



**HİBRİD LİFLİ KENDİLİĞİNDEN YERLEŞEN
BETONLU PERDE DUVARLARIN BURULMA
DAVRANIŞININ DENEYSEL VE SAYISAL
OLARAK İNCELENMESİ**

Barış BAYRAK

Danışman: Prof. Dr. Abdulkadir Cüneyt AYDIN

Doktora Tezi

İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı

2021

(Her hakkı saklıdır.)

T.C.
ATATÜRK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANA BİLİM DALI

**HİBRİD LİFLİ KENDİLİĞİNDEN YERLEŞEN BETONLU PERDE
DUVARLARIN BURULMA DAVRANIŞININ DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK
İNCELENMESİ**

(Experimental and Numerical Investigation of the Torsional Behavior of RC Shear
Walls with Hybrid Fiber Self-Compacting Concrete)

DOKTORA TEZİ

Barış BAYRAK

Danışman: Prof. Dr. Abdulkadir Cüneyt AYDIN

Erzurum
Aralık, 2021

KABUL VE ONAY TUTANAĞI

Barış Bayrak tarafından hazırlanan “Hibrid Lifli Kendiliğinden Yerleşen Betonlu Perde Duvarların Burulma Davranışının Deneysel ve Sayısal Olarak İncelenmesi” başlıklı çalışması 24/12/2021 tarihinde yapılan tez savunma sınavı sonucunda başarılı bulunarak jürimiz tarafından İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı, Yapı Bilim Dalında doktora tezi olarak kabul edilmiştir.

Jüri Başkanı	: Prof. Dr. Naci ÇAĞLAR <i>Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi</i>	Aslı Islak İmzalıdır.
Danışman	: Prof. Dr. Abdulkadir Cüneyt AYDIN <i>Atatürk Üniversitesi</i>	Aslı Islak İmzalıdır.
Jüri Üyesi	: Prof. Dr. Abdulkadir KAN <i>Atatürk Üniversitesi</i>	Aslı Islak İmzalıdır.
Jüri Üyesi	: Prof. Dr. Murat Tolga YILMAZ <i>Atatürk Üniversitesi</i>	Aslı Islak İmzalıdır.
Jüri Üyesi	: Doç. Dr. Baki ÖZTÜRK <i>Hacettepe Üniversitesi</i>	Aslı Islak İmzalıdır.

Enstitü Yönetim
Kurulunun/.../....
tarih ve sayılı kararı.

Bu tezin Atatürk Üniversitesi Lisansüstü Eğitim ve Öğretim Yönetmeliği'nin ilgili maddelerinde belirtilen şartları yerine getirdiğini onaylarım.

Prof. Dr. Saltuk Buğrahan CEYHUN

Enstitü Müdürü

Bu çalışma BAP projeleri kapsamında desteklenmiştir.
Proje No: FDK-2019-6923 ve FBA-2020-7343

Not: Bu tezde kullanılan özgün ve başka kaynaklardan yapılan bildiriş, çizelge, şekil ve fotoğrafların kaynak olarak kullanımı, 5846 sayılı Fikir ve Sanat Eserleri Kanunundaki hükümlere tabidir.

ETİK BİLDİRİM VE İNTİHAL BEYAN FORMU

Doktora Tezi olarak Prof. Dr. Abdulkadir Cüneyt AYDIN danışmanlığında sunulan “Hibrid Lifli Kendiliğinden Yerleşen Betonlu Perde Duvarların Burulma Davranışının Deneysel ve Sayısal Olarak İncelenmesi” başlıklı çalışmanın tarafımızdan bilimsel etik ilkelere uyularak yazıldığını, yararlanılan eserlerin kaynakçada gösterildiğini, Fen Bilimleri Enstitüsü tarafından belirlenmiş olan Turnitin Programı benzerlik oranlarının aşılmadığını ve aşağıdaki oranlarda olduğunu beyan ederiz.

