Kesme ve Eğilme için deformasyon hesaplamaları	85
Şekil 5.7. Sıyırılma deformasyonun hesaplanması.....	86
Şekil 5.8. Yer değiştirme bileşenlerinin toplam yatay yer değiştirmeye katkısı (Referans numunesi)	87
Şekil 5.9. Yer değiştirme bileşenlerinin toplam yatay yer değiştirmeye katkısı (GDYGS betonarme perdeler)	88
Şekil 5.10. Matlab tabanlı geliştirilen bilgisayar kodunda kullanılan malzeme modelleri	90
Şekil 6.1. Perde duvarlar için uygulanan Fiber Kiriş-Kolon Eleman Modeli	93
Şekil 6.2. Perde duvarın farklı bölümlerindeki tanımlanan farklı malzeme modelleri	94
Şekil 6.3. Kesme davranışı için tanımlanan kesme kuvveti-yer değiştirme ilişkisi	96
Şekil 6.4. Sıyırılma davranışı için tanımlanan moment-dönme ilişkisi	97

Şekil 6.5. Sayısal analiz ve deney sonuçlarının karşılaştırılması (Referans numunesi).....	98
Şekil 6.6. Sayısal analiz ve deney sonuçlarının karşılaştırılması (GDYGS betonarme perdeler)	99
Şekil 6.7. GDYGS betonarme perdeler için geliştirilen sayısal modeldeki ampirik yaklaşım.....	101
Şekil 6.8. Geliştirilen model ile sayısal analiz ve deney sonuçlarının karşılaştırılması.....	102

TABLULAR LİSTESİ

Tablo 1.1. Deneysel çalışmaların veri tabanları	2
Tablo 2.1. Literatürdeki GDYGS betonarme perde numuneler.....	10
Tablo 3.1. Deney Matrisi.....	36
Tablo 3.2. Donatıların özellikleri	49
Tablo 3.3. Betonun özellikleri	50
Tablo 5.1. Deney sonuçları	81
Tablo 5.2. Teorik ve deneysel sonuçlar.....	91
Tablo 6.1. Deneysel ve genişletilmiş teorik sonuçların karşılaştırılması	100

ÖZET

Anahtar kelimeler: betonarme perde, düz yüzeyli donatı, sıyırılma etkisi, yönetmelikleri sağlamayan, tekrarlı yatay yük, sayısal model, OpenSees.

Bu tez çalışması kapsamında, güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan (GDYGS) eski ve mevcut binalarda bulunan betonarme perde duvarların davranışını belirlemek için deneysel ve sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Yedi (7) adet betonarme perde duvar numunesi 1997'den önce Türkiye'de yapılan binaların özelliklerini yansıtması için düz yüzeyli donatılarla ve düşük beton kalitesi kullanılarak inşa edilmiştir. En boy oranı ikiden büyük olan perde duvar numunelerinin boyutları laboratuvar kapasitesi ve ön çalışma sonuçları dikkate alınarak belirlenmiştir. Bu numunelerden altı adeti, GDYGS perde duvarları temsil etmektedir. Ayrıca bir duvar da nervürlü çelik donatılar kullanılarak güncel bina yönetmeliklerine uygun olarak tasarlanmış ve referans numune olarak kullanılmıştır. Perde duvarların yarı statik tekrarlı yanal yüklemeler altındaki davranışı, yatay yük-yer değiştirme ilişkisi ile deneysel olarak belirlenmiştir.

Bu çalışmada, deney numunelerinin karakteristik özellikleri olan yatay kuvvet kapasitesi, rijitlik, süneklik, tüketilen enerji değerleri ile yer değiştirme bileşenlerinin duvarların toplam yanal tepkisine katkıları gibi parametreler değerlendirilmiştir. Deneysel çalışmalardan elde edilen veriler, GDYGS perde duvarların rijitlik, süneklik ve enerji tüketimi yeteneklerinde önemli bir kaybın olduğunu göstermiştir. Ayrıca, bu numunelerde davranışın; toplam yatay yer değiştirme kapasitesine %80'den fazla katkı sağlayan donatı sıyırılması tarafından yönlendirildiği kanıtlanmıştır. Buna karşılık, referans perde duvar ise dikkate değer bir eğilme davranışı ve plastik mafsallı oluşumu sergilemiştir. Ek olarak, düz yüzeyli donatılarla inşa edilen perde duvarlar, donatı sıyırılması kaynaklı göçmeden dolayı teorik potansiyel eğilme kapasitelerinin yaklaşık %48'ini kaybetmiştir.

Çalışmanın ikinci aşamasında, test edilen tüm betonarme perde duvarlar için sayısal modeller geliştirilmiştir. Yaygın olarak kabul gören ve kullanılan OpenSees sonlu elemanlar programı ile oluşturulan sayısal modeller deneysel sonuçlarla doğrulanmıştır. Ampirik bir yaklaşım kullanılarak, GDYGS perde duvarların davranışını tahmin etmek için "4 doğru" ile tanımlanan yeni bir analitik donatı sıyırılma modeli geliştirilmiştir. Ayrıca sayısal modele sıyırılma etkisi de dahil edilerek, GDYGS perde duvarların gerçekçi bir simülasyonu da elde edilmiştir. Deneysel ve sayısal sonuçlar üzerinde yapılan karşılaştırmalara göre, GDYGS perde duvarlar için yeni geliştirilen sıyırılma modelinin; test sonuçlarını simüle edebildiği ve sayısal modeller ile deneysel sonuçlar arasındaki farklılıkları etkin bir şekilde azalttığı tespit edilmiştir.

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF THE BEHAVIOR OF RC SHEAR WALLS WITH SMOOTH BARS

SUMMARY

Keywords: shear walls, smooth bars, slip effect, nonconforming, cyclic loading, numerical model, OpenSees.

Experimental and numerical investigation is conducted to determine the behavior of RC shear walls found in old and existing buildings that do not comply with the design rules in modern earthquake standards (nonconforming shear walls, NCSW). Seven (7) scaled reinforced concrete shear wall specimens are built with smooth bars and low concrete quality to consider the properties of buildings in Turkey built before 1997. The dimensions of the shear wall specimens were selected by taking into account the laboratory capacity and the pre-study results with an aspect ratio bigger than two. Six (6) specimens are representative of nonconforming shear walls (NCSW), and one wall used as a reference specimen which was designed in accordance with recent building codes using deformed bars. The behavior of the shear walls is determined experimentally by displacement-lateral load relationship under quasi-static lateral cyclic loading.

This study investigated the behavior of the test specimens in terms of lateral force capacity, rigidity, ductility, dissipated energy, and displacement components contribution to the total lateral response of the walls. The results showed a substantial loss of stiffness, ductility and energy dissipation capabilities for the tested nonconforming shear walls. Moreover, it was proven that these specimens are governed by the bar slip phenomena which demonstrated more than 80% contribution to the total lateral displacement capacity. In contrast, the reference shear wall exhibited a notable flexural behavior and plastic hinge formation. Additionally, the shear walls built with smooth reinforcement bars lost about 48% of their theoretical potential flexural capacity due to the observed bar slip failure.

In the second part of this study numerical models were developed for all the tested RC shear walls, and validated against the experimental results using the widely accepted and used finite element program, OpenSees. Using an empirical approach, a new quadrilinear analytical bar slip model is developed to predicate the response of nonconforming shear walls. And by introducing the slip effect into the numerical model, a realistic simulation of NCSWs (GDYGS) was obtained. According to the comparison study on the experimental and numerical results, it was determined that the newly developed slip model for NCSWs is successful in reproducing the test results and effectively reduced the differences between the numerical models and the experimental outcomes.

BÖLÜM 1. GİRİŞ

1.1. Konu

Türkiye'deki betonarme yapı stokunun önemli bir kısmı, eski yönetmeliklere göre tasarlanıp inşa edildiğinden dolayı güncel deprem yönetmeliklerinin depreme dayanıklı yapı tasarımı gereksinimlerini karşılayamamaktadır. Bu yapıların genelinde beton kalitesi 8 – 16 MPa civarlarında (Sezen ve ark., 2003; Doğangün, 2004; Arslan ve Korkmaz, 2007; Celebi ve ark., 2013) olup, donatı olarak da nervürsüz (düz) donatı kullanılmıştır (Şekil 1.1.). Benzer şekilde bu yapılardaki, özellikle de 1997 Türkiye Deprem Yönetmeliği (TBDY, 1997) öncesi inşa edilmiş olan betonarme yapılarda kullanılan betonarme perde duvarların özellikleri de güncel deprem yönetmeliklerinde tanımlanan ilke ve kurallardan uzaktır. Betonarme perde duvarlarda, beton kalitesinin oldukça düşük olması ve düz donatı kullanılması nedeniyle aderans özelliği büyük ölçüde kaybolmakta ve donatının sıyrılmaya riski oldukça artmaktadır. Perde uç bölgeleri ilk defa 1997 TBDY'nde tanımlanmış ve bu uç bölgelerindeki etriyelerin her iki ucunda mutlaka 135 derece kıvrımlı kanca bulunma şartı getirilmiştir. Ayrıca donatı oranları ve enine donatı aralığı yeniden düzenlenmiştir (TBDY, 1997).



Şekil 1.1. Eski binalarda hasarlı betonarme kolonlar, düz donatı ve düşük enine donatı oranı (Caglar ve ark., 2021)

Literatürde betonarme perde duvarlar ile ilgili birçok çalışma bulunmaktadır. Bu çalışmalar Tablo 1.1.'de özet olarak gösterilmiştir. Diğer taraftan literatürde güncel deprem yönetmelikleri gereksinimlerini sağlamayan (GDYGS) betonarme perde duvarlar (nonconforming RC shear wall) ile ilgili yapılan çalışmalar sınırlı düzeyde kalmıştır. Ayrıca bu tür perde duvarların güçlendirilmesi çalışmaları (Altın ve ark., 2009) dışında, Türkiye şartlarının dikkate alındığı GDYGS betonarme perde duvarların tekrarlı yatay yük etkisi altındaki davranışlarının belirlenmesi ile ilgili herhangi bir çalışmaya (yazarın bilgisi dahilinde) rastlanılmamıştır. Türkiye'deki betonarme yapı stoğunda yaygın olarak kullanılmış olan GDYGS betonarme perde duvarların davranışının detaylı bir şekilde incelenmesi bu yapıların deprem performanslarının gerçekçi bir şekilde belirlenebilmesi açısından büyük önem arz etmektedir. Bu çalışmada, güncel deprem yönetmeliklerine uygun olmayan (özellikle TBDY (1997) öncesi yapılan) ve Türkiye şartlarının dikkate alındığı betonarme perde duvarların tekrarlı yatay yük etkisi altındaki davranışları deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Bu sayede, literatür ve uygulamadaki bu ihtiyacın giderilmesine katkı sağlanmıştır.

Tablo 1.1. Deneysel çalışmaların veri tabanları

Kaynak	Rapor edilen numune sayısı
ACI 445B Perde Duvarlar Veri Tabanı, Usta (2017)	521
NEEShub'ta Perde Duvarlar Veri Tabanı	267
Deger (2012)	124
İnceoğlu (2016)	172
Diğerleri	25

1.2. Kapsam

Bu tezin temel amacı, güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan (GDYGS) betonarme perde duvarların (nonconforming RC shear wall) tekrarlı yatay yük etkisi altındaki davranışlarının deneysel ve sayısal olarak incelenmesidir. Bu çalışmanın üç temel hedefi;

- Türkiye'deki mevcut yapı stoğu özelliklerinin dikkate alındığı betonarme perde duvarların davranışlarının belirlenmesi,

- Tekrarlı yatay yük etkisi altındaki GDYGS betonarme perde duvarların davranışına sıyrılmanın etkisinin belirlenmesi,
- GDYGS betonarme perde duvarlar için donatının sıyrılması davranışı için bir sayısal modelin geliştirilmesi olarak sıralanabilir.

Çalışma kapsamında yapılan betonarme perde deneyleri ile tekrarlı yükler (deprem yükleri) altındaki güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan (GDYGS) betonarme perde duvarların davranışı incelenmiştir. Bununla birlikte perdelerdeki eğilme ve kesme davranışlarının yanı sıra sıyrılma davranışı da deneysel olarak gözlemlenmiştir. Elde edilen davranışa uygun nümerik modeller geliştirilerek sıyrılma davranışının doğrulanması sağlanmıştır. Böylece güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan betonarme perde duvarlar için geliştirilen sıyrılma modelinin etkinliği araştırılmıştır. Sonuç olarak, GDYGS betonarme perde duvarların davranışına uygun bir sıyrılma modeli geliştirilmesi ile tekrarlı yükler altındaki perde davranışı, literatürdeki çalışmalara oranla büyük ölçüde doğrulanmıştır.

1.3. Tez İçerik Planı

Yedi bölümden oluşan bu tez çalışmasının her bir bölümüne ait içerik aşağıda açıklanmıştır.

Bölüm 1’de; tezin konusu, kapsamı, incelenen problemin tanımı, çalışmanın oluşturduğu aşamalar ve bu aşamalarda gerçekleştirilen çalışmaların içeriği hakkında kısa bilgi verilmiştir.

Bölüm 2’de; konu ile ilgili ayrıntılı bir literatür tarama çalışması özetlenerek sunulmuştur. Bölümün son kısmında ise çalışmanın özgün değer maddeleri sıralanmıştır.

Bölüm 3'te; gerçekleştirilen deneysel çalışmasının aşamalarında kullanılan materyal ve yöntem ayrıntılı bir şekilde sunulmuştur.

Bölüm 4'te; deneysel çalışma sonucunda elde edilen sonuçlar ve bulgular ayrıntılı olarak verilmiştir.

Bölüm 5'de; deneysel çalışma sonucunda elde edilen sonuçlar ve bulgular ayrıntılı bir şekilde tartışılmıştır.

Bölüm 6'da; sayısal çalışmada kullanılan yöntem ve elde edilen sonuçlar ayrıntılı olarak verilmiştir. Analitik ve nümerik analizlerin yardımıyla geliştirilmiş sayısal model ayrıntılı bir şekilde anlatılmıştır.

Bölüm 7'de; tezde gerçekleştirilen deneysel, sayısal ve sıyrılma modeli oluşturulması aşamalarında elde edilen bulgular ve sonuçlar genel bir değerlendirme ile sunulmuştur. İleride yapılabilecek çalışmalar için öneriler verilmiştir.

BÖLÜM 2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

Betonarme perde duvarlar, deprem yüklerine karşı önemli yanal dayanım ve rijitlik sağlayan yapı elemanları olarak binalarda yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Literatürde betonarme perdeler ile ilgili yapılan deneysel ve nümerik çalışmalarda önemli sonuçlar elde edilmiştir. Bu tez kapsamında ayrıntılı bir literatür tarama çalışması yapılmış ve bunlar aşağıdaki gibi özetlenip sunulmuştur.

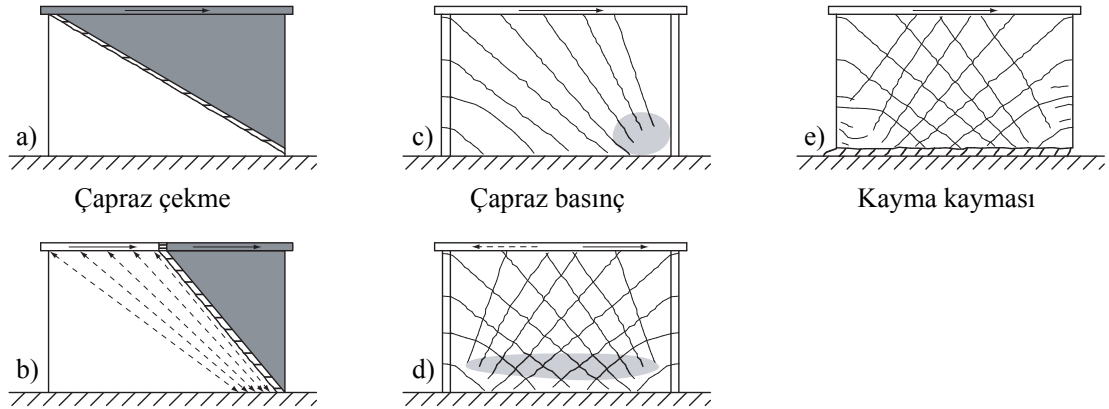
2.1. Betonarme Perdelerin Genel Tanımı

Genel olarak strüktürel (yapısal) duvarları işlevlerine, biçimlerine, boyutlarına ve göçme modlarına göre farklı tiplerde sınıflandırılabilir. Yük taşımayan duvarlar (non-bearing walls), düzlem içinde sadece kendi ağırlığına dayanabilen duvar tipidir. Bodrum duvarları ve istinat duvarları bu tip elemanlara bir örnektir. Bu tip duvarları bir veya her iki tarafına etki eden yükler nedeniyle kesme kuvveti ve momente dayanabilmektedir. Perde duvarlar ise kendi ağırlığının yanı sıra duvarın düzlemine paralel etki eden rüzgar veya deprem yüklerine karşı kullanılan duvarlardır. Perde duvarlar yapının yanal yük taşıma kapasitesini önemli ölçüde arttıran elemanlardır. Yatay kuvvetlere karşıtek bir konsol duvar olarak hareket etmek üzere birbirine bağlı bir grup duvar, betonarme çekirdek perde duvar olarak isimlendirilir. Çekirdek perde duvar merdiven ve asansör boşluklarını içerirler ve T, L, H veya C şekillerinden oluşturulabilir.

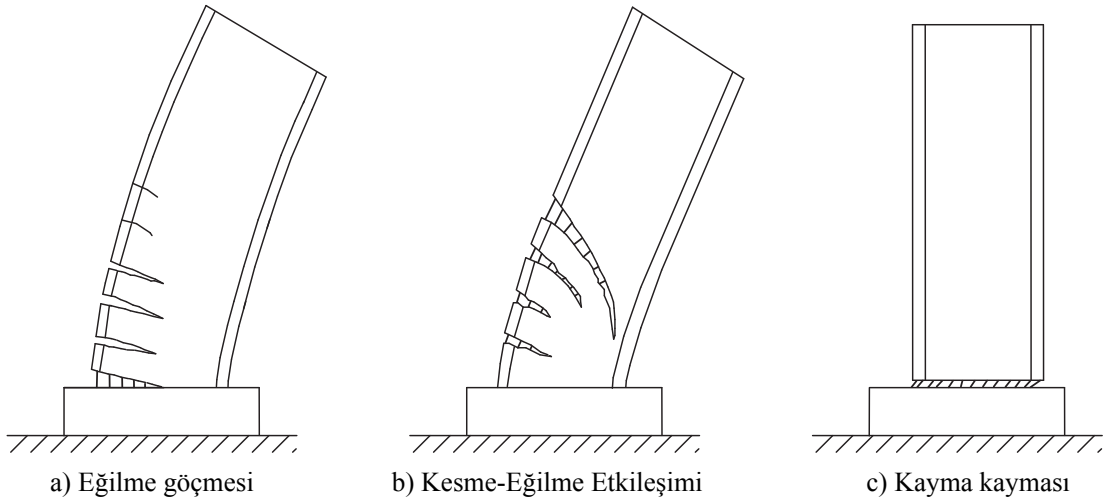
Bütün strüktürel duvar tipleri iki ortak özelliğe sahiptir. Birincisi, duvarın toplam yüksekliğin duvarın kalınlığına oranı narinlik olarak tanımlanır ve genellikle kolonlardan daha yüksektir. İkinci özellik ise, donatı oranıdır ve genelde kolonların donatı oranının yaklaşık 1/5 ila 1/10'ı kadardır. Ayrıca, bir betonarme elemanın

perde duvar olarak sayılması için TBDY (2018)'e göre perdenin boyunun perdenin kalınlığına oranı (L_w/b_w) en az altı olmasına şartı bulunmaktadır.

Perde duvarlarda oluşan hakim davranış açısında üç ayrı sınıflandırma yapılabilmektedir. Kesme-kontrollü duvarlar boyuna donatı akmadan önce kesme dayanımına ulaşır, ve çapraz çekme (Şekil 2.1.a, b), kayma kayması (Şekil 2.1.e) ve gövde ezilmesi gibi hasar tipleri göstermektedir. Eğilme-kontrollü davranışta eleman kesme dayanımına ulaşmadan boyuna donatı akar, beton çatlaması ve ezilmesi, donatı burkulması, uç elemanlarında yatay stabilitesizlik gibi hasarlar meydana gelir (Şekil 2.2.a). Boyuna donatı aktıktan sonra kesme dayanımına ulaşan perde duvarlar kesme-eğilme etkileşimi etkisi altındadır (Şekil 2.2.b). Bu tip duvarları çapraz çekme, duvarın uç bölgelerinde beton çatlaması ve ezilmesi, burkulma, yatay stabilitesizlik gibi hasar tipleri sunmaktadır (Deger, 2012).



Perdelerin sınıflandırılmasında dikkate alınan diğer bir husus ise, perdelerin boy-en ve kesme açıklığı oranlarıdır. Maksimum ve sıfır moment noktaları arasındaki yüksekliğin duvarın kesme uzunluğuna oranı kesme açıklığı oranıdır ve $M/(V.L_w)$ ile temsil edilir. Boy-en oranı (aspect ratio, H_w/L_w) ise duvarın yüksekliği uzunluğuna oranı olarak ifade edilmektedir. Genel olarak, betonarme perde duvarlar için kesme açıklığı oranı ve boy-en oranı eşit değildir. Bununla birlikte, tek katlı binalarda (perde duvarlar konsol olarak çalıştığı için) yatay yüklerin duvarların üst kısımlarına uygulandığı



Şekil 2.2. Narin betonarme perdelerde karşılaşılan kesme hasar tipleri (P. Martinelli, 2007)

kabul edilirse kesme açıklığı ve boy-en oranları aynı değerlere sahiptir, $M/(V.L_w) = H_w/L_w$. Çok katlı binalarda yatay yüklerin bina yüksekliğine dağıldığı (üçgen dağılım) varsayılmış olup efektif duvar yüksekliği duvarın toplam yüksekliğinden farklı olacaktır ve yaklaşık olarak $2/3.H_w$ olarak kabul edilebilmektedir. Buna göre, kesme açıklığı oranı, boy-en oranının neredeyse $2/3$ 'üne eşit olacaktır (Ezzatfar, 2016).

Perde duvarlar kesme açıklığı ($M/(V.L_w)$) oranına göre iki sınıfa ayrılabilir. $M/(V.L_w) = H_w/L_w = 1$ ve daha az orana sahip olan perde duvarlar bodur (kısa) perdeler olarak sınıflandırılmıştır. Kesme açıklığı oranı 3'den fazla ise narin perdeler olarak tarif edilmektedir. Genel olarak birinci sınıfın (bodur perdeler) elastik olmayan davranışını güçlü bir şekilde kesme etkileri meydana getirmektedir. İkinci sınıfta (narin perdeler) yatay yükler etkisinde davranışa eğilme hakim olup, yeterli plastik dönme kapasitesine sahip olan taban seviyesinde plastik mafsalları oluşumu gözlenmektedir. 1 ile 3 kesme açıklığı oranları arasına düşen perde duvarlar, kesme-eğilme etkileşim mekanizmaları tarafından kontrol edilmektedir (Thomsen ve Wallace, 1995).

2.2. Betonarme Perdeler ile İlgili Yapılan Çalışmalar

Literatür tarama çalışması Tablo 1.1.'deki sunulan veri tabanları dikkat alınarak elde edilmiştir. 1952 yılından itibaren birçok araştırmacı betonarme perdelerin davranışını incelemiş ve farklı parametrelerin perde davranışı üzerine etkilerini belirlemeye

çalışmışlardır.

Kokusho 1952 yılında (Ezzatfar, 2016), kesme açıklığı oranı $M/(V.L_w) = 0,50 - 0,86$ olan, 35 adet I kesitli betonarme perde duvarın monotonik ve tersinir yükleme etkisi altındaki davranışını incelemiş ve deney numunelerinin tamamının göçme mekanizmasına kesme hasarı ile ulaştığını belirlemiştir.

Hirosawa (1975), 49 adet kesme açıklığı oranı $M/(V.L_w) = 1,00 - 2,00$ olan dikdörtgen ve I kesitli betonarme perde duvarın monotonik ve tersinir yükleme etkisi altındaki davranışını incelemiş ve deney numunelerinin göçme mekanizmasına eğilme ve kesme hasarı ile ulaştığı belirlenmiştir.

Oesterle ve ark. (1976), Oesterle ve ark. (1980), 1/3 ölçekli olarak üretilmiş 20 adet dikdörtgen ve H kesitli betonarme perde duvarların tersinir yükleme etkisi altındaki davranışını incelemiştir. Deneyler sonucunda betonarme perdelerde kesme davranışının hakim olduğu ve sargılanmış perde uç bölgelerinin perde duvarın performansına olumlu yönde etki ettiği belirlenmiştir.

Lefas ve ark. (1990), 13 adet dikdörtgen kesitli betonarme perde duvarın sabit düşey yük ve artan monotonik yatay yükler etkisi altındaki davranışını, göçme mekanizmasını ve dayanım karakteristiklerini incelemişlerdir. Deneysel çalışmalar sonucunda aksenal yükün yatay yer değiştirmeyi azaltarak, yatay yük taşıma kapasitesini arttırdığı ve bu durumun yükseklik/genişlik oranının fazla olduğu elemanlarda daha belirgin olarak ortaya çıktığını göstermişlerdir. Ayrıca, yatay gövde donatısının perde kesme kapasitesinde önemli bir etkiye sahip olmadığı sonucuna ulaşmışlardır.

Thomsen ve Wallace (1995), yer değiştirme tabanlı bir tasarım yaklaşımı kullanarak, perde uç bölgelerinin detaylandırmasını değerlendirmek için 1/4 ölçekli olarak üretilmiş 4 adet narin, dikdörtgen ve T kesitlere sahip betonarme perdeleri test etmişlerdir. Bu çalışmanın sonuçları ACI 318 bina koduna tanıtılmıştır.

Salonikios ve ark. (1999), kesme açıklığı oranı $M/(V.L_w) = 1,00$ ve $1,50$ olan, 11 düşük katlı konsol perde duvarlar üzerinde yapılan deneysel çalışma yardımıyla Eurocode 8 ve ACI 318 tasarım kodlarının geçerliliğini değerlendirmeye çalışmışlardır. Test numunelerinde farklı donatı düzenleri incelenmiştir. Bu çalışmanın kapsamında diğer test değişkenleri aksenal yük seviyesi, yapı derz kalitesi, gövde ve uç bölgenin donatı oranlarıdır. Çalışmanın sonucunda, iyi tasarlanmış düşük katlı perde duvarlarda eğilme davranışının geliştirilebileceği ve daha yüksek yatay yer değiştirme taleplerinde müteakip kesme kaymasının çaprazlı donatı ile ortadan kaldırılabilmesi veya etkin bir şekilde kontrol edilebileceği ispatlanmıştır.

Massone ve Wallace (2004), 1/4 ölçekli olarak üretilmiş 6 adet narin betonarme perde duvarın statik-benzeri (quasi-static) test ile eğilme ve kesme davranışları arasındaki etkileşimini incelemiştir. Deneyler sonucunda, kesme ve eğilme davranışı gösteren betonarme perde duvarın inelastik davranışının, kesme dayanımının eğilme kapasitesinin iki katı kadar olduğu durumlarda yaklaşık olarak aynı yatay yer değiştirme seviyesinde başladığını belirlemiştir.

Dazio ve ark. (2009), sargılı ve sargısız uç bölgelerine sahip ve perde yüksekliği-boyu oranı $H_w/L_w = 2,4$ olan 6 adet perde duvarın tersinir yükleme etkisi altındaki davranışını incelemiştir. Deneyler sonucunda, boyuna donatı oranı, konfigürasyonu ve donatının süneklik özelliklerinin betonarme perde duvarların davranışı üzerinde belirleyici olduğunu göstermiştir.

Villalobos (2014), perde uç bölgesi sargısı ve bindirme boyu yetersizliklerinin etkilerini incelemek için 6 adet gerçek ölçekli perde duvarları tersinir deplasman etkisi altında test etmiştir.

Faraone ve ark. (2019), yüzeye sabitlenmiş ankrajlarla inşa edilmiş duvarları incelemek amacıyla 2 adet tam ölçekli narin betonarme perde duvarı sabit aksenal yük ve tersinir yükleme etkisi altında test etmiştir. Numunelerin eğilme göçme tipinde kırıldıklarını göstermiş ve çatlakların şekilleri ve gelişimleri rapor etmiştir.

2.3. GDYGS Betonarme Perdeler ile İlgili Yapılan Çalışmalar

Literatürdeki çalışmalara paralel olarak, birçok ülkede deprem yönetmelikleri sıklıkla yenilenmekte ve güncel gelişmelere bağlı olarak önemli iyileştirmeler yapılarak bu yönetmeliklerde var olan eksiklikler giderilmektedir. Türkiye’de de 1952, 1967, 1975, 1997, 2007 ve en son olarak da 2019 yıllarında deprem yönetmelikleri yenilenmiştir. Bununla birlikte mevcut yapı stoku dikkate alındığında halen güncellenen bu deprem yönetmeliklerine uygun olmayan yapılar bulunmaktadır. Bu mevcut yapı stokunun ve özellikle de 1997 yılından önce yapılmış olan betonarme binaların deprem performansının belirlenmesi ve güvenli hale getirilmesi için gerekli çalışmaların yapılması önem arz etmektedir. Mevcut yapı stokunda bulunan betonarme yapılarda kullanılan betonarme perde duvarların da önemli bir kısmı güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamamaktadır. Bu betonarme yapıların deprem performanslarının gerçekçi bir şekilde belirlenebilmesi için kesme dayanımı düşük betonarme perdelerin davranışının da incelenmesi zorunluluğu bulunmaktadır. Literatür çalışmasından da açıkça görüldüğü gibi bu tür betonarme perdeler ile ilgili olarak yapılan çalışmalar sınırlı düzeyde kalmıştır (Tablo 2.1.).

Tablo 2.1. Literatürdeki GDYGS betonarme perde numuneler

Kaynak	Numune Adı	b_w (mm)	L_w (mm)	H_w (mm)	$\frac{M}{V.L_w}$	f_{co} (MPa)	CBZS	ALR (%)
Lu ve ark. (2017)	C1	150	1400	2800	2,0	38,5	Yok	3,5
	C2	150	1400	2800	4,0	34,5	Yok	3,5
	C3	150	1400	2800	6,0	36,2	Yok	3,5
	C4	150	1400	2800	2,0	34,7	Yok	0,0
Christidis ve Trezos (2017)	W9	125	750	1400	2,0	31,1	Yok	0,0
	W11	125	750	1400	2,0	31,1	Yok	0,0
	W13	125	750	1400	2,0	25,4	Yok	0,0
Altheeb (2016)	W1	120	900	2750	3,00	35,20	Yok	5,00
	W2	120	900	2750	3,00	34,70	Yok	5,00
	W3	120	900	2750	3,00	35,00	Yok	5,00
Alarcon ve ark. (2014)	W1	100	700	1600	2,5	27,4	Var	15,0
	W2	100	700	1600	2,5	27,4	Var	25,0
	W3	100	700	1600	2,5	27,4	Var	35,0

Tablo 2.1. (Devamı)

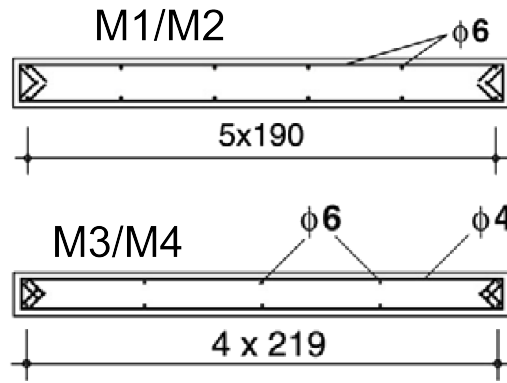
Kaynak	Numune Adı	b_w (mm)	L_w (mm)	H_w (mm)	$\frac{M}{V.L_w}$	f_{co} (MPa)	CBZS	ALR (%)
Hube ve ark. (2014)	W4	75	700	1600	2,5	27,4	Var	15,0
	W5	100	700	1180	1,9	27,4	Var	15,0
	W6	100	700	1600	2,5	27,4	Yok	15,0
	W7	100	700	1600	2,5	27,4	Var	15,0
	W9	100	700	1600	2,5	27,4	Var	15,0
Christidis ve ark. (2013)	W5	100	740	1400	2,0	33,6	Yok	0,0
	W6	100	740	1400	2,0	26,4	Yok	7,0
Deng ve ark. (2012)	Sp. 1	160	750	3050	3,77	15,00	Yok	55,0
	Sp. 2	160	750	3050	3,77	15,00	Yok	35,0
	Sp. 3	160	900	3050	3,14	15,00	Yok	55,0
	Sp. 4	160	900	3050	3,14	15,00	Yok	35,0
Orakcal ve ark. (2009)	WS-T1-S1	152	1520	1520	0,50	25,50	Var	0,0
	WS-T1-S2	152	1520	1520	0,50	43,70	Var	0,0
	WS-T2-S1	152	1520	1520	0,50	31,40	Var	0,0
	WS-T2-S2	152	1520	1520	0,50	31,00	Var	0,0
	WS-T3-S1	152	1520	1520	0,50	31,70	Var	0,0
	WS-T3-S2	152	1520	1520	0,50	33,60	Var	0,0
	WS-T4-S1	152	1520	1520	0,50	31,90	Var	0,0
	WS-T4-S2	152	1520	1520	0,44	33,00	Var	0,0
	WP-T5-N0-S1	152	1370	1220	0,44	29,90	Yok	0,0
	WP-T5-N0-S2	152	1370	1220	0,44	31,00	Yok	0,0
	WP-T5-N5-S1	152	1370	1220	0,44	31,90	Yok	5,0
	WP-T5-N5-S2	152	1370	1220	0,44	32,00	Yok	5,0
	WP-T5-N10-S1	152	1370	1220	0,44	28,30	Yok	10,0
	WP-T5-N10-S2	152	1370	1220	0,44	31,40	Yok	10,0
Kuang ve Ho (2007)	UD-1.0	100	1200	1200	1,1	38,0	Yok	10,0
	UD-1.5	100	1200	1800	1,6	43,6	Yok	10,0
	UC-1.0	100	1200	1200	1,1	44,0	Var	10,0
	UC-1.5	100	1200	1800	1,6	42,8	Var	10,0
	M-1.0-T	100	1200	1200	1,1	47,1	Yok	10,0
Greifenhagen ve ark. (2005)	M1	100	1000	610	0,69	50,7	Yok	2,7
	M2	100	1000	610	0,69	51,0	Yok	2,7
	M3	80	900	610	0,77	20,1	Yok	9,4
	M4	80	900	610	0,77	24,4	Yok	4,4

CBZS: Uç bölgesinde konsantre donatı (Concentrated Boundary Zone Steel)

ALR = $N/(A_g f_{co})$: Eksenel Yük Oranı (Axial Load Ratio)

Bu çalışmanın kapsamı güncel deprem yönetmelikleri gereksinimlerini sağlamayan (GDYGS) betonarme perde duvarlar ile sınırlandırılmıştır. Bu bölümde bu tür perdelerle ilgili literatürde bulunan çalışmaların öne çıkanları hakkında bilgi verilmiş olup gerçekleştirilen tezin amacı ve kapsamı ortaya konulmuştur.

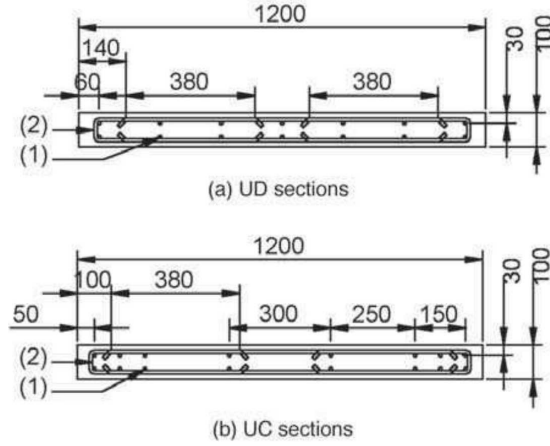
Greifenhagen ve ark. (2005), 1/3 ölçekli olarak üretilmiş, kesme açıklığı oranı $M/(V.L_w) = 0,70$ ve $M/(V.L_w) = 0,80$ olan kesme davranışı hakim dikdörtgen kesitli 4 adet (Şekil 2.3.) betonarme perde duvarın tekrarlı (tersinir) yükleme etkisi altındaki davranışını (yerdeğiştirme kapasitesini) araştırmışlardır. Tüm deney numunelerinin hesaplanan teorik eğilme dayanımlarına ulaştığı ve bundan dolayı da gözlemlenen maksimum taban kesme kuvvetlerinin kesme yerine eğilme davranışı ile kontrol edildiği belirtilmiştir. Ayrıca, deney numunelerinin nihai yerdeğiştirmelerini, eksenel yük oranlarına bağlı olarak kesme veya eğilme göçmesi ile sınıflandırmışlardır. Eksenel yük oranlarındaki artışın yerdeğiştirme kapasitesinde azalmalara neden olduğunu belirlemişlerdir. Deneylerdeki göçme modlarının, düşey donatıların göçmesi, çapraz çekme göçmesi ve betonun ezilme göçmesi şeklinde oluştuğunu gözlemlemişlerdir.



Şekil 2.3. Greifenhagen ve ark. (2005) GDYGS numuneleri

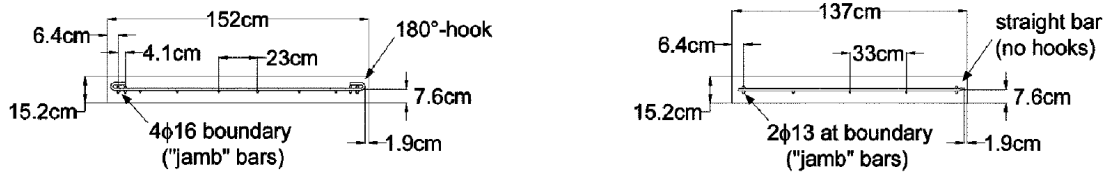
Kuang ve Ho (2007), kesme açıklığı oranı $M/(V.L_w) = 1,00$ ve $M/(V.L_w) = 1,50$ olan ve yetersiz donatılmış (nonseismically detailed) dikdörtgen kesitli 5 adet (Şekil 2.4.) kısa (squat) betonarme perde duvarı tersinir yükleme etkisi altında test etmişlerdir. Perde duvarların tamamı, sadece düşey yük ve yatay rüzgar yükleri dikkate

alınarak BS8110 (British Standard Institution 1997) yönetmeliğine uygun bir şekilde donatılmıştır. Perde duvarların bu şekilde donatılması güncel yönetmeliklerde deprem açısından yetersiz donatılmış (nonseismically detailed) olarak tanımlanmaktadır. Bu tip donatılmış kısa perde duvarların olası orta şiddetli depremlerde bile yeteri kadar sünek bir davranışa sahip olmadıklarını deney sonuçları ile göstermişlerdir.



Şekil 2.4. Kuang ve Ho (2007) GDYGS numuneleri

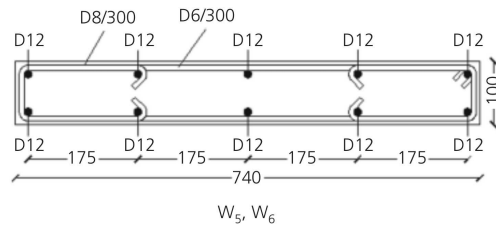
Orakcal ve ark. (2009), 1900'lü yılların ortalarında inşa edilen yapılarda yaygın olarak kullanılan ve yetersiz detaylandırılmış perde duvarların kesme dayanımı gereksinimlerini değerlendirmek için toplam 14 adet (Şekil 2.5.) betonarme perde duvarın tekrarlı yükleme etkisi altındaki davranışını deneysel olarak incelemişlerdir. Deneysel sonuçlar, uç bölgelerde donatı miktarı, aksel kuvvetin olup olmaması ve duvardaki zayıf bağlantının yeri gibi parametrelerin perde duvarların karakteristik kayma dayanımının (nominal shear strength) değerlendirilmesinde en önemli faktörler olduğunu göstermiştir.



Şekil 2.5. Orakcal ve ark. (2009) GDYGS numuneleri

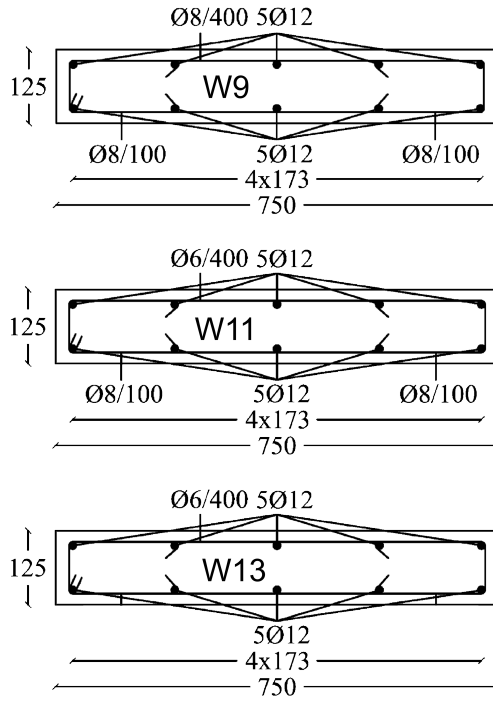
Deng ve ark. (2012), beton dayanımı ve donatı oranı düşük dikdörtgen kesitli 4 adet betonarme perde duvarı yüksek aksenal yük ($N/(A_g f_{co}) = \%35 - \%55$) ve tersinir yükleme etkisi altında test etmişlerdir. Bu çalışma ile perde duvarların rijitliği, yatay yük taşıma kapasitesi ve enerji yutma kapasitesini incelemişlerdir. Deneysel sonuçlar, bu tip perde duvarların yatay yük taşıma ve yerdeğiştirme kapasitelerinin oldukça düşük olduğunu göstermiştir.

Christidis ve ark. (2013), Christidis ve Trezos (2017), modern deprem yönetmelikleri (Eurocode 2 ve Eurocode 8) gereksinimlerini sağlamayan betonarme perde duvarların tersinir yükleme etkisi altında davranışlarını araştırmışlardır. Bu çalışmalarda, farklı kesme donatısı oranına sahip ve kesme açıklığı oranı $M/(V.L_w) = 1,90$ olan toplam 10 adet (Christidis ve ark. (2013) 2 adet, Şekil 2.6.; Christidis ve Trezos (2017) 3 adet, Şekil 2.7.) deney numunesi incelemişlerdir. Deneyler sonucunda, kayma donatısı oranı düşük olsa bile yeterli sismik detaylara sahip olmayan bu perde duvarların belirgin bir dayanıma sahip olduklarını gözlemlemişlerdir. Bununla birlikte kesme donatılarının perde duvarların hasar modu ve deformasyon kapasitelerini de kontrol ettiğini belirtmişlerdir. Aksenal yükün perde duvarın davranışını olumsuz yönde etkileyerek gevrek bir göçme moduna ve düşük deformasyon kapasitesine neden olduğu gözlemlemişlerdir. Ayrıca kesme donatısı oranının, göçme tipleri ve perde duvarların deformasyon kapasitesi üzerinde etkin olduğunu rapor etmişlerdir.