Tez Bölümleri	Tezin Benzerlik Oranı (%)	Maksimum Oran (%)
Giriş	10	30
Kuramsal Temeller	21	30
Materyal ve Yöntem	5	35
Bulgular	1	20
Tartışma	1	20
Tezin Geneli	8	25

Not: Yedi kelimeye kadar benzerlikler ile Başlık, Kaynakça, İçindekiler, Teşekkür, Dizin ve Ekler kısımları tarama dışı bırakılabilir. Yukarıdaki azami benzerlik oranları yanında tek bir kaynaktan olan benzerlik oranlarının %5'den büyük olmaması gerekir.

Beyan edilen bilgilerin doğru olduğunu, aksi halde doğacak hukuki sorumlulukları kabul ve beyan ederiz.

Tez Yazarı (Öğrenci)	Tez Danışmanı
Barış BAYRAK	Prof. Dr. Abdulkadir Cüneyt AYDIN
24.12.2021	24.12.2021
İmza: Aslı Islak İmzalıdır.	İmza: Aslı Islak İmzalıdır.

* Tez ile ilgili YÖKTEZ'de yayınlamasına ilişkin bir engelleme var ise aşağıdaki alanı doldurunuz.

☐ Tezle ilgili patent başvurusu yapılması / patent alma sürecinin devam etmesi sebebiyle Enstitü Yönetim Kurulunun/....../.... tarih ve sayılı kararı ile teze erişim 2 (iki) yıl süreyle engellenmiştir.

☒ Enstitü Yönetim Kurulunun/....../.... tarih ve sayılı kararı ile teze erişim 6 (altı) ay süreyle engellenmiştir.

TEŞEKKÜR

Müdürlüğün bir yönü de mürebbilik ve hamiliktir, anlayışı ile bana akademisyenliği sevdiren, lisans ve lisansüstü hayatım boyunca engin tecrübeleri ile akademik konularda yardımlarını ve desteklerini esirgemeyen danışman hocam Sayın Prof. Dr. Abdulkadir Cüneyt AYDIN' a en içten teşekkürlerimi sunarım.

FBA-2020-7343 numaralı temel araştırma projesinde araştırmacı olarak görev yapan, deneysel ve sayısal çalışma kapsamında da yardımlarını esirgemeyen Doç. Dr. Mahyar MAALİ' ye, Doç. Dr. Mahmut KILIÇ' a ve Arş. Gör. Oğuzhan ÇELEBİ' ye teşekkür ederim.

Deneylein yapım aşamasında desteklerini esirgemeyen Arş. Gör. Haluk Gökem ALCAN' a, Taha AKARSU' ya, Osman Nuri AKARSU' ya ve sayısal modelleme aşamasında yardımlarını esirgemeyen Oğuzhan AKARSU' ya teşekkür ederim.

Doktora sürecimde bana göstermiş oldukları sabır, hoşgörü ve desteklerinden dolayı aileme teşekkürü bir borç bilirim.

Bu tez çalışması FDK-2019-6923 numaralı lisansüstü ve FBA-2020-7343 numaralı temel araştırma projeleri kapsamında Atatürk Üniversitesi BAP birimi tarafından desteklenmiştir. Desteklerinden dolayı Atatürk Üniversitesi' ne teşekkür ederim.

Barış BAYRAK



Aileme

ÖZET

DOKTORA TEZİ

HİBRİD LİFLİ KENDİLİĞİNDEN YERLEŞEN BETONLU PERDE DUVARLARIN BURULMA DAVRANIŞININ DENEYSEL VE SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

Barış BAYRAK

Danışman: Prof. Dr. Abdulkadir Cüneyt AYDIN

Amaç: Bu çalışmanın amacı betonarme perde duvarlarda hibrid lif oranı, boyut etkisi ve yatay donatı oranının burulma momenti davranışı üzerindeki etkisinin deneysel ve sayısal olarak incelenmesidir. Ayrıca burulma momenti etkisindeki perde duvarların plastik mafsallık bölgelerindeki çatlak yoğunluğunun, rijitlik, burulma momenti kapasitesi, dönme açısı kapasitesi ve enerji sönümlenme kapasitesinin hibrid lif oranı, boyut etkisi ve yatay donatı oranının değişimi ile ilişkisinin sayısal ve deneysel olarak irdelenmesi amaçlanmıştır.