Şekil 2.6. Christidis ve ark. (2013) GDYGS numuneleri

Hube ve ark. (2014), 2010'daki Maule depreminde en çok hasar gören betonarme duvarları temsil etmek için 5 adet (Şekil 2.8.) narin (slender) betonarme perde duvarı 1/2 ölçekli olarak üretmiş ve tersinir yük etkisi altında test etmişlerdir. Perde duvarların taban kesitlerinin betonlarında ezilme, dökülme ve boyuna donatılarda



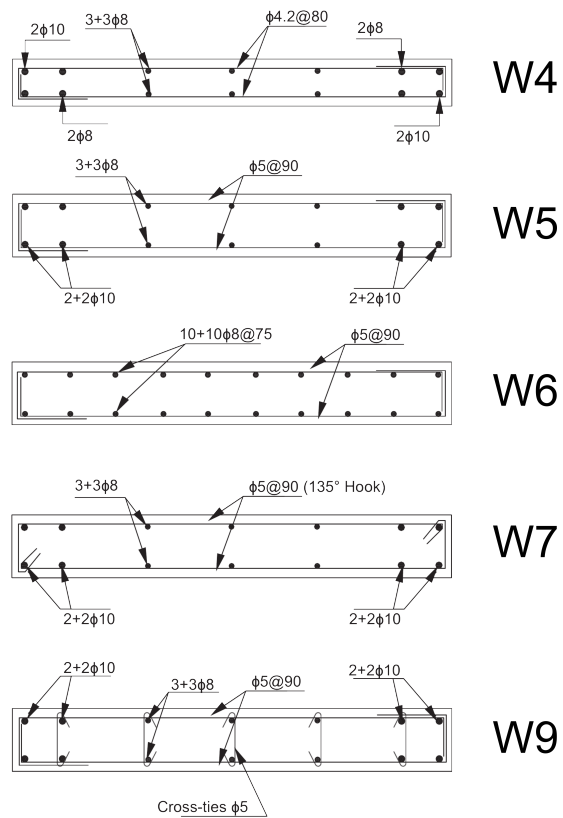
Şekil 2.7. Christidis ve Trezos (2017) GDYGS numuneleri

burkulmalar oluşmuş ve aksenal yük dayanımının azalması nedeniyle ani basınç göçmesi gözlemlenmiştir.

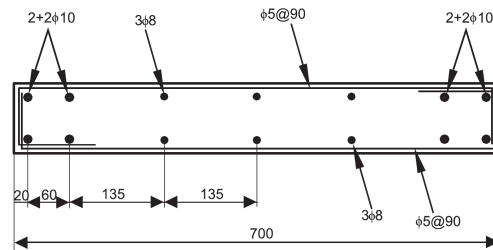
Alarcon ve ark. (2014), kesme açıklığı oranı $M/(V.L_w) = 2,50$ olan, sargısız uç bölgesine sahip ve farklı aksenal yük etkisi altındaki 3 adet (Şekil 2.9.) betonarme perde duvarı tersinir yükleme etkisi altında test etmişlerdir. Deney sonuçları dikkate alındığında, yüksek aksenal yükün betonarme perde duvarların davranışı ve göçme modları üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu belirlemişlerdir.

Altheeb (2016), Avustralya’da orta ve düşük sismik bölgelerde inşa edilen yapılarda yaygın olarak kullanılan betonarme perde duvarların davranışını incelemek amacıyla deneysel bir çalışma yapmışlardır. Düşük donatı oranına sahip ve yetersiz donatılmış (nonseismically detailed) 3 adet deney numunesini test etmişlerdir (Şekil 2.10.). Yatay yerdeğiştirme kapasitesi ve yatay kesme kırılması davranışını anlamak için deneysel ve nümerik olarak çalışmışlardır.

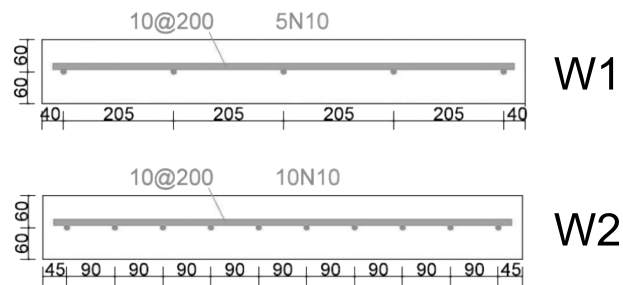
Lu ve ark. (2017), Yeni Zelanda’da orta derece deprem bölgelerde çok katlı binalarda



Şekil 2.8. Hube ve ark. (2014) GDYGS numuneleri

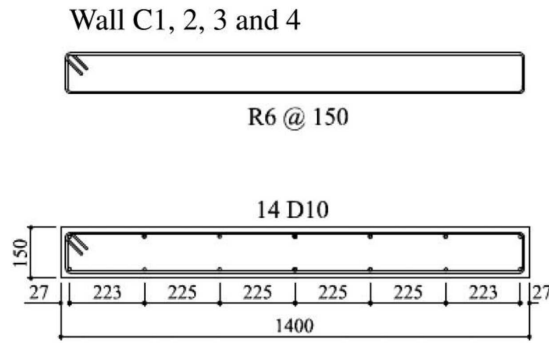


Şekil 2.9. Alarcon ve ark. (2014) GDYGS numuneleri



Şekil 2.10. Altheeb (2016) GDYGS numuneleri

yaygın olarak kullanılan betonarme perde duvarları temsil etmek için minimum boyuna donatının oranına sahip 4 adet (Şekil 2.11.) numuneyi tersinir yük etkisi altında test etmişlerdir. Kesme açıklığı oranı, aksenal yük ve uç bölgelerdeki sargı donatısının perde duvarların davranışına etkilerini incelemişlerdir. Deney sonuçlarına göre, yönetmeliklerde (NZS 3101:2006, ACI 318-14 ve Eurocode 8) önerilen minimum boyuna donatı şartlarının plastik mafsal bölgesinde ikincil eğilme çatlama meydana gelmesini sağlamak için yetersiz olduğunu ve yeniden değerlendirilmesi gerektiğini önermişlerdir.



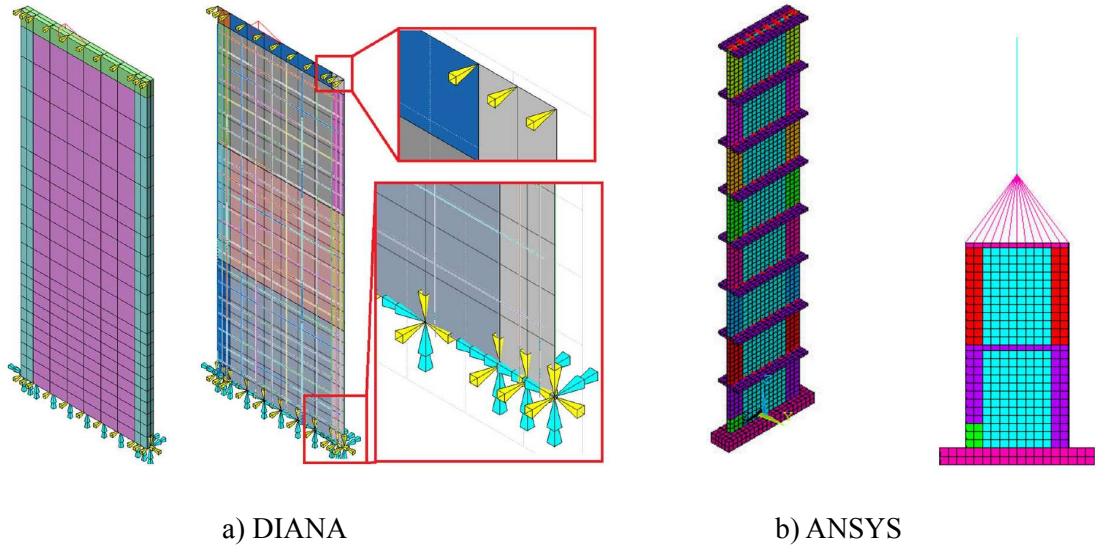
Şekil 2.11. Lu ve ark. (2017) GDYGS numuneleri

2.4. Betonarme Perdeler İçin Modelleme Yaklaşımları

Makroskopik (makro ölçekli) ve mikroskobik (mikro ölçekli) modelleme teknikleri, genel olarak betonarme yapı duvarlarının davranışını simüle etmek için kullanılan iki grup modelleme yaklaşımdır. Mikroskobik modellerde çoğunlukla perde duvarlar için en doğru modelleme yaklaşımı olarak kabul edilen Sonlu Elemanlar Metodu (Finite Element method, FEM) kullanılmaktadır. Modeli geliştirmek için gereken çaba (ön işlem), modeli çözmek için gereken analiz gücü (hesaplama süresi) ve sonuçların işlem sonrası incelenmesi, özellikle deprem yükleri etkisindeki büyük yapıların simülasyonu için önemlidir.

Yapılan çalışmalar incelendiğinde, betonarme perde duvarlarının doğrusal olmayan davranışını incelemek için farklı mikro model türleri kullanılmıştır (Şekil 2.12.). Örneğin, geliştirilmiş basınç alanı teorisi (Modified Compression Field Theory;

Vecchio ve Collins (1986)), dağıtılmış gerilme alanı modeline dayanarak sabit gerilmeli dört düğümlü membran elemanı formülasyonu içinde bir duvar elemanı incelenmiştir. Bir diğer örnek ise, analiz yazılımı DIANA (2017)'da bulunan dört düğümlü dörtgen kavisli kabuk elemanıdır. Bu eleman betonun davranışını analiz etmek için toplam gerilme çatlak modelini (Total Strain Crack Model) takip eden dört düğümlü bir dikdörtgen elemana dayanmaktadır ve düzlem içi ve düzlem dışı perdenin deformasyonlarını yakalama yeteneğine sahiptir. Ayrıca, dört düğümlü Belytschko ve Tsay (1981) kabuk formülasyonuna dayanan beton için sabit çatlak malzeme modelini kullanan LS-DYNA yazılımında kompozit katmanlı bir kabuk elemanı mevcuttur.



Şekil 2.12. Mikro ölçekli hesap modelleri a) Dashti ve ark. (2017) b) Kazaz (2010)

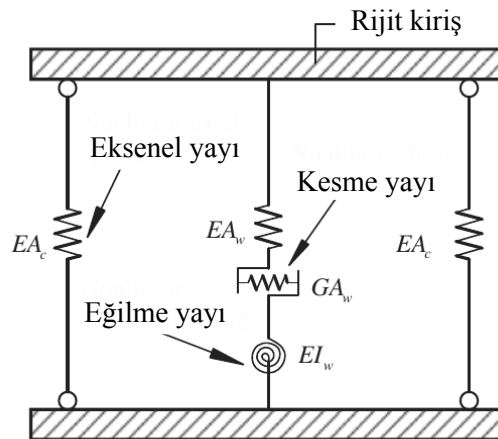
Gelişen bilgisayar donanım ve yazılımları ve şu anda kullanılan model sınırlamalarının üstesinden gelen sağlam perde duvarı modellerinin var olmasına duyulan ihtiyaç göz önüne alındığında, mikroskobik model uygulamalarının hem araştırmacı hem de uygulayıcı mühendisler arasında artması beklenmektedir (Kolozvari ve ark., 2019).

Öte yandan makroskopik modeller, mikro ölçekli modellere göre makul ölçüde gerekli olan CPU zamanı ile birlikte kolaylık ve pratikliğe sahiptir (L. Martinelli, 2008; Jalali ve Dashti, 2010). Bununla birlikte, sayısal modellemede kullanılan malzemelerin davranışını yansıtmak için malzemeleri oluşturan modeller ve ilgili parametreler

eleman birkaç alt elemana bölünmüştür. Bu model basitliğinden dolayı hesaplamada kolaylık sağlamaktadır. Fakat, bazı önemli deneysel gözlemler etkili bir şekilde yakalanamadığı için tek eleman modelinin kullanılması sınırlandırılmıştır. Perdenin duvarın merkez eksenini etrafında döndüğü varsayılır ve bu nedenle analiz sırasında tarafsız eksenin yeri değişmeden kalır. Ek olarak, bu modelde duvarın sallanması ve duvara bağlı çerçeve elemanları ile etkileşim gibi davranışlar da ihmal edilmektedir (Wu ve ark., 2017).

2.4.2. Üçlü yay eleman modeli

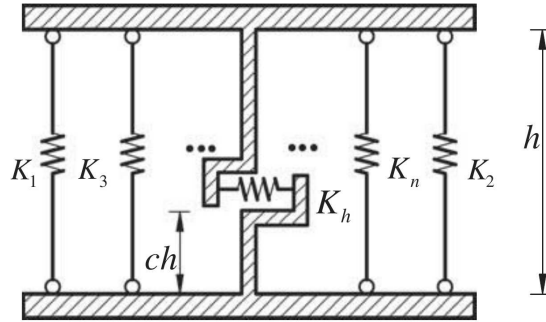
Kabeyasawa ve ark. (1983) tarafından, klasik BSEM'in dezavantajlarının önüne geçmek için Üçlü yay eleman modeli (Three-Vertical-Line-Element Model, TVLEM) önermişlerdir. Duvar, üst ve alt kat seviyelerinde rijit kirişlere sahip olan üç dikey çubuk eleman olarak idealize edilmiştir (Şekil 2.14.). İki dıştaki dikey eleman uç bölgesinin elemanlarını temsil ederken, iç eleman gövde bölgesini temsil etmektedir. İç eleman, sırasıyla duvarın aksel, kesme ve eğilme davranışını temsil eden dikey, yatay ve dönme yaylarından oluşur. İki dış eleman tanıtarak, TVLEM, duvar kesitinin tarafsız ekseninin değişimi, sallanma ve bağlantı çerçevesi elemanları ile etkileşim de dahil olmak üzere deneysel gözlemlerin temel özelliklerini tanımlayabilir.



Şekil 2.14. Üçlü yay eleman modeli (TVLEM) (Wu ve ark., 2017)

2.4.3. Çoklu yay eleman modeli

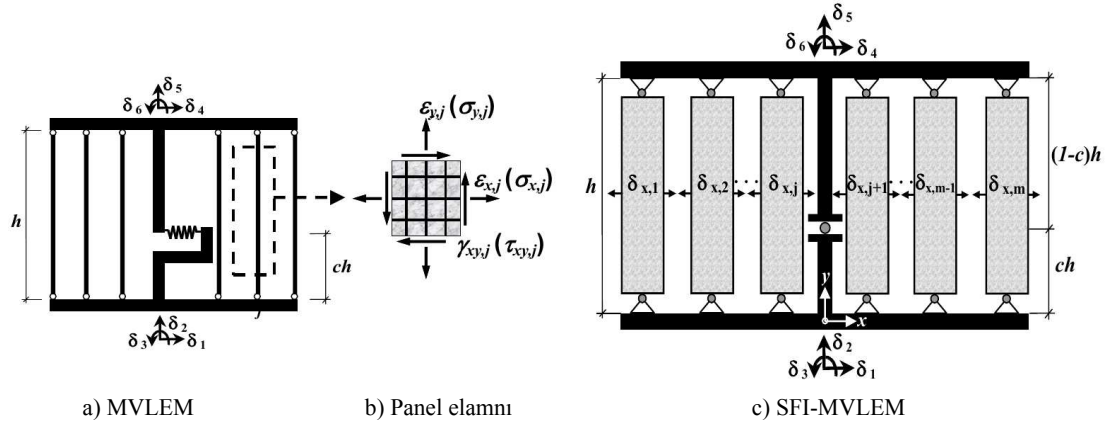
Vulcano ve ark. (1988) tarafından, TVLEM'in modifiye edilmesi ile Çoklu yay eleman modeli (Multiple-Vertical-Line Element Model, MVLEM) geliştirilmiştir. Bu model, TVLEM'deki geometri modifikasyonuna ve daha düzeyli histeretik kuralların benimsenmesine dayalı olarak geliştirilmiştir. Bu model de, TVLEM gibi iki dış eleman mesnet elemanlarını temsil eder ve iç elemanlar (en az iki) gövde (bağlantı) bölgesinin aksenal ve eğilme davranışını temsil etmektedir (Şekil 2.15.). Ayrıca bu modelde, rijitliği olan yatay yay tutulurken, perde uç bölgesi ile perde gövdesi arasındaki yer değiştirme bakımından uyumsuzluğun giderilmesindeki zorluk nedeniyle döner yay ihmal edilmiştir. Ek olarak, duvarın üst ve alt seviyeler arasındaki rölatif dönme, $c.h$ yüksekliğinin alttan ölçüldüğü noktada farz edilmiş olup c 'nin 0 ve 1 arasında değiştiği varsayılmıştır.



Şekil 2.15. Çoklu yay eleman modeli (MVLEM) (Wu ve ark., 2017)

Massone ve Wallace (2004) tarafından incelenen deney sonuçlarından yola çıkarak, c parametresinin ortalama 0,4 değerinin dönme merkezini belirlemek için kullanılmasının uygun olduğu belirtilmiştir. Orakcal ve ark. (2004), modelleme yaklaşımının doğrusal olmayan tepkileri belirlemek için basitleştirilmiş kuvvet deformasyon kuralları yerine düzenlenmiş histeretik tek eksenli gerilme-şekil değiştirme ilişkilerinin uygulamasını içeren MVLEM'in yeni bir versiyonunu önermişlerdir. Bu şekilde analitik sonuçlar doğrudan malzemelerin fiziksel (gerilme-şekil değiştirme eğrisi) davranışı ile bağlanmıştır.

Ayrıca, MVLEM modellerinin dezavantajları arasında duvarın kesme ve eğilme yer değiştirme bileşenlerinin bağımsız olarak tanımlanması yer almaktadır. Kolozvari (2013), betonarme perde duvarlardaki kesme-eğilme etkileşimini (Shear-Flexure Interaction, SFI) yansıtabilmek için betonarme (RC) panel davranışını iki boyutlu bir makroskopik fiber modeline dahil eden analitik bir model önermişlerdir. Daha önce (Orakcal ve ark., 2004) tarafından uygulanan Çoklu yay eleman modeli (MVLEM) yeni çevrimsel SFI modelinin uygulanması için temel model olarak seçilmiştir. Betonarme panel elemanlarının tersine çevrimsel yükleme altındaki davranışı, sabit çatlak açısı yaklaşımından geliştirilen sabit dikme açısı modeline (Fixed-Strut-Angle-Model, FSAM) dayanan iki boyutlu bir kurucu betonarme panel modeli ile tanımlanmaktadır. Eksenel ve kesme tepkilerinin birleştirilmesi, panel (makro-fiber) seviyesinde elde edilir, bu da modelde eleman seviyesinde eğilme ve kesme tepkilerinin birleştirilmesine imkan vermektedir (Şekil 2.16.).

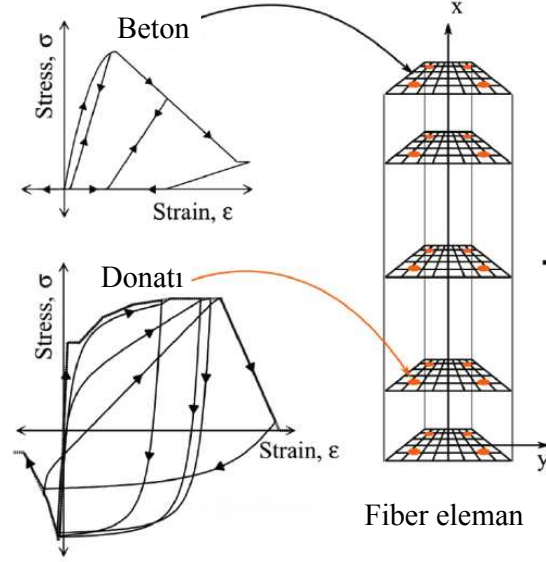


Şekil 2.16. Kesme-eğilme etkileşimini ile çoklu yay eleman modeli (SFI-MVLEM) (Kolozvari, 2013)

2.4.4. Lif kesitli kiriş-kolon eleman modeli

Bu model Spacone ve ark. (1996) tarafından geliştirilmiştir. Lif kesitli kiriş-kolon eleman modelinde (Fiber Beam-Column Element Model, FBCEM) kesit ayrı fiberlere bölünerek idealleştirilir. Her lif (fiber) için, tüm kesitin mekanik davranışını elde etmek için kinematik ve denge gereksinimleri ile birlikte tek eksenli bir histeretik model tanımlanır (Şekil 2.17.). Fiber modelinin eksenel yük ve eğilme momenti

arasındaki etkileşimi iyi tanımlayabileceği kabul edilmektedir; bununla birlikte, düzlem kesitlerinin düzlem olarak kaldığı varsayımı nedeniyle kesme ve donatı sıyrılmasının tepkileri genellikle ihmal edilmektedir.



Şekil 2.17. Lif kesitli kiriş-kolon eleman modeli (FBCEM) (Kolozvari ve ark., 2018)

FBCEM deplasman tabanlı ve kuvvet tabanlı eleman formülasyonları için farklı Sonlu Eleman formülasyonları ile iki ana farklı yaklaşım benimsenmiştir. Deplasman tabanlı eleman, eleman boyunca eğriliğin doğrusal bir dağılımının varsayılmasından dolayı ince bir eleman örgüsü (mesh) gerektirir. Kuvvet tabanlı eleman ise daha yoğun bir örgü (mesh) gerekli değildir, ancak analiz için daha fazla hesaplama gücü gerekmektedir.

Daha önce açıklandığı gibi (Bölüm 2.4.3), Orakcal ve ark. (2004) makroskopik fiber tabanlı bir modeli benimsemiş ve MVLEM içinde uygulamışlardır. Jalali ve Dashti (2010), bu fiber tabanlı MVLEM modeli sonlu elemanlar modeli ile karşılaştırmış ve hesaplama çabalarını, örgü boyutlarının hassasiyetini ve global davranışın doğruluğunu dikkate alarak, lifli MVLEM makro modelin avantajlı olduğu sonucuna varmışlardır. Pugh ve ark. (2015), 21 narin perde duvarlardan elde edilen deneysel verileri kullanarak kuvvet tabanlı fiber modelini doğrulamış ve daha iyi

tahminler için düzenlenmiş (regularized) bir model önermişlerdir.

2.5. Donatı Sıyırılma Deneyleleri ve Modelleme Çalışmaları

Donatı çubuklarının aderans davranışı, genellikle aderans gerilmesi sıyırılma ilişkisi olarak tanımlanır. Aderans gerilmesi, donatı çubuğu ile beton arasındaki temas yüzeyine etki eden ve gömülü çelik çubuğa paralel olan kesme gerilmesidir. Donatı sıyırılması, çelik çubuk ile beton arasındaki nisbi yer değıştirme olarak tanımlanır. Çubuk çekme testleri ve kiriş testleri, çelik aderans ve sıyırılma performansını değerlendirmek için kullanılan yaygın deneysel prosedürlerdir. Betonarme kolonlar için donatı sıyırılması deformasyonunun yatay yer değıştirmeye katkısı toplam yatay yer değıştirmenin %25'inden fazlasını oluşturabilir ve sıyırılma katkısı bazı durumlarda eğilme deformasyonu kadar büyük olabilmektedir (Sezen ve Moehle, 2006).

2.5.1. Düz yüzeyli donatı ile ilgili yapılan çalışmalar

Birçok araştırmacı, deneysel veriler ve bünye denklemleri ile aderans kapasitesini etkileyen ana parametreleri dikkate alarak, monotonik ve histeretik olarak nervürlü donatıların bağ performansını incelemişlerdir (Melo ve ark., 2011). Fakat, sınırlı sayıda deneysel çalışmada düz donatı çubuklarına odaklanılmıştır.

Fabbrocino ve ark. (2004), eski tip betonarme çerçevelerinin sismik değerlendirmesinde özellikle düz yüzeyli donatıların aderans performanslarının kolon kiriş derzleri gibi kritik bölgelerin sünekliği ve dayanımı üzerindeki etkisi gibi önemli konular üzerine tartışmışlardır. Sonuçlar, özellikle akma sonrası, ankraj ve zayıf aderans performanslarının rolü ve düz yüzeyli donatının kullanımı dolayısıyla kısmi etkileşimi sünekliği %40'a kadar azaltabileceğini göstermektedir.

Verderame ve ark. (2008a), eski standartlara göre ve sadece statik yükler için tasarlanmış düz yüzeyli donatıların kullanıldığı mevcut betonarme kare kolonların dönme kapasitesini monotonik ve çevrimsel (Verderame ve ark., 2008b) yükleme

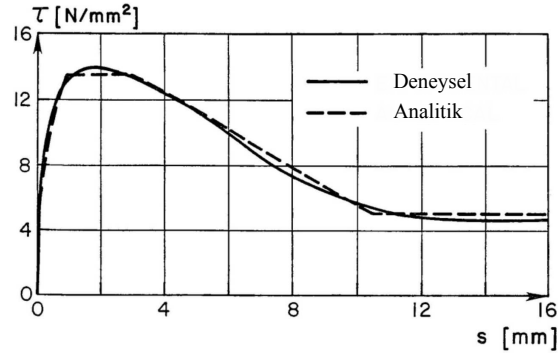
etkisi altında incelemiştir. Deneylerde, kolonlar iki farklı boyuna donatı yerleşim planı ile (devamlı ve bindirmeli) ve iki farklı eksenel yük altında (%12 ve %24) test edilmiştir. Düz yüzeyli donatı kullanılması nedeniyle aderans özelliği büyük ölçüde kaybolmakta olup betonarme kolon ve temel arasındaki yüzeyde oluşan geniş çatlaklar nedeniyle tabandaki dönmeler artmaktadır. Bu yüzden, düz yüzeyli donatılı betonarme kolonlarda sıyrılma mekanizmasının katkısının nervürlü donatılı betonarme kolonlara göre çok daha belirgin olduğunu belirlemiştir.

Düz donatı ile inşa edilmiş betonarme kolonlar üzerinde çok sayıda test yapılmıştır. Opabola ve ark. (2019) düz yüzeyli donatıya sahip deneysel olarak test edilmiş 65 adet betonarme kolondan oluşan bir veritabanı oluşturmuştur. Analitik çalışma, kolon-temel veya kolon-birleşme arayüzünde tek bir çatlak oluşmasıyla ankastre dönme mekanizması (fixed-end rotation) geliştiğini göstermiştir. literatürde düz donatı ile perde duvarlarının davranışını deneysel olarak inceleyen bir çalışmaya rastlanmamıştır.

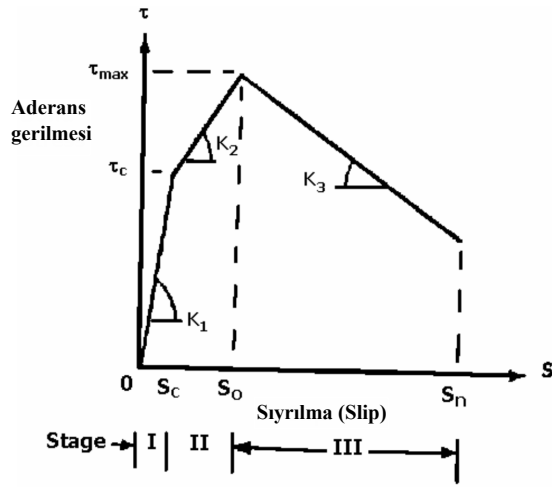
2.5.2. Sıyrılma modeli ile ilgili yapılan çalışmalar

Araştırmacılar betonarme eleman bağlantılarında ve temelerde donatı sıyrılmasını modellemek için çok sayıda deney yapmışlardır. Bu deneylerin çoğu, yerel (lokal) aderans gerilmesi sıyrılma ilişkisinin kurulmasından, donatı sıyrılması etkisinin eleman ve malzeme seviyelerinde ölçülmesine kadar uzanmaktadır. 1970'lerden bu yana, beton ve çelik arasındaki etkileşimi aderans gerilmesi sıyrılma ilişkileri ile tanımlayan modeller deneysel olarak kalibre edilmiştir.

Eligehausen ve ark. (1982) tarafından önerilen yerel aderans gerilmesi sıyrılma ilişkisi, monotonik ve tersinir yükleme etkisi altında 125 adet çekme testi ile geliştirilmiştir. Nervürlü donatının davranışını belirlemek için bu analitik model (Eligehausen ve ark., 1982) kullanılmıştır (Şekil 2.18.). Hawkins (1982) üç doğrusal eğriye sahip ve her bir parçanın belirli bir denklemle tanımlandığı benzer bir aderans gerilmesi sıyrılma modeli önermiştir(Şekil 2.19.).



Şekil 2.18. Eligehausen ve ark. (1982) tarafından önerilen aderans gerilmesi sıyrılma ilişkisini



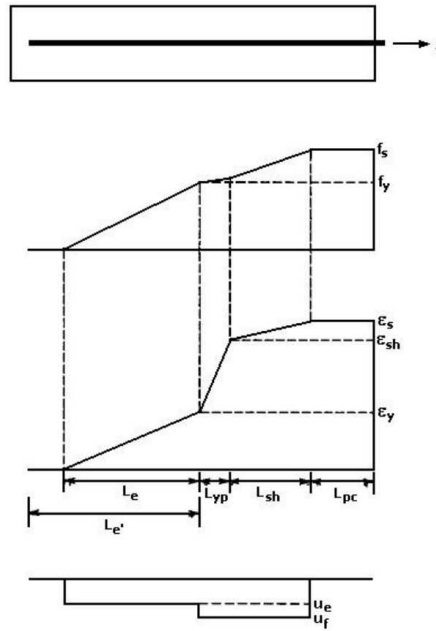
Şekil 2.19. Hawkins (1982) tarafından önerilen aderans gerilmesi sıyrılma ilişkisini

Verderame ve ark. (2009b), Düz yüzeyli (nervürlü) donatının sıyrılma performansını incelemek için monotonik ve çevrimsel yükleme altında çekme testi deneyleri yaparak davranışı incelemiştir. Farklı bir çalışmada (Verderame ve ark., 2009a) yapılan deneyler ile düz yüzeyli donatı için sıyrılma modeli önerilmiştir (Şekil 2.20.). Monotonik yükleme için önerilen modelde, sıyrılmanın çok düşük değerlerine karşılık gelen pik dayanım değerine kadar artan bir eğilim göstermektedir.

Kenetlenme uzunluğu (development length) (l_d) boyunca ortalama bir üniform aderans gerilmesi (u_b) varsayılarak, Otani ve Sozen (1973) donatı sıyrılması nedeniyle betonarme elemanın uçlarındaki deformasyonları analiz etmişlerdir. Varsayılan üniform aderans gerilmesi $0,54\sqrt{f'_c}$ idi (Şekil 2.21.). Doğrusal elastik bir davranışı farz

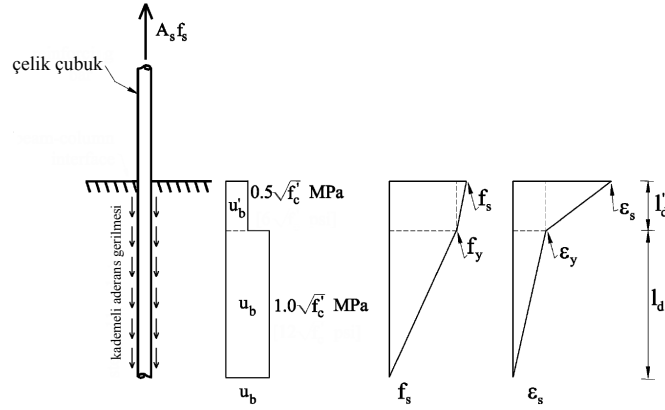
Lehman ve Moehle (2000) kademeli (stepped) bir aderans gerilmesi-sıyrılma modeli önermişlerdir. Bu modelde, üniform aderans gerilmesi donatının akma birim şekildeğiştirmesine karşılık gelen sıyrılmadan daha küçük değerleri için $u_b = 1,0\sqrt{f'_c}MPa$ olarak alınmış olup akma birim şekildeğiştirmesini aşan sıyrılma değerleri için $u'_b = 0,5\sqrt{f'_c}MPa$ tanımlanmıştır.

Alsawat ve Saatcioglu (1992) tarafından önerilen analitik prosedürü betona gömülü bir donatı çubuğunun monotonik kuvvet-deformasyon ilişkisini belirlemek için kademeli (stepped) bir aderans gerilme dağılımı kullanılmıştır. Şekil 2.22.'de görüldüğü gibi, bu model çekme altında bir donatı çubuğu boyunca, elastik (L_e), akma (yield plateau, L_{yp}), pekleşme (strain-hardening, L_{sh}) ve çekme (pullout-cone, L_{pc}) olmak üzere dört bölgeden oluşmaktadır.



Şekil 2.22. Alsawat ve Saatcioglu (1992) tarafından önerilen donatı sıyrılma modeli

Sezen ve Setzler (2008), monotonik yatay yükleme etkisi altındaki betonarme kolonlarda boyuna donatının temel betonundan sıyrılma etkisini dikkate alan sıyrılma modeli önermişlerdir. Bu modelin detayları Şekil 2.23.'te gösterilmiş olup sıyrılma modelinde kullanılan bağıntılar Denklem 2.3 ve 2.4'te aşağıda sunulmuştur.

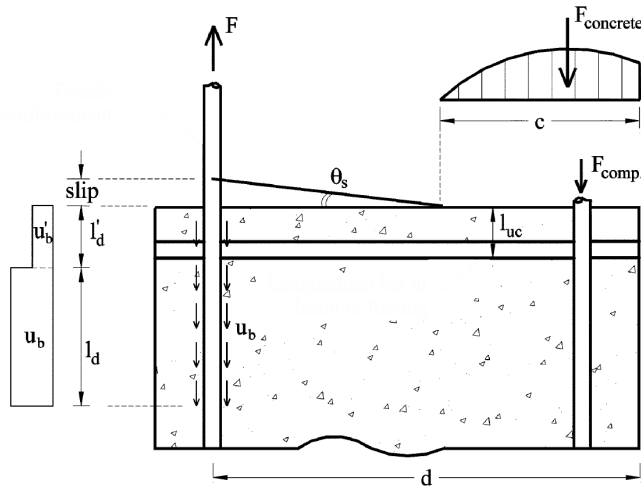


Şekil 2.23. Sezen ve Setzler (2008) tarafından önerilen donatı sıyrılma modeli

$$\varepsilon_s \leq \varepsilon_y \quad \text{için} \quad slip = \frac{f_s^2 d_b}{8E_s u_b} \quad (2.3)$$

$$\varepsilon_s > \varepsilon_y \quad \text{için} \quad slip = \frac{f_y^2 d_b}{8E_s u_b} + \frac{(\varepsilon_s + \varepsilon_y)(f_s - f_y)d_b}{8u'_b} \quad (2.4)$$

Bu modelde, aderans gerilmeleri Lehman ve Moehle (2000)'e göre hesaplanmıştır ($u_b = 1,0\sqrt{f'_c}MPa$, $u'_b = 0,5\sqrt{f'_c}MPa$). Donatı sıyrılmasında eleman ucunda meydana gelen dönme, $\theta_s = slip/(d - c)$, ve yatay yerdeğiştirme, $\Delta_s = \theta_s.H$ olarak hesaplanmaktadır. Burada, H , kolon yüksekliği, d ve c sırasıyla en dıştaki basınç lifinden çekme donatısının merkezine ve tarafsız eksene olan mesafelerdir (Şekil 2.24.)

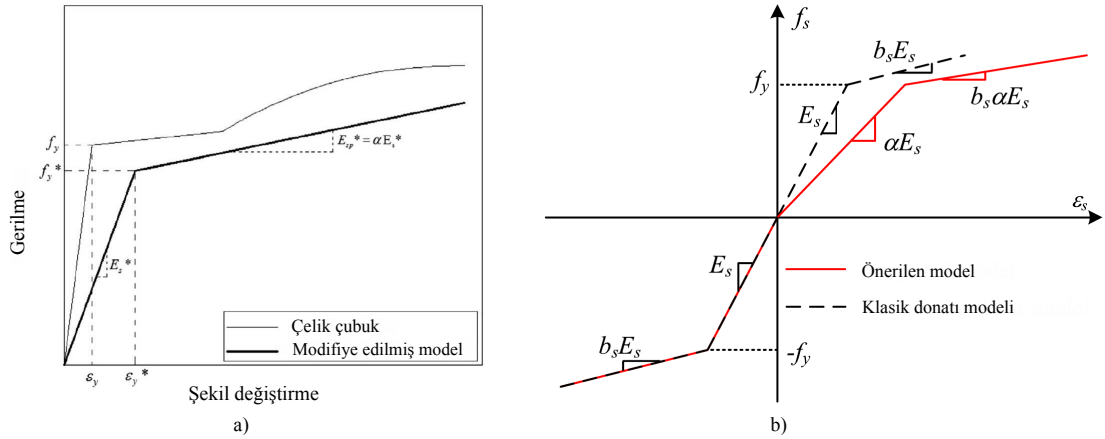


Şekil 2.24. Sezen ve Setzler (2008) modelinde sıyrılma dönmesinin hesaplanması

Donatı-beton ara yüzeyinin sıyrılmasını modellemek için farklı mikro seviyeli 3D nümerik modeller geliştirilmiştir. Bu modellerde elemanların bünye denklemlerini (constitutive relation) tanımlamak için yerel aderans gerilme sıyrılma modelleri kullanılmaktadır. Örneğin, Ngo ve Scordelis (1967), betonu ve çeliği iki boyutlu üçgen sonlu elemanlar ile temsil etmek için sonlu eleman yöntemi (Finite Element Method) kullanmış ve çelik ile beton arasındaki sonlu yay eleman bağlantıları kullanılarak çubuk uzunluğu boyunca aralıklı olarak donatı sıyrılması dikkate alınmıştır. Lowes ve ark. (2004), genel yüke maruz kalan betonarme yapıların detaylı olarak sonlu elemanlar modellemesinde kullanılacak bir aderans modeli önermişlerdir. Tipik aderans gerilme sıyrılma ilişkisini temsil edecek ve sıfır kalınlıkta bir aderans elemanına (zero-length element) uygulanacak bir bünye denklemi geliştirmişlerdir. Her ne kadar bu sonlu eleman modelleri çok iyi sonuçlar verse de, bütün yapının tepkisinin simülasyonuna uygun olmayan çok sayıda eleman, yoğun mesh yapısı ve yoğun hesaplama gücüne ihtiyaç duymaktadır.

Betonarme elemanlarının tepkisinde donatı sıyrılmasının etkisini hesaba katmak için malzeme seviyesinde farklı bir yaklaşım benimsenmiştir. Dehestani ve Mousavi (2015), monotonik yüke maruz kalan betonarme döşemenin analizinde değiştirilmiş bir çelik malzeme modeli önermişlerdir (Şekil 2.25.a). Bu modelde, donatının dayanımı ve elastisite modülü beton ve çeliğin arasındaki etkileşimi dikkate alacak şekilde modifiye edilmiştir. Wang ve ark. (2019), bilinear gerilme-şekil değiştirme ilişkisi kullanılarak benzer bir modifikasyon uygulanmış ve donatı sıyrılmasının çevrimsel tepkisini simüle edebilmek için basınç ve çekme kısımları dikkate alınmıştır (Şekil 2.25.b). Şekilde görüldüğü gibi, α , sıyrılma etkisi göz önüne alındığında elastisite modülünün başlangıç elastisite modülüne oranı olarak tanımlanan indirgeme faktörüdür.

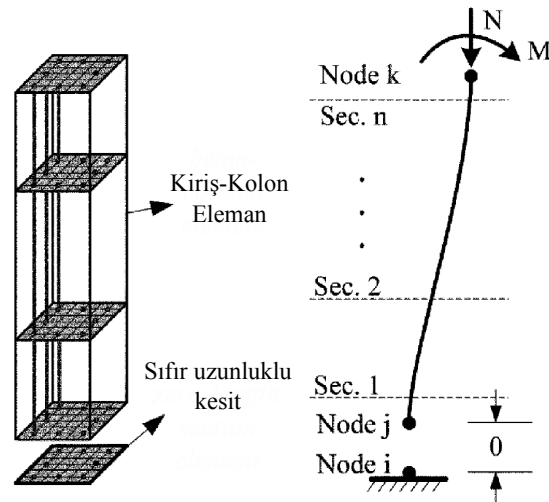
Betonarme elemanlarının davranışını simüle ederken, donatı sıyrılması etkisini hesaba katmak için farklı makroskobik düzeyde model tipleri önerilmiştir. Monti ve Spacone (2000), sıyrılma etkisini dikkate alan bir fiber kiriş-kolon elemanı (FBCEM) sunmuşlardır. Önerilen modelde, eleman formülasyonunda fiber kesit modeli ve



Şekil 2.25. Betonarme elemanındaki donatılar için modifiye edilmiş gerilme şekil değiştirme ilişkileri a) Dehestani ve Mousavi (2015) b) Wang ve ark. (2019)

devamlı sıyrılan bir donatının sonlu elemen modeliyle birleştirmişlerdir. Ayrıca, donatı lif şekil değiştirmeleri çubuğun deformasyonu ve ankraj sıyrılmasının toplamı olarak hesaplanmıştır.

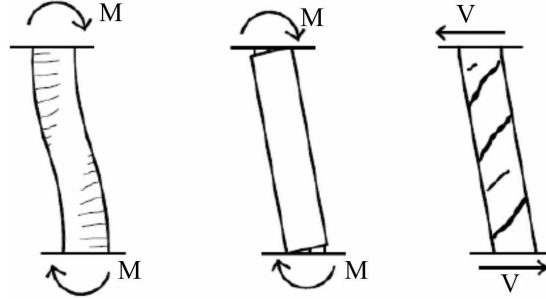
Zhao ve Sritharan (2007), yeterli gömme uzunluklarına sahip çelik çubukların deneysel sonuçlarını kullanarak gerinim penetrasyonuna (strain penetration) bağlı donatı sıyrılması için ampirik bir model geliştirmişlerdir. Şekil 2.26.'da görüldüğü gibi, donatı sıyrılmasının neden olduğu kolonun ankastrelilik dönmesini simüle edebilmek için sıfır uzunlukta bir kesit (zero-length section) elemanı kullanılmıştır.



Şekil 2.26. Gerinim penetrasyonunun fiber tabanlı modellemesinde sıfır uzunluklu kesit elemanı (Zhao ve Sritharan, 2007)

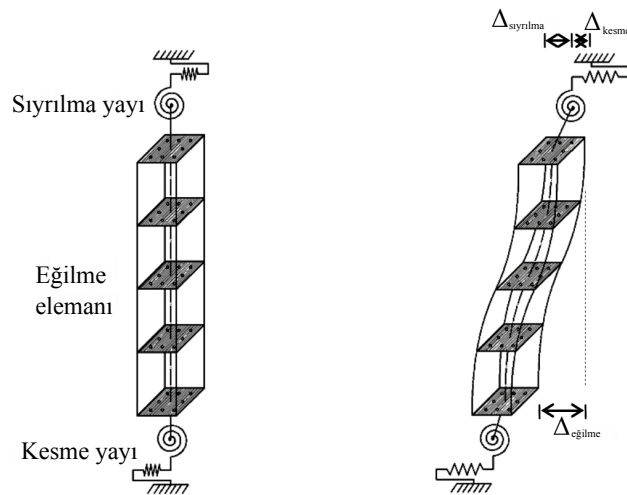
Setzler ve Sezen (2008), yatay yük etkisi altında kalan betonarme kolonların

davranışlarını üç farklı deplasman bileşenini birleştirerek modellemişlerdir (Şekil 2.27.). Eğilme, donatı sıyrılması ve kesmeye bağlı deformasyonlar ayrı ayrı ele alınmış ve daha sonra kolonun toplam yanal davranışını belirlemek için birleştirilmiştir.