Yöntem: Altı adet 1000 x 1500 x 150 mm ve üç adet 1200 x 1500 x 150 mm boyutlarında olmak üzere $\frac{1}{2}$ ölçeğinde toplam dokuz adet betonarme perde duvar üretilmiştir. Deney numuneleri Kendiliğinden Yerleşen Beton (KYB), %1,0 ve %1,5 Hibrid Lifli KYB' den üretilmiştir. Hibrid lif, kancalı çelik ve elyaf karbon liflerden oluşturulmuştur. Enine donatılar, minimum donatı oranı (0,0026) ve iki katı alınarak hesaplanmıştır. Ayrıca deney numuneleri, perde yüksekliğinin perde genişliğine oranı 1,5 ve 1,25 olacak şekilde tasarlanmıştır. Böylece burulma momenti uygulanan deney numunelerinde boyut etkisi, hibrid lif oranı ve enine donatı oranının davranışa etkisi irdelenmiştir.

Bulgular: Betonarme perde duvarlarda hibrid lif ve yatay donatı oranlarının artması, boyut etkisinin azalması ile burulma momenti ve dönme açısı kapasiteleri artmaktadır. Bununla birlikte enerji sönümlenme kapasitesi, düktilite ve burulma rijitliği parametreleri de hibrid lif oranının artması ile artmıştır. Hibrid lif oranının artması plastik mafsallık bölgesinde çatlak yoğunluğunu azaltmıştır.

Sonuç: Hibrid lif oranının %0' dan %1,0' e ve %1,5' a çıkarılması burulma momenti kapasitesini arttırmıştır. Fakat bu artış, hibrid lif oranının %0' dan %1,0' e çıkarılmasında daha fazla olmuştur. Hibrid lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması ilk durumdaki burulma momenti kapasitesindeki artışını gösterememiştir.

Anahtar Kelimeler: Betonarme perde duvar, hibrid lif, boyut etkisi, yatay donatı oranı, plastik mafsallık, karbon elyaf lif

Aralık 2021, 320 sayfa

ABSTRACT

DOCTORAL DISSERTATION

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATION OF THE TORSIONAL BEHAVIOR OF RC SHEAR WALLS WITH HYBRID FIBER SELF- COMPACTING CONCRETE

Barış BAYRAK

Supervisor: Prof. Dr. Abdulkadir Cüneyt AYDIN

Purpose: The aim of this study is to investigate the effect of hybrid fiber ratio, aspect ratio and horizontal reinforcement ratio on the torsional behaviour of Reinforcement Concrete (RC) shear walls, experimentally and numerically. It is aimed to examine the relationship between the crack density, stiffness, torsional moment capacity, twist angle capacity and energy dissipation capacity in the plastic hinge regions of shear walls under the torsion moment, with the variation of hybrid fiber ratio, aspect ratio and horizontal reinforcement ratio, numerically and experimentally.

Method: A total of nine reinforced concrete shear walls in 1/2 scale, six 1000 x 1500x 150 mm and three 1200 x 1500 x 150 mm in size, were produced. Test samples were produced from Self Compacting Concrete (SCC), 1.0 %and 1.5 %Hybrid Fiber SCC. The hybrid fiber is formed from hooked steel and carbon fiber. Transverse reinforcements were calculated by taking the minimum reinforcement ratio (0,0026) and its double. In addition, the test specimens were designed in such a way that the ratio of the height to the width of the wall was 1,5 and 1,25. Thus, the aspect ratio, hybrid fiber ratio and transverse reinforcement ratio on the behaviour of test specimens under the torsional moment were examined.

Findings: Torsional moment and twist angle capacities of RC shear walls increase with the increase in hybrid fiber and horizontal reinforcement ratios and decrease in the aspect ratio. In addition, energy dissipation capacity, ductility and torsional stiffness parameters are also increased with the increase of the hybrid fiber ratio. Increasing the hybrid fiber ratio decreased the crack density in the plastic hinge region.