Şekil 2.27. Betonarme kolonlarda yatay deformasyon bileşenleri (Setzler ve Sezen, 2008)

Bu yöntemde (Setzler ve Sezen, 2008), betonarme kolonunun tepkisi, yanal yer değiştirmenin üç bileşenlerini (eğilme, donatı sıyrılması ve kesme) temsil eden seri olarak üç yay kullanılarak modellenmiştir. Bu modelde, her yaya karşılık gelen yer değiştirme bileşenini temsil eden bir model (constitutive model) atanmıştır. Bicici ve Sezen (2017), eğilme yer değiştirmesini elde etmek için bir fiber kiriş-kolon elemanı (FBCEM) kullanarak bu yaklaşımı geliştirmiş ve sırasıyla kesme ve donatı sıyrılması deformasyonlarını modellemek için bir çift yatay ve dönme yayı kullanmışlardır (Şekil 2.28.).



Şekil 2.28. Deformasyon bileşenlerini kapsayan yay gösterimi modeli (Bicici ve Sezen, 2017)

2.6. Bilimsel Çalışmanın Gerekliliği ve Çalışmanın Özgün Değeri

Bu çalışmada güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan (GDYGS) ve ülkemizdeki mevcut betonarme yapı stokunda yaygın olarak kullanılmış olan betonarme perde duvarların tekrarlı yatay yük etkisi altındaki davranışları deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Tezin ilk aşamasında, Türkiye'deki yapı stoku özellikleri dikkate alınarak üretilmiş olan 6 adet GDYGS ve 1 adet referans betonarme perde duvar deney numunelerinin tekrarlı yük etkisi altındaki davranışları deneysel olarak belirlenmiştir. İkinci aşamada ise OpenSeesPy (2018) sonlu eleman programı yardımıyla deney numunelerinin sayısal modelleri oluşturulmuş ve bu sayısal modellerin doğrulanması deney sonuçları ile gerçekleştirilmiştir. Doğrulanmış olan sayısal modeller ve deneysel sonuçlar kullanılarak GDYGS betonarme perdeler için donatının sıyrılma modeli (slip model) geliştirilmiştir.

Bu çalışmanın özgün yönleri şu şekilde sıralanabilmektedir;

- Literatürde, betonarme perde duvarlar ile ilgili birçok çalışma (Tablo 1.1.) bulunmakla birlikte güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan (GDYGS) betonarme perde duvarlar ile ilgili sınırlı sayıda çalışma (Tablo 2.1.) bulunmaktadır. Ayrıca Türkiye şartlarının dikkate alındığı GDYGS betonarme perde duvarların tekrarlı yatay yük etkisi altındaki davranışlarının belirlenmesi ile ilgili bir çalışmaya rastlanılmamıştır. Bu tezde, Türkiye'deki betonarme yapı stoku özelliklerinin dikkate alındığı (1997 TDY öncesi yapılan yapılar) ve güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan betonarme perde duvarların tekrarlı yatay yük etkisi altındaki davranışları deneysel ve sayısal olarak incelenerek literatüre önemli bir katkı yapılması hedeflenmiştir.
- Literatürde, betonarme perdelerde boyuna donatının sıyrılma etkisini dikkate alan herhangi bir çalışmaya rastlanmamıştır. Türkiye'deki mevcut yapı stoku dikkate alındığında 1997 TDY öncesi yapılan betonarme yapılarda yaygın olarak

S220 düz yüzeyli donatı kullanıldığından bu yapı elamanlarında sıyrılma riski çok daha fazladır. Bu çalışmada Türkiye şartları dikkate alınacağından üretilmiş deney numunelerinde S220 düz yüzeyli donatı kullanılmış olup sıyrılma etkisi dikkate alınmıştır. Betonarme perdelerdeki boyuna donatıların sıyrılma etkisinin ilk defa dikkate alınmış olması nedeniyle bu çalışma öncü çalışmalardan birisi olmuştur.

- Literatürde, betonarme kolonlarda sıyrılma etkisinin dikkate alındığı sayısal modeller geliştirilmiş olmakla birlikte betonarme perdeler için herhangi bir model önerilmemiştir. Betonarme kolonlar için önerilmiş olan sıyrılma modeli (Sezen ve Setzler, 2008), bu tez kapsamında betonarme perdeler için geliştirilerek betonarme perdeler üzerine uygulanmıştır. Bu aşamada hem deneysel hem de sayısal analiz sonuçları kullanılarak geliştirilen bu modelin doğruluğu gösterilmiştir. Bu çalışma kapsamında betonarme perdeler için yeni bir sıyrılma modeli geliştirilmiş olması da bu çalışmanın öne çıkan en önemli özgün yönlerinden birisidir.

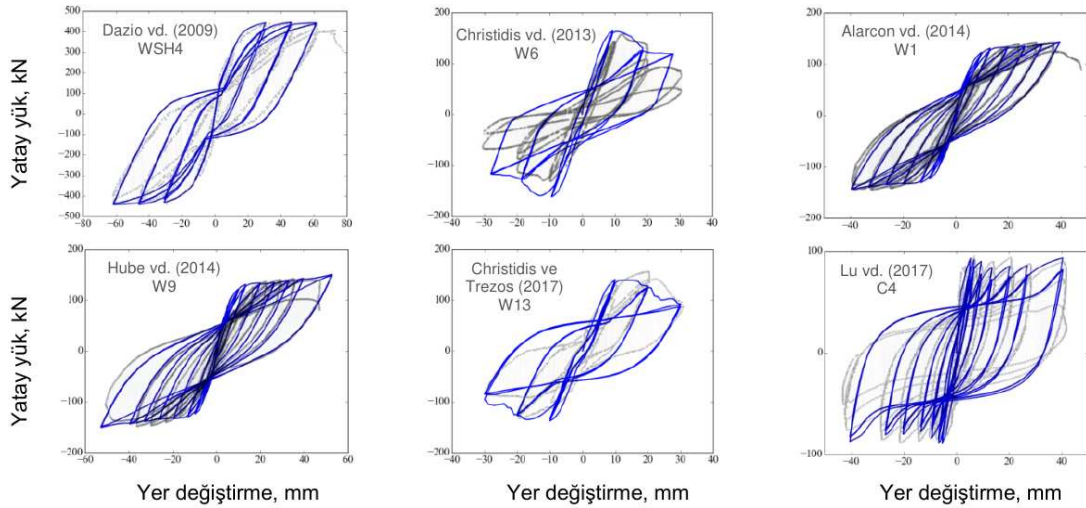
BÖLÜM 3. MATERYAL VE YÖNTEM

3.1. Giriş

Bu tezin temel amacı, güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan (GDYGS) aksel yüksüz betonarme perde duvarların (nonconforming RC shear wall) tekrarlı yatay yük etkisi altındaki davranışlarının deneysel ve sayısal olarak incelenmesidir. Betonarme perdelerin tekrarlı tersinir yatay yükler altındaki davranışını etkileyen birçok parametre vardır. Bunlar, perdenin boyutları, enkesit özellikleri (paspayı, donatı düzeni), perde başlığı ve gövdesindeki enine ve boyuna donatı oranları, malzeme özellikleri (beton, çelik) olarak sayılabilir. Bu çalışmada tüm bu parametreler göz önünde bulundurularak iki aşamalı bir çalışma yapılmıştır. Bu tez, temel olarak iki aşamadan oluşmaktadır. İlk aşamada GDYGS betonarme perde numunelerinin deneyleri gerçekleştirilmiştir. İkinci aşamada deneysel sonuçlar kullanılarak GDYGS betonarme perdeler için donatının sıyrılma modeli (slip model) geliştirilmiş olup modelinin etkinliği deneysel sonuçlar ile kontrol edilmiştir. Bu aşamada sayısal modellerin analizleri OpenSeesPy (2018) programı yardımıyla gerçekleştirilmiştir.

3.2. Deneysel Çalışma

Deneysel çalışma Düzce Üniversitesi Yapı-Mekaniği Laboratuvarında gerçekleştirilmiştir. Deney numunelerinin boyutlarının belirlenmesi amacıyla OpenSees programı ile bir ön çalışma yapılmış olup literatürde mevcut olan deney numuneleri analiz edilmiştir (Şekil 3.1.). Deneylerin gerçekleştirileceği laboratuvar kapasitesi ve ön çalışma sonuçları dikkate alınarak deney numunelerinin yüksekliği $H_w = 2500 \text{ mm}$, boyu $L_w = 1050 \text{ mm}$ ve kalınlığı $b_w = 150 \text{ mm}$ olarak seçilmiştir.



şekil 3.1. Literatürdeki GDYGS betonarme perde duvarların yatay yük etkisi altındaki davranışı (—Deney, —OpenSees)

Deney matrisi Tablo 3.1.'de özetlendiği gibi, biri referans numunesi olmak üzere toplam 7 adet perde duvar numunesinin deneyleri gerçekleştirilmiştir.

Tablo 3.1. Deney Matrisi

	Numune Adı	Beton sınıfı	b_w (mm)	L_w (mm)	H_w (mm)	UB etriye (mm)	Gövde etriye (mm)	ρ_{UB} (%)	$\rho_{gövde}$ (%)
1	CSW0 TBDY2018	C25	150	1050	2500	$\phi 8/100$ (kapalı)	$\phi 8/200$	0,30 (4 $\phi 12$)	0,30 (6 $\phi 8$)
2	NCSW1	C14	150	1050	2500	Yok	$\phi 8/200$	0,30 (4 $\phi 12$)	0,30 (6 $\phi 8$)
3	NCSW2	C14	150	1050	2500	Yok	$\phi 8/200$	Yok	0,50 (16 $\phi 8$)
4	NCSW3	C14	150	1050	2500	Yok	$\phi 8/400$	0,30 (4 $\phi 12$)	0,30 (6 $\phi 8$)
5	NCSW4	C14	150	1050	2500	$\phi 8/100$ (açık*)	$\phi 8/400$	0,30 (4 $\phi 12$)	0,30 (6 $\phi 8$)
6	NCSW5	C14	150	1050	2500	Yok	$\phi 8/400$	Yok	0,50 (16 $\phi 8$)
7	NCSW6	C14	150	1050	2500	$\phi 8/100$ (açık*)	$\phi 8/400$	Yok	0,30 (16 $\phi 8$)

* Uç bölgesindeki (UB) boyuna donatılarının burkulmasını engellemek amacıyla kullanılmıştır.

Referans numunesi (CSW0) TBDY2018 gereksinimlerini sağlayacak şekilde tasarlanmış ve güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan 6 adet betonarme perde deney numuneleri (NCSW1-6) ise, gövde donatısı oranı ($\rho_{gövde}$), uç bölgesi donatısı oranı (ρ_{UB}) ve açık etriyelerin farklı konfigürasyonlarına göre

belirlenmiştir (Tablo 3.1.). Açık etriyeler, uç bölgesindeki boyuna donatılarının burkulmasını engellemek amacıyla kullanılmaktadır (Christidis ve ark., 2013). Normalize edilmiş aksenal yük oranının ($N/(A_g \cdot f_{co})$) 0,10 seviyelerinde olduğu durumlarda perde duvarın davranışında belirgin bir etkisi olmadığı bilinmektedir (Christidis ve Trezos, 2017; Shegay ve ark., 2018). Aksenal yük seviyesinin davranıştaki etkisinin düşük olması ve ayrıca bunun yanında deney numunelerinde beklenen donatı sıyrılması davranışının daha etkin bir şekilde gözlemlenebilmesi amacıyla bu çalışma kapsamında numunelere aksenal yük uygulanmamıştır.

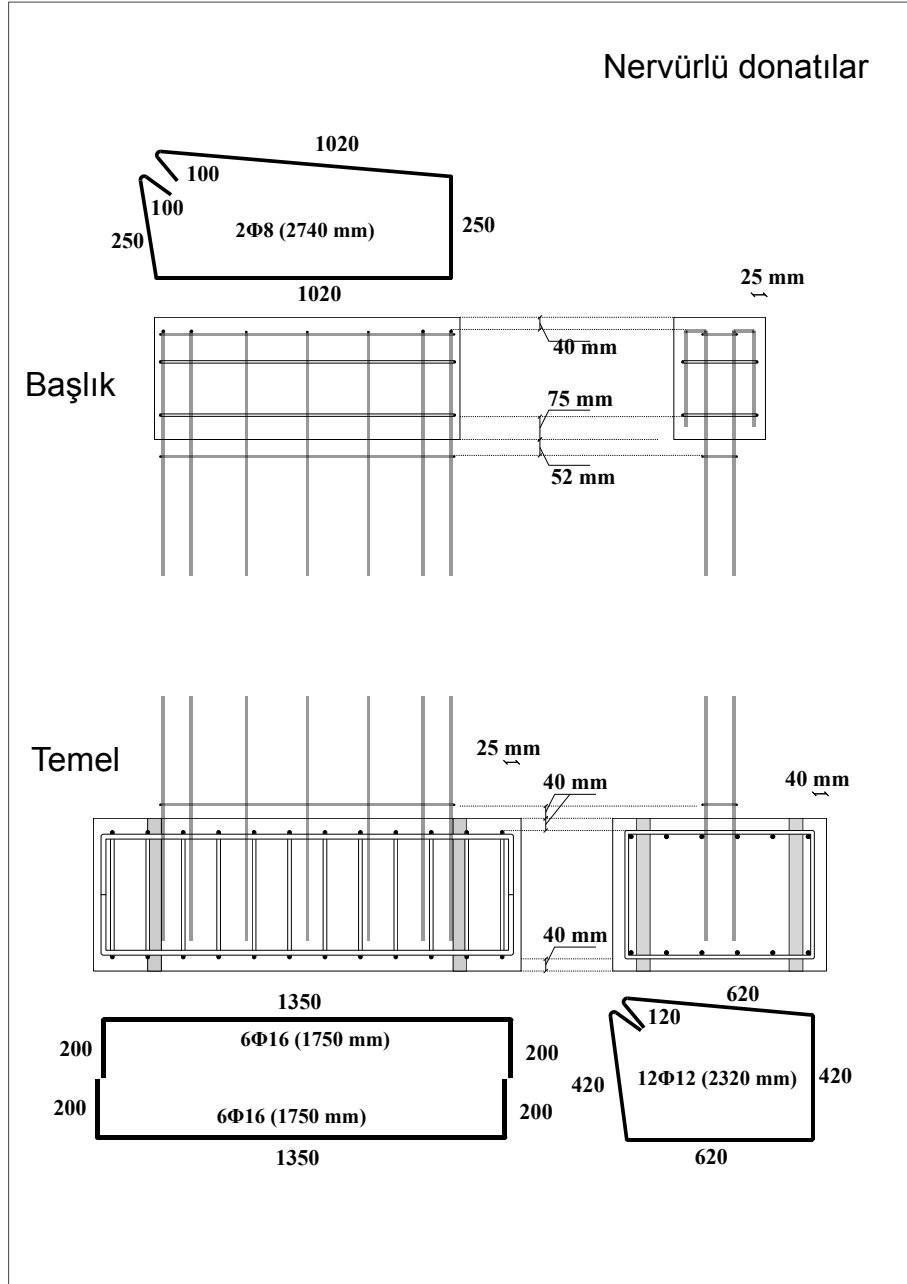
3.3. Deney Numunelerinin Üretimi



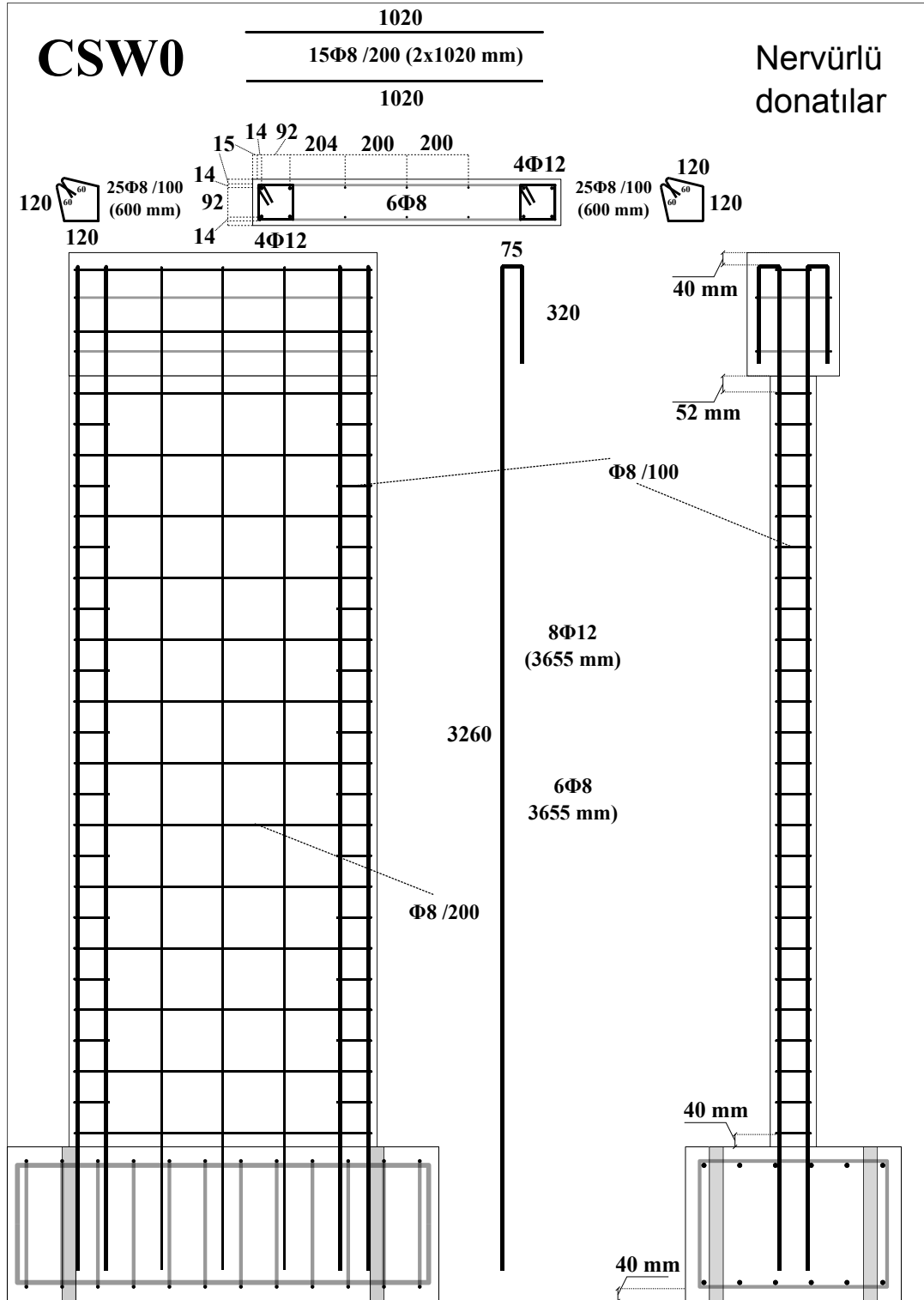
Şekil 3.2. Numunelerinin imalatı

Numune üretimi kalıp, donatı ve beton döküm işlemleri olmak üzere üç aşamada tamamlanmıştır. Numunelere ait tüm donatı imalatları tek seferde tamamlanmıştır. Tüm kalıp işlemlerinde kalıp malzemesi suya ve neme dayanıklı olması, düzgün yüzeyli olması ve yüksek dayanıklılık gibi özellikleri nedeniyle plywood malzeme

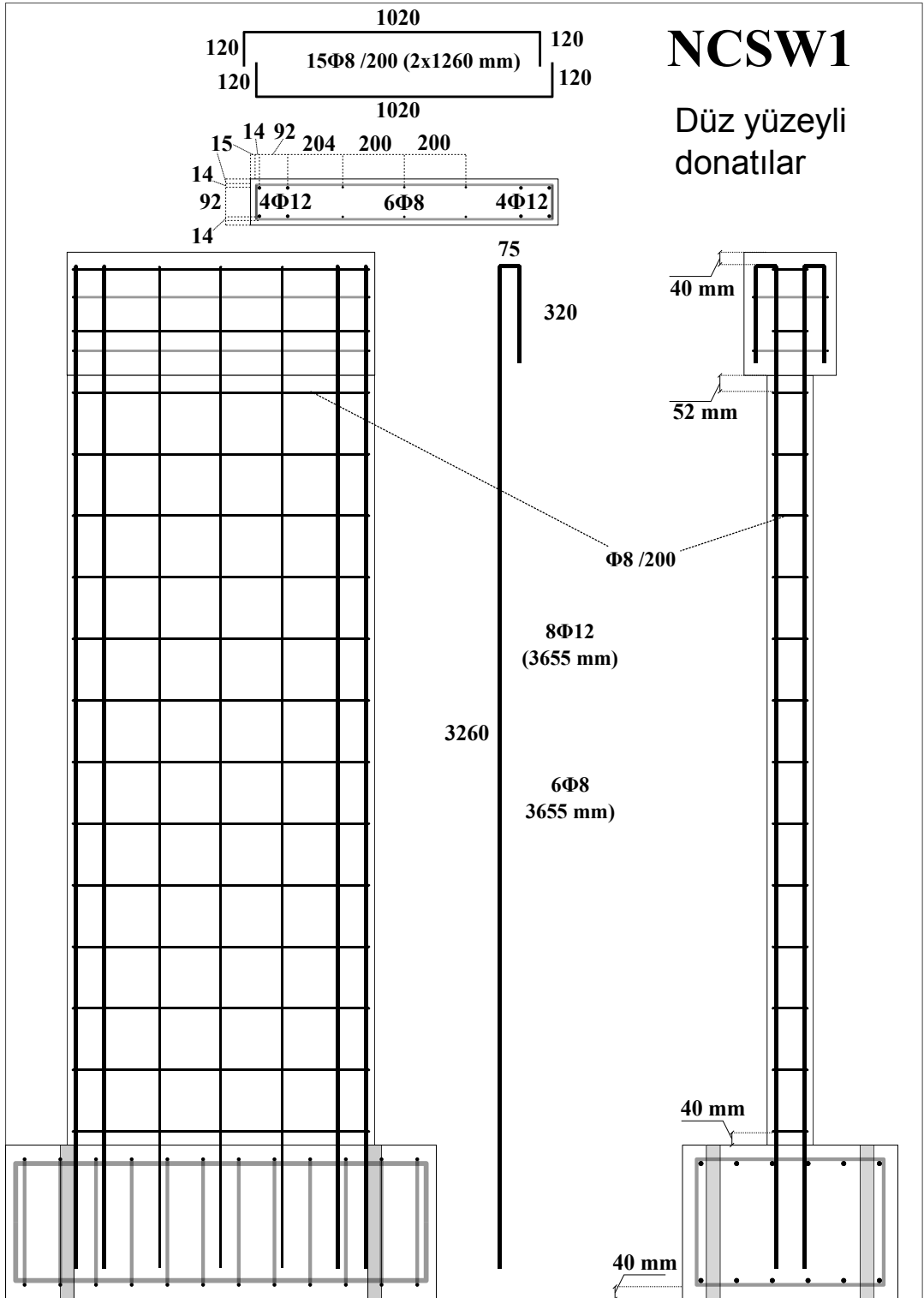
kullanılmıştır. Betonarme perde numunelerinde referans numune dışındaki tüm numunelerde düz yüzeyli donatı, referans numunede ise nervürlü donatı çeliği kullanılmıştır. Numuneler için gerekli donatı ve kalıp imalatı ile ilgili görseller Şekil 3.2.'de sunulmuştur. Numunelerinin özellikleri ve donatı konfigürasyonları Şekil 3.3. ile 3.10.'da gösterilmiştir.



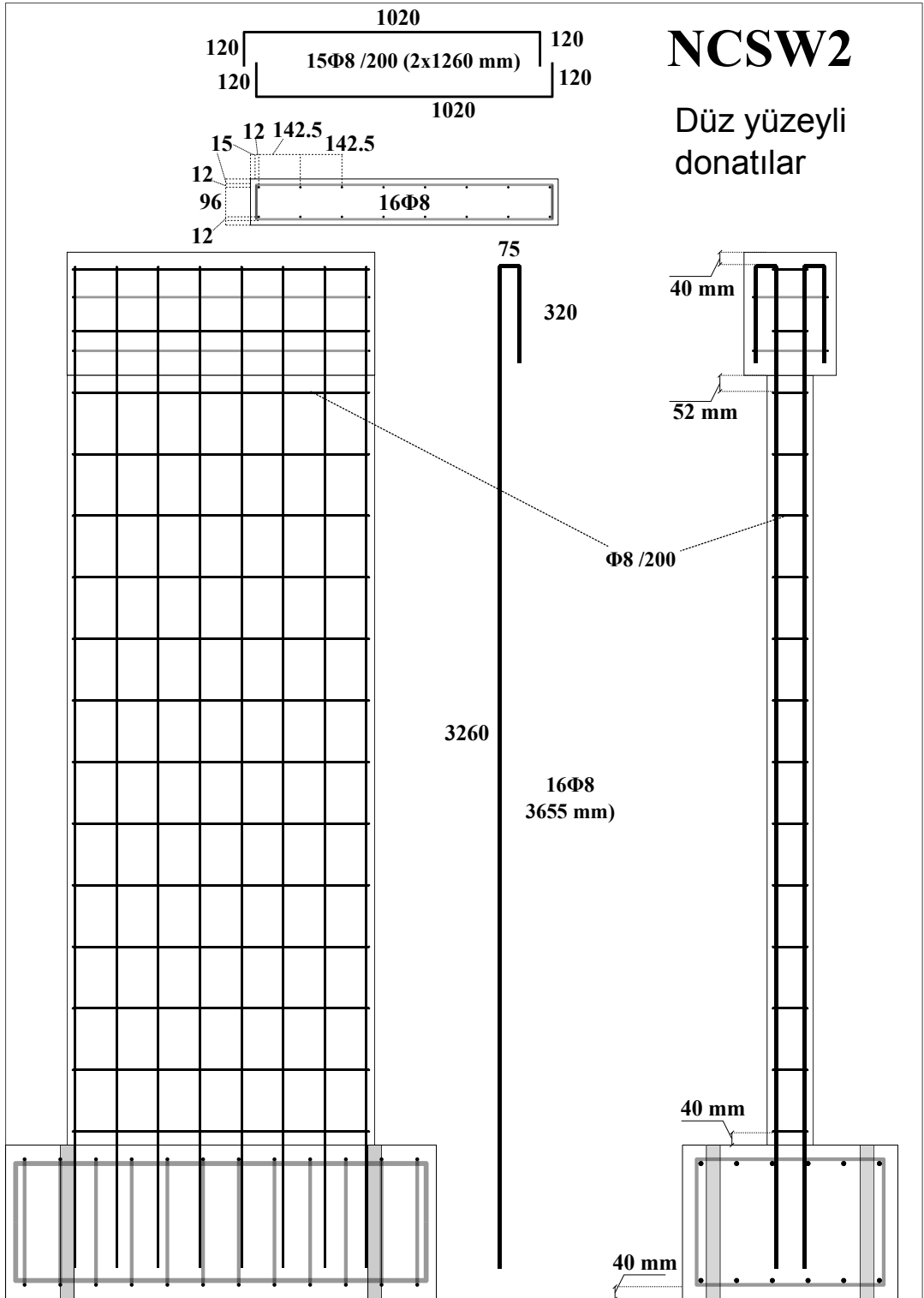
Şekil 3.3. Başlık ve Temelin özellikleri ve donatı konfigürasyonları



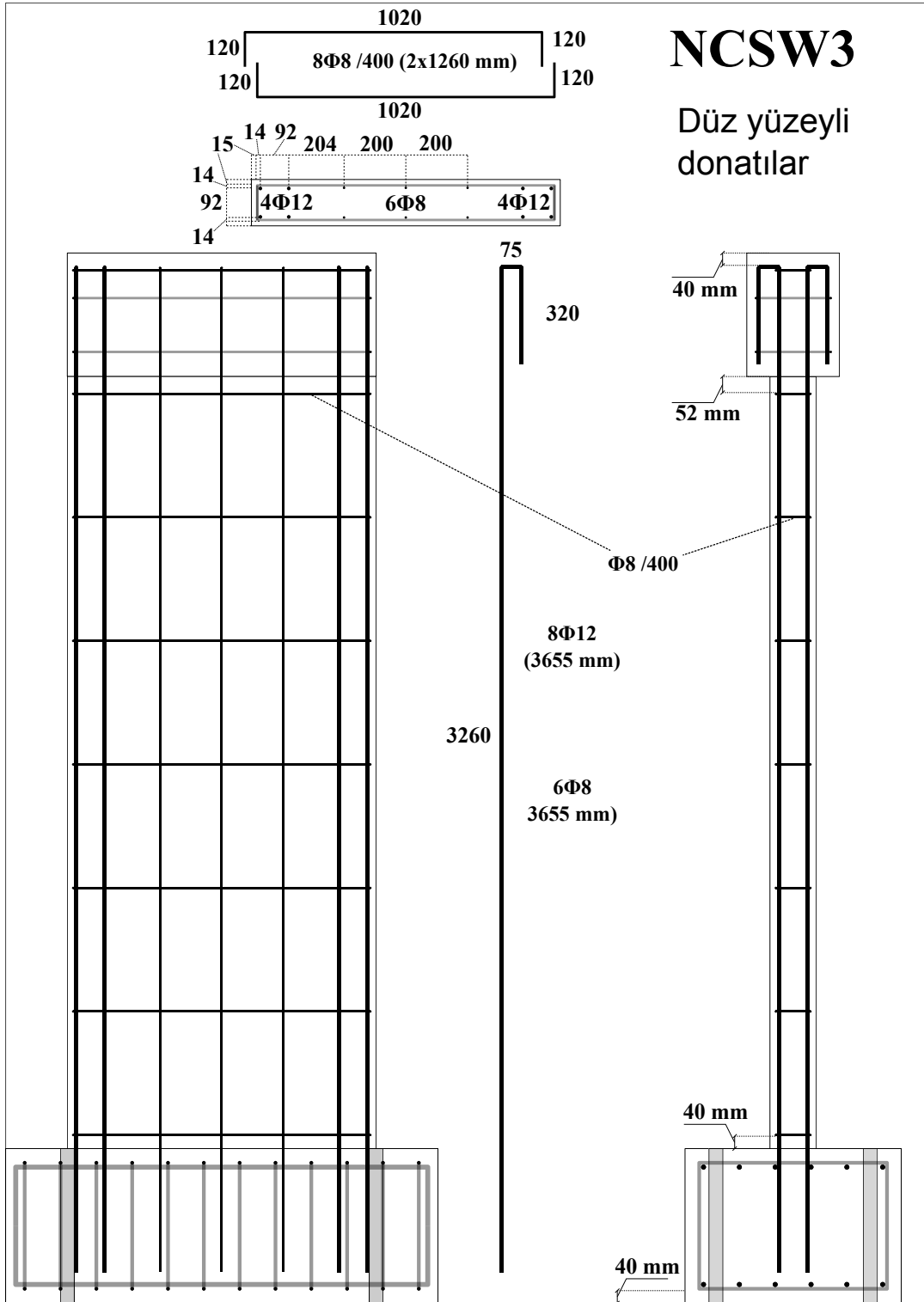
Şekil 3.4. CSW0 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları



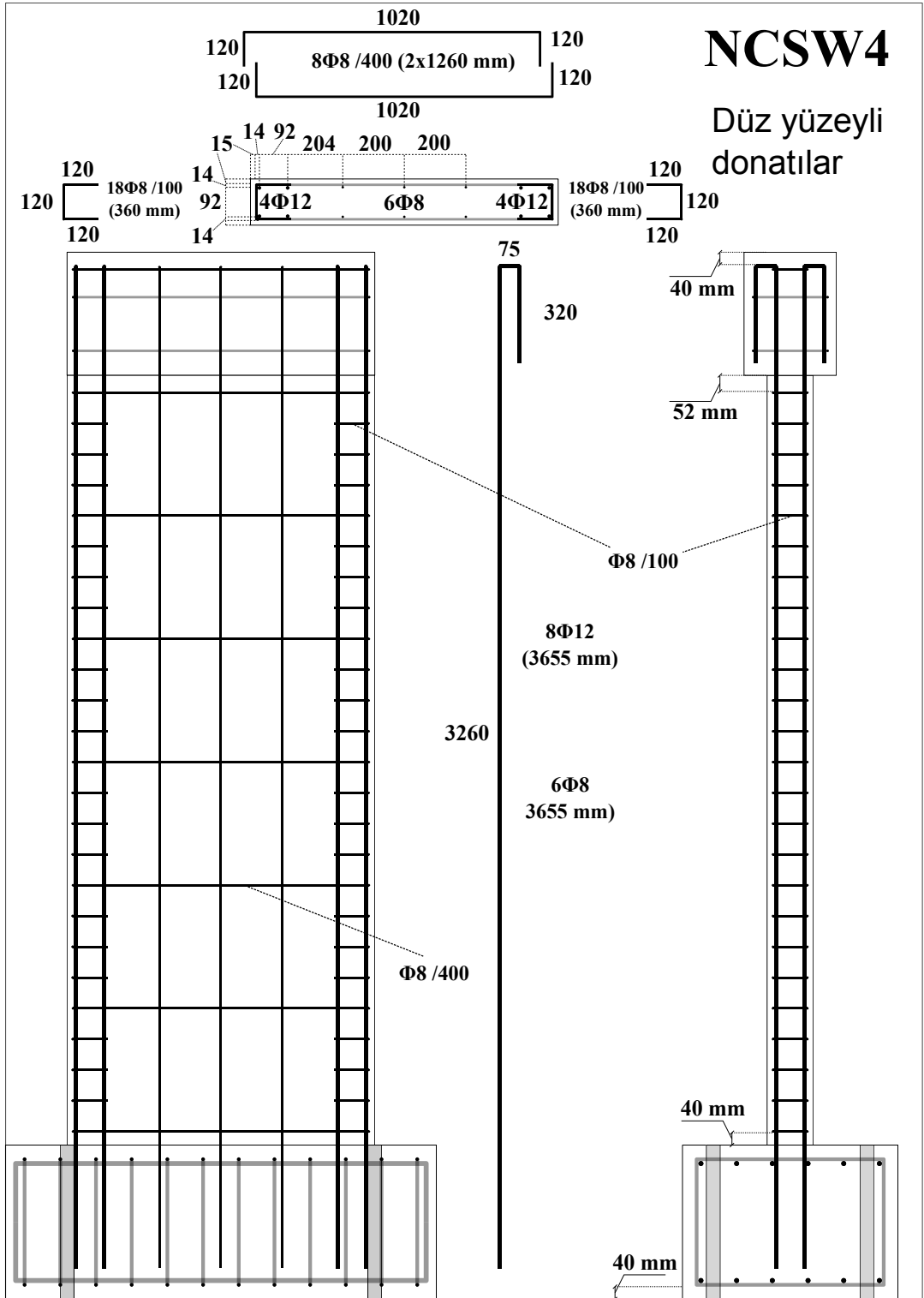
Şekil 3.5. NCSW1 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları



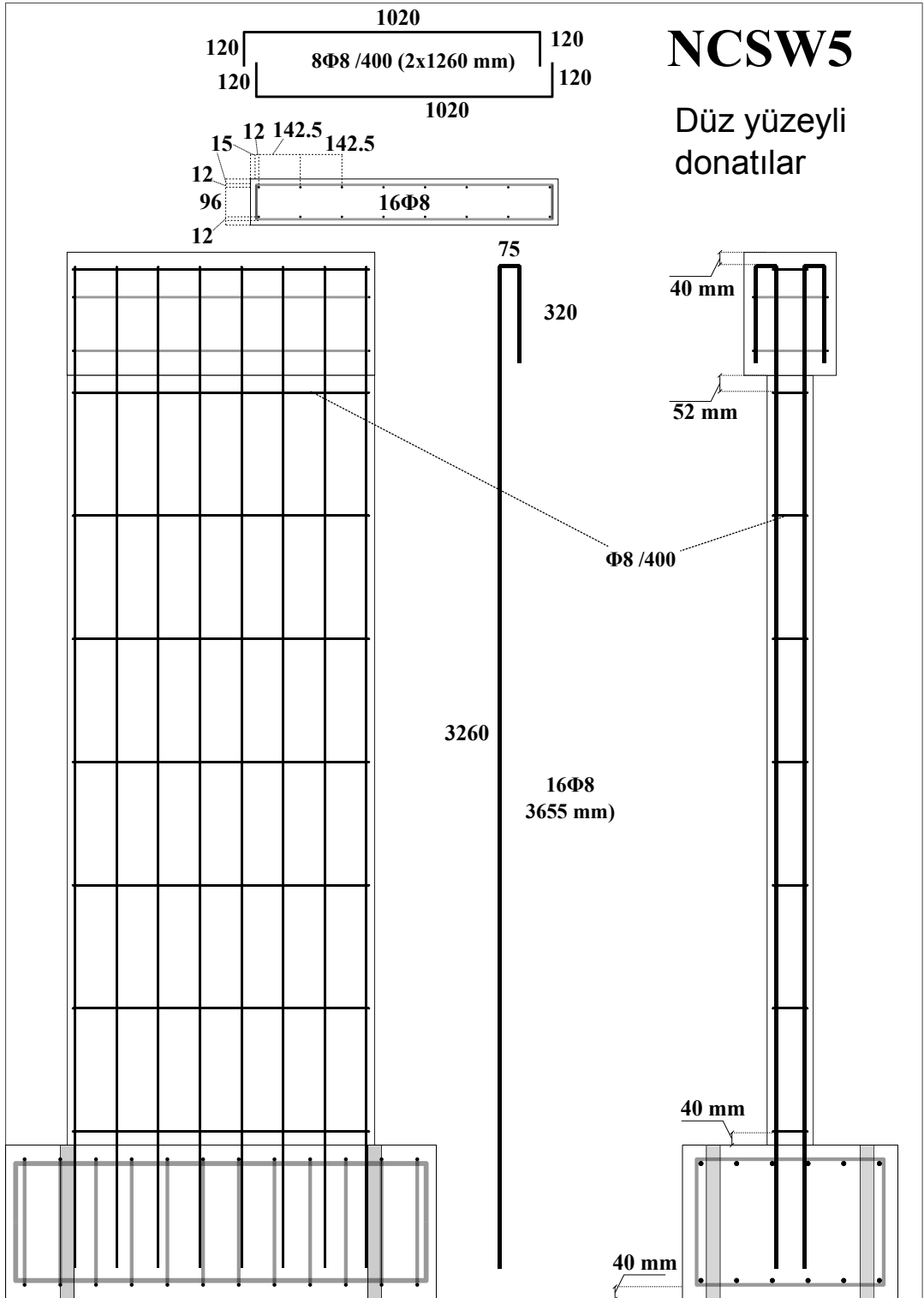
Şekil 3.6. NCSW2 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları



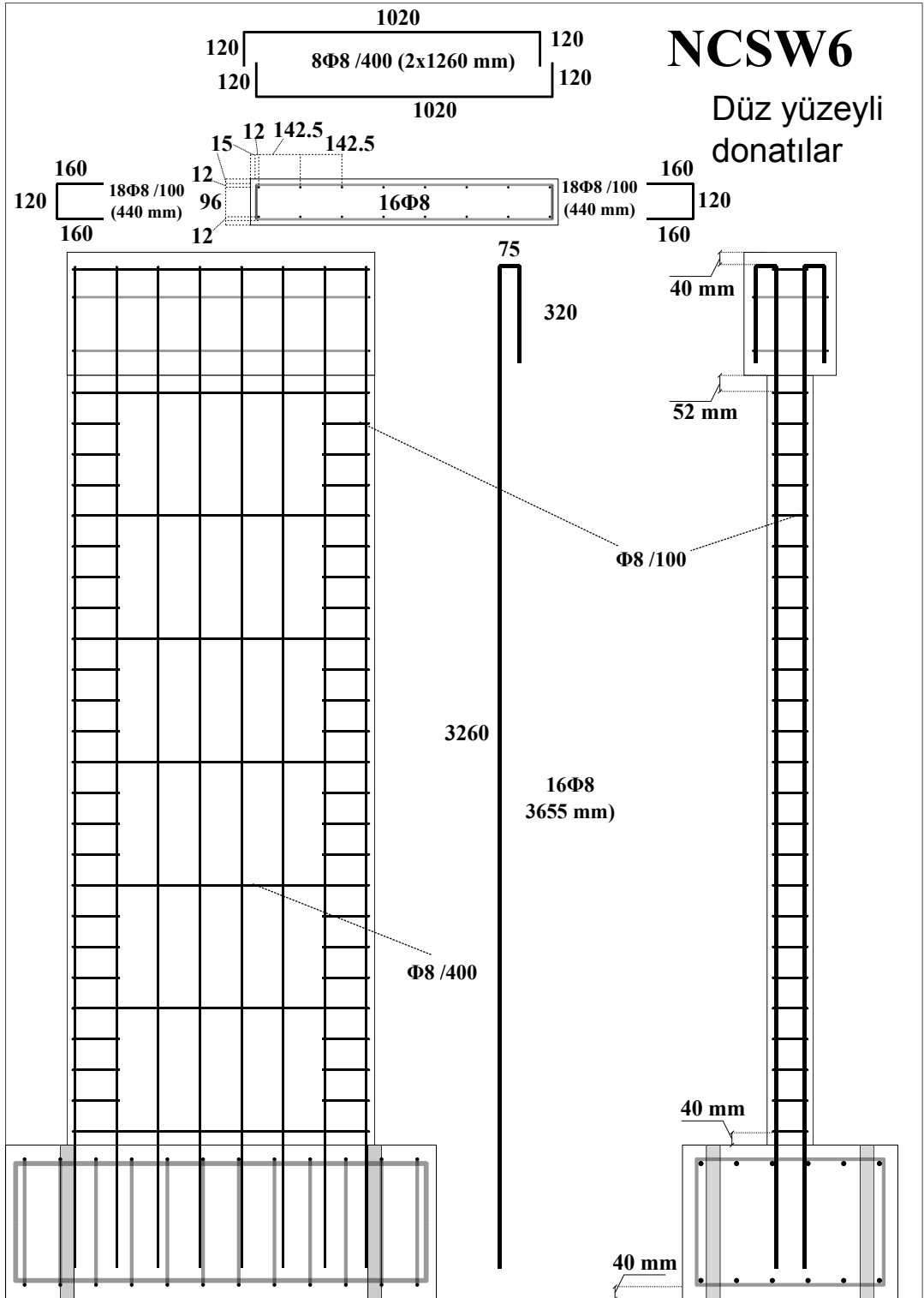
Şekil 3.7. NCSW3 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları



Şekil 3.8. NCSW4 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları

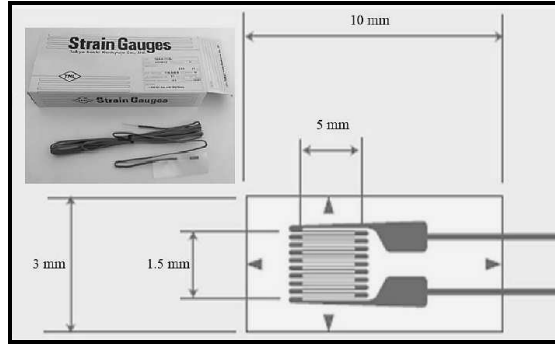


Şekil 3.9. NCSW5 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları



Şekil 3.10. NCSW6 Numunenin özellikleri ve donatı konfigürasyonları

Tasarım detayları ve konstrüktif esaslara uygun olacak şekilde, yatay ve düşey perde donatılarının bağlanmasının ardından deneysel çalışmalar sırasında donatılarda meydana gelecek birim şekil değiştirmelerin ölçümü amacıyla gerinim pullarının (strain gauge) montajına başlanmıştır. Donatılarda meydana gelecek birim şekil değiştirmelerin ölçümü için her deney elamanında 10 tane boyuna donatı, 2 tane enine donatı üzerinde olmak üzere toplamda 12 adet gerinim pulu kullanılmıştır. Gerinim pullarının özellikleri Şekil 3.11.'de verilmiştir.



Şekil 3.11. Gerinim pulu özellikleri

Gerinim pulu montaj işleminde ilk olarak ilgili donatıda montajın yapılacağı yüzey zımparalanarak pürüzsüz bir yüzey elde edilmiştir. Sonraki aşamada zımparalanan yüzey demir tozu kalıntısından temizlenmiştir. Daha sonra uygun bir yapıştırıcı ile donatı üzerine yapıştırılan gerinim pullarına beton içindeki sudan koruma amaçlı silikon kaplama işlemleri yapılmıştır. Son olarak ait oldukları donatılara göre etiketlenen gerinim pullarının montaj işlemleri tamamlanmıştır. Donatı ve kalıp imalatı yapılarak, gerinim pulları yapıştırılmış beton döküm işlemine hazır deney numuneleri Şekil 3.12.'de gösterilmiştir.

Kalıp, demir imalatı ve gerinim pulları yapıştırma işlemleri yapılan bütün numuneler için beton döküm işlemleri tamamlanmıştır. Referans numune için beton sınıfı C25, mevcut yapılardaki betonarme perdeleri temsil eden diğer deney numuneleri için C14 beton sınıfına uygun imalat gerçekleştirilmiştir. Tüm perde numuneleri yatay şekilde yerleştirilmiş olup, beton dökümünün daha sağlıklı bir şekilde tamamlanması, segregasyon gibi olumsuz durumların oluşmaması için gerekli önlemler alınmıştır. Şekil 3.13.'te beton dökümü, yüzey düzeltme gibi imalat aşamaları ile üretilmiş

numuneler gösterilmiştir.



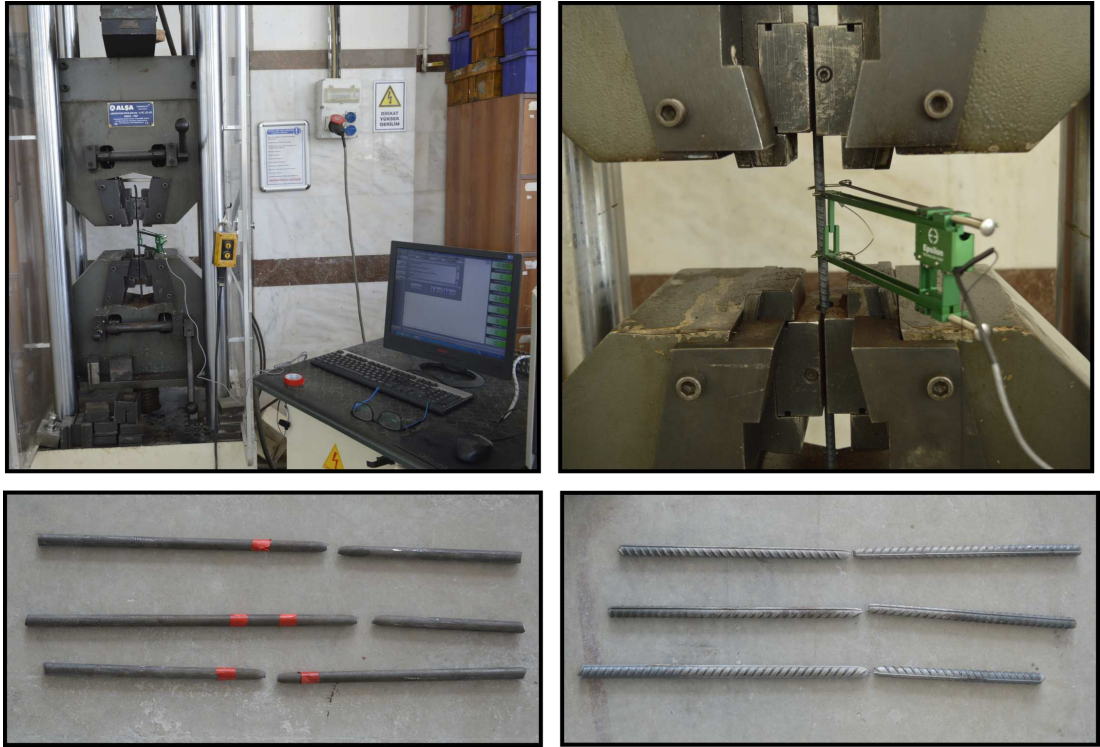
Şekil 3.12. Beton döküm işlemine hazır deney numuneleri



Şekil 3.13. Beton dökümü ve yüzey düzeltme işlemi ile deneye hazır üretilmiş numuneler

3.4. Malzeme Deneyleri

Deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan perdelerin kullanılan donatı çeliği ST37 sınıfı düz yüzeyle çeliktir. Referans perde ve temellerinin imalatında ise kullanılan donatı çeliği B420C sınıfı nervürlü çeliktir. Deney elemanların üretimi esnasında kullanılan donatı çeliği tek bir tedarikçiden temin edilmiştir. Deney numunelerinin düz yüzeyle ve nervürlü olarak kullanılan, aynı zamanda iki farklı çap olarak, 8 ve 12 mm çaplı, donatılardan alınan 400 mm uzunluğundaki numune örnekleri laboratuvarında donatı çekme cihazı ile test edilmiştir. Deneyler TS708 (2010)'a uygun olarak yapılmıştır. Donatılar için yapılan çekme deneyleri, deney düzenekleri ve numune boyutları Şekil 3.14.'te verilmiştir.



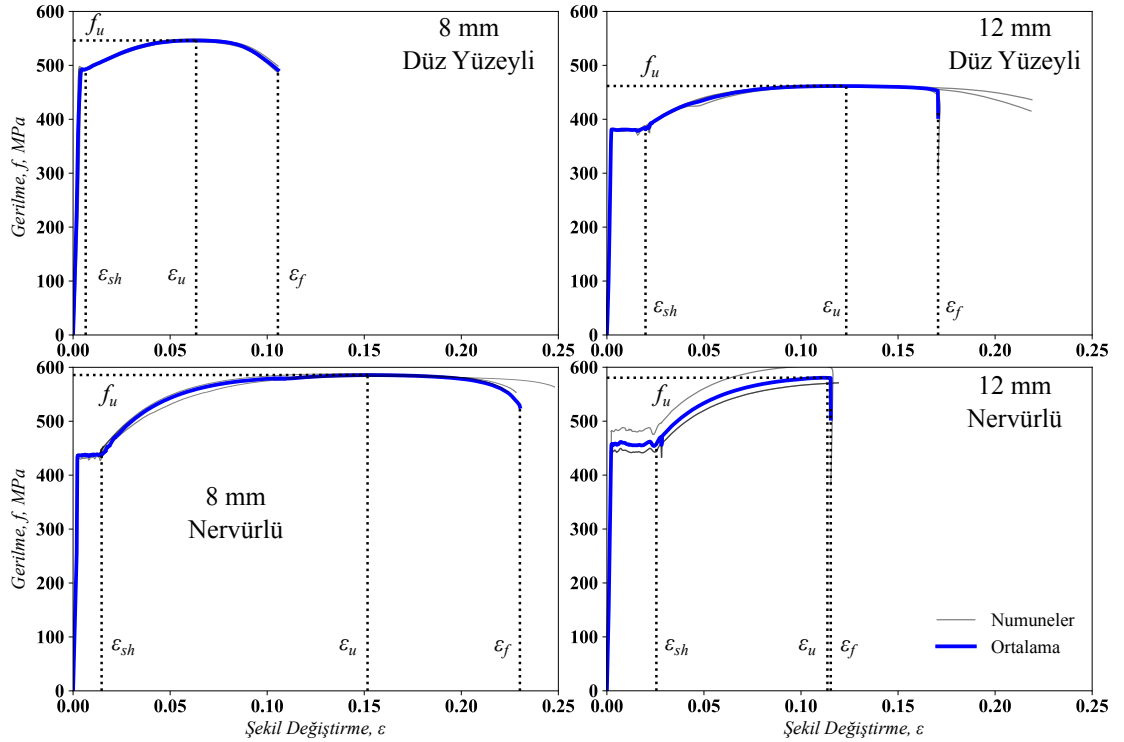
Şekil 3.14. Donatı çekme deneylerinden bir görünüm

Test elemanlarının kullanılan dört farklı çaptaki donatılar için akma (f_y) ve maksimum dayanım (f_u) değerleri ile sırasıyla bu değerlere karşılık gelen şekildeğişimler, ϵ_y akma şekildeğişimi ve maksimum dayanım karşılık gelen şekildeğişim değeri

ϵ_u Tablo 3.2.'de sunulmuştur. Bununla birlikte elastisite modülü E_s , deneysel kopma uzaması ϵ_f ile pekleşme parametreleri (E_{sh} ve ϵ_{sh}) de Tablo 3.2.'de verilmiştir. Aynı zamanda yapılan çekme deneyleri sonrasında kuvvet-yerdeğiştirme değerlerinden elde edilen gerilme-şekil değiştirme eğrileri 8 mm ve 12 mm çapındaki numuneler için sırasıyla Şekil 3.15.'te gösterilmiştir. Her bir donatı çeliği tipi için 3 adet çekme testi yapılmış ve elde edilen deneysel değerlerin ortalaması referans değer olarak seçilmiştir.

Tablo 3.2. Donatıların özellikleri

Parametre	8 mm Düz yüzeyle	12 mm Düz yüzeyle	8 mm Nervürlü	12 mm Nervürlü
f_y	492,5	381,2	436,8	457,1
f_u	546,2	461,8	585,7	580,6
E_s	203050,0	231258,0	200770,0	244568,0
E_{sh}	1827,5	3468,8	3929,3	489,14
ϵ_y	0,0031	0,0022	0,0029	0,0022
ϵ_{sh}	-	0,0199	0,0147	0,0255
ϵ_u	0,0634	0,1233	0,1518	0,1115
ϵ_f	0,1055	0,1706	0,2302	0,1153

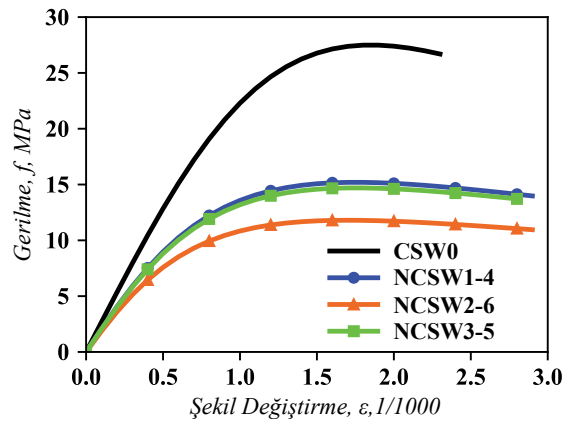


Şekil 3.15. Donatıların çekme deneylerinden elde edilen gerilme şekildeğiştirme ilişkileri

Bununla birlikte betonarme perde numunelerinden üretim esnasında alınan küp ve silindir örnekleri perde deneylerinin yapıldığı günlerde test edilmiştir. Bu sebeple, betonarme numunelerin basınç dayanımları deney günündeki dayanımlar referans olarak belirlenmiştir. Geliştirilecek olan sayısal modelde de deney günündeki dayanımlar kullanılacağından deney anındaki anlık basınç dayanımları göz önünde bulundurulmuştur. Farklı beton sınıfları için 3 adet küp ve silindir numune kullanılarak eksenel basınç testi yapılmış ve elde edilen deneysel değerlerin ortalaması referans değer olarak seçilmiş olup Tablo 3.3.'te verilmiştir. Betonarme perde numunelerinin silindir numuneleri kullanılarak elde edilen betonun elastisite modülü (E_c) Tablo 3.3.'te gerilme-şekil değiştirme ilişkileri ise Şekil 3.16.'da sunulmuştur.

Tablo 3.3. Betonun özellikleri

Numune	Betonun yaşı (gün)	Küp (MPa)	Silindir (MPa)	E_c (MPa)
NCSW1	199	21,4	15,2	18700
NCSW2	119	14,8	11,8	16500
NCSW3	274	20,2	14,7	18600
NCSW4	241	21,4	15,2	18700
NCSW5	271	20,2	14,7	18600
NCSW6	119	14,8	11,8	16500
CSW0	106	45,7	27,5	25500

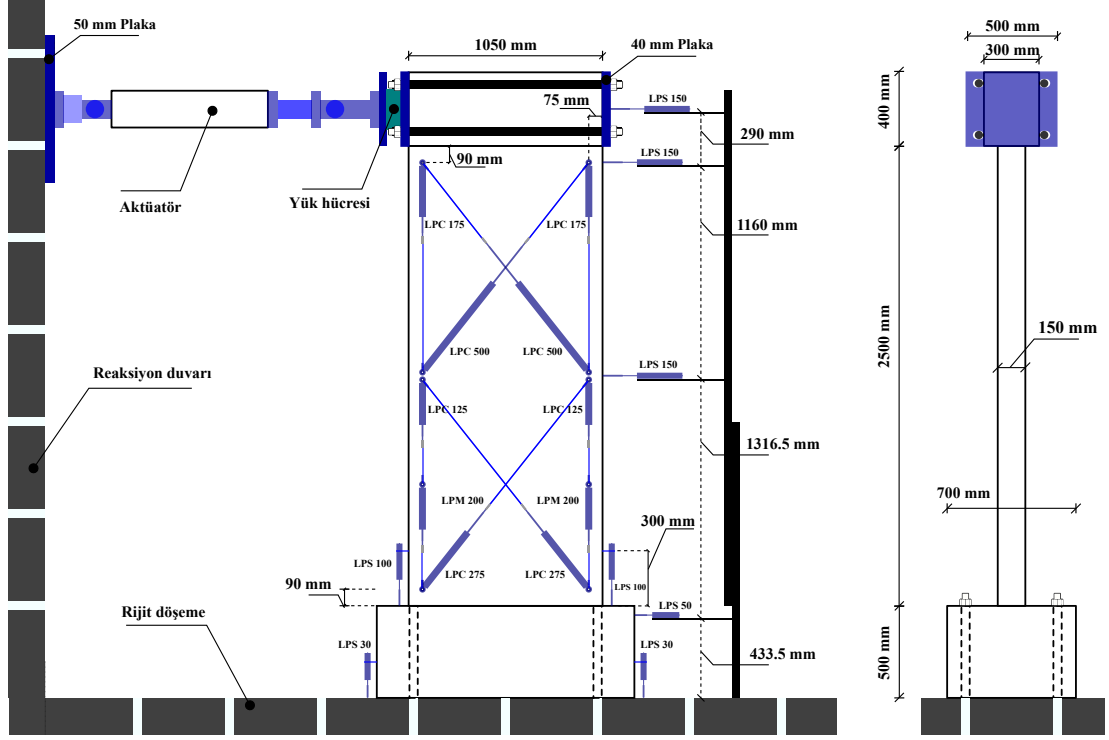


Şekil 3.16. Betonun basınç deneylerinden elde edilen gerilme şekildeğiştirme ilişkileri

3.5. Deney Düzenegi

Bu çalışmada kullanılan deney düzeneginde, deney numuneleri Şekil 3.17.'de görüldüğü gibi rijit döşemeye ankastre mesnetlenmiş olup reaksiyon duvarına bağlı ve

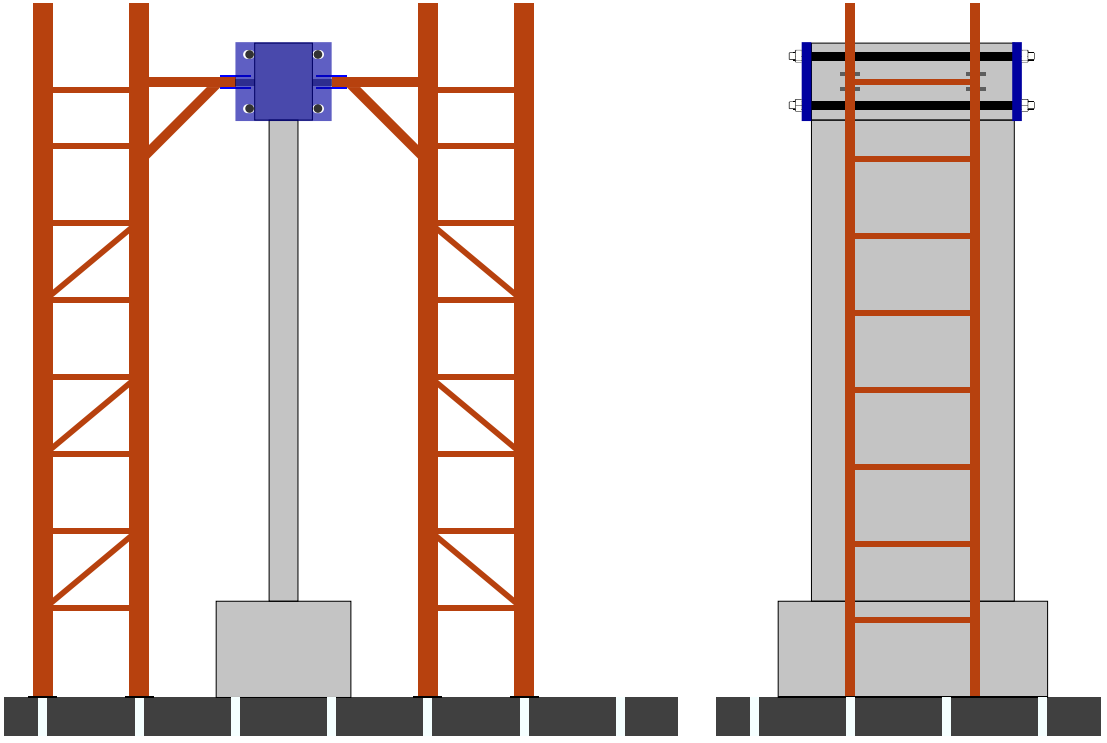
servo kontrollü 500 *kN* kapasiteli aktüatör (actuator) ile test edilmiştir. Şekil 3.17.'de deney düzeneği ve yükleme sistemine ait şematik görünüm verilmiştir.



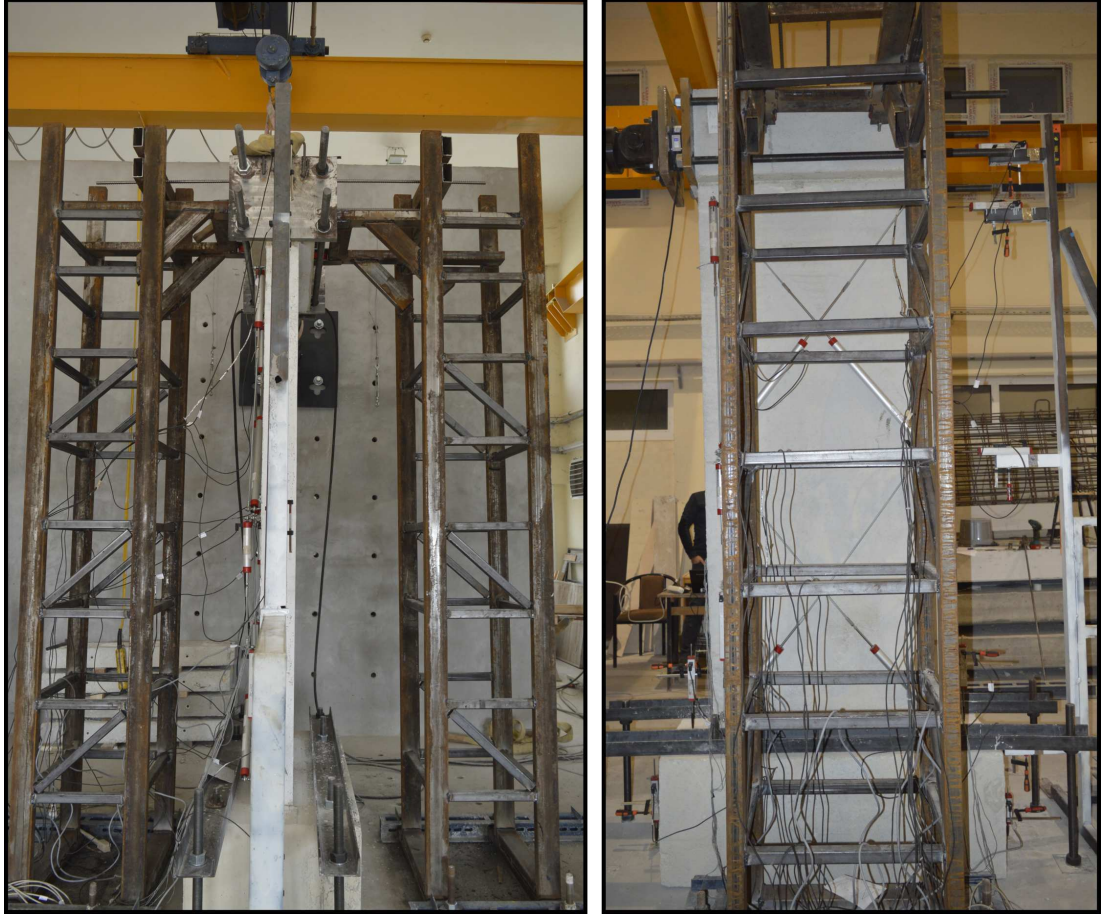
Şekil 3.17. Deney düzeneği yan ve kesit görünüşü

Deneyin güvenli şekilde tamamlanması konusunda risk oluşturabileceği düşünülen düzlem dışı yerdeğiştirmeleri engellemek amacıyla tekerlek vasıtasıyla numunelerin üst başlığına temas eden çelik çaprazlı çerçeve sistemi montajı yapılmıştır (Şekil 3.18.). Bu sayede düzlem dışı hareket engellenerek yatay yükleme protokolü sağlıklı bir şekilde uygulanmıştır.

Deney düzeneğindeki düzlem dışı yerdeğiştirmeleri engellemek amacıyla yapılan çelik çerçeve imalatı tamamlandıktan sonra deney düzeneğinin son hali Şekil 3.19.'da verilmiştir. Destek çerçevesinin deney düzeneğine temas ettiği noktada yanal hareketin devamlılığını sağlayan tekerlek tasarımı ise Şekil 3.20.'de gösterilmiştir.



Şekil 3.18. Deney düzeneği düzlem dışı destek çerçevesi şematik ön ve yan görünüş

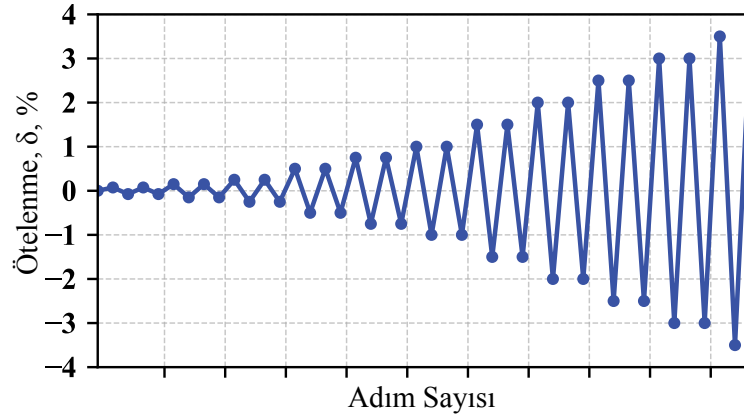


Şekil 3.19. Deney düzeneği düzlem dışı destek çerçevesi



Şekil 3.20. Deney düzeneği düzlem dışı destek çerçevesine ait tekerlek tasarımı

Betonarme perdeler için gerçekleştirilen deneylerde yatay çevrimsel yükler için ACI 374.2R (2013) 'de önerilen deplasman kontrollü bir yükleme protokolü kullanılmıştır. Şekil 3.21.'de gösterildiği gibi yüzde 0,075, 0,15, 0,25, 0,5, 1,0, 1,5, 2,0, 2,5, 3,0 ve 4,0 ötelenme oranları ile her seviyede iki döngü uygulanmıştır.



Şekil 3.21. Yükleme protokolü

3.6. Veri Toplama Sistemi ve Ölçüm Cihazları

Deneyel çalışmada uygulanan yüklerin ölçülmesinde 500 *kN* kapasiteli yük hücresi, bunlara karşılık gelen yatay ve düşey yöndeki yerdeğiştirmelerin ölçülmesi için ise potansiyometrik cetveller (LPDT) kullanılmıştır. Deneyler esnasında ölçülen yük ve yerdeğiştirme değerleri eşzamanlı olarak, maksimum örnekleme hızı 0,125 *Hz* olan (saniyede maksimum 8 veri) ve 32 kanallı TDG-Ai8b statik veri toplama ünitesi ile

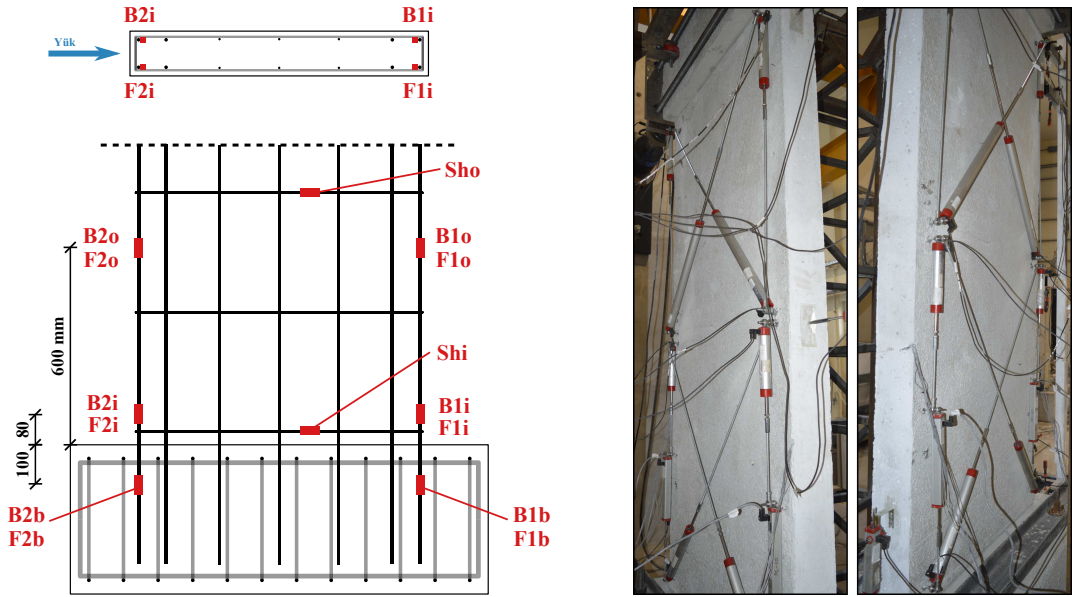
bilgisayar ortamına aktarılmıştır. Veri toplama ünitesi ve ölçüm cihazları Şekil 3.22.'de sunulmuştur.



Şekil 3.22. Veri toplama sistemi

Deneyle esnasında düzlem içi toplam yatay yerdeğiştirme ile birlikte eğilme, kesme ve donatı sıyırılması yerdeğiştirmeleri de ölçülmüştür. Numunelerin toplam yatay yerdeğiştirmeleri üç farklı yüksekliklerde numune üzerine yerleştirilen LPDT'ler yardımıyla ölçülmüştür. Eğilme (flexure) yerdeğiştirmesi ise numune yüksekliği boyunca dikey olarak yerleştirilmiş olan 6 adet LPDT'ler yardımıyla ölçülmüştür. Kesme (shear) yerdeğiştirmesi de numune yüzeyine çapraz (X) olacak şekilde yerleştirilmiş olan 4 adet LPDT yardımıyla ölçülmüştür. Boyuna donatının temel

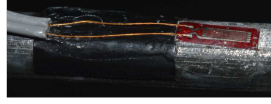
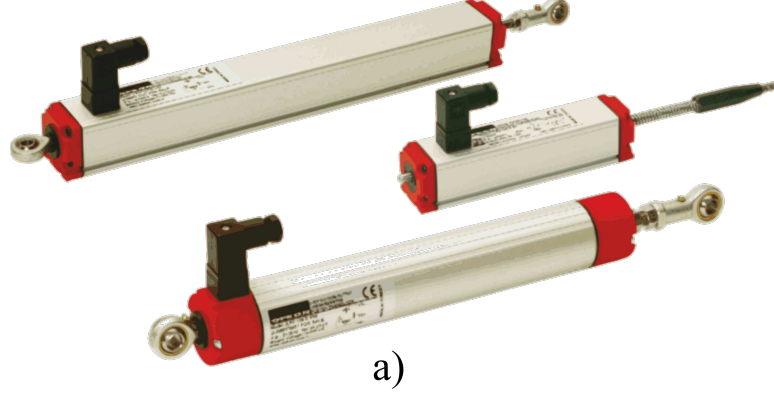
betonundan sıyrılması nedeniyle oluşabilecek olan yerdeğiştirme ise numune üzerine yerleştirilmiş olan aparatlar ve temele yerleştirilecek olan 2 adet LPDT yardımıyla ölçülmüştür. Ayrıca, deney numunelerinin rijit döşemeye ankastre mesnetlenme şartının sağlanıp sağlanmadığı da temelin olası yatay hareketi ve dönmesi ölçülerek belirlenmiştir. Bu amaçla 3 adet LPDT kullanılmıştır. Her bir numunede 12 adet gerinim pulu (strain gauge) kullanılmıştır. Gerinim pulları boyuna ve enine donatılarda oluşan şekildeğiştirmeleri ölçmek için kullanılmıştır. Betonarme perde numunelerinde ölçüm alınacak yerler, ölçüm cihazlarının yeri ve yerleşimi Şekil 3.17. ve 3.23.'te gösterilmiştir.



Şekil 3.23. Ölçüm cihazlarının yeri ve yerleşimi

Deney sırasında toplam 18 adet potansiyometrik cetvel, 12 adet gerinim pulu ve bir yük hücresinden gelen veriler toplanmıştır. Deneyler esnasında ölçüm alınacak tüm cihazlar Şekil 3.24.'te gösterilmiştir. Deneyler sonunda elde edilen veriler kullanılarak, numuneler, yük taşıma ve enerji tüketme kapasiteleri, rijitlik değişimleri ve yerdeğiştirme süneklikleri bakımından değerlendirilmiştir. Potansiyometrik cetveller yardımıyla, numunede oluşacak düşey ve yatay yer değiştirmeler ile dönme değerleri belirlenmiştir. Gerinim pulları ile enine ve boyuna donatılarda oluşan birim şekildeğiştirmeler ölçülmüştür. Servo kontrollü 500 kN kapasiteli aktüatörün deney

numunesine uyguladığı kuvveti aktüatör ucundaki yük hücresi yardımıyla ölçülmüştür.



b)

c)

Şekil 3.24. Ölçüm cihazları a) LPDT b) Gerinim Pulu c) Yük hücresi

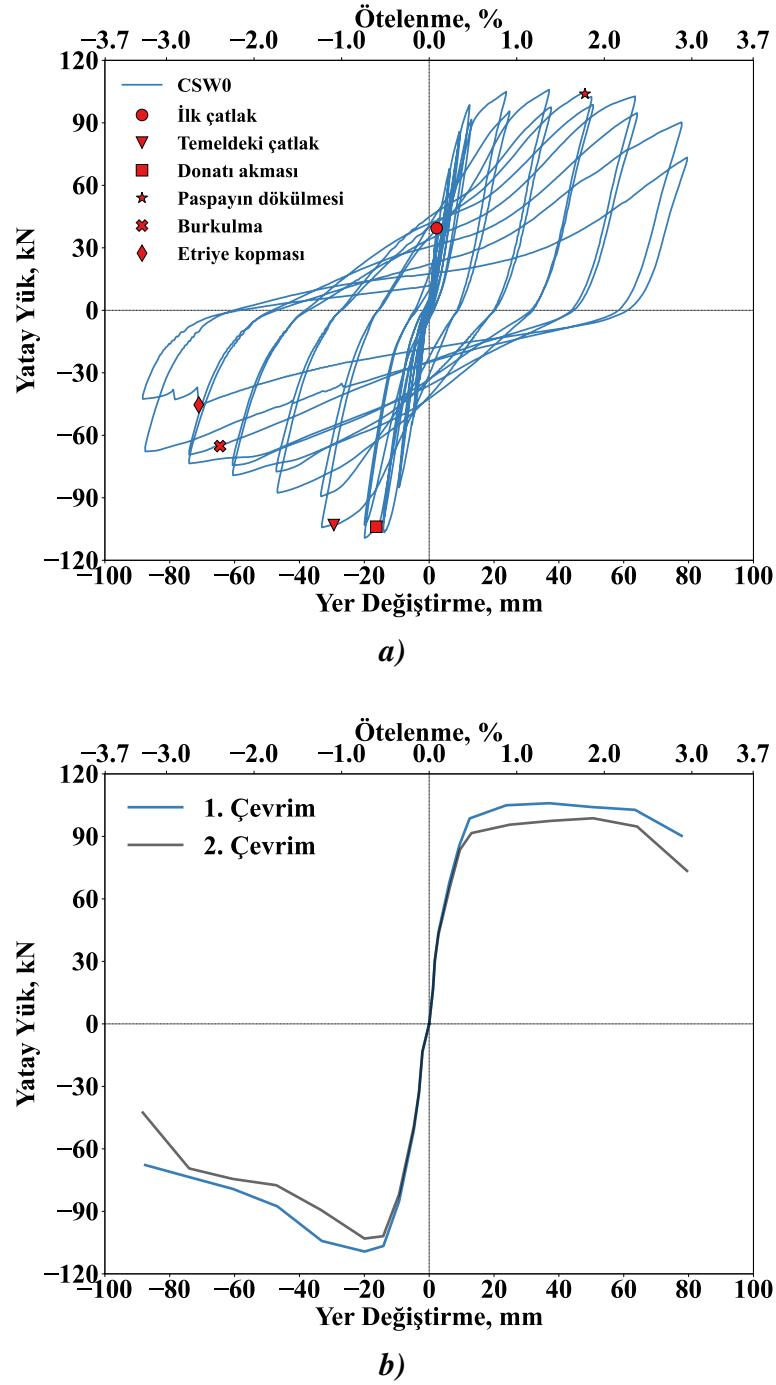
BÖLÜM 4. ARAŞTIRMA BULGULARI

Bu çalışmada güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan (GDYGS) betonarme perde duvarların (nonconforming RC shear wall) tekrarlı yatay yük etkisi altındaki davranışları deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Çalışmanın ilk aşamasında 7 adet deney numunesi test edilmiş olup numunelerin 6 adedi güncel deprem yönetmeliklerindeki tasarım kurallarına uygun olmayan ve mevcut yapılardaki betonarme perde elemanları temsil etmektedir. Diğer 1 adet numune ise güncel deprem yönetmeliklerindeki tasarım kurallarına uygun ve referans numune olarak kullanılmıştır. Deney numunelerinin yüksekliği $H_w = 2500 \text{ mm}$, boyu $L_w = 1050 \text{ mm}$ ve kalınlığı $b_w = 150 \text{ mm}$ olarak seçilmiştir.

4.1. CSW0 Numunesi (Referans)

CSW0 numunesine (referans) ait çevrimsel yük yer değiştirme eğrisi ile 1. ve 2. çevrimlerden elde edilen zarf eğrileri Şekil 4.1.'de verilmiştir. Ayrıca, Şekil 4.2.'de de referans deney numunesinin kırılma biçimleri gösterilmiştir.

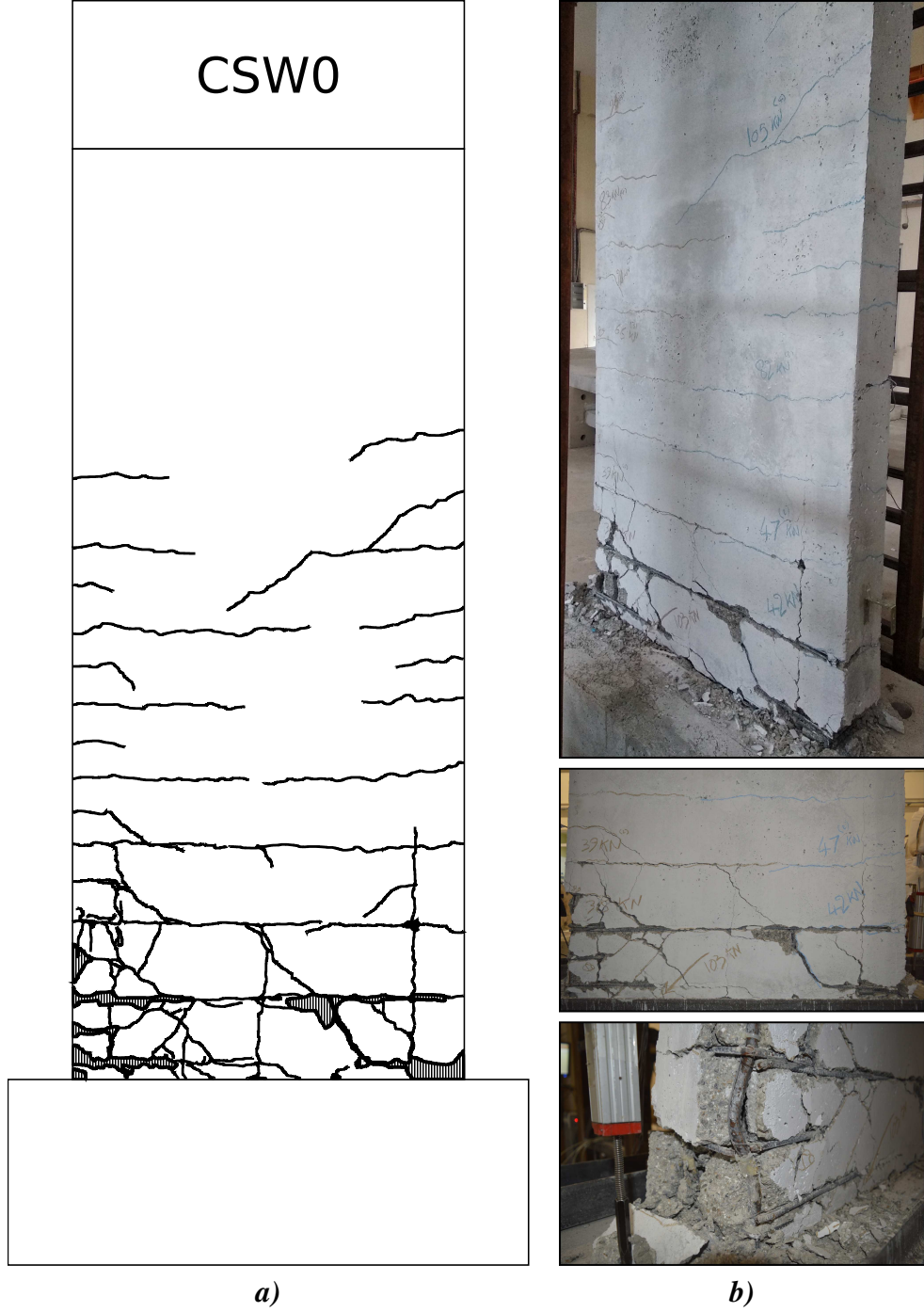
Şekil 4.1.'de görüldüğü gibi maksimum yük ve bunlara karşılık gelen yer değiştirme değerleri sırasıyla çekme yönü için $+105,93 \text{ kN}$ ve $+37,00 \text{ mm}$ (%1,37 ötelenme oranı) iken itme yönü için ise $-109,29 \text{ kN}$ ve $-19,90 \text{ mm}$ (%0,74) olarak ölçülmüştür. İlk belirgin çekme çatlakı $+39,44 \text{ kN}$ yük ve buna karşılık gelen $+2,30 \text{ mm}$ (%0,09) yer değiştirme değerinde oluştuğu gözlenmiştir. $-103,90 \text{ kN}$ yük ve buna karşılık gelen $-16,30 \text{ mm}$ (%0,60) yer değiştirme değerine ulaştığında ise boyuna donatı akmaya başlamıştır. Boyuna donatılarda akma oluşmadan önce belirgin bir sıyrılmaya gözlemlenmemiştir. Bu da beton donatı aderansının nervürlü donatılarda yeterli seviyelerde olduğu anlamına gelmektedir. Temel ile perde duvar arayüzeyi arasında



Şekil 4.1. Referans deney numunesinin için a) yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve b) zarf eğrisi

donatı sıyrılmasından dolayı oluşan ilk çatlak ise $-103,10 \text{ kN}$ yük değerine karşılık gelen $-29,40 \text{ mm}$ (%1,09) yerdeğiştirme seviyelerinde oluşmuştur. Yükün artması ile farklı seviyelerde de çatlaklar oluşmaya başlamış daha önce oluşan çatlakların genişliği ise artmaya başlamıştır. $+103,9 \text{ kN}$ yükü ve buna karşılık gelen $+48,05 \text{ mm}$ (%1,78 ötelenme oranı) yerdeğiştirmeye ulaştığı anda ise paspayı dökülmeye başlamış ve

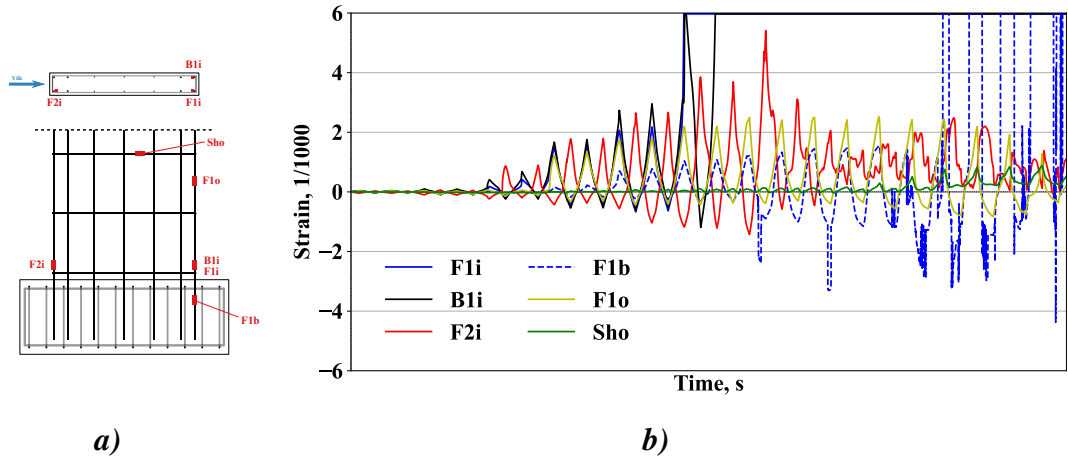
yükün $-65,20 \text{ kN}$ ve yedeğiştirilenin $-64,50 \text{ mm}$ (%2,39) ye ulaşması ile de boyuna donatılarda burkulma gözlemlenmiştir. Ayrıca, %2,63 ötelenme değerinde etriyenin kopması ise $-45,40 \text{ kN}$ yük değerine karşılık gelen $-71,05 \text{ mm}$ yerdeğiştirme seviyelerinde oluşmuştur.