Results: Increasing the hybrid fiber ratio from 0 %to 1.0 %and 1.5 %increased the torsional moment capacity. However, this increase was greater when the hybrid fiber ratio was increased from 0 %to 1.0 %. Increasing the hybrid fiber ratio from 1.0 %to 1.5 %did not show the torsional capacity increase in the first case.

Keywords: RC shear wall, hybrid fiber, aspect ratio, horizontal reinforcement ratio, plastic hinge, carbon fiber.

December 2021, 320 pages

İÇİNDEKİLER

KABUL VE ONAY TUTANAĞI.....	i
ETİK BİLDİRİM VE İNTİHAL BEYAN FORMU	ii
TEŞEKKÜR	iii
ÖZET	v
ABSTRACT	vi
İÇİNDEKİLER.....	vii
TABLolar DİZİNİ.....	x
ŞEKİLLER DİZİNİ	xii
KISALTMALAR VE SİMGELER DİZİNİ	xx
GİRİŞ.....	1
KURAMSAL TEMELLER.....	4
Perde Duvar Tanımı	4
Perde Duvar Davranışını Etkileyen Parametreler	9
Perde duvar yüksekliğinin enine oranı	9
Perde duvar köşe kolon etkisi	10
Çatlakların varlığı ve yeri	11
Betonun elastisite ve kayma modülü, atalet momenti ve etkili kesme alanı	12
Bağlantı noktaları.....	12
Yükleme tipi	12
Yatay ve düşey donatı.....	12
Perde duvar temeli	13
Perde Duvar Davranışı	13
Eğilme davranışı	13
Kesme davranışı.....	14
Betonarme Perde Duvar Tipleri ve Önceki Çalışmalar.....	16
Boşluksuz veya dolu gövdeli perde duvarlar	16
Bağ kirişli perde duvarlar	23
Kompozit perde duvarlar	30
Boşluklu perde duvarlar.....	32

Lifli ve Hibrid Lifli Beton ve Önceki Çalışmalar	36
Plastik Mafsal Kavramı ve Önceki Çalışmalar	47
Burulma Momenti	51
Burulma momenti teorileri	53
MATERYAL VE YÖNTEM.....	57
Materyal	57
Deneylerde kullanılan malzemeler	57
Malzeme deneyleri.....	66
Deney numuneleri.....	70
Beton karışımları ve beton dökümü.....	85
Yöntem	89
Deney düzeneği	90
Yükleme prosedürü.....	99
Ölçüm	100
ARAŞTIRMA BULGULARI VE TARTIŞMA	107
Taze Beton Deney Sonuçları.....	107
Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları	111
DeneySEL Çalışma	115
SW1 numunesinin burulma davranışı.....	120
SW2 numunesinin burulma davranışı.....	131
SW3 numunesinin burulma davranışı.....	140
SW4 numunesinin burulma davranışı.....	149
SW5 numunesinin burulma davranışı.....	156
SW6 numunesinin burulma davranışı.....	163
SW7 numunesinin burulma davranışı.....	170
SW8 numunesinin burulma davranışı.....	177
SW9 numunesinin burulma davranışı.....	184
Deney Sonuçlarının Karşılaştırılması.....	191
Hibrid lif oranının burulma momentine etkisi	197

Perde boyutları oranının burulma momentine etkisi	207
Yatay donatı oranının burulma momentine etkisi	212
Hibrid lif oranı, perde boyutlarının ve yatay donatı oranının diğer deney parametrelerine etkisi	219
Deneysel burulma momenti değerlerinin standartlar ile karşılaştırılması	228
Plastik Mafsal Yaklaşımı	245
Sayısal Çalışma	260
Sonlu elemanlar yöntemi	260
ANSYS programı.....	261
Modeli oluşturmak için gerekli adımlar	262
Malzemelerin tanımlanması.....	263
Yatay ve düşey donatıların malzemelerinin tanımlanması	263
Beton malzemesinin tanımlanması	265
Modellerin geometrilerinin oluşturulması	267
Ağ işlemi.....	271
Sınır şartların tanımlanması.....	273
Yükleme.....	274
Analizin uygulanması	274
Sayısal ve deneysel sonuçların karşılaştırılması	274
SONUÇ VE ÖNERİLER.....	303
KAYNAKLAR	308
ÖZGEÇMİŞ	318