şekil 4.2. a) Referans deney numunesinin a) hasarın şematik gösterimi ve b) örnekleri

Tüm deney numunelerinde farklı noktalardan gerinim pulları yardımıyla

şekildeğiştirme ölçümleri alınmıştır. Her bir numunede 12 adet gerinim pulu (strain gauge) kullanılmıştır. Şekil 4.3.'te referans numunenin farklı noktalardan alınan şekildeğiştirme ölçümleri ve ölçümlerin alındığı noktalar şematik olarak gösterilmiştir. Şekil 4.3.'ten de görüldüğü gibi referans numunede boyuna donatılarda oluşan şekildeğiştirme değerleri akma sınırını (0,002) aşmıştır. Bununla birlikte etriyelerde herhangi bir akma gözlemlenmemiştir. Bu durum referans numunesinin sıyrıлма olmadan ve tasarıma uygun şekilde eğilme davranışı gösterdiğini kanıtlamaktadır.

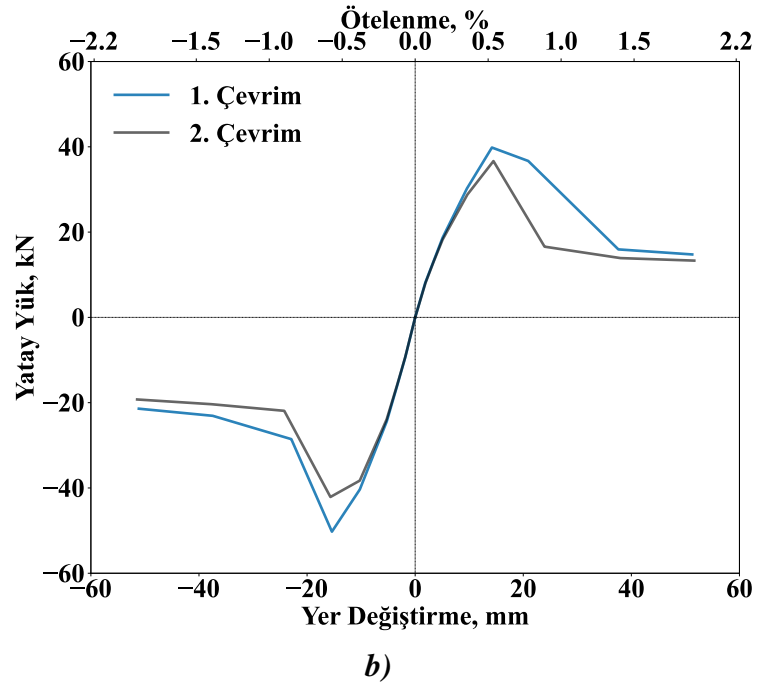
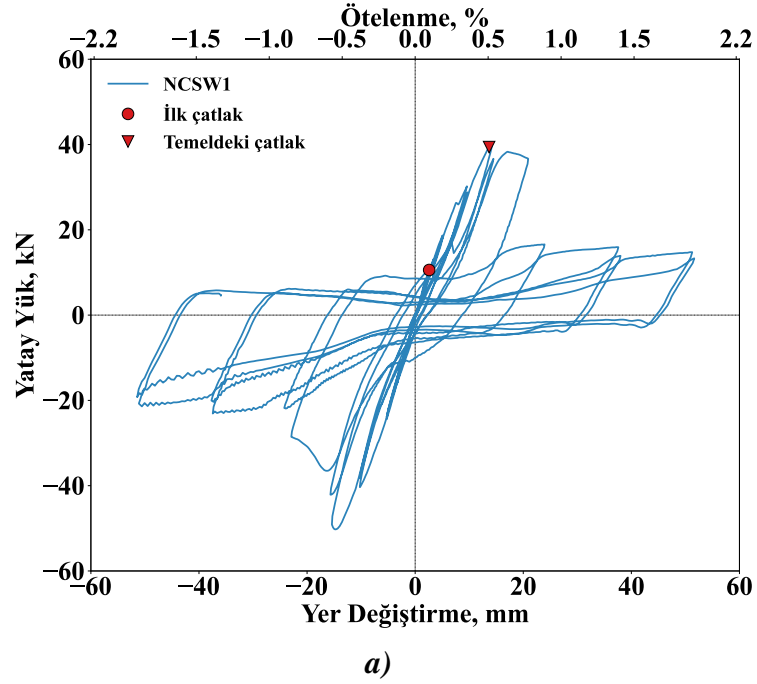


Şekil 4.3. Referans numunenin donatılarında şekildeğiştirme a) ölçüm noktaları ve b) ölçümleri

4.2. NCSW1 Numunesi (GDYGS)

NCSW1 numunesine ait çevrimsel yük yer değıştirme eğrilerinden 1. ve 2. çevrimler için elde edilen zarf eğrileri Şekil 4.4.'te verilmiştir. Ayrıca, Şekil 4.5.'te de NCSW1 deney numunesinin kırılma biçimleri gösterilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi ilk belirgin çekme çatlağı +10,58 kN yükü ve buna karşılık gelen +2,59 mm (%0,10 ötelenme oranı) yerdeğıştirme değerinde oluştuğu gözlenmiştir. NCSW1 numunesi için ulaşılan maksimum yük ve bunlara karşılık gelen yerdeğıştirme değerleri sırasıyla çekme yönü için +39,83 kN ve +14,20mm (%0,53) iken itme yönü için ise -50,25 kN ve -14,82 mm (%0,55) olarak ölçülmüştür. Maksimum yük değerine ulaşılmamasıyla temelde ilk çatlaklar oluşmaya başlamıştır. Aynı yük seviyelerinde iken boyuna donatıda akma meydana gelmeden donatı-beton aderansı kaybolmuştur. Bu durum beton ile donatı arasındaki aderansın düz donatılarda çok yetersiz seviyelerde olduğunu göstermektedir. Temel seviyesinde oluşan sıyrıлма sebebiyle çatlaklar yapı elemanına

dağılımdan sadece temel seviyesine yakın bölgelerde yoğunlaşmıştır.

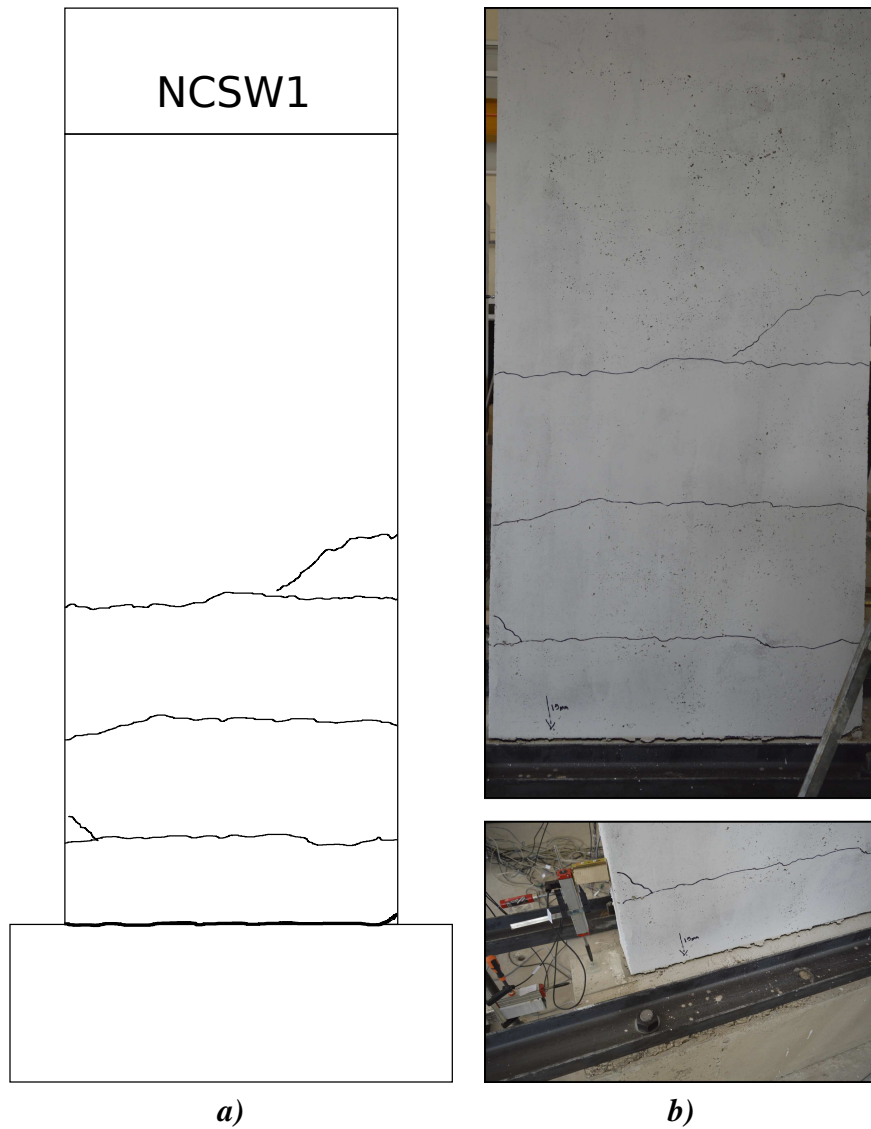


Şekil 4.4. NCSW1 deney numunesinin için a) yatay yük-yerdeğişirme ilişkisi ve b) zarf eğrisi

Davranışa sıyrılma hakim olduğundan basınç bölgesinde beton ezilmesi ve donatılarda akma gözlemlenmemiş olup davranışa enine donatıların bir katkısı olmamıştır. İlerleyen çevrimlerde temel seviyesindeki çatlaklar ve sıyrılma daha da ilerlemiş ve numunenin dayanımında belirgin azalmalar gözlemlenmiş olup eleman davranışını

tamamlamıştır.

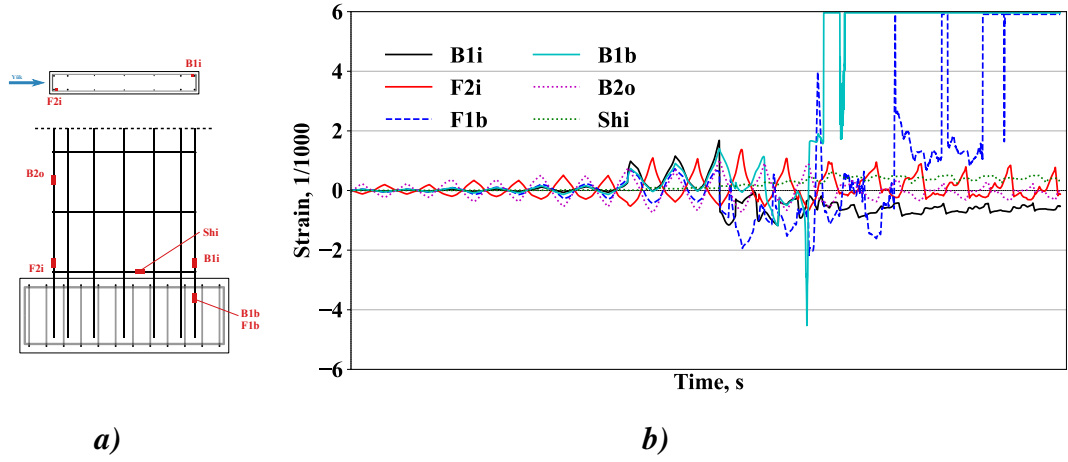
Hasar seviyelerini daha belirgin ve daha anlaşılır göstermek için 1. ve 2. çevrimlere ait zarf eğrileri aynı grafik üzerinde gösterilmiştir. NCSW1 numunesine ait çevrimsel yük yer değiştirme eğrilerinden 1. ve 2. çevrimler için elde edilen zarf eğrileri Şekil 4.4.b'de verilmiştir. Temeldeki ilk sıyrılmaya, ötelenmenin %0,3 olduğu seviyelere karşılık gelmektedir. Temelde belirgin çatlak ve sıyrılmalar ise ötelenmenin yaklaşık %0,75 olduğu seviyelere karşılık gelmektedir.



Şekil 4.5. a) NCSW1 deney numunesinin a) hasarın şematik gösterimi ve b) örnekleri

Şekil 4.6.'da NCSW1 numunesinin farklı noktalarından alınan şekildeğiştirme ölçümleri ve ölçümlerin alındığı noktalar şematik olarak gösterilmiştir. Şekil 4.6.'dan

da görüldüğü gibi NCSW1 numunesinin uç bölgesindeki boyuna donatılarının temel bindirmelerinde oluşan şekildeğiştirme değerleri S220 nervürlü donatı için yönetmelikle tanımlanan 0,002 akma şekildeğiştirme sınırını aşmıştır. Bunun dışındaki tüm çekme donatılarında ve etriyelerde akma sınırı aşılmamıştır. Bu durum herhangi bir kesme hasarının oluşmadığını göstermektedir. Bununla birlikte referans numunede akmaya ulaşan çekme donatılarının aksine, bu numunedeki çekme donatılarında beton ve donatı arasındaki aderansın azalması (sıyırılma) nedeniyle donatılarda daha küçük şekildeğiştirmeler oluştuğunu göstermiştir. Bu durum NCSW1 numunesinin sıyırılma hakim bir davranış gösterdiğini kanıtlamaktadır.

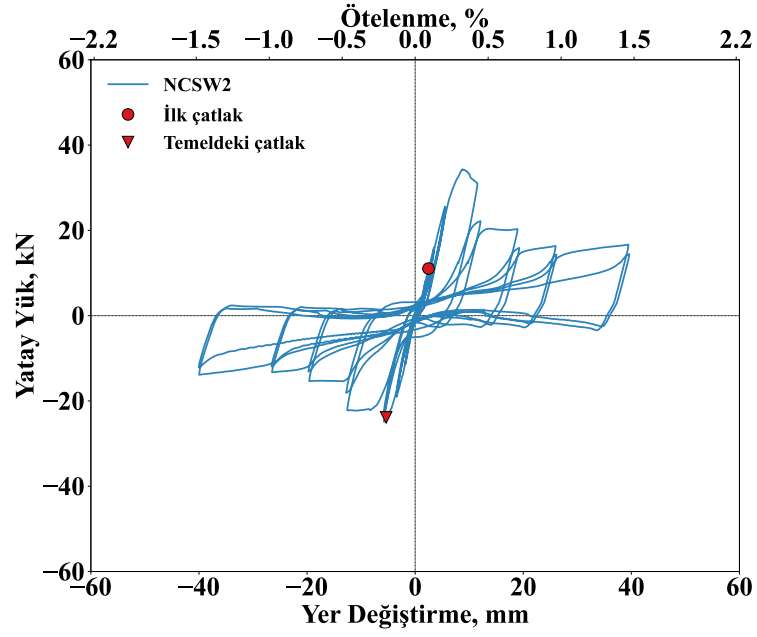


Şekil 4.6. NCSW1 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme a) ölçüm noktaları ve b) ölçümleri

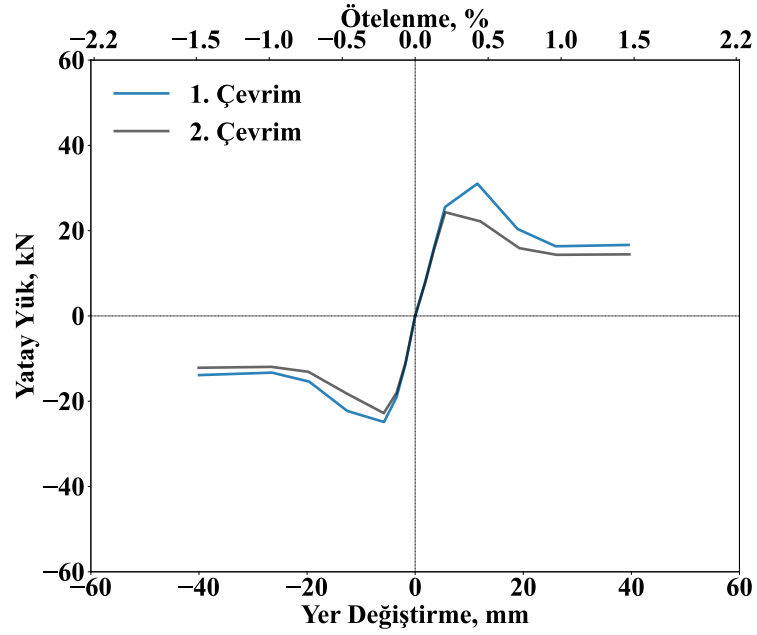
4.3. NCSW2 Numunesi (GDYGS)

NCSW2 numunesine ait çevrimsel yük yer değiştirme eğrilerinden 1. ve 2. çevrimler için elde edilen zarf eğrileri Şekil 4.7.'de verilmiştir. Ayrıca, Şekil 4.8.'de de NCSW2 deney numunesinin kırılma biçimleri gösterilmiştir.

Şekil 4.7.'dan da görüldüğü gibi ilk belirgin çekme çatlağı $+11,04 \text{ kN}$ yük ve buna karşılık gelen $+2,49 \text{ mm}$ (%0,09) yerdeğiştirme değerinde olduğu gözlenmiştir. NCSW2 numunesi için ulaşılan maksimum yük ve bunlara karşılık gelen yerdeğiştirme değerleri sırasıyla çekme yönü için $+34,37 \text{ kN}$ ve $+8,77 \text{ mm}$ (%0,32) iken itme yönü için ise $-24,87 \text{ kN}$ ve $-5,76 \text{ mm}$ (%0,21) olarak ölçülmüştür.



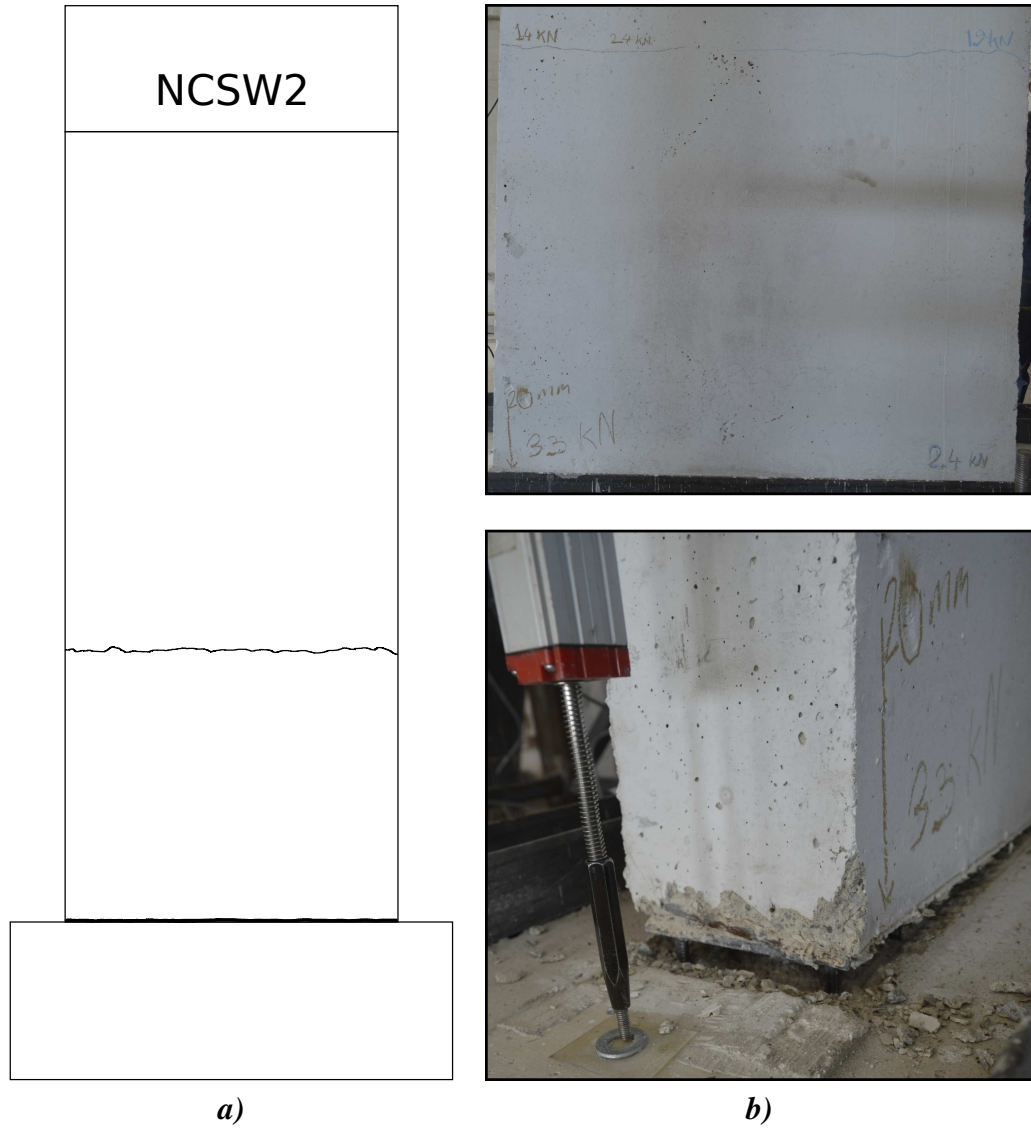
a)



b)

Şekil 4.7. NCSW2 deney numunesinin için a) yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve b) zarf eğrisi

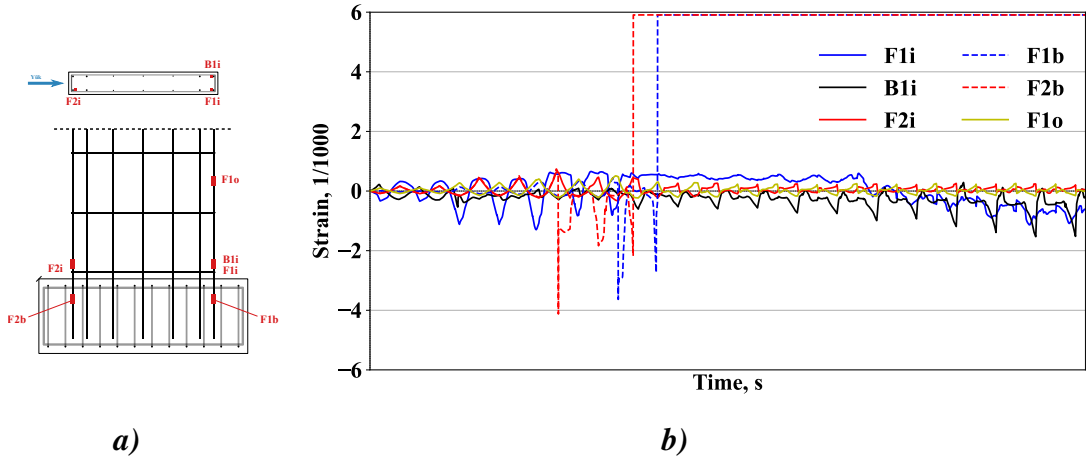
İtme yönünde, maksimum yük değeri $-23,86 \text{ kN}$ ve ona karşılık gelen $-5,37 \text{ mm}$ ($\%0,20$) yerdeğiştirme değerlerine ulaşıldığında temelde ilk çatlaklar oluşmaya başlamıştır. Aynı yük seviyelerinde iken boyuna donatıda akma meydana gelmeden donatı-beton aderansı kaybolmuştur. Bu durum beton ile donatı arasındaki aderansın düz donatılarda oldukça yetersiz seviyelerde olduğu anlamına gelmektedir. Temel



Şekil 4.8. a) NCSW2 deney numunesinin a) hasarın şematik gösterimi ve b) örnekleri

seviyesinde oluşan sıyrıлма sebebiyle çatlaklar yapı elemanına dağılmadan sadece temel seviyesine yakın bölgelerde yoğunlaşmıştır. Davranışa sıyrıлма hakim olduğundan basınç bölgesinde beton ezilmesi ve donatılarda akma gözlemlenmemiş olup davranışa enine donatıların bir katkısı olmamıştır. İlerleyen çevrimlerde temel seviyesindeki çatlaklar ve sıyrıлма daha da ilerlemiş yapı elemanın dayanımında belirgin azalmalar gözlemlenmiş olup yapı eleman davranışını tamamlamıştır. Şekil 4.9.'da NCSW2 numunesinin farklı noktalarından alınan şekildeğiştirme ölçümleri ve ölçümlerin alındığı noktalar şematik olarak gösterilmiştir.

Şekil 4.9.'dan da görüldüğü gibi NCSW2 numunesinin uç bölgesindeki boyuna



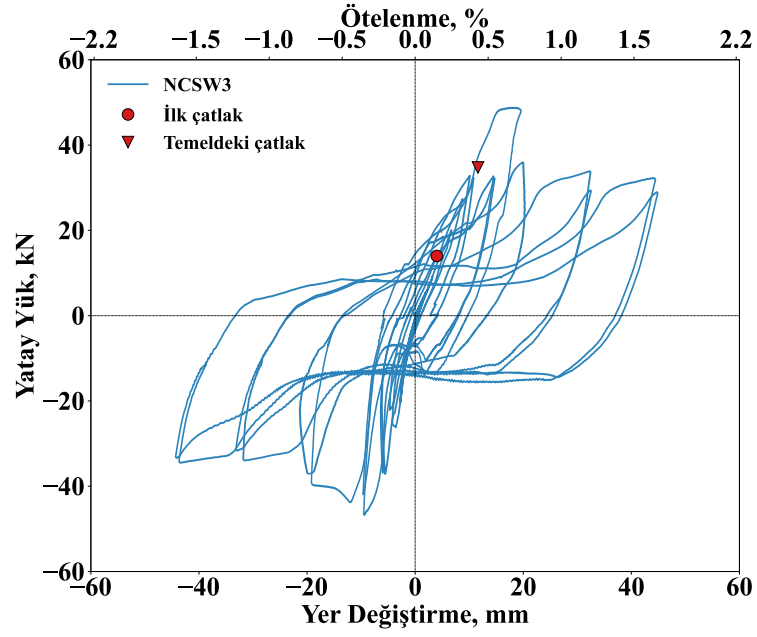
Şekil 4.9. NCSW2 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme a) ölçüm noktaları ve b) ölçümleri

donatılarının temel bindirmelerinde oluşan şekildeğiştirme değerleri S220 nervürlü donatı için yönetmelikle tanımlanan 0,002 akma şekildeğiştirme sınırını aşmıştır. Bunun dışındaki tüm çekme donatılarında ve etriyelerde akma sınırı aşılmamıştır. Bu durum herhangi bir kesme hasarının oluşmadığını göstermektedir. Bununla birlikte referans numunede akmaya ulaşan çekme donatılarının aksine, bu numunedeki çekme donatılarında beton ve donatı arasındaki aderansın azalması (sıyırılma) nedeniyle donatılarda daha küçük şekildeğiştirmeler oluştuğunu göstermiştir. Bu durum NCSW2 numunesinin sıyırılma hakim bir davranış gösterdiğini ispatlamaktadır.

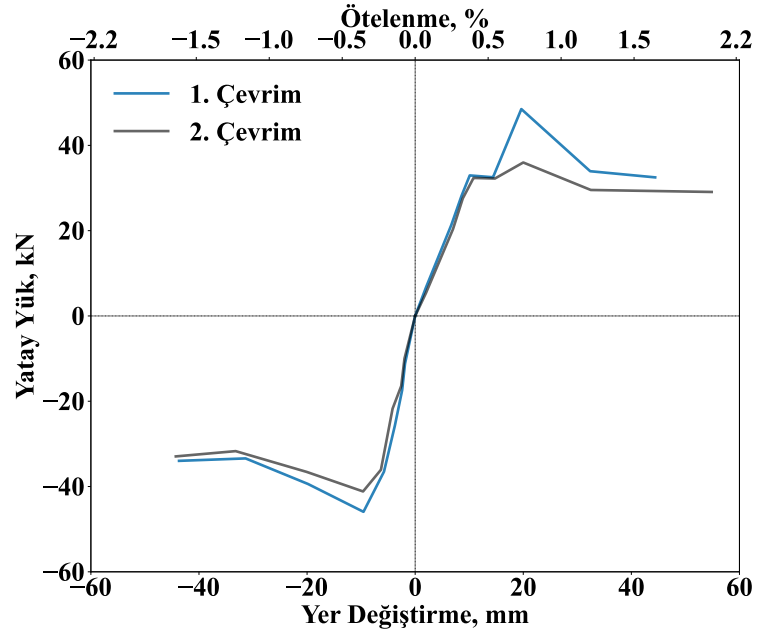
4.4. NCSW3 Numunesi (GDYGS)

NCSW3 numunesine ait çevrimsel yük yer değiştirme eğrilerinden 1. ve 2. çevrimler için elde edilen zarf eğrileri Şekil 4.10.'da verilmiştir. Ayrıca, Şekil 4.11.'de de NCSW3 deney numunesinin kırılma biçimleri gösterilmiştir. Şekil 4.10.'dan da görüldüğü gibi ilk belirgin çekme çatlakları +14,00 kN yükü ve buna karşılık gelen +5,00 mm (%0,19) yerdeğiştirme değerinde oluştuğu gözlenmiştir. NCSW3 numunesi için ulaşılan maksimum yük ve bunlara karşılık gelen yerdeğiştirme değerleri sırasıyla çekme yönü için +53,99 kN ve +37,77 mm (%1,40) iken itme yönü için ise -43,92 kN ve -16,08 mm (%0,60) olarak ölçülmüştür.

Maksimum yük değerine ulaşılmamasıyla +34,75 kN ve +22,22 mm (%0,82) temelde



a)

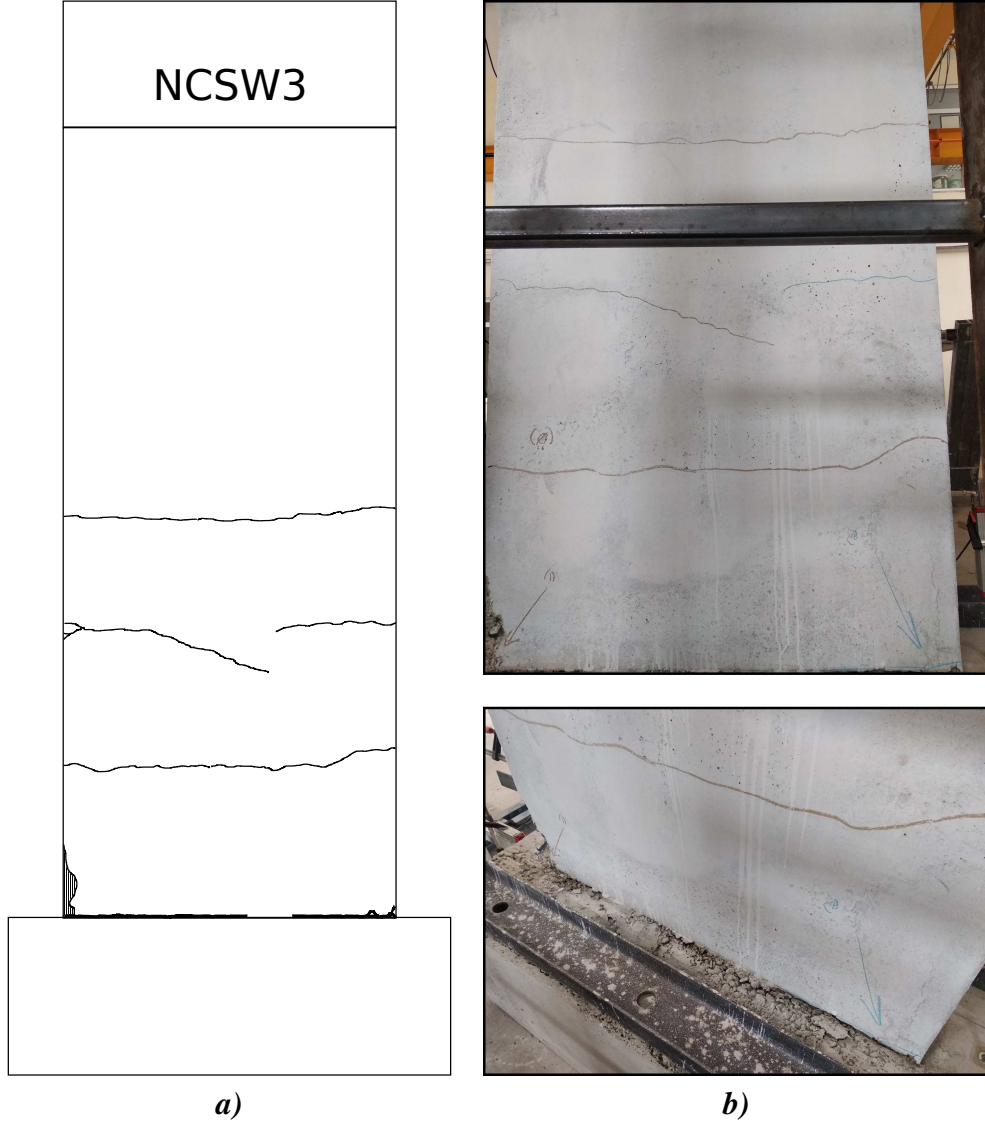


b)

Şekil 4.10. NCSW3 deney numunesinin için a) yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve b) zarf eğrisi

ilk çatlaklar oluşmaya başlamıştır. Aynı yük seviyelerinde iken boyuna donatıda akma meydana gelmeden donatı ile beton arasındaki aderans kaybolmuştur. Bu durum beton-donatı aderansının düz donatılarda çok yetersiz seviyelerde olduğu anlamına gelmektedir. Temel seviyesinde oluşan sıyrılmaya sebebiyle çatlaklar yapı elemanına dağılmadan sadece temel seviyesine yakın bölgelerde yoğunlaşmıştır.

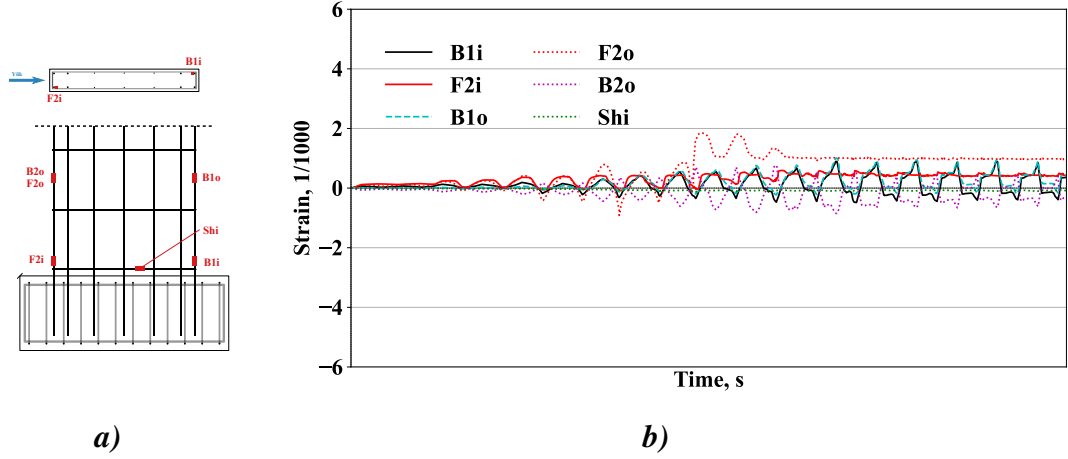
Davranışa sıyrılma hakim olduğundan basınç bölgesinde beton ezilmesi ve donatılarda akma gözlemlenmemiş olup davranışa enine donatıların katkısı olmamıştır. İlerleyen çevrimlerde temel seviyesindeki çatlaklar ve sıyrılma daha da ilerlemiş yapı elemanın dayanımında belirgin azalmalar gözlemlenmiş olup yapı elemanın davranışını tamamlamıştır.



Şekil 4.11. a) NCSW3 deney numunesinin a) hasarın şematik gösterimi ve b) örnekleri

Şekil 4.12.'de NCSW3 numunesinin farklı noktalarından alınan şekildeğiştirme ölçümleri ve ölçümlerin alındığı noktalar şematik olarak gösterilmiştir. Şekil 4.12.'den de görüldüğü gibi NCSW3 numunesinin uç bölgesindeki boyuna donatılarının temel bindirmelerinde oluşan şekildeğiştirme değerleri ile tüm çekme donatılarında ve etriyelerdeki şekildeğiştirme değerleri S220 nervürlü donatı için yönetmeliklerce

tanımlanan 0,002 akma şekildeğiştirme sınırını aşmamıştır. Bu durum herhangi bir kesme hasarının oluşmadığını göstermektedir. Bununla birlikte referans numunede akmaya ulaşan çekme donatılarının aksine, bu numunedeki çekme donatılarında beton ve donatı arasındaki aderansın azalması (sıyrılma) nedeniyle donatılarda daha küçük şekildeğiştirmeler oluştuğunu göstermiştir. Bu durum NCSW3 numunesinin sıyrılma hakim bir davranış gösterdiğini ispatlamaktadır.

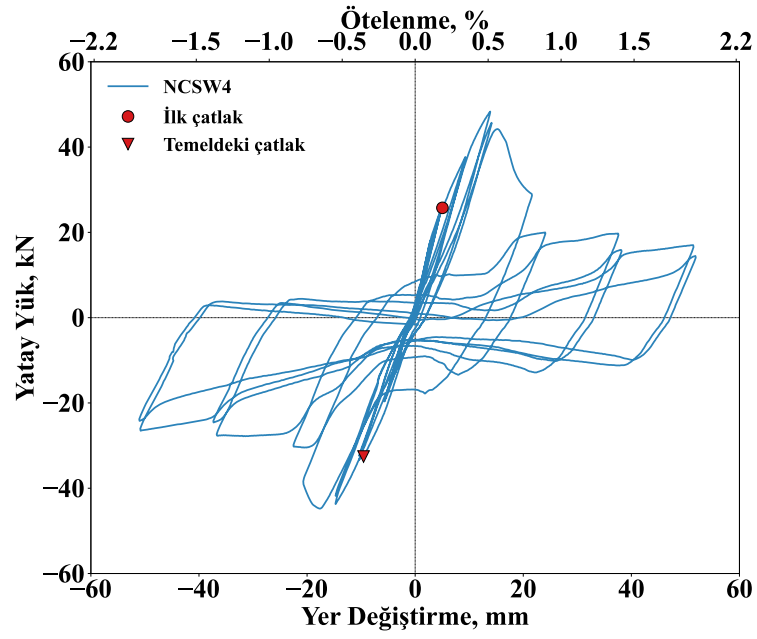


Şekil 4.12. NCSW3 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme a) ölçüm noktaları ve b) ölçümleri

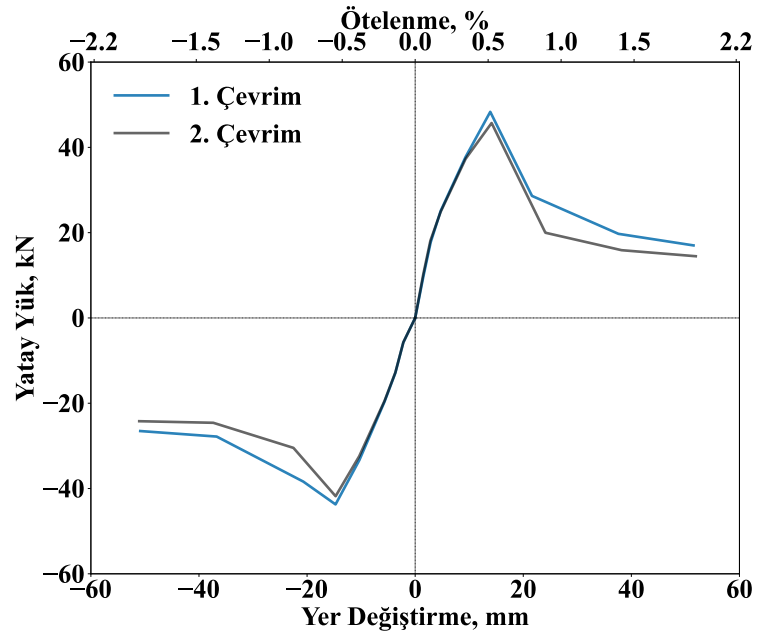
4.5. NCSW4 Numunesi (GDYGS)

NCSW4 numunesine ait çevrimsel yük yer değiştirme eğrilerinden 1. ve 2. çevrimler için elde edilen zarf eğrileri Şekil 4.13.'te verilmiştir. Ayrıca, Şekil 4.14.'te de NCSW4 deney numunesinin kırılma biçimleri gösterilmiştir.

Şekil 4.13.'ten de görüldüğü gibi ilk belirgin çekme çatlakları $+25,75 \text{ kN}$ yükü ve buna karşılık gelen $+5,04 \text{ mm}$ (%0,19) yerdeğiştirme değerinde oluştuğu gözlenmiştir. NCSW4 numunesi için ulaşılan maksimum yük ve bunlara karşılık gelen yerdeğiştirme değerleri sırasıyla çekme yönü için $+48,33 \text{ kN}$ ve $+13,89 \text{ mm}$ (%0,51) iken itme yönü için ise $-44,78 \text{ kN}$ ve $-17,61 \text{ mm}$ (%0,65) olarak ölçülmüştür. Maksimum yük değerine ulaşılmayla $-32,57 \text{ kN}$ ve $-9,55 \text{ mm}$ (%0,35) temelde ilk çatlaklar oluşmaya başlamıştır. Aynı yük seviyelerinde iken boyuna donatıda akma meydana gelmeden donatı-beton aderansı kaybolmuştur. Bu durum beton donatı aderansının düz donatılarda çok yetersiz seviyelerde olduğu anlamına gelmektedir. Temel seviyesinde



a)

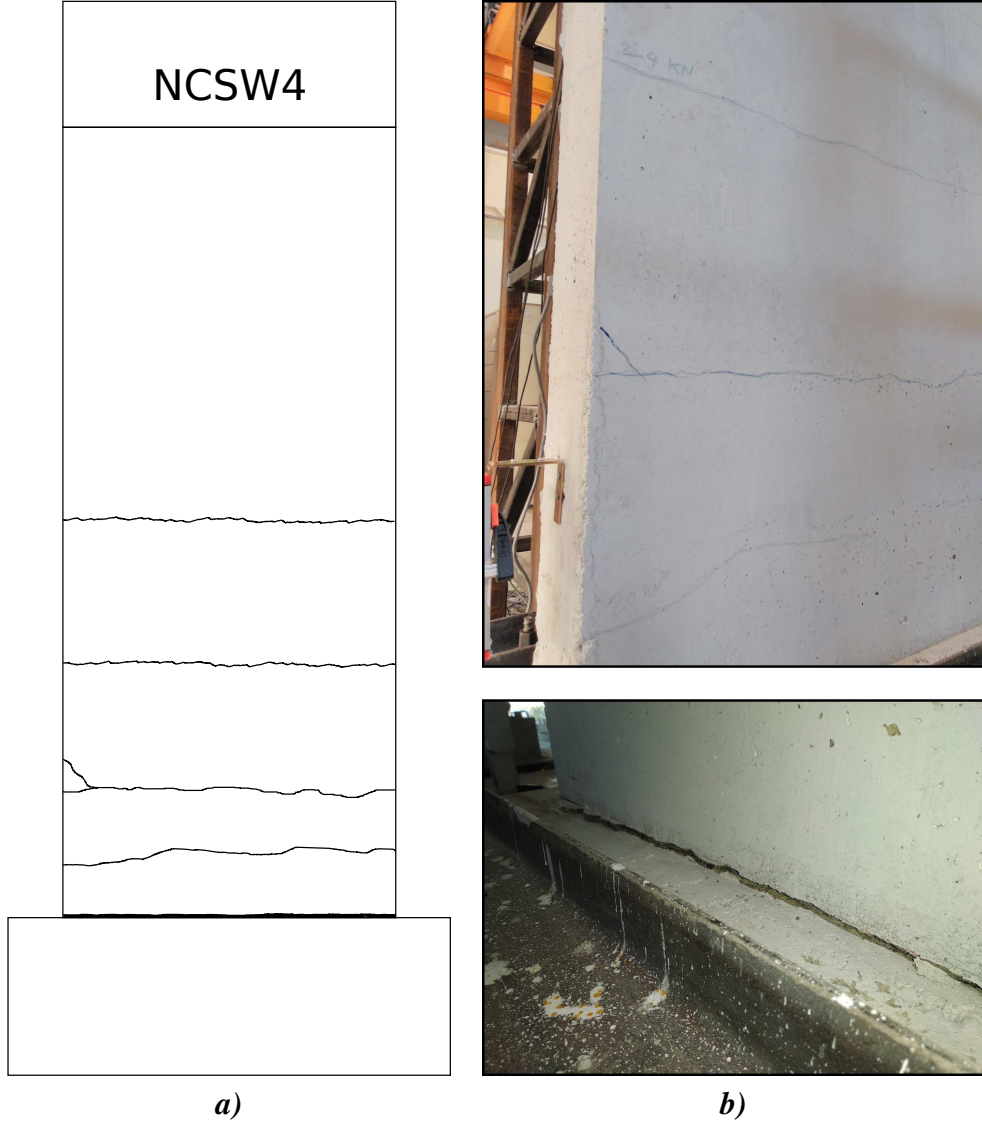


b)

Şekil 4.13. NCSW4 deney numunesinin için a) yatay yük-yerdeğişirme ilişkisi ve b) zarf eğrisi

oluşan sıyrılmaya sebebiyle çatlaklar yapı elemanına dağılmadan sadece temel seviyesine yakın bölgelerde yoğunlaşmıştır. Davranışa sıyrılmaya hakim olduğundan basınç bölgesinde beton ezilmesi ve donatılarda akma gözlemlenmemiş olup davranışa enine donatıların bir katkısı olmamıştır. İlerleyen çevrimlerde temel seviyesindeki çatlaklar ve sıyrılmaya daha da ilerlemiş yapı elemanın dayanımında belirgin azalmalar

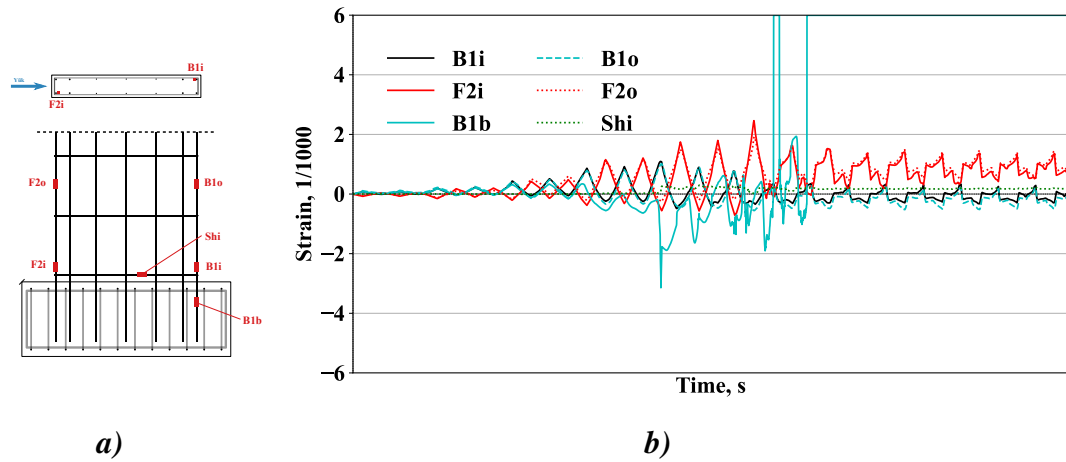
gözlemlenmiştir.



Şekil 4.14. a) NCSW4 deney numunesinin a) hasarın şematik gösterimi ve b) örnekleri

Şekil 4.15.'te NCSW4 numunesinin farklı noktalarından alınan şekildeğiştirme ölçümleri ve ölçümlerin alındığı noktalar şematik olarak gösterilmiştir. Şekil 4.15.'ten de görüldüğü gibi NCSW4 numunesinin uç bölgesindeki boyuna (basınç) donatılarının temel bindirmelerinde oluşan şekildeğiştirme değerleri S220 nervürsüz donatı için yönetmeliklerce tanımlanan 0,002 akma şekildeğiştirme sınırını aşmıştır.

Bunun dışındaki tüm çekme donatılarında ve etriyelerde de akma sınırı aşılmamıştır. Bu durum herhangi bir kesme hasarının oluşmadığını göstermektedir. Bununla birlikte referans numunede akmaya ulaşan çekme donatılarının aksine, bu numunedeki çekme



Şekil 4.15. NCSW4 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme a) ölçüm noktaları ve b) ölçümleri

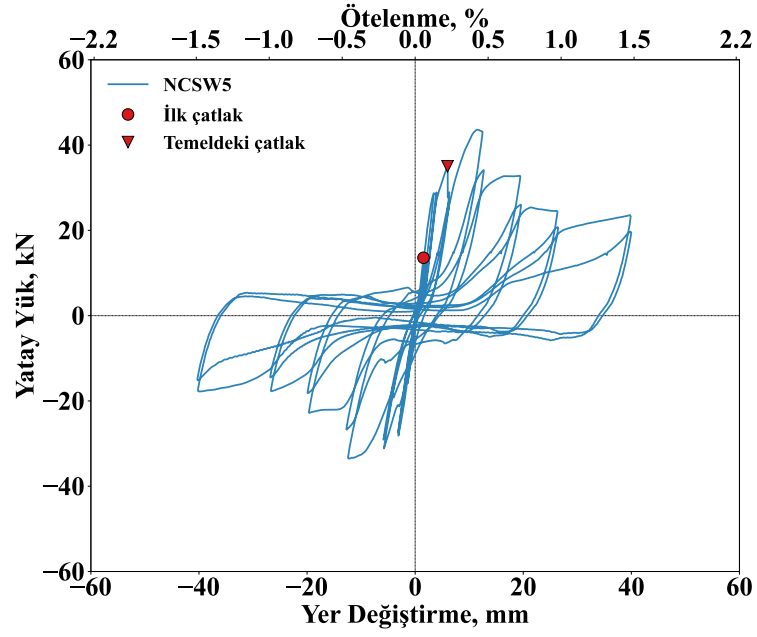
donatılarında beton ve donatı arasındaki aderansın azalması (sıyırılma) nedeniyle donatılarda daha küçük şekildeğiştirmeler oluştuğunu göstermiştir. Bu durum NCSW4 numunesinin sıyırılma hakim bir davranış gösterdiğini ispatlamaktadır.

4.6. NCSW5 Numunesi (GDYGS)

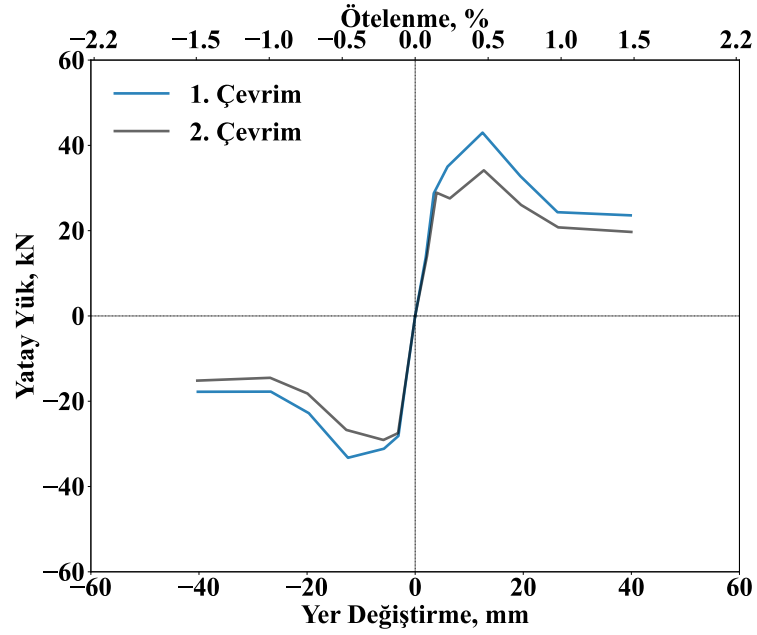
NCSW5 numunesine ait çevrimsel yük yer değiştirme eğrilerinden 1. ve 2. çevrimler için elde edilen zarf eğrileri Şekil 4.16.'da verilmiştir. Ayrıca, Şekil 4.17.'de de NCSW5 deney numunesinin kırılma biçimleri gösterilmiştir.

Şekil 4.16.'dan da görüldüğü gibi ilk belirgin çekme çatlağı $+13,57 \text{ kN}$ yükü ve buna karşılık gelen $+1,54 \text{ mm}$ ($\%0,06$) yerdeğiştirme değerinde oluştuğu gözlenmiştir. NCSW5 numunesi için ulaşılan maksimum yük ve bunlara karşılık gelen yerdeğiştirme değerleri sırasıyla çekme yönü için $+43,61 \text{ kN}$ ve $+11,46 \text{ mm}$ ($\%0,42$) iken itme yönü için ise $-33,53 \text{ kN}$ ve $-12,31 \text{ mm}$ ($\%0,46$) olarak ölçülmüştür. Maksimum yük değerine ulaşılmaya $+35,02 \text{ kN}$ ve $+5,99 \text{ mm}$ ($\%0,22$) temelde ilk çatlaklar oluşmaya başlamıştır.

Aynı yük seviyelerinde iken boyuna donatıda akma meydana gelmeden donatı-beton aderansı kaybolmuştur. Bu durum beton donatı aderansının düz donatılarda çok yetersiz seviyelerde olduğu anlamına gelmektedir. Temel seviyesinde oluşan sıyırılma



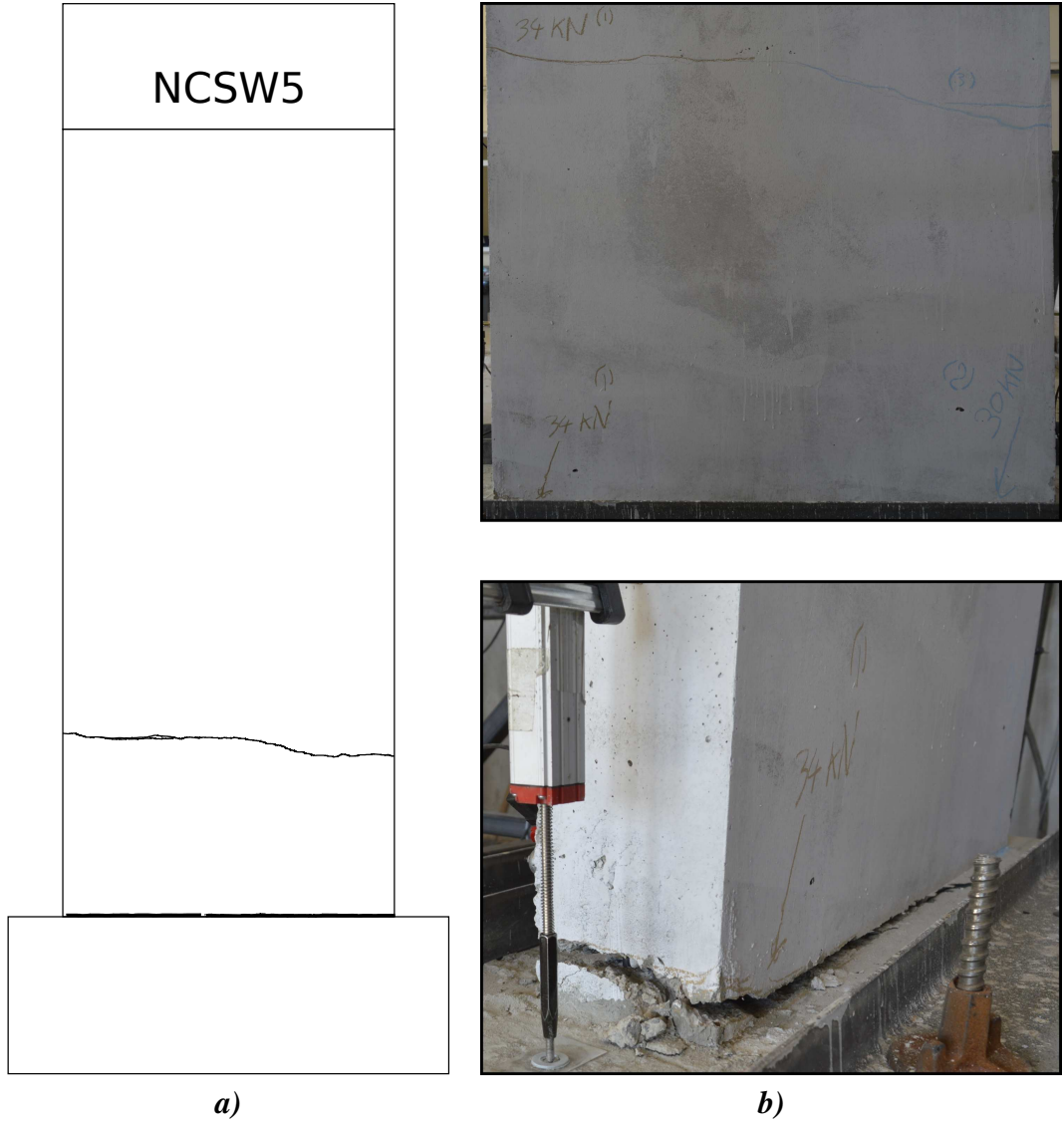
a)



b)

Şekil 4.16. NCSW5 deney numunesinin için a) yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve b) zarf eğrisi

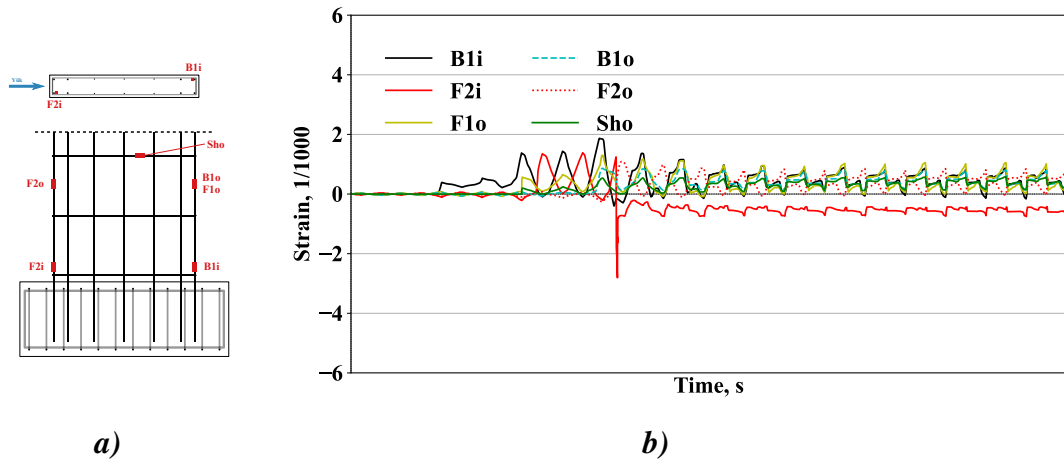
sebebiyle çatlaklar yapı elemanına dağılmadan sadece temel seviyesine yakın bölgelerde yoğunlaşmıştır. Davranışa sıyrılma hakim olduğundan basınç bölgesinde beton ezilmesi ve donatılarda akma gözlemlenmemiş olup davranışa enine donatıların bir katkısı olmamıştır. İlerleyen çevrimlerde temel seviyesindeki çatlaklar ve sıyrılma daha da ilerlemiş yapı elemanın dayanımında belirgin azalmalar gözlemlenmiştir.



Şekil 4.17. a) NCSW5 deney numunesinin a) hasarın şematik gösterimi ve b) örnekleri

Şekil 4.18.'de NCSW5 numunesinin farklı noktalarından alınan şekildeğiştirme ölçümleri ve ölçümlerin alındığı noktalar şematik olarak gösterilmiştir. Şekil 4.18.'den de görüldüğü gibi NCSW5 numunesinin uç bölgesindeki boyuna (çekme) donatılarının oluşan şekildeğiştirme değerleri S220 nervürlü donatı için yönetmeliklerce tanımlanan 0,002 akma şekildeğiştirme sınırını bir çevrimde aşmış ancak diğer çevrimlerin tamamında akma sınırının altında kalmıştır.

Bunun dışındaki tüm çekme donatılarında ve etriyelerde de akma sınırı aşılmamıştır. Bu durum herhangi bir kesme hasarının oluşmadığını göstermektedir. Bununla birlikte referans numunede akmaya ulaşan çekme donatılarının aksine, bu numunedeki çekme



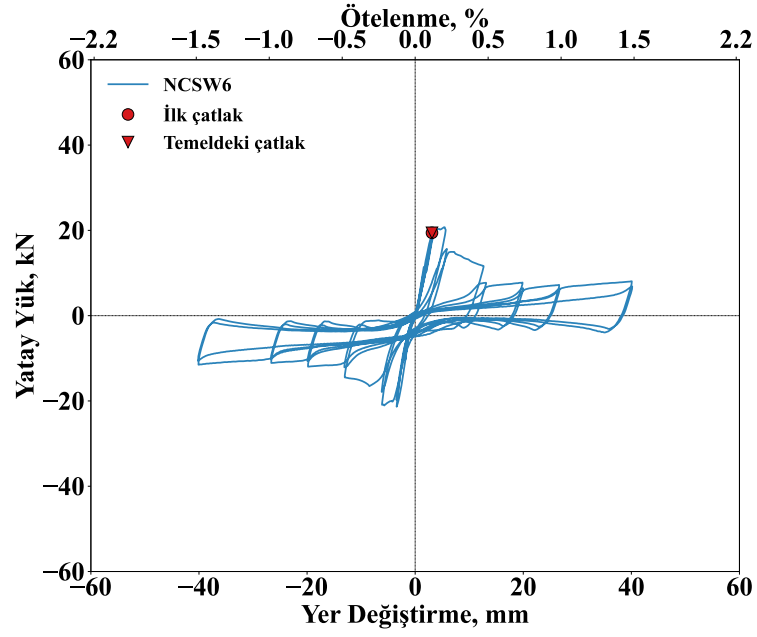
Şekil 4.18. NCSW5 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme a) ölçüm noktaları ve b) ölçümleri

donatılarında beton ve donatı arasındaki aderansın azalması (sıyırılma) nedeniyle donatılarda daha küçük şekildeğiştirmeler oluştuğunu göstermiştir. Bu durum NCSW5 numunesinin sıyırılma hakim bir davranış gösterdiğini ispatlamaktadır.

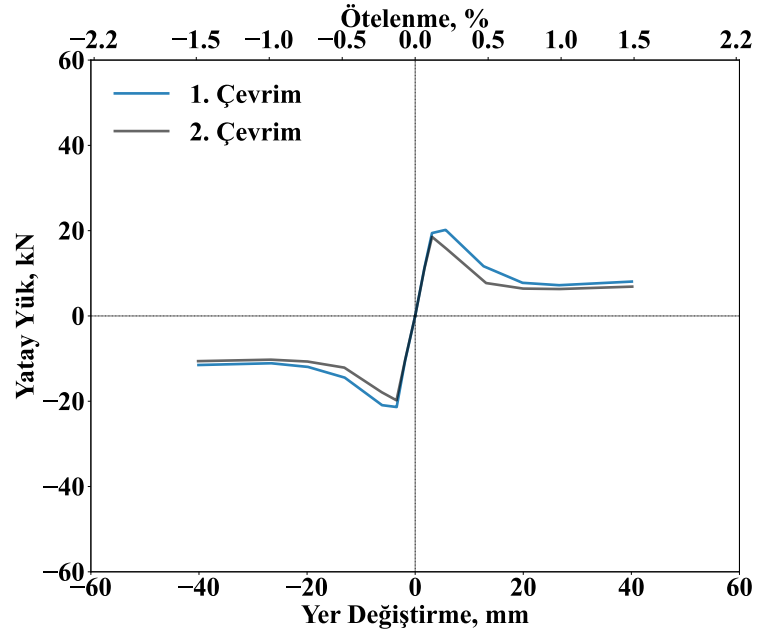
4.7. NCSW6 Numunesi (GDYGS)

NCSW6 numunesine ait çevrimsel yük yer değiştirme eğrilerinden 1. ve 2. çevrimler için elde edilen zarf eğrileri Şekil 4.19.'da verilmiştir. Ayrıca, Şekil 4.20.'de NCSW6 deney numunesinin kırılma biçimleri gösterilmiştir. Şekil 4.19.'dan da görüldüğü gibi ilk belirgin çekme çatlakları $+19,43 \text{ kN}$ yükü ve buna karşılık gelen $+3,11 \text{ mm}$ (%0,12 ötelenme oranı) yerdeğiştirme değerinde oluştuğu gözlenmiştir.

NCSW6 numunesi için ulaşılan maksimum yük ve bunlara karşılık gelen yerdeğiştirme değerleri sırasıyla çekme yönü için $+20,74 \text{ kN}$ ve $+5,45 \text{ mm}$ (%0,20) iken itme yönü için ise $-21,36 \text{ kN}$ ve $-3,43 \text{ mm}$ (%0,13) olarak ölçülmüştür. Maksimum yük değerine ulaşılmaya $+19,43 \text{ kN}$ ve $+3,11 \text{ mm}$ (%0,12) temelde ilk çatlaklar oluşmaya başlamıştır. Aynı yük seviyelerinde iken boyuna donatıda akma meydana gelmeden donatı-beton aderansı kaybolmuştur. Bu durum beton donatı aderansının düz donatılarda çok yetersiz seviyelerde olduğu anlamına gelmektedir. Temel seviyesinde oluşan sıyırılma sebebiyle çatlaklar yapı elemanına dağılmadan sadece temel seviyesine yakın bölgelerde yoğunlaşmıştır. Davranışa sıyırılma hakim olduğundan basınç



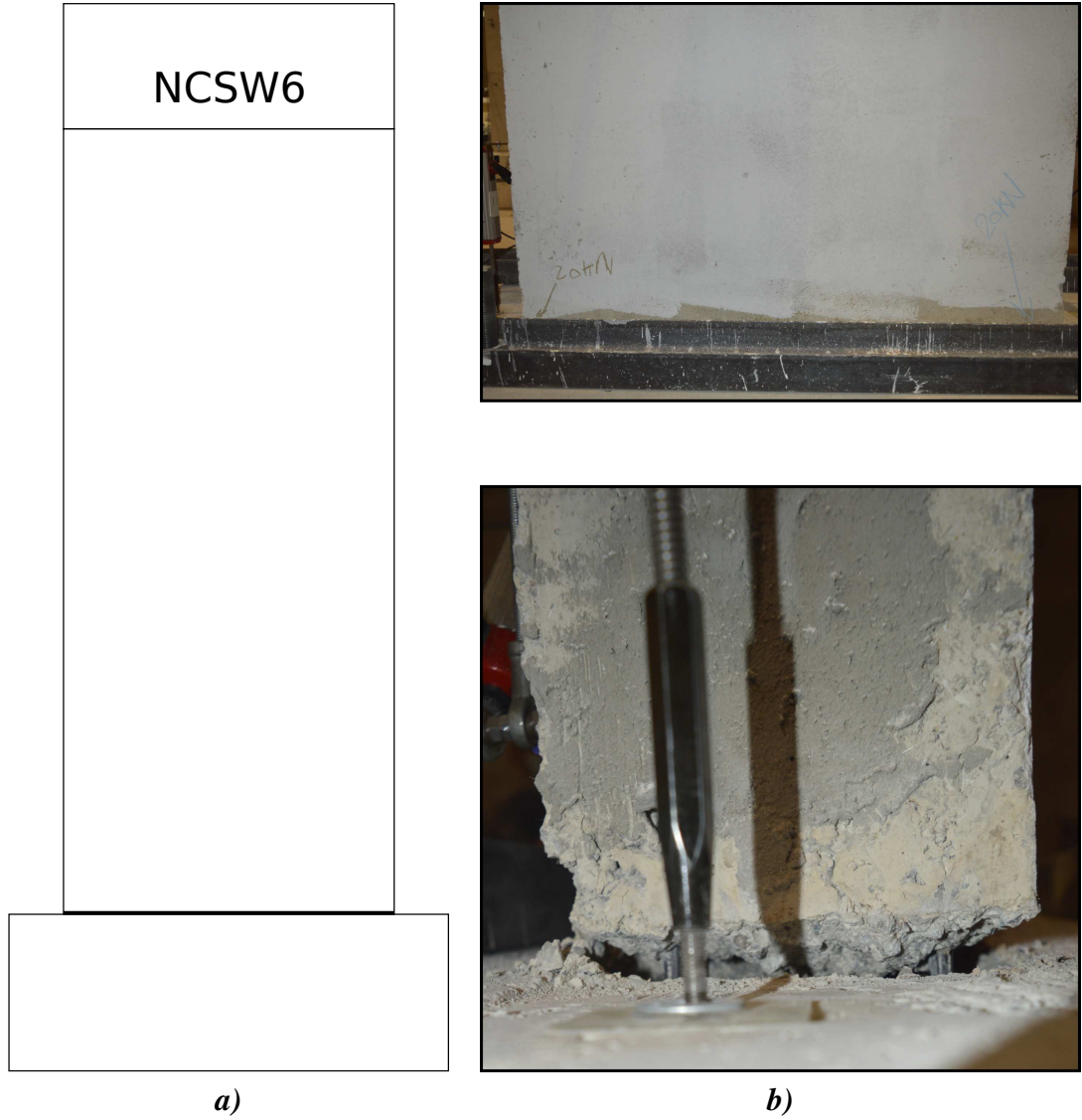
a)



b)

Şekil 4.19. NCSW6 deney numunesinin için a) yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi ve b) zarf eğrisi

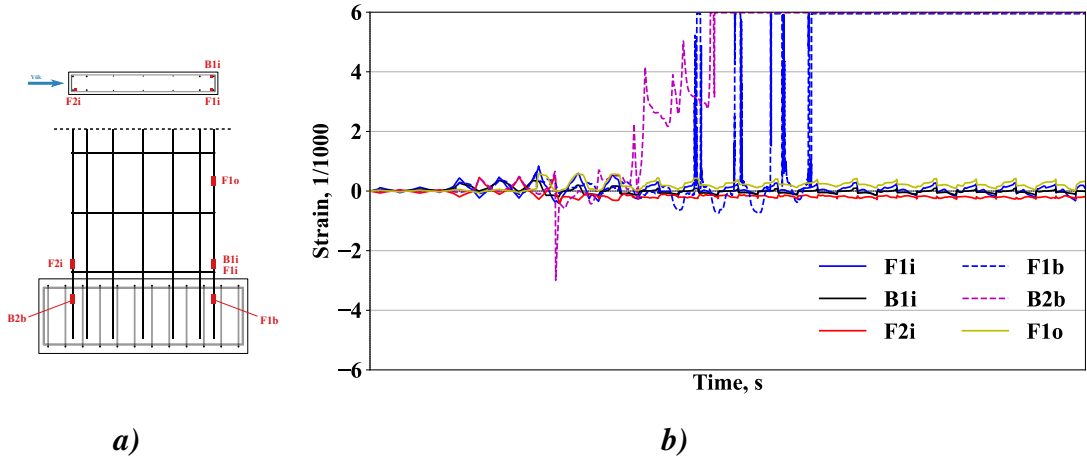
bölgesinde beton ezilmesi ve donatılarda akma gözlemlenmemiş olup davranışa enine donatıların bir katkısı olmamıştır. İlerleyen çevrimlerde temel seviyesindeki çatlaklar ve sıyrılma daha da ilerlemiş yapı elemanın dayanımında belirgin azalmalar gözlemlenmiştir.



Şekil 4.20. a) NCSW6 deney numunesinin a) hasarın şematik gösterimi ve b) örnekleri

Şekil 4.21.'de NCSW6 numunesinin farklı noktalarından alınan şekildeğiştirme ölçümleri ve ölçümlerin alındığı noktalar şematik olarak gösterilmiştir. Şekil 4.21.'den de görüldüğü gibi NCSW6 numunesinin uç bölgesindeki boyuna donatıların temel bindirmelerinde oluşan şekildeğiştirme değerleri S220 nervürlü donatı için yönetmeliklerce tanımlanan 0,002 akma şekildeğiştirme sınırını birkaç aşmış ancak diğer çevrimlerin tamamında akma sınırının altında kalmıştır.

Bunun dışındaki tüm çekme donatılarında ve etriyelerde de akma sınırı aşılmamıştır. Bu durum herhangi bir kesme hasarının oluşmadığını göstermektedir. Bununla birlikte referans numunede akmaya ulaşan çekme donatılarının aksine, bu numunedeki çekme



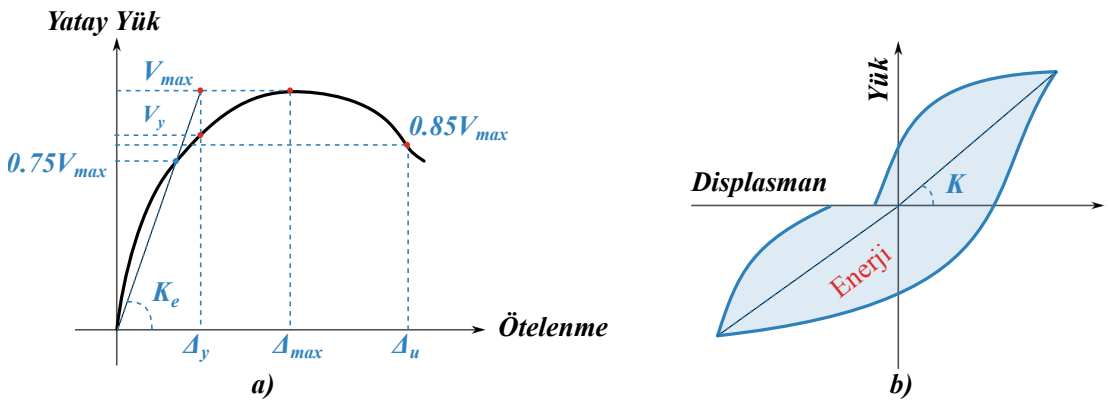
Şekil 4.21. NCSW6 numunesinin donatılarında şekildeğiştirme a) ölçüm noktaları ve b) ölçümleri

donatılarında beton ve donatı arasındaki aderansın azalması (sıyırılma) nedeniyle donatılarda daha küçük şekildeğiştirmeler oluştuğunu göstermiştir. Bu durum NCSW6 numunesinin sıyırılma hakim bir davranış gösterdiğini ispatlamaktadır.

BÖLÜM 5. TARTIŞMA VE DEĞERLENDİRME

5.1. Deneysel Numunelerin Genel Değerlendirmesi

Deneysel betonarme perdelerin davranışı tekrarlı tersinir yükler altında yatay yük (V) - tepe noktası yerdeğiştirme (Δ) ilişkisiyle belirlenmiştir. Bununla birlikte literatürde de yaygın olarak göçme kriteri kabul edilen, maksimum yatay yük (V_{max}) taşıma kapasitesinin %15 ve üzerinde azalması durumunda elde edilen yerdeğiştirme değerleri (Δ_u) de karşılaştırılmıştır. Ayrıca akma yükü (V_y) ve yerdeğiştirmesi (Δ_y), yerdeğiştirme sünekliği ($\mu = \Delta_u/\Delta_y$), rijitlik (K), enerji yutma kapasitesi (E_h) gibi değerler de deney parametresi olarak incelenmiştir. Deneysel veriler incelenirken rijitlik hesabı için literatürde yaygın olarak kullanılan ve Priestley ve ark. (2007) tarafından tanımlanan etkili rijitlik (effective stiffness) parametresi kullanılmıştır. Etkili rijitlik (K_e) ve enerji yutma kapasitesine (E_h) ait değerlerin hesap yöntemi Şekil 5.1.'de açıklanmıştır.



Şekil 5.1. a) Etkili rijitlik (K_e) ve b) Enerji yutma kapasitesi (E_h) hesap yöntemleri

Etkili rijitlik değeri, maksimum yatay yük (V_{max}) taşıma kapasitesinin %75'inin, bu değere karşılık gelen yerdeğiştirme değerine bölünmesiyle bulunmuştur. Bunun

yanında etkili rijitlik eğiminin V_{max} 'ı kestiği noktaya karşılık gelen yerdeğiştirme değeri de akma yerdeğiştirmesi (Δ_y) olarak kabul edilmiştir. Enerji yutma kapasitesi, betonarme perdelerin tekrarlı tersinir yükler altında yatay yük-tepe noktası yerdeğiştirme eğrisinin altında kalan alan olarak hesaplanmıştır.

Değerlendirme çalışmasında hem pozitif hem de negatif yönü hesaba katmak için, süneklik (μ) ve rijitlik (K) sırasıyla Denklem 5.1 ve 5.2'ye göre hesaplanmıştır (Razvi ve Saatcioglu, 1994). Bu yöntem aynı zamanda yarı-statik çevrimsel yükler altında perde numunesinin rijitlik azalmasını belirlemek için de kullanılmaktadır. Şekil 5.1.b'de görüldüğü gibi döngünün pozitif ve negatif tepe noktalarını dikkate alarak her bir döngünün ortalama sekant rijitliği Denklem 5.2'e göre hesaplanmıştır.

$$\mu = \frac{|\Delta_u^+| + |\Delta_u^-|}{|\Delta_y^+| + |\Delta_y^-|} \quad (5.1)$$

$$K_e = \frac{|V_{max}^+| + |V_{max}^-|}{|\Delta_y^+| + |\Delta_y^-|} \quad (5.2)$$

Akma yerdeğiştirmesi, itme ve çekme yönünde oluşan maksimum taban kesme kuvvetleri, nihai yerdeğiştirme, yerdeğiştirme süneklikleri, efektif rijitlik ve toplam tüketilen enerji değerleri Tablo 5.1.'de özetlenmektedir. Tablodan açıkça görüldüğü gibi düz yüzeyli donatıların kullanıldığı bütün deney numunelerin rijitlik, süneklik, enerji tüketme ve yük taşıma kapasiteleri nervürlü donatının kullanıldığı referans numunesinden daha düşük değerler sergilemiştir.

Deneysel çalışmada tüm betonarme perde numunelerine ait ilk çevrimler yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi olarak Şekil 5.2.'de karşılaştırmalı olarak verilmiştir. GDYGS numuneleri hem referans numuneye göre hem de kendi içinde yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisi bakımından karşılaştırıldığında, düz yüzeyli donatıların aderans dayanımlarının yetersiz kalması sebebiyle beton ile donatı arasındaki aderans hızla kaybolmuş ve akma noktasına ulaşmadan düşey donatılarda sıyrılma meydana gelmiştir. Bu durum özellikle yük taşıma kapasitesini önemli derecede azaltmıştır.

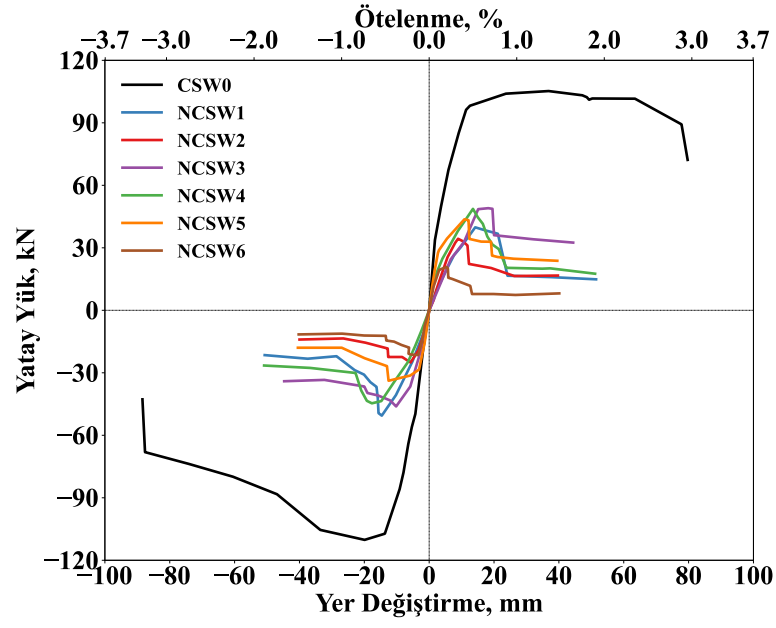
Tablo 5.1. Deney sonuçları

Numune	Δ_y (mm)	Δ_{max} (mm)	V_{max} (kN)	Δ_u (mm)	μ	K_e (kN/mm)	E_h (kN.m)
CSW0	+10,92 -11,70	+37,00 -19,90	+105,93 -109,29	+77,86 -41,85	5,29	9,51	63,20
NCSW1	+12,60 -12,23	+14,20 -14,82	+39,83 -50,25	+21,61 -15,83	1,51	3,63	5,93
NCSW2	+7,95 -4,47	+8,77 -5,76	+34,37 -24,87	+11,92 -12,68	1,98	4,77	3,22
NCSW3	+15,12 -7,27	+19,64 -9,56	+48,51 -45,93	+19,79 -19,18	1,74	4,22	7,89
NCSW4	+11,65 -14,03	+13,89 -17,61	+48,33 -44,78	+16,86 -21,04	1,48	3,63	6,92
NCSW5	+7,08 -3,53	+11,46 -12,31	+43,61 -33,53	+12,31 -12,90	2,38	7,27	4,40
NCSW6	+3,16 -3,31	+5,45 -3,43	+20,74 -21,36	+5,84 -6,20	1,86	6,51	2,16

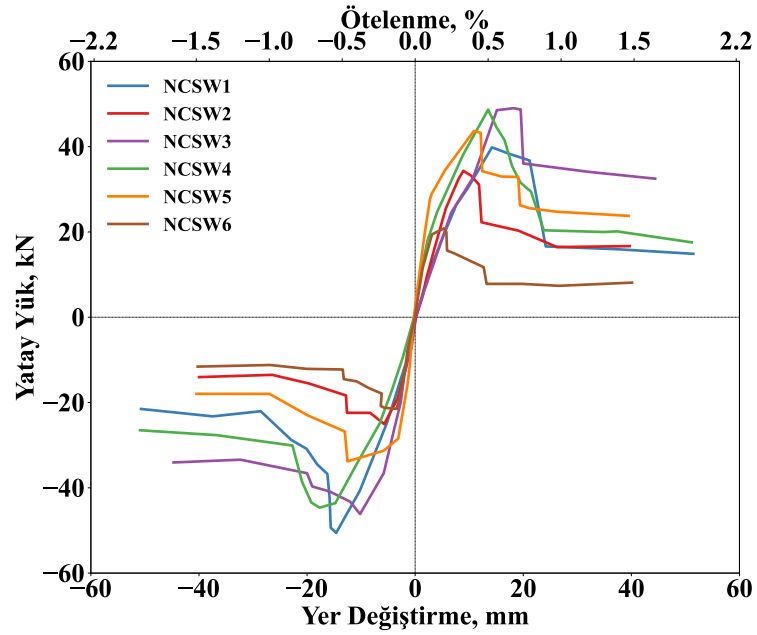
Düz donatıların kullanıldığı ve perde uçlarında kolon oluşturulan numunelerde, enine donatılar seviyelerinde çatlaklar oluşsa da, bütün GDYGS numunelerinde en büyük hasar perde-temel birleşiminde oluşmuştur. Dolayısıyla kullanılan enine donatılar, kapalı ve açık uçlu etriyeler davranışa katkı sağlayamamıştır. Bununla beraber, perde uçlarında kolon oluşturulan numunelerin taşıma kapasitelerinin, olmayanlara göre daha fazla olduğu görülmüştür. Bunun yanında nervürlü donatıların kullanıldığı referans numunesinde perde de eğilme çatlakları daha yaygın ve belirgin bir şekilde oluşmuştur. Ayrıca boyuna donatılarda akma meydana gelmiş ve ilerleyen yükleme çevrimlerinde beton paspayı dökülerek kolonlarda burkulma gözlemlenmiştir.

Boyuna donatıları akma sınırına ulaşmadan sıyrılan GDYGS numunelerinin enerji tüketme kapasiteleri (E_h) referans numuneye kıyasla daha düşük seviyelerde kalmıştır. Deney numunelerinin yığışimli enerji tüketme kapasiteleri Şekil 5.3.'te verilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi referans numunenin yığışimli enerji tüketme kapasitesi, GDYGS numunelerine göre oldukça fazladır. GDYGS numuneleri kendi içlerinde incelendiğinde, yine kolon uçları oluşturulan numunelerde tüketilen enerjinin daha fazla olduğu görülmektedir.