TABLÖLAR DİZİNİ

Tablo 1. Çimento Kimyasal, Mekanik ve Fiziksel Özellikleri	58
Tablo 2. Beton Karışımında Kullanılan Silis Dumanının Özellikleri	60
Tablo 3. Beton Karışımında Kullanılan Hiper Akışkanlaştırıcının Özellikleri	60
Tablo 4. Deneylerde Kullanılan Donatıların Karakteristik Özellikleri	63
Tablo 5. Beton Karışımında Kullanılan Çelik ve Karbon Liflerin Teknik Özellikleri	65
Tablo 6. KYB Değerlendirme Test Metotları	68
Tablo 7. Deney Numunelerinin Beton, Donatı ve Geometri Parametreleri	74
Tablo 8. Deney numunelerinin ana parametreleri	84
Tablo 9. 1m ³ Beton Karışım Oranları	86
Tablo 10. Betonarme Perde Duvarların Plastik Mafsallık Boyu Formülleri	105
Tablo 11. KYB ve HLKYB Taze Beton Deney Sonuçları	107
Tablo 12. Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları	112
Tablo 13. Deney Sonuçları	119
Tablo 14. Hibrid Lif Oranındaki Değişimin E_{cr} , E_a , E_{maks} ve E_u Değerlerine Yüzdelik Etkisi	205
Tablo 15. Hibrid Lif Oranının %1,0' den %1,5' a Çıkarılmasının T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u Değerlerine Yüzdelik Etkisi	206
Tablo 16. DeneySEL ve TS500-2000' e göre Hesaplanan Burulma Momenti Değerleri	231
Tablo 17. TS500-2000' e göre Hesaplanan Teorik ile DeneySEL Sonuçların Karşılaştırılması	232
Tablo 18. DeneySEL ve ACI318-19' a göre Hesaplanan Burulma Momenti Değerleri	234
Tablo 19. ACI318-19' a göre Hesaplanan Teorik Ve DeneySEL Sonuçların Karşılaştırılması	235
Tablo 20. DeneySEL ve Eurocode 2' ye göre Hesaplanan Burulma Momenti Değerleri	236
Tablo 21. Eurocode 2' ye göre Hesaplanan Teorik ve DeneySEL Sonuçların Karşılaştırılması	237
Tablo 22. 1200 mm ve 1000 mm genişlikli Numunelerinin Yönetmelik ve Literatürdeki Formüllere Göre Plastik Mafsallık Boyları	248
Tablo 23. Sayısal ve DeneySEL Burulma Momenti ile Dönme Açısı Değerleri	280

Tablo 24. Sayısal ve Deneysel Burulma Momenti ile Dönme Açısı Değerlerinin Yüzdelik Olarak Karşılaştırılması	281
Tablo 25. Deneysel ve Sayısal Burulma Rijitliği ile Düktilitesi Değerleri.....	284
Tablo 26. Deneysel Sonuçlara Göre Hesaplanan Standartların Deneysel ve Sayısal Sonuçlarla Karşılaştırılması	286
Tablo 27. Teorik Sonuçlara Göre Hesaplanan Standartların Deneysel ve Sayısal Sonuçlarla Karşılaştırılması.....	287
Tablo 28. Sayısal ve Deneysel Enerji Sönümleme Kapasitelerinin Karşılaştırılması.....	288



ŞEKİLLER DİZİNİ

Şekil 1. Yüksek yapılar.....	4
Şekil 2. Dünya deprem kuşağı haritası	5
Şekil 3. Türkiye tehlikeli deprem yer haritası	6
Şekil 4. Perde duvarlarda çekme kuvveti	8
Şekil 5. TBDY' ye göre perde uç bölgesi.....	11
Şekil 6. Eğilme momenti ve eksenel yük altında perde duvar gerilme ve şekil değiştirme dağılımı.	14
Şekil 7. Bağ kirişli perde duvarın