Deney numunelerin rijitlik azalım grafikleri karşılaştırmalı olarak Şekil 5.4.'te verilmiştir. Gerek beton dayanımının fazla olması gerekse nervürlü donatıların



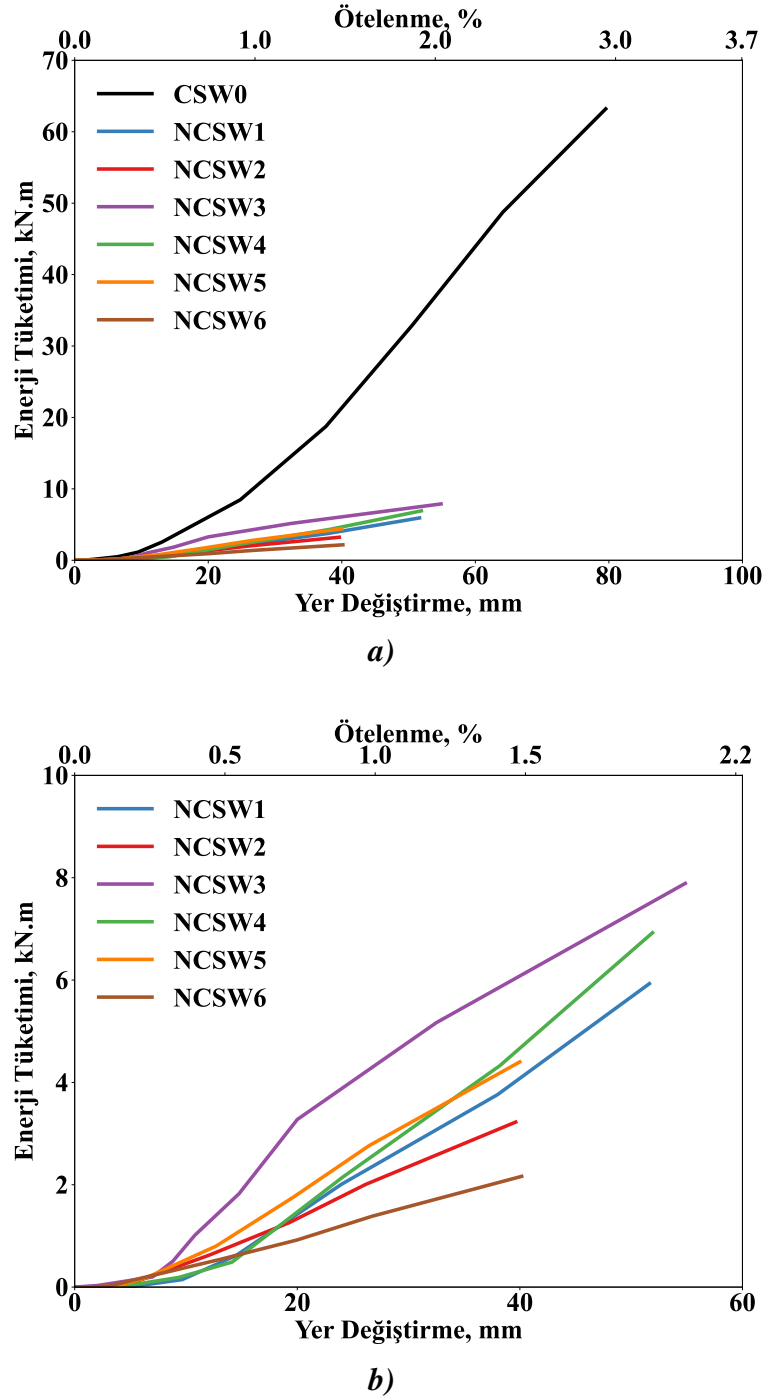
a)



b)

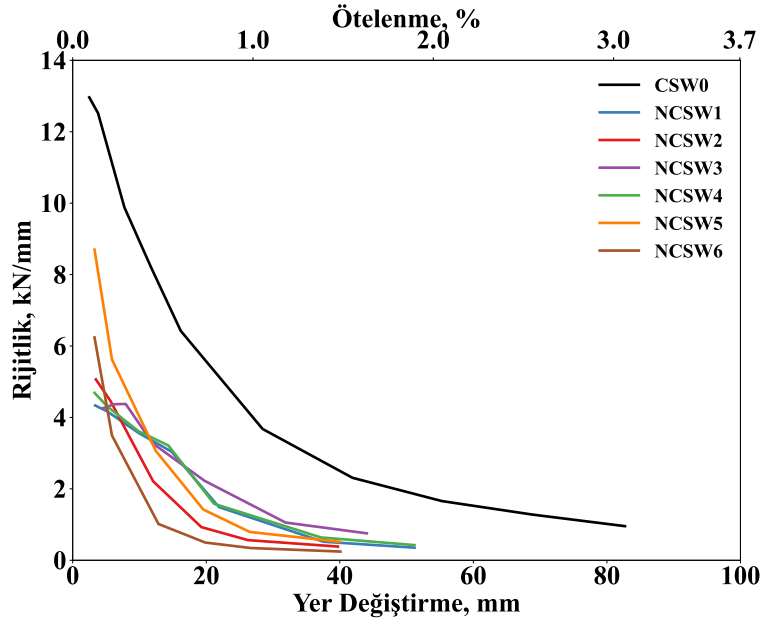
Şekil 5.2. a) Tüm numunelerin ve b) GDYGS numunelerinin için yatay yük-yerdeğiştirme ilişkisinin eğrilerinin zarfları

katkısından dolayı, en büyük başlangıç rijitliği referans numunesinde elde edilmiştir. Bunun yanı sıra taşıma ve enerji tüketme kapasitesinde olduğu gibi kolon uçları oluşturulmadan üretilen deney elemanlarında, rijitlik azalması daha hızlı şekilde gerçekleşmiştir.



Şekil 5.3. a) Tüm numunelerin ve b) GDYGS numuneleri için kümülatif enerji tüketimleri

Perde numunelerinin tamamı göz önünde bulundurulduğunda, beton dayanımının ve kullanılan donatının yüzey özelliklerinin davranışı önemli ölçüde etkilediği sonucuna varılmıştır. Mevcut yapı stokunda bulunan bu tür yapıların davranışlarını belirlemek için, oluşturulan sayısal modellerde bu durumun dikkate alınmasının gerektiği açıkça görülmektedir. Bu sebeple gerçekleştirilen tez çalışmasında mevcut yapıların

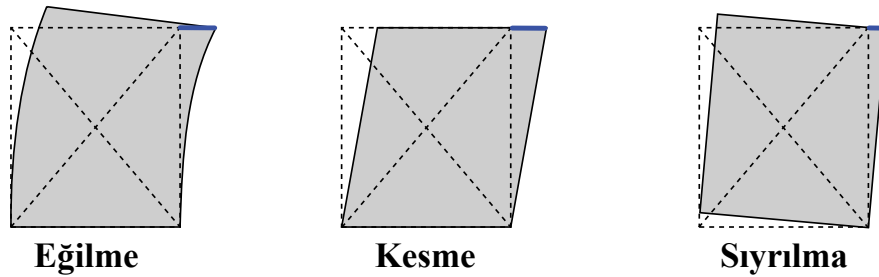


Şekil 5.4. Tüm numunelerin yerdeğiştirme artışı ile rijitliklerinde gerçekleşen azalış

davranışlarının belirlenmesinde kullanılmak üzere, sıyrılmayı da dikkate alan bir model önerilmiştir.

5.2. Yer Değiştirme Bileşenleri

Güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan betonarme perde duvarların testleri ile donatı sıyrılmalarının toplam yatay yük deplasmanına önemli bir katkısı olduğu gösterilmiştir. Bu katkının düzgün bir şekilde değerlendirilmesi için toplam yer değiştirme ana bileşenlerine ayrılmalıdır. Söz konusu çalışmada kullanılan üç bileşenli yaklaşımda perdenin toplam deformasyonunun eğilme, kesme ve sıyrıma yer değiştirmeleri olmak üzere üç farklı bileşenin toplamından oluştuğu tanımlanmaktadır (Şekil 5.5.).



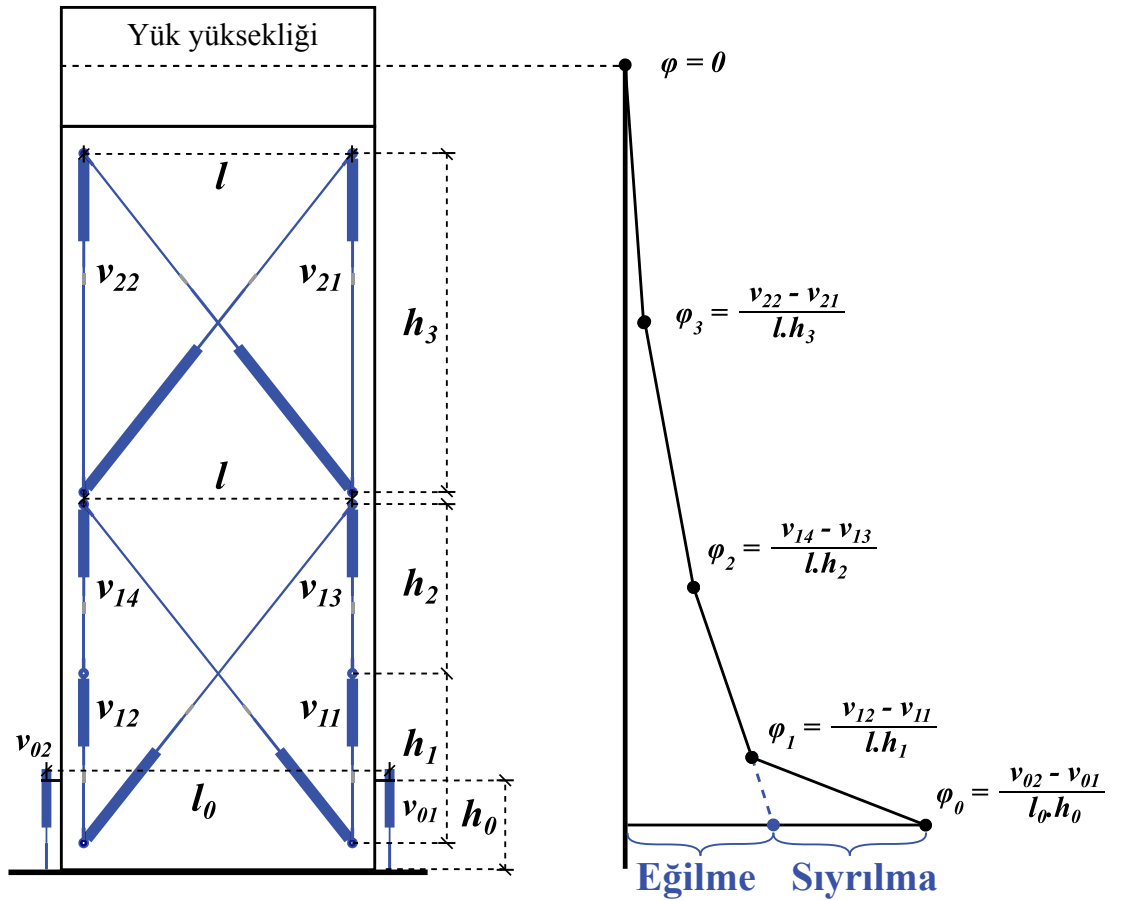
Şekil 5.5. Üç bileşenli yaklaşım modelinin alt bileşenleri

üçgen olduğu varsayıldığından $\alpha = 0,67$ alınmıştır.

$$U_f = \alpha \cdot \theta \cdot h \quad (5.4)$$

$$\theta = \frac{v_2 - v_1}{l} \quad (5.5)$$

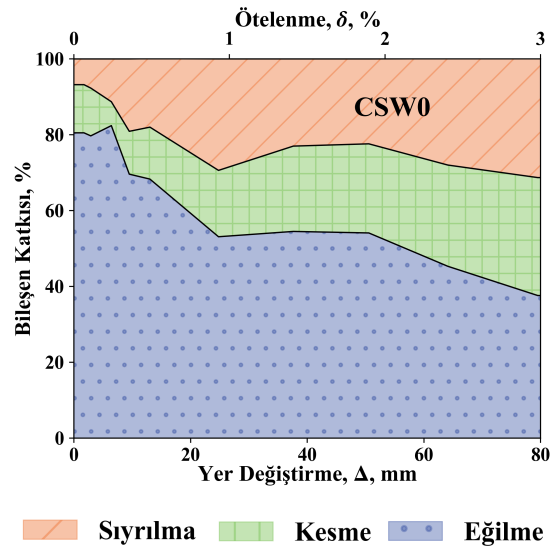
Donatı sıyrılmasının numunelerin toplam yatay yer değiştirmesine katkısı, Sezen ve Moehle (2006) tarafından tanımlanmış metot kullanılarak elde edilmiştir. Şekil 5.7.'de eleman boyunca takribi eğrilik dağılımı gösterilmiş ve her seviyedeki ortalama eğrilik Denklem 5.6'dan belirlenmiştir.



Şekil 5.7. Sıyrılma deformasyonunun hesaplanması

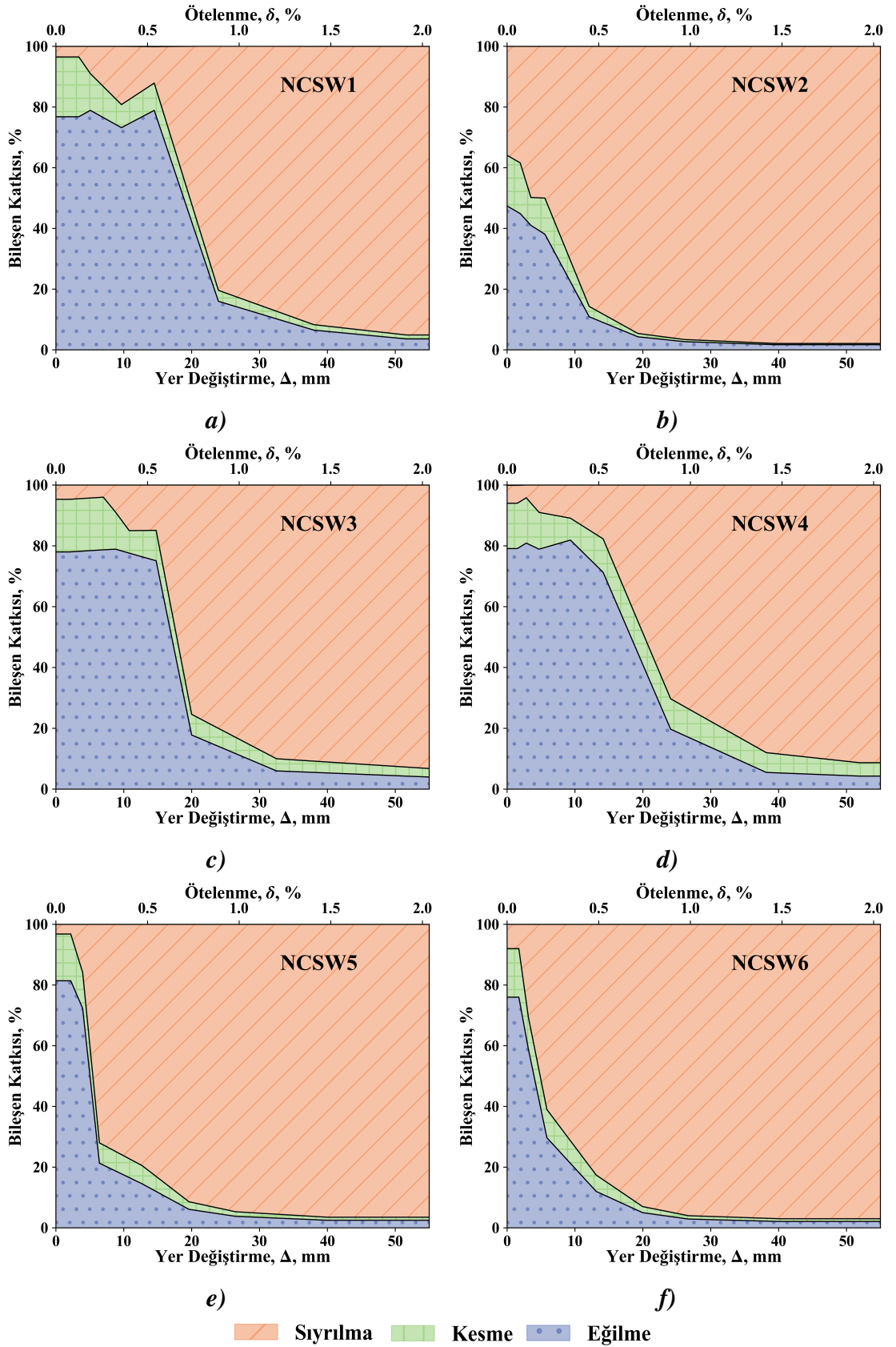
$$\varphi_i = \frac{v_{i2} - v_{i1}}{l_i \cdot h_i} \quad (5.6)$$

Perde duvarın tabanında oluşan eğriliğin hem eğilme hem de sıyırılma etkilerinin birlikteliği ile oluştuğu düşünülmektedir. Bu nedenle iki kısmı birbirinden ayırmak için, daha yüksek seviyelerde elde edilen eğrilik doğrusu taban seviyesine doğru doğrusal olarak uzatılarak (Şekil 5.7.) eğilme kaynaklı, kalan kısım ise donatı sıyırılmasından kaynaklı dönme olarak belirlenmiştir (Sezen ve Moehle, 2006). Toplam yer değiştirmenin sıyırılma bileşeni, belirlenen sıyırılma dönmesinin duvarın yüksekliği ile çarpılmasıyla hesaplanmıştır. Üç yer değiştirme bileşeninin elde edilen oranları Şekil 5.8. ve 5.9.'de özetlenmiştir. İlgili şekillerde farklı deplasman seviyesinde bileşenlerin toplam deplasmana katkısı yüzdesel olarak gösterilmiştir.



Şekil 5.8. Yer değiştirme bileşenlerinin toplam yatay yer değiştirmeye katkısı (Referans numunesi)

Şekillerden, güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan betonarme perde duvarlar için ana yer değiştirme bileşeninin donatı sıyırılması olduğu açıktır. Tüm NCSW numunelerinde bu bileşenin etkileri, temel yüzeyinde büyük çatlaklar oluşmasıyla ve maksimum yatay yüke ulaştıktan sonra önemli bir kuvvet düşüşü ile fark edilmiştir (Şekiller 4.4., 4.7., 4.10., 4.13., 4.16. ve 4.19.). Örneğin, NCSW1 için V_{max} 'a ulaşıldığında ve temelde çatlak oluştuğunda eğilme yer değiştirmesinin katkısı yaklaşık %79 iken bir sonraki ötelenme seviyesinde %16'a düşmüş, sıyırılma bileşeninin katkısı aynı ötelenme oranları için %8'den %80'e kadar artmıştır. Aynı şekilde, NCSW2, NCSW3, NCSW4, NCSW5 ve NCSW6 numuneleri için temeldeki



Şekil 5.9. Yer değiştirme bileşenlerinin toplam yatay yer değiştirmeye katkısı (GDYGS betonarme perdeler)

çatlak oluşumundan sonra sıyırılma yer değiştirme bileşeninin katkısı sırasıyla %36, %30, %51, %56 ve %31 artmıştır. Bu aşamadan sonra, sıyırılma yer değiştirme bileşeni toplam deplasmana yaklaşık %97 katkıda bulunmuştur. Ayrıca, uç bölgesinde yoğun donatı içeren numuneler dağıtılmış donatıya sahip perde duvarlardan biraz daha fazla eğilme davranışı göstermiştir. Tüm GDYGS numunelerinde minimal bir kesme davranışı gözlemlenmiş ve numunelerde oluşan deplasmanlarda kesme yer değiştirme bileşeninin katkısının diğer iki bileşene kıyasla çok az olduğu belirlenmiştir.

Bunun yanı sıra, referans perde duvarda (CSW0), tüm deney aşamaları boyunca kayda değer bir eğilme davranışı sergilenmiş olup, belirgin bir plastik mafsal da oluşmuştur. Ayrıca, ilgili perde duvarın toplam yanal deformasyonunda ihmal edilemez kesme ve sıyırılma katkısının da olduğu belirlenmiştir. V_{max} 'daki eğilme yer değiştirmesi bileşeninin katkısı %68,3 iken, kesme ve sıyırılma yer değiştirmesi bileşenlerinin katkısı sırasıyla %13,7 ve %18,1'dir. CSW0 numunesi temel seviyesinde bir çatlak oluşumu sergilemesine rağmen, toplam deplasmana eğilme yer değiştirmesinin katkısı sadece %15,2 düşmüş ve sıyırılma yer değiştirmesi bileşeninin katkısı %11,3 artmıştır. Testin sonunda oluşan yer değiştirme bileşenlerinin katkıları eğilme, kesme ve sıyırılma için sırasıyla %37,6, %31,1 ve %31,4'tür.

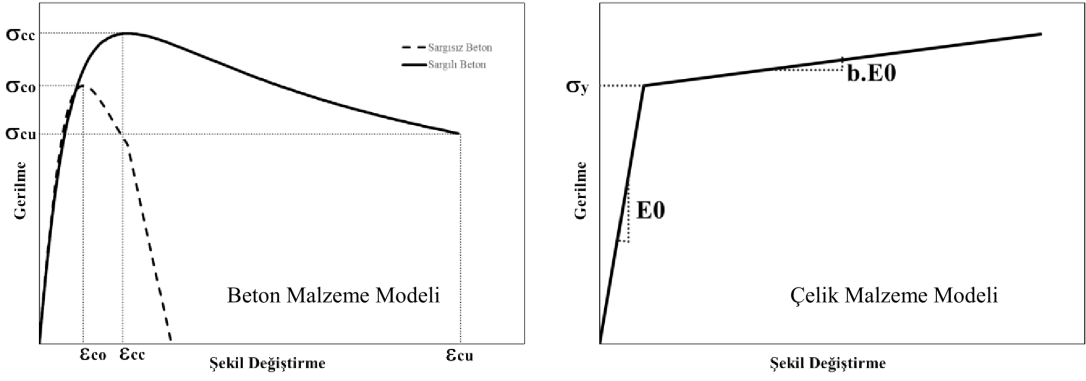
5.3. Teorik Analizler

Elde edilen deneysel sonuçlar dikkate alındığında perdelerin deneysel maksimum kesme kapasiteleri (V_{exp}^{max}) güncel deprem yönetmeliklerden (TBDY, 2018; ACI318, 2019) ve moment-eğrilik analizinden elde edilen teorik sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Perde duvar kesitleri için Türk Bina Deprem Yönetmeliğindeki (TBDY, 2018), bölüm 7.6.7 Denklem 5.7 ve ACI 318'in (2019) 11.5.4.3 bölümüne göre maksimum kesme kuvveti (V_r) hesaplanmıştır.

$$V_r = A_{ch}(0,65f_{ctd} + \rho_{sh}f_{ywd}) \quad (5.7)$$

Moment eğrilik analizleri için, önceden Olabi ve ark. (2020) tarafından geliştirilmiş

Matlab (2011) tabanlı bir bilgisayar kodu perde duvarlar için uyarlanıp kullanılmıştır. Bu bilgisayar kodu ile perde kesiti şeritlere bölünerek her bir şeritin (lifin) belirli bir eğrilik durumunda eğilme momentine katkısı belirlenmektedir. Lifli model olarak adlandırılabilir olan bu hesaplama metodu ile betonarme perde kesitlerinin artan eğriliklere karşılık gelen eğilme momentleri belirlenebilmektedir. Bu geliştirilmiş Matlab (2011) kodunda beton için Mander beton modeli (Mander ve ark., 1988) kullanılmış ve donatı için de donatının akması ve pekleşmesini dikkate alan bir model kullanılmıştır (Şekil 5.10.).



Şekil 5.10. Matlab tabanlı geliştirilen bilgisayar kodunda kullanılan malzeme modelleri

Test edilen perde duvarlar konsol eleman olarak çalıştığından, elde edilen maksimum momentin yatay yükün yüksekliğine ($H = 2700 \text{ mm}$) bölünmesiyle perdenin maksimum kesme kuvveti (V_f^{max}) belirlenmiştir (Denklem 5.8). Hesaplanan teorik parametreler ve betonarme perde deneyleri için elde edilen deney sonuçları Tablo 5.2.'de verilmiştir.

$$V_f^{max} = \frac{M_f^{max}}{H} \quad (5.8)$$

Tablo 5.2.'de gösterildiği gibi, referans perde duvar potansiyel kesme dayanımının %98'ine ulaştığı zaman, güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan betonarme perde duvarların deneysel çalışmadan bulunan maksimum kesme kuvvetlerinin (V_{exp}^{max}) moment eğrilik analizinden bulunan maksimum

Tablo 5.2. Teorik ve deneysel sonuçlar

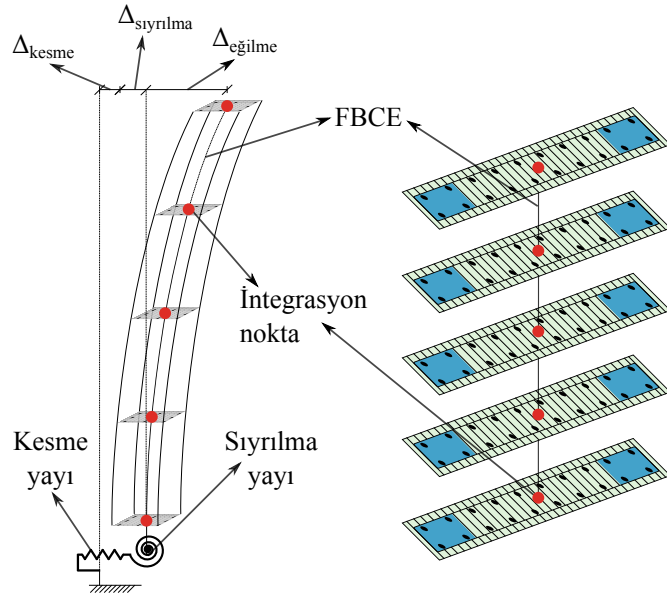
Numune	V_{exp}^{max} (kN)	V_f^{max} (kN)	V_r (kN)	$\frac{V_{exp}^{max}}{V_f^{max}}$	$\frac{V_{exp}^{max}}{V_r}$
NCSW1	50,25	88,56	389,05	0,57	0,13
NCSW2	34,37	67,53	373,81	0,51	0,09
NCSW3	48,51	88,69	256,89	0,55	0,19
NCSW4	48,33	90,07	259,02	0,54	0,19
NCSW5	43,61	69,50	256,89	0,63	0,17
NCSW6	21,36	67,48	243,77	0,32	0,09
			Ortalama	0,52	0,14
CSW0	109,29	107,04	403,87	0,98	0,27

kesme kuvvetlerine (V_f^{max}) oranlarının ortalaması olan $V_{exp}^{max}/V_f^{max} = 0,52$ değeri dikkat alındığında boyuna donatının sıyrılmasından kaynaklı maksimum moment kapasitesinde önemli bir düşüş olduğu açıkça görülebilmektedir.

BÖLÜM 6. SAYISAL MODELİN GELİŞTİRİLMESİ

Çalışmanın ikinci aşamasında sayısal analizler, uluslararası alanda yaygın olarak kullanılan ve kabul gören OpenSees (2000) programı ile gerçekleştirilmiştir. Sayısal analiz çalışmaları ve nümerik modeller, deneysel çalışmalar yüksek maliyet, zaman ve iş gücü gerektiren oldukça zor çalışmalar olması nedeniyle yaygın olarak tercih edilmektedir. Sayısal modeller ile gerçekçi sonuçların elde edilebilmesi, gerçekçi malzeme modelleri ve doğru nümerik modelleme tekniklerinin kullanılmasına bağlıdır (Demir ve ark., 2016). Betonarme perdelerin toplam yerdeğiştirme davranışı eğilme (flexure), kesme (shear) ve boyuna donatının sıyrılması (reinforcement bond slip) olmak üzere temel olarak üç bileşenden oluşmaktadır. Literatürde, betonarme kolonların sayısal analizi için boyuna donatının sıyrılma etkisini dikkate alan sıyrılma modelleri geliştirilmiştir (Sezen ve Setzler, 2008). Ancak betonarme perdeler için önerilen herhangi bir model bulunmamaktadır. Betonarme kolonlar için önerilmiş olan Sezen ve Setzler (2008) sıyrılma modeli, bu proje kapsamında geliştirilerek betonarme perdeler için temel olarak dikkate alınmıştır.

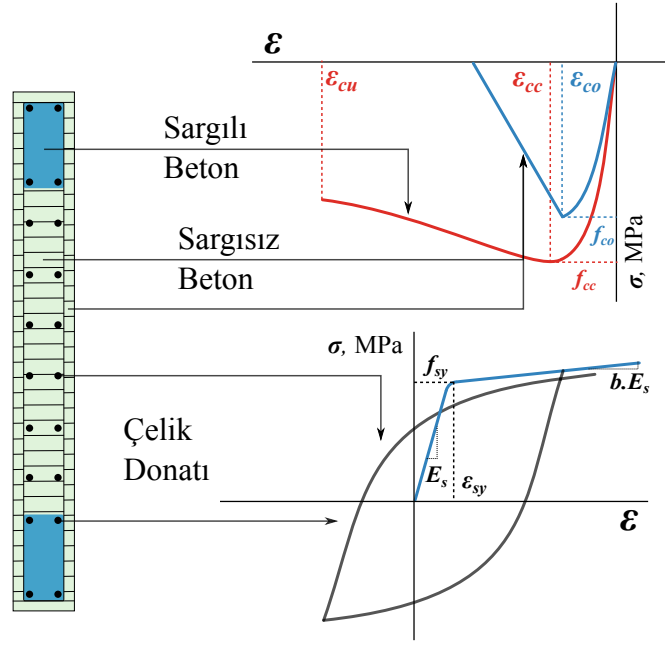
Ayrıca, bu çalışmada, makroskopik modelleme yaklaşımı olarak betonarme perde duvarlarının doğrusal olmayan davranışını değerlendirmek için OpenSees'de tekrarlı yükler altında Fiber Kiriş-Kolon Eleman Modeli (FBCEM) uygulanmıştır (McKenna ve ark., 2000). Bu yöntemde, betonarme perde duvarların eğilme (flexure) davranışı, gerilme-şekildeğiştirme ilişkilerine dayalı olarak kesitte beton ve çelikleri temsil eden makro liflere bölünmüş bir duvar bölümü kullanılarak belirlenmiştir (Şekil 6.1.). Ayrıca, kesme (shear) davranışı, yatay bir yaya uygulanan yanıl kuvvet-yer değiştirme ilişkisine bağlı olarak ve boyuna donatının sıyrılma (reinforcement bond slip) davranışı ise bir döner yaya uygulanan eğilme momenti-dönme ilişkisine bağlı olarak tanımlanmıştır.



Şekil 6.1. Perde duvarlar için uygulanan Fiber Kiriş-Kolon Eleman Modeli

6.1. Eğilme Davranışı Modeli

Spacone ve ark. (1996) tarafından sunulan fiber kiriş-kolon eleman modeli (FBCEM), statik ve dinamik yükler altında betonarme kolonların ve perde duvar elemanların eğilme (flexure) davranışını modellemek için yaygın olarak kullanılan ve oldukça güvenilir yöntemlerden birisidir. Model, enine kesit parçalarının integralleri kullanılarak yer değiştirmelerin ve kuvvetlerin hesaplandığı eleman boyunca entegrasyon noktalarından oluşur (Şekil 6.1.). Her entegrasyon noktasındaki enine kesitler, elemanda kullanılan her bir malzeme için gerilme-şekildeğiştirme davranışını temsil eden çok sayıda fibere bölünmüştür (Spacone ve ark., 1996). Örneğin, Şekil 6.2.'de görüldüğü gibi elemanın farklı bölümlerindeki liflerin tepkisini tanımlamak için üç farklı malzeme davranışı (sargılı beton, sargısız beton ve donatı çeliği) kullanılmaktadır.



Şekil 6.2. Perde duvarın farklı bölümlerindeki tanımlanan farklı malzeme modelleri

6.1.1. Malzeme modelleri

OpenSees programının içeriğinde farklı tipte malzeme modelleri mevcuttur (Zhu ve ark., 2018). Bu çalışmada, sargısız ve sargılı beton malzeme modellerini tanımlamak için sırasıyla Concrete01 ve Concrete04 tek eksenli malzeme modelleri seçilmiştir. Concrete01 malzeme modelinde (Kent ve Park, 1971), maksimum gerilme beton basınç dayanımı f_{co} 'a eşittir ve bu değere karşılık gelen şekil değiştirme değeri $\epsilon_{co} = 0,002$ kullanılarak oluşturulmuştur. Ayrıca, sargısız beton için maksimum gerilmeden sonra beton malzemesini göçmeye götüren nihai şekil değiştirme değeri $\epsilon_{cu} = 0,006$ olarak kabul edilmiştir (Şekil 6.2.).

Mander ve ark. (1988) tarafından geliştirilen malzeme modelindeki gerilme-şekil değiştirme ilişkisi, bu çalışma kapsamında modellenen perde duvarların uç bölgelerindeki sargılı beton davranışı için uyarlanmıştır. OpenSeesPy (2018) kütüphanesinde bulunan Concrete04 malzeme modelindeki sargılı betonlar için kullanılan maksimum gerilme (f_{cc}) ve şekil değiştirme (ϵ_{cc}) değerleri (Şekil 6.2.), Mander ve ark. (1988) tarafından geliştirilen sargılı beton modeli kullanılarak elde edilmiştir. Bununla birlikte donatı çeliği için, elastik davranıştan elasto-plastik

davranışa geçişi ve rijitlikte oluşan azalmayı farklı parametrelerle tanımlayan, OpenSeesPy (2018) kütüphanesinde bulunan Steel02 ve Menegotto ve Pinto (1973) tabanlı malzeme modeli kullanılmıştır (Şekil 6.2.).

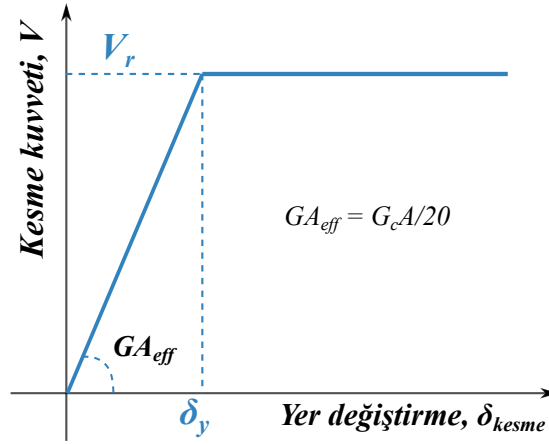
6.2. Kesme Davranışı Modeli

Fiber kiriş-kolon eleman modelleri, normal kuvvet-moment karşılıklı etkileşim ilişkisine dayalı kesit analizi (Galal ve El-Sokkary, 2008) için doğru sonuçlar vermesine karşın, kesme davranışı için uygun bir model değildir. Bu nedenle, Şekil 6.1.'de da görüldüğü gibi kesme davranışının doğru şekilde temsil edilmesi için, betonarme perde modelinin tabanında temel ve perde elemanın uçlarındaki iki düğümü birbirine bağlayan bir yay yerleştirilmiştir. Bu yay sayesinde kayma deformasyonları, yaya tanımlanan kesme kuvveti-yer değiştirme ilişkisi (Şekil 6.3.)ve bu ilişkiden elde edilen yatay bir rijitlik ile tanımlanmıştır. Bu çalışmada, Denklem 6.1'e göre hesaplanan çatlaksız kayma rijitliği ile bi-linear bir eğri ile belirlenmiştir.

$$Kayma rijitliği = G_c A = \frac{E_c}{2(1 + \nu)} A_{cv} \quad (6.1)$$

Denklem 6.1'de, ν poisson oranıdır ve sayısal modellemeye ait hesaplarda 0,2 olarak kabul edilmiştir. A_{cv} ise kesit alanını ifade etmektedir. Efektif kayma rijitliği (GA_{eff}) ilgili rapordaki PEER ve ACT (2010) (Pacific Earthquake Engineering Research Centre-PEER and Applied Technology Council-ATC) tanımlar göz önünde bulundurularak kayma rijitliği ($G_c A$) %5 olarak kabul edilmiştir. Sayısal modellerde betonarme perdelerin maksimum kesme dayanımı Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (2018)'de tanımlanan teorik kesme dayanımı kabulü ile hesaplanmıştır. TBDY (2018)'de belirtilen teorik kesme dayanımı V_r , Denklem 6.2'e göre hesaplanmıştır. Denklem 6.2'de V_r , A_{ch} ve ρ_{sh} sırasıyla betonarme perdenin teorik kesme dayanımını, kesit alanını ve kullanıla etriye oranını temsil etmektedir. Ayrıca f_{ctd} ve f_{ywd} betonun eğik çekme dayanımı ve enine donatının akma dayanımıdır.

$$V_r = A_{ch}(0,65f_{ctd} + \rho_{sh}f_{ywd}) \quad (6.2)$$



Şekil 6.3. Kesme davranışı için tanımlanan kesme kuvveti-yer değiştirme ilişkisi

6.3. Sıyırılma Davranışı Modeli

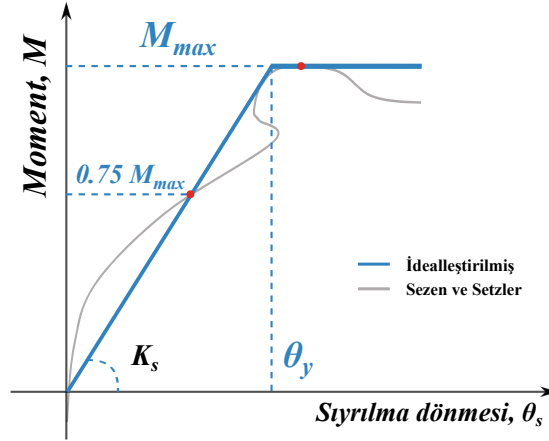
Betonarme perde duvarın temelindeki donatı sıyırılması, duvarın rijit gövde dönüşü nedeniyle ek bir yatay yerdeğiştirme oluşturur. Şekil 6.1.'den görüldüğü gibi, betonarme perde duvarların toplam yatay yerdeğiştirmesinde sıyırılma (slip) etkisinin neden olduğu dönüşleri hesaba katmak için sıfır uzunluklu bir elemana döner yay eklenmiştir. Bu çalışmada, donatı sıyırılması davranışını simüle edebilmek için Sezen ve Setzler (2008) tarafından önerilen moment-dönme modeli kullanılmıştır. Ancak, bu model her analiz adımında farklı parametrelere (c , f_s , ϵ_s) bağlı bir moment-eğriliği analizi gerektirmektedir (Denklem 6.3 ve 6.4).

$$\epsilon_s \leq \epsilon_y \quad \text{için} \quad \theta_s = \frac{\epsilon_s f_s d_b}{8u_b(d-c)} \quad (6.3)$$

$$\epsilon_s > \epsilon_y \quad \text{için} \quad \theta_s = \frac{d_b}{8u_b(d-c)} (\epsilon_y f_y + 2(\epsilon_s + \epsilon_y)(f_s - f_y)) \quad (6.4)$$

Bu tür kademeli hesaplamaların, OpenSees kütüphanesinden belirtilen parametrelere sahip belirli bir malzemenin modeldeki sıyırılma dönüşünü temsil eden dönme yayına atanması gereken bir yatay yük-deplasman analizinde uygulanması zordur (Şekil 6.1.). Bu nedenle, Sezen ve Setzler (2008) tarafından önerilen denklemleri (Denklem 6.3 ve 6.4) kullanarak bir moment-eğrilik analizi yaptıktan sonra, basit bir idealleştirme

benimsenmiştir. Oluşturulan eğri, OpenSees'te kolay bir şekilde uygulanabilen iki doğru bir ilişkiye dönüştürülmüştür. Şekil 6.4.'te görüldüğü gibi, moment-dönme ilişkisi iki doğrudan oluşur, ilki sıfırdan başlayıp maksimum momentin %75'ine karşılık gelen noktaya geçmek üzere, ikinci doğru ise yatay olarak maksimum moment seviyesinde oluşmuştur. Söz konusu iki doğru ilişkisi, OpenSees'in tek eksenli (uniaxial) malzeme kütüphanesinde bulunan "hysteretic" malzemeye tanımlanmıştır (Zhu ve ark., 2018).

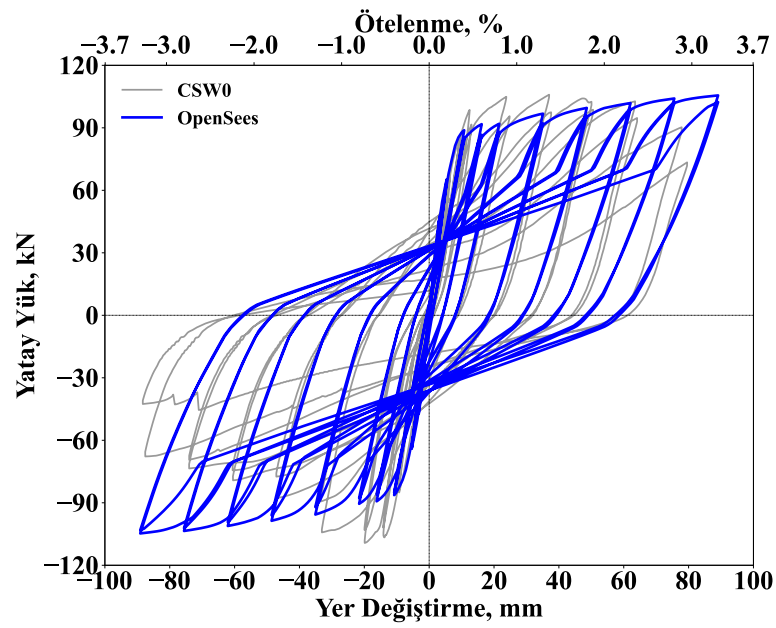


Şekil 6.4. Sıyrılma davranışı için tanımlanan moment-dönme ilişkisi

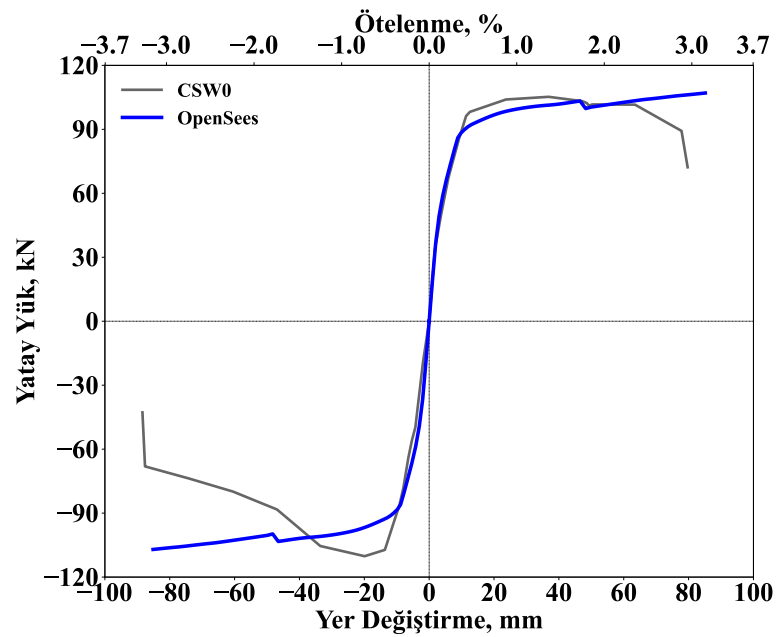
6.4. Önerilen Sıyrılma Modeli (Slip Model)

Bu çalışma kapsamında, GDYGS betonarme perdeler için yeni bir sıyrılma modelinin, Sezen ve Setzler (2008) tarafından betonarme kolonlar için tanımlanan sıyrılma modeli (Sezen ve Setzler Modeli) temel alınarak geliştirilmesi hedeflenmiştir. Bu amaçla, bu çalışma kapsamında gerçekleştirilen GDYGS betonarme perdelerin deneylerine ait sonuçlar kullanılmıştır. Öncelikle Sezen ve Setzler Modeli mevcut haliyle kullanılarak deney numunelerinin davranışını simüle etmedeki etkinliği araştırılmıştır. Eğilme, kesme ve sıyrılma (Sezen ve Setzler Modeli) davranışları dikkate alınarak deney numunelerinin sayısal modeli oluşturulmuş ve tekrarlı yük etkisi altında analizleri yapılmıştır. Karşılaştırma kolaylığı açısından grafiklerde tekrarlı davranış yerine zarf eğrileri kullanılmıştır (Şekil 6.5., 6.6.).

Sezen ve Setzler Modeli referans numunede oldukça iyi sonuç verirken GDYGS



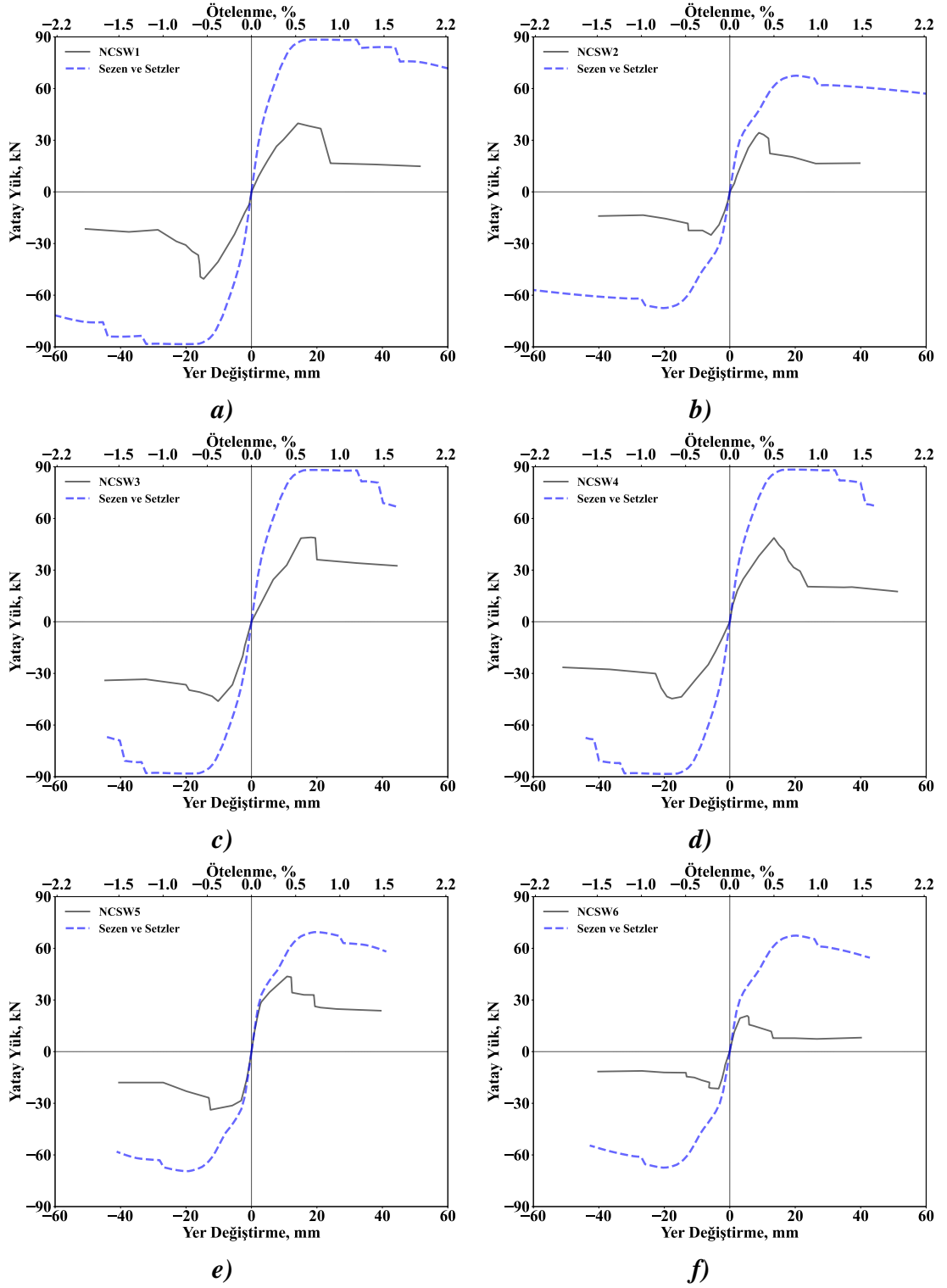
a)



b)

Şekil 6.5. Sayısal analiz ve deney sonuçlarının karşılaştırılması (Referans numunesi)

betonarme perdelerin gerçek davranışını simüle etmede ise oldukça başarısız olduğu Şekil 6.5. ve 6.6.'dan de açıkça görülmektedir. Şekil 6.5.'te referans numune (CSW0) için verilen tekrarlı tersinir yükler altındaki yük-yerdeğiştirme eğrileri incelendiğinde dayanım rijitlik ve süneklik bakımından sayısal model büyük başarı ile deney sonuçlarını doğrulamıştır. Dolayısıyla referans numune (CSW0) için Sezen ve Setzler



Şekil 6.6. Sayısal analiz ve deney sonuçlarının karşılaştırılması (GDYGS betonarme perdeler)

Modelinin uygunluğunun oldukça yüksek olduğu görülmüştür. Bununla birlikte Şekil 6.6.'dan görüldüğü gibi, Sezen ve Setzler Modelinin GDYGS betonarme perde kesitleri için başarılı olmadığı, sayısal modelden elde edilen teorik dayanımların deneysel

sonuçların yaklaşık olarak 2 katı olduğu görülmüştür. Bu nedenle, sayısal modelin GDYGS betonarme perdelerin davranışını gerçekçi bir şekilde simule edebilmesi için ampirik bir yaklaşım kullanılarak güncellenmesi gerekmektedir.

Elde edilen deneysel sonuçlar dikkate alındığında perde kesitleri için kullanılan moment-eğrilik analizlerinde (Bölüm 5.3.) akma yerdeğiştirmesi değeri ($\Delta_{y,f}$), maksimum kesme kuvveti (V_f^{max}), efektif rijitlik (K_f) sırasıyla Denklem 6.5, 6.6 ve 6.7 ile hesaplanmıştır.

$$\Delta_{y,f} = \frac{\phi_{y,f} H^2}{3} \quad (6.5)$$

$$V_f^{max} = \frac{M_f^{max}}{H} \quad (6.6)$$

$$K_f = \frac{V_f^{max}}{\Delta_{y,f}} \quad (6.7)$$

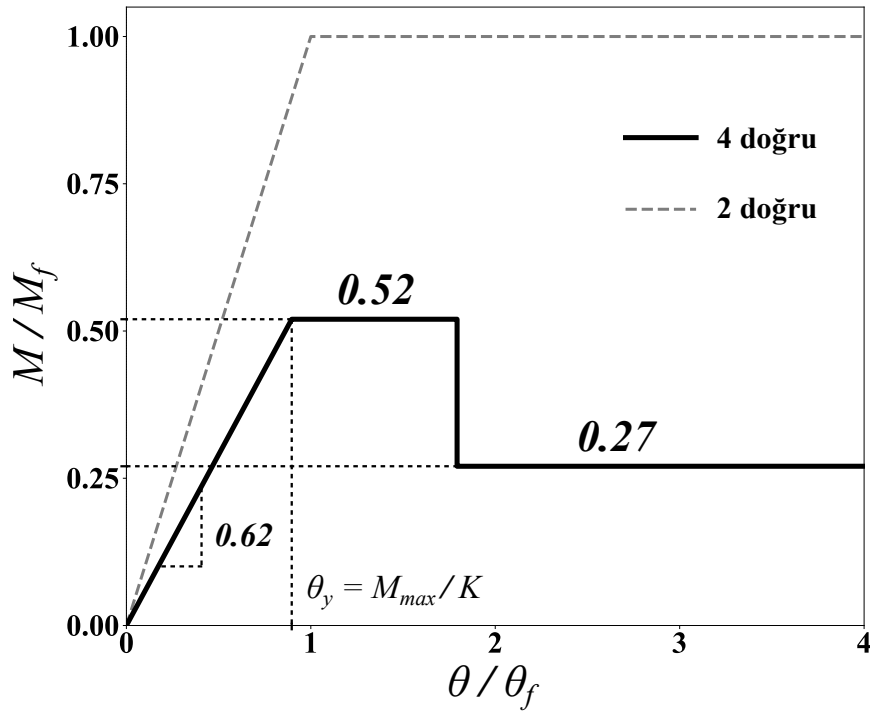
Bu denklemlerdeki H , $\phi_{y,f}$ ve M_f^{max} sırasıyla yatay yükün yüksekliğini, akma eğriliğini ve maksimum moment taşıma kapasitesini temsil etmektedir. Hesaplanan genişletilmiş teorik parametreler ve betonarme perde deneyleri için elde edilen deney sonuçları Tablo 6.1.'de verilmiştir.

Tablo 6.1. Deneysel ve genişletilmiş teorik sonuçların karşılaştırılması

Numune	V_{exp}^{max} (kN)	V_f^{max} (kN)	$\frac{V_{exp}^{max}}{V_f^{max}}$	K_{exp} (kN/mm)	K_f (kN/mm)	$\frac{K_{exp}}{K_f}$	V_{kalici} (kN)	$\frac{V_{kalici}}{V_f^{max}}$
NCSW1	50,25	88,56	0,57	3,63	13,64	0,27	22,04	0,25
NCSW2	34,37	67,53	0,51	4,77	6,35	0,75	16,68	0,25
NCSW3	48,51	88,69	0,55	4,22	13,62	0,31	34,17	0,39
NCSW4	48,33	90,07	0,54	3,63	13,72	0,26	20,14	0,22
NCSW5	43,61	69,50	0,63	7,27	6,53	1,11	23,77	0,34
NCSW6	21,36	67,48	0,32	6,51	6,35	1,03	11,58	0,17
		Ortalama	0,52			0,62		0,27
		STD	0,11			0,39		0,08

Tablo 6.1.'de gösterildiği gibi deneysel çalışmadan bulunan maksimum kesme kuvvetinin (V_{exp}^{max}) moment eğrilik analizinden bulunan maksimum kesme kuvvetine (V_f^{max}) oranlarının ortalaması olan $V_{exp}^{max}/V_f^{max} = 0,52$ değeri kullanılarak boyuna donatının sıyrılma etkisinden kaynaklanan maksimum moment kapasitesindeki azalma tanımlanmıştır. Kalıcı moment kapasitesindeki azalma ise yine Tablo 6.1.'den görüldüğü gibi deneysel çalışmadan bulunan kalıcı kesme kuvvetinin (V_{kalici}) moment-eğrilik analizinden bulunan maksimum kesme kuvvetine (V_{exp}^{max}) oranlarının ortalaması olan $V_{kalici}/V_{exp}^{max} = 0,27$ değeri kullanılarak tanımlanmıştır. Eğilme rijitliğindeki azalma ise deneysel çalışmalardan bulunan etkin rijitliğin (K_{exp}) moment eğrilik analizlerinden bulunan etkin rijitliğe (K_f) oranlarının ortalaması olan $K_{exp}/K_f = 0,62$ değeri kullanılarak tanımlanmıştır.

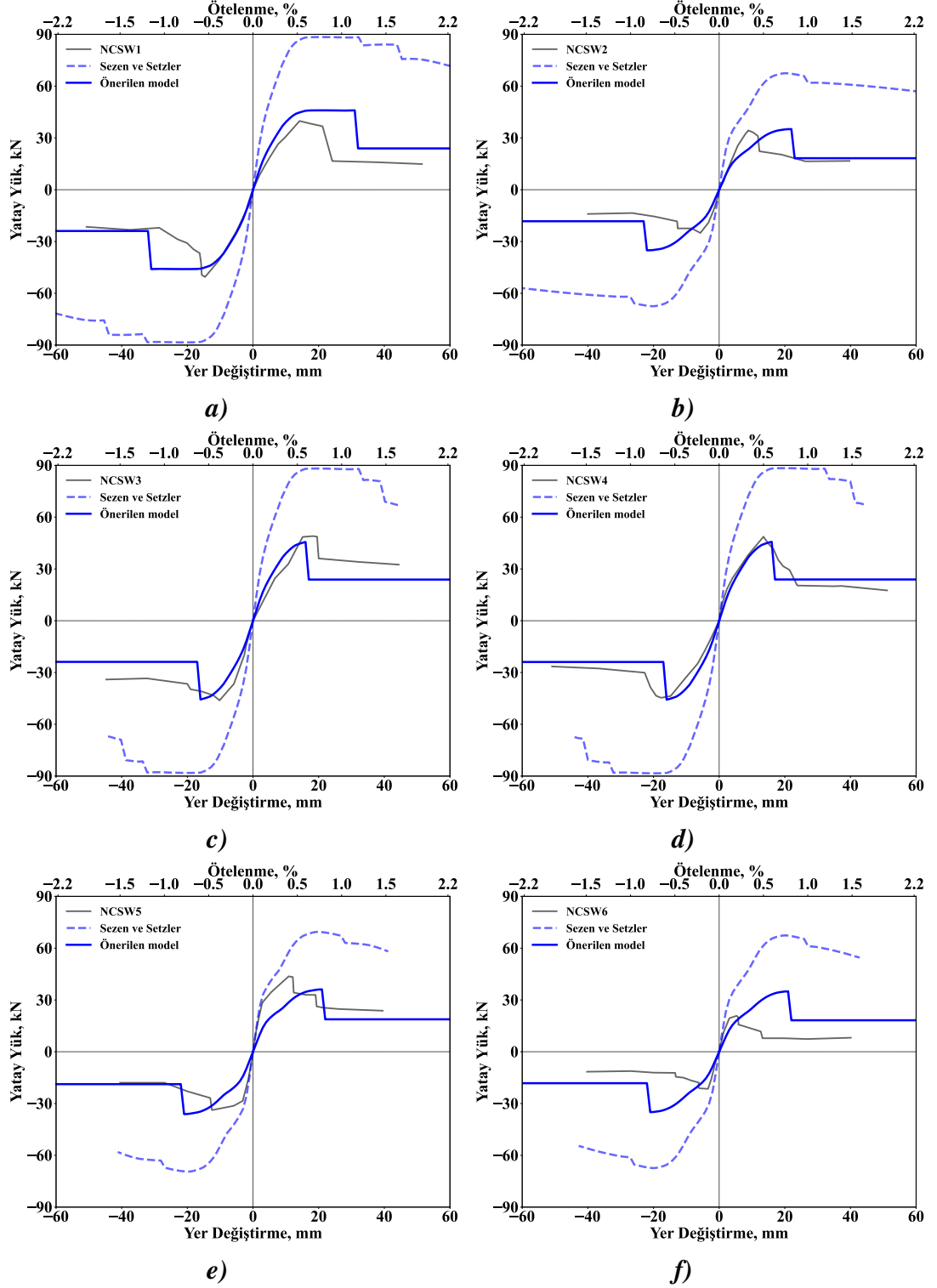
Şekil 6.7.'de görüldüğü gibi GDYGS betonarme perdelerin sayısal modeli için döner yay modelinin eğilme momenti-dönme ilişkisi “2 doğru” ile tanımlanmışken önerilen bu modelde ise yukarıda tanımlanan katsayılar kullanılarak “4 doğru” ile güncellenmiştir.



Şekil 6.7. GDYGS betonarme perdeler için geliştirilen sayısal modeldeki ampirik yaklaşım

GDYGS betonarme perdelerin sayısal modeli için bu çalışma kapsamında geliştirilen

ampirik yaklaşım (Şekil 6.7.) ile deney numunelerinin tekrarlı yük etkisi altında sayısal analizler tekrar edilmiş ve sonuçları deney sonuçları ile karşılaştırılmıştır (Şekil 6.8.).



Şekil 6.8. Geliştirilen model ile sayısal analiz ve deney sonuçlarının karşılaştırılması

Şekil 6.8.'de verilen analiz sonuçlarından da açıkça görüldüğü gibi bu çalışma kapsamında geliştirilen amprik yaklaşım ile elde edilen sonuçlar deneysel sonuçlar ile oldukça uyumludur. Dolayısıyla önerilen ampirik yaklaşım ile GDYGS betonarme perde duvarların davranışı gerçekçi bir şekilde simüle edilebilmektedir.

BÖLÜM 7. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışma kapsamında, Türkiye'deki mevcut betonarme yapı stoku özelliklerinin dikkate alındığı (1997 TBDY öncesi yapılan yapılar) ve güncel deprem yönetmeliklerinin gereksinimlerini sağlamayan (GDYGS) betonarme perde duvarların tekrarlı yatay yük etkisi altındaki davranışları deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. GDYGS betonarme perde duvarların davranışına boyuna donatının sıyrılmasının etkisi, tersinir tekrarlı yükler altında deneysel olarak belirlenmiş ve GDYGS betonarme perdelerin sayısal modeli için bu çalışma kapsamında geliştirilen ampirik bir yaklaşım önerilmiştir. Tez deneysel çalışma ve sayısal modelleme olarak iki aşamada tamamlanmıştır. Çalışmanın ilk aşamasında imal edilen toplam 7 adet deney numunesinin, 6 adedi güncel deprem yönetmeliklerindeki tasarım kurallarına uygun olmayan ve mevcut yapılardaki betonarme perde elemanları temsilen ve 1 adedi ise güncel deprem yönetmeliklerindeki tasarım kurallarına uygun, referans numune kabul edilerek kullanılmıştır. Bu betonarme perde numuneleri kullanılarak, tekrarlı yatay yük etkisi altındaki GDYGS betonarme perde duvarın davranışına sıyrılmanın etkisi deneysel olarak incelenmiştir. Çalışmanın ikinci aşamasında bu çalışma kapsamında deneyleri gerçekleştirilen deney numunelerinin sayısal analizleri, uluslararası alanda yaygın olarak kabul gören ve kullanılan OpenSees programı ile gerçekleştirilmiştir. Bu çalışma kapsamında geliştirilen ampirik yaklaşım ile GDYGS betonarme perde duvarların davranışı gerçekçi bir şekilde simüle edilmiştir.

7.1. Deneysel ve Sayısal Çalışma Sonuçlarının Değerlendirilmesi

Bu tez kapsamında GDYGS betonarme perde numuneleri ile gerçekleştirilen deneysel ve sayısal çalışmanın sonuçları aşağıdaki gibi özetlenmiştir.

- Deneysel referans hem de GDYGS betonarme perde numuneleri tasarım aşamasında öngörülen davranışı göstermiştir. Referans numunede tekrarlı tersinir yükler altında eğilme hakim davranış görülürken, GDYGS numunelerde sıyrılma etkisi çok net olarak gözlemlenmiştir. Deneysel çalışmada kullanılan GDYGS numunelerde herhangi bir kesme hasarına rastlanmamıştır.
- GDYGS numunelere ait deney sonuçları referans numunenin deneysel sonuçları ile karşılaştırıldığında GDYGS perdelerde gerçekleşen sıyrılma etkisi nedeniyle yatay yük taşıma (V_{max}) ve yerdeğiştirme kapasitesi (Δ_{max}) önemli ölçüde azalmıştır. Sıyrılma nedeniyle, yatay yük taşıma kapasitesi %50 – 80 arasında, yerdeğiştirme kapasitesi %75 – 90 arasında değişen değerlerde azalmıştır. Bununla birlikte yerdeğiştirme sünekliği (μ_{Δ}) de %65 – 75 oranında azalmıştır. Ayrıca, GDYGS numuneler donatı sıyrılmasından dolayı teorik olarak hesaplanan eğilme kapasitelerinin ortalama olarak %52'sine ulaşabilmektedir.
- GDYGS betonarme perde numunelerde toplam deformasyona yerdeğiştirme bileşenlerinin katkısı incelendiğinde, maksimum yatay yüke ulaşıldığında toplam yatay yerdeğiştirmeye %80'den fazla katkı sağlayan donatı sıyrılması ile davranış kontrol edildiği gözlemlenmektedir. Aksine, referans numunede (CSW0) maksimum yatay yüke ulaşıldığında toplam deplasmana eğilme kesme ve sıyrılma bileşenlerinin katkısı sırasıyla %68,3, %13,7, %18,1 olmakta ve davranışta belirgin bir eğilme hakimiyeti ve plastik mafsal oluşumu gözlemlenmektedir.
- Benzer şekilde sıyrılma etkisi nedeniyle GDYGS numunelerde yatay ötelenme rijitliği (K) ve enerji yutma kapasitesi (E_h) de referans numuneye göre büyük ölçüde azalmıştır. Bu azalım yatay ötelenme rijitliğinde %27 – 44, enerji yutma kapasitesinde %88 – 97 oranında gerçekleşmiştir.
- GDYGS betonarme perdelerin sayısal modeli için döner yay modelinin eğilme momenti-dönme ilişkisi bu çalışma kapsamında güncellenerek "4 doğru" ile

tanımlanmıştır. Önerilen bu model ile GDYGS betonarme perdelerin gerçek davranışının başarı ile simule edildiği gösterilmiştir.

7.2. Öneriler ve Gelecekte Yapılabilecek Çalışmalar

İleride yapılabilecek çalışmalar için verilen öneriler aşağıda sunulmuştur.

- Bu tez kapsamında GDYGS betonarme perde numuneleri ile gerçekleştirilen deneysel ve sayısal çalışmanın sonuçları ile geliştirilen sıyrılma modeli sınırlı sayıda deneysel ve sayısal çalışma ile elde edilmiştir. Daha kapsamlı bir sıyrılma modeli ve çalışmanın kapsamında elde edilen sonuçları destekleyen daha geniş kapsamlı sonuçlara ulaşmak için, mevcut deney sayısını destekleyecek nitelikte deneysel ve nümerik çalışma ile parametrik çalışma yapılabilir.
- Bununla birlikte korozyona maruz kalmış betonarme perdelerde beton ve donatı arasındaki aderans azalması dikkate alınarak bu tez kapsamında GDYGS betonarme perdelerin sayısal modeli için önerilen yaklaşım gelecekte planlanacak çalışmalar ile geliştirilebilir.

KAYNAKLAR

- ACI 374.2R 2013. Guide for Testing Reinforced Concrete Structural Elements Under Slowly Applied Simulated Seismic Loads. American Concrete Institute, Farmington Hills, MI.
- ACI318 2019. Building Code Requirements for Structural Concrete, and Commentary. American Concrete Institute, Farmington Hills, MI.
- Alarcon, C., Hube, M.A. ve de la Llera, J.C. 2014. Effect of Axial Loads in the Seismic Behavior of Reinforced Concrete Walls with Unconfined Wall Boundaries. *Engineering Structures*, 73: 13–23. DOI: 10.1016/j.engstruct.2014.04.047.
- Alsiwat, J.M. ve Saatcioglu, M. 1992. Reinforcement Anchorage Slip under Monotonic Loading. *Journal of Structural Engineering*, 118 (9): 2421–2438.
- Altheeb, A.H. 2016. Seismic Drift Capacity of Lightly Reinforced Concrete Shear Walls. PhD Dissertation. The University of Melbourne, Melbourne, Australia.
- Altın, S., Anıl, Ö. ve Kara, M.E. 2009. Kesmede Yetersiz Betonarme Perdelerin Karbon Lifli Polimerler (CFRP) Kullanılarak Güçlendirilmesi. Tech. rep. 108M397. Gazi Üniversitesi, Ankara, Turkey.
- Arslan, M.H. ve Korkmaz, H.H. 2007. What Is to Be Learned from Damage and Failure of Reinforced Concrete Structures during Recent Earthquakes in Turkey? *Engineering Failure Analysis*, 14 (1): 1–22. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2006.01.003.
- Belytschko, T. ve Tsay, C. 1981. Explicit algorithms for nonlinear dynamics of shells. American Society of Mechanical Engineers, Applied Mechanics Division, AMD. Vol. 48, pp. 209–231.
- Bicici, E. ve Sezen, H. 2017. Modeling of Lateral Response of Reinforced Concrete Columns in Existing Buildings. 16th World Conference on Earthquake, 16WCEE 2017. Santiago, Chile.
- Çağlar, N., Kirtel, O., Vural, I., Sarıbiyik, A. ve Sumer, Y. 2021. Structural Damages Observed in Buildings during the January 24, 2020 Elazığ-Sivrice Earthquake in Turkey. *GRADEVINAR*, Journal of the Croatian Association of Civil Engineers,

- Celebi, E., Aktas, M., Caglar, N., Özocak, A., Kutanis, M., Mert, N. ve Özcan, Z. 2013. October 23, 2011 Turkey/Van–Ercis Earthquake: Structural Damages in the Residential Buildings. *Natural Hazards*, 65 (3): 2287–2310. DOI: 10.1007/s11069-012-0478-9.
- Christidis, K.I. ve Trezos, K.G. 2017. Experimental Investigation of Existing Non-Conforming RC Shear Walls. *Engineering Structures*, 140: 26–38. DOI: 10.1016/j.engstruct.2017.02.063.
- Christidis, K.I., Vougioukas, E. ve Trezos, K.G. 2013. Seismic Assessment of Existing RC Shear Walls Non-Compliant with Current Code Provisions. *Magazine of Concrete Research*, 65 (17): 1059–1072. DOI: 10.1680/macr.13.00051.
- Dashti, F., Dhakal, R.P. ve Pampanin, S. 2017. Numerical Modeling of Rectangular Reinforced Concrete Structural Walls. *Journal of Structural Engineering*, 143 (6): 04017031. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001729.
- Dazio, A., Beyer, K. ve Bachmann, H. 2009. Quasi-Static Cyclic Tests and Plastic Hinge Analysis of RC Structural Walls. *Engineering Structures*, 31 (7): 1556–1571. DOI: 10.1016/j.engstruct.2009.02.018.
- Deger, Z.T. 2012. Seismic Performance, Modeling, and Failure Assessment of Reinforced Concrete Shear Wall Buildings. PhD Dissertation. University of California, Los Angeles, Los Angeles, California.
- Dehestani, M. ve Mousavi, S. 2015. Modified Steel Bar Model Incorporating Bond-Slip Effects for Embedded Element Method. *Construction and Building Materials*, 81: 284–290. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2015.02.027.
- Demir, A., Caglar, N., Ozturk, H. ve Sumer, Y. 2016. Nonlinear Finite Element Study on the Improvement of Shear Capacity in Reinforced Concrete T-Section Beams by an Alternative Diagonal Shear Reinforcement. *Engineering Structures*, 120: 158–165.
- Deng, K.L., Pan, P., Shi, Y.Y., Miao, Q.S., Li, W.F. ve Wang, T. 2012. Quasi-Static Test of Reinforced Concrete Shear Wall with Low Concrete Strength and Reinforcement Ratio. *Applied Mechanics and Materials*, 188: 106–111. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.188.106.
- DIANA 2017. Finite Element Analysis User's Manual. DIANA FEA BV.
- Doğangün, A. 2004. Performance of Reinforced Concrete Buildings during the May 1, 2003 Bingöl Earthquake in Turkey. *Engineering Structures*, 26 (6): 841–856. DOI: 10.1016/j.engstruct.2004.02.005.
- Eligehausen, R., Popov, E. ve Bertero, V. 1982. Local Bond Stress-Slip Relationships of Deformed Bars under Generalized Excitations: 69–80.

- Ezzatfar, P. 2016. Seismic Behavior Assessment of Low-Rise Reinforced Concrete Structural Walls Using Quasi-Static Reversed Cyclic Loading Protocol. PhD Dissertation. Middle East Technical University, Ankara, Turkey.
- Fabbrocino, G., Verderame, G.M., Manfredi, G. ve Cosenza, E. 2004. Structural Models of Critical Regions in Old-Type R.C. Frames with Smooth Rebars. *Engineering Structures*, 26 (14): 2137–2148. DOI: 10.1016/j.engstruct.2004.07.018.
- Faraone, G., Hutchinson, T.C., Piccinin, R. ve Silva, J. 2019. Cyclic Lateral Load Response of a Full-Scale Flexure-Dominated Shear Wall. *ACI Structural Journal*, 116 (6): 281–292. DOI: 10.14359/51718068.
- Galal, K. ve El-Sokkary, H. 2008. Advancement in Modeling of RC Shear Walls. 14th World Conference on Earthquake Engineering. October. Beijing, China.
- Greifenhagen, C., Papas, D. ve Lestuzzi, P. 2005. Static-Cyclic Tests on Reinforced Concrete Shear Walls with Low Reinforcement Ratios. Tech. rep. March. Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Lausanne, Switzerland.
- Hawkins, N.M. 1982. Local Bond Strength of Concrete for Cyclic Reversed Loadings. *Bond in Concrete*, 151–161.
- Hirosawa, M. 1975. Past Experimental Results on Reinforced Concrete Shear Walls and Analysis on Them. *Kenchiku Kenkyu Shiryo*, 6: 33–34.
- Hube, M.A., Marihuén, A., de la Llera, J.C. ve Stojadinovic, B. 2014. Seismic Behavior of Slender Reinforced Concrete Walls. *Engineering Structures*, 80: 377–388. DOI: 10.1016/j.engstruct.2014.09.014.
- İnceoğlu, Ç. 2016. Betonarme Perdelerin Kesme Dayanımının İncelenmesi. Master Thesis. İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul, Turkey.
- Jalali, A. ve Dashti, F. 2010. Nonlinear Behavior of Reinforced Concrete Shear Walls Using Macroscopic and Microscopic Models. *Engineering Structures*, 32: 2959–2968. DOI: 10.1016/j.engstruct.2010.05.015.
- Kabeyasawa, T., Shiohara, H., Otani, S. ve Aoyama, H. 1983. Analysis of the Full-Scale Seven-Story Reinforced Concrete Test Structure. *Journal of the Faculty of Engineering, University of Tokyo, Series B*, 37 (2): 431–478.
- Kazaz, İ. 2010. Dynamic Characteristics and Performance Assessment of Reinforced Concrete Structural Walls. PhD Dissertation. Middle East Technical University, Ankara, Turkey.
- Kent, D.C. ve Park, R. 1971. Flexural Members with Confined Concrete. *Journal of the Structural Division*, 97 (7): 1961–1990.

- Kolozvari, K. 2013. Analytical Modeling of Cyclic Shear - Flexure Interaction in Reinforced Concrete Structural Walls. PhD Dissertation. University of California, Los Angeles, Los Angeles, California.
- Kolozvari, K., Arteta, C., Fischinger, M., Gavridou, S., Hube, M.A., Isaković, T., Lowes, L.N., Orakcal, K., Vasquez, J. ve Wallace, J.W. 2018. Comparative Study on State-of-the-Art Macroscopic Models for Planar Reinforced Concrete Walls. *ACI Structural Journal*, 115 (6): 1637–1657. DOI: 10.14359/51710835.
- Kolozvari, K., Biscombe, L., Dashti, F., Dhakal, R.P., Gogus, A., Gullu, M.F., Henry, R.S., Massone, L.M., Orakcal, K. ve Rojas, F. 2019. State-of-the-Art in Nonlinear Finite Element Modeling of Isolated Planar Reinforced Concrete Walls. *Engineering Structures*, 194: 46–65.
- Kuang, J.S. ve Ho, Y.B. 2007. Inherent Ductility of Non-Seismically Designed and Detailed Reinforced Concrete Shear Walls. *HKIE Transactions*, 14 (1): 7–12. DOI: 10.1080/1023697X.2007.10668063.
- Lefas, I.D., Kotsovos, M.D. ve Ambraseys, N.N. 1990. Behavior of Reinforced Concrete Structural Walls: Strength, Deformation Characteristics, and Failure Mechanism. *ACI Structural Journal*, 87 (1): 23–31.
- Lehman, D.E. ve Moehle, J.P. 2000. Seismic Performance of Well-Confined Concrete Bridge Columns. Tech. rep. PEER Report 1998/01. Pacific Earthquake Engineering Research Center, Richmond, California.
- Lowes, L.N., Moehle, J.P. ve Govindjee, S. 2004. Concrete-Steel Bond Model for Use in Finite Element Modeling of Reinforced Concrete Structures. *Structural Journal*, 101 (4): 501–511. DOI: 10.14359/13336.
- Lu, Y., Richard S. Henry, Gultom, R. ve Ma, Q.T. 2017. Cyclic Testing of Reinforced Concrete Walls with Distributed Minimum Vertical Reinforcement. *Journal of Structural Engineering*, 143 (5): 04016225. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001723.
- Mander, J.B., Priestley, M.J.N. ve Park, R. 1988. Theoretical Stress-strain Model for Confined Concrete. *Journal of Structural Engineering*, 114 (8): 1804–1826. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1988)114:8(1804).
- Martinelli, L. 2008. Modeling Shear-Flexure Interaction in Reinforced Concrete Elements Subjected to Cyclic Lateral Loading. *ACI Structural Journal*, 105 (6): 675–684. DOI: 10.14359/20095.
- Martinelli, P. 2007. Shaking Table Tests on RC Shear Walls: Significance of Numerical Modeling. PhD Dissertation. Politecnico di Milano, Milan, Italy.

- Massone, L.M. ve Wallace, J.W. 2004. Load-Deformation Responses of Slender Reinforced Concrete Walls. *ACI Structural Journal*, 101 (1): 103–113.
- MATLAB 2011. MATLAB. The MathWorks Inc. Natick, Massachusetts.
- McKenna, F., Fenves, G.L. ve Scott, M.H. 2000. Open System for Earthquake Engineering Simulation (OpenSees). Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, CA,
- Melo, J., Fernandes, C., Varum, H., Rodrigues, H., Costa, A. ve Arêde, A. 2011. Numerical Modelling of the Cyclic Behaviour of RC Elements Built with Plain Reinforcing Bars. *Engineering structures*, 33 (2): 273–286. DOI: 10.1016/j.engstruct.2010.11.005.
- Menegotto, M. ve Pinto, P. 1973. Method of Analysis for Cyclically Loaded Reinforced Concrete Plane Frames Including Changes in Geometry and Non-Elastic Behavior of Elements under Combined Normal Force and Bending. Proceedings. IABSE Symposium on Resistance and Ultimate Deformability of Structures Acted on by Well-Defined Repeated Loads. Lisbon, Portugal.
- Monti, G. ve Spacone, E. 2000. Reinforced Concrete Fiber Beam Element with Bond-Slip. *Journal of Structural Engineering*, 126 (6): 654–661. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2000)126:6(654).
- Ngo, D. ve Scordelis, A.C. 1967. Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Beams. *Journal Proceedings*, 64 (3): 152–163. DOI: 10.14359/7551.
- Oesterle, R.G., Fiorato, A.E., Aristizabal-Ochoa, J.D. ve Corley, W.G. 1980. Hysteretic Response of Reinforced Concrete Structural Walls. *ACI Special Publication*, 63: 243–274.
- Oesterle, R.G., Fiorato, A.E., Johal, L.S., Carpenter, J.E. ve Russell, H.G. 1976. Earthquake Resistant Structural Walls. Tests of Isolated Walls. Tech. rep. National Science Foundation, Washington, D.C., p. 328.
- Olabi, M.N., Çağlar, N. ve Koroglu, N.G. 2020. Numerical Investigation for Moment-Curvature Relationship of CFRP Jacketed RC Columns. *Academic Platform Journal of Engineering and Science*, 8 (1): 102–111. DOI: 10.21541/apjes.584148.
- Opabola, E.A., Elwood, K.J. ve Oliver, S. 2019. Deformation Capacity of Reinforced Concrete Columns with Smooth Reinforcement. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 17 (5): 2509–2532. DOI: 10.1007/s10518-018-00540-w.
- Orakcal, K., Massone, L.M. ve Wallace, J.W. 2009. Shear Strength of Lightly Reinforced Wall Piers and Spandrels. *ACI Structural Journal*, 106 (4): 455–466.

- Orakcal, K., Wallace, J.W. ve Conte, J.P. 2004. Flexural Modeling of Reinforced Concrete Walls Model Attributes. *ACI Structural Journal*, 101 (5): 688–698. DOI: 10.1061/(ASCE)0899-1561(1994)6:4(453).
- Otani, S. ve Sozen, M.A. 1973. Behavior of Multistory Reinforced Concrete Frames During Earthquakes. *Structural Research Series 392*. University of Illinois at Urbana-Champaign.
- PEER ve ACT 2010. Modeling and Acceptance Criteria for Seismic Design and Analysis of Tall Buildings, Task 7 Report for the Tall Buildings Initiative. Tech. rep. PEER Report 2010/111 (PEER/ATC-72-1). Pacific Earthquake Engineering Research Center, Richmond, California.
- Priestley, M.J.N., Calvi, G.M. ve Kowalsky, M.J. 2007. Displacement-Based Seismic Design of Structures. IUSS PRESS, Pavia,, ITALY.
- Pugh, J.S., Lowes, L.N. ve Lehman, D.E. 2015. Nonlinear Line-Element Modeling of Flexural Reinforced Concrete Walls. *Engineering Structures*, 104: 174–192. DOI: 10.1016/j.engstruct.2015.08.037.
- Razvi, S.R. ve Saatcioglu, M. 1994. Strength and Deformability of Confined High-Strength Concrete Columns. *Structural Journal*, 91 (6): 678–687. DOI: 10.14359/1499.
- Salonikios, T.N., Kappos, A.J., Tegos, I.A. ve Penelis, G.G. 1999. Cyclic Load Behavior of Low-Slenderness Reinforced Concrete Walls: Design Basis and Test Results. *Structural Journal*, 96 (4): 649–660. DOI: 10.14359/703.
- Setzler, E.J. ve Sezen, H. 2008. Model for the Lateral Behavior of Reinforced Concrete Columns Including Shear Deformations. *Earthquake Spectra*, 24 (2): 493–511. DOI: 10.1193/1.2932078.
- Sezen, H. ve Moehle, J.P. 2006. Seismic Tests of Concrete Columns with Light Transverse Reinforcement. *ACI Structural Journal*, 103 (6): 842–849. DOI: 10.14359/18236.
- Sezen, H. ve Setzler, E.J. 2008. Reinforcement Slip in Reinforced Concrete Columns. *ACI Structural Journal*, 105 (3): 280–289. DOI: 10.14359/19787.
- Sezen, H., Whittaker, A.S., Elwood, K.J. ve Mosalam, K.M. 2003. Performance of Reinforced Concrete Buildings during the August 17, 1999 Kocaeli, Turkey Earthquake, and Seismic Design and Construction Practise in Turkey. *Engineering Structures*, 25 (1): 103–114. DOI: 10.1016/S0141-0296(02)00121-9.

- Shegay, A.V., Motter, C.J., Elwood, K.J., Henry, R.S., Lehman, D.E. ve Lowes, L.N. 2018. Impact of Axial Load on the Seismic Response of Rectangular Walls. *Journal of Structural Engineering*, 144 (8): 04018124. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002122.
- Spacone, E., Filippou, F.C. ve Taucer, F.F. 1996. Fibre Beam-Column Model for Non-Linear Analysis of R/C Frames: Part I. Formulation. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 25 (7): 711-725.
- TBDY 1997. Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkında Yönetmelik. Cumhuriyeti Bayındırlık ve İskân Bakanlığı, Ankara.
- TBDY 2018. Deprem Etkisi Altında Binaların Tasarımı İçin Esaslar. Türkiye Cumhuriyeti Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı, Ankara.
- Thomsen, J.H. ve Wallace, J.W. 1995. Displacement-Based Design of Reinforced Concrete Structural Walls: An Experimental Investigation of Walls with Rectangular and T-Shaped Cross-Sections. Tech. rep. Clarjolin University, pp. 1-375.
- TS708 2010. Çelik - Betonarme için - Donatı Çeliği. Türk Standardları Enstitüsü.
- Usta, M. 2017. Shear Strength of Structural Walls Subjected to Load Cycles. Master Thesis. Purdue University, Indiana, USA.
- Vecchio, F.J. ve Collins, M.P. 1986. The Modified Compression-Field Theory for Reinforced Concrete Elements Subjected to Shear. *Journal Proceedings*, 83 (2): 219-231. DOI: 10.14359/10416.
- Verderame, G.M., De Carlo, G., Ricci, P. ve Fabbrocino, G. 2009a. Cyclic Bond Behaviour of Plain Bars. Part II: Analytical Investigation. *Construction and Building Materials*, 23 (12): 3512-3522. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2009.07.001.
- Verderame, G.M., Ricci, P., Carlo, G.D. ve Manfredi, G. 2009b. Cyclic Bond Behaviour of Plain Bars. Part I: Experimental Investigation. *Construction and Building Materials*, 23 (12): 3499-3511. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2009.07.002.
- Verderame, G.M., Fabbrocino, G. ve Manfredi, G. 2008a. Seismic Response of R.C. Columns with Smooth Reinforcement. Part I: Monotonic Tests. *Engineering Structures*, 30 (9): 2277-2288. DOI: 10.1016/j.engstruct.2008.01.025.
- Verderame, G.M., Fabbrocino, G. ve Manfredi, G. 2008b. Seismic Response of R.C. Columns with Smooth Reinforcement. Part II: Cyclic Tests. *Engineering Structures*, 30 (9): 2289-2300. DOI: 10.1016/j.engstruct.2008.01.024.

- Villalobos, E.J. 2014. Seismic Response of Structural Walls with Geometric and Reinforcement Discontinuities. PhD Dissertation. Purdue University, Indiana, USA.
- Vulcano, A., Bertero, V.V. ve Colotti, V. 1988. Analytical Modeling of RC Structural Walls. Proceedings of the 9th World Conference on Earthquake Engineering. Vol. 6. Tokyo-Kyoto, Japan, pp. 41–46.
- Wang, Z.-H., Li, L., Zhang, Y.-X. ve Zheng, S.-S. 2019. Reinforcement Model Considering Slip Effect. *Engineering Structures*, 198: 109493. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.109493.
- Wu, Y.-T., Lan, T.-Q., Xiao, Y. ve Yang, Y.-B. 2017. Macro-Modeling of Reinforced Concrete Structural Walls: State-of-the-Art. *Journal of Earthquake Engineering*, 21 (4): 652–678. DOI: 10.1080/13632469.2016.1174754.
- Zhao, J. ve Sritharan, S. 2007. Modeling of Strain Penetration Effects in Fiber-Based Analysis of Reinforced Concrete Structures. *ACI Structural Journal*, 104 (2): 133–141. DOI: 10.14359/18525.
- Zhu, M., McKenna, F. ve Scott, M.H. 2018. OpenSeesPy: Python Library for the OpenSees Finite Element Framework. *SoftwareX*, 7: 6–11. DOI: 10.1016/j.softx.2017.10.009.

ÖZGEÇMİŞ

Adı Soyadı: Muhammed Nadir OLABI

ÖĞRENİM DURUMU

Derece	Eğitim Birimi	Mezuniyet Yılı
Doktora	Sakarya Üniversitesi / Fen Bilimleri Enstitüsü / İnşaat Mühendisliği	Devam ediyor
Yüksek Lisans	Damascus Üniversitesi / İnşaat Mühendisliği Fakültesi / Yapı Mühendisliği	2012
Lisans	Damascus Üniversitesi / İnşaat Mühendisliği Fakültesi / Yapı Mühendisliği	2004
Lise	Port Said Lisesi	1998

İŞ DENEYİMİ

Yıl	Yer	Görev
2007-2015	Al Safadi Bros. Co. Yapı Kimyasalları ve Su Yalıtımı Departman	Teknik yönetici
2004-2006	Arab Union Construction Co. Hazır Beton Departman	Lab. Mühendisi

YABANCI DİL

- Arapça
- İngilizce

ESERLER

1. Olabi, M. N., Caglar, N., Kisa, M. H., & Yuksel, S. B. (2021). Numerical study on the response of composite shear walls with steel sheets under cyclic loading. Journal of Building Engineering, 34, 102069.

2. Olabi, M. N., Çağlar, N., & Koroglu, N. G. (2020). Numerical Investigation for Moment-Curvature Relationship of CFRP Jacketed RC Columns. *Academic Platform Journal of Engineering and Science*, 8(1), 102–111.
3. Olabi, M. N., Kirtel, O., & Caglar, N. (2019). Earthquakes Effect on the Behavior of Multi-Story RC Building Using Non-Linear Dynamic Analysis. *Academic Perspective Procedia*, 2(2), 307–316.
4. Caglar, N., Sezen, H., & Olabi, M. N. (2019). Numerical evaluation of core concrete quality on the response of concrete jacketed columns. *Revista De La Construcción*, 18(2), 301–310.
5. Olabi, M. N., Caglar, N., Kısa, M. H., & Yüksel, S. B. (2018). Kompozit perde duvarların yatay yük etkisi altındaki davranışlarının irdelenmesi. *Academic Perspective Procedia*, November, 1330–1337.
6. Caglar, N., Olabi, M. N., Köroğlu, N. G., Subaşı, İ., & Serdar, A. H. (2017). Beton dayanımının güçlendirilmiş betonarme kolonların davranışına etkisi. 5th International Symposium on Innovative Technologies in Engineering and Science - ISITES2017, September, 1739–1745.
7. Olabi, M. N. (2012). Practical analysis to remove multi-story low-rise building by modeling using Applied Element Method [Master Thesis]. Damascus University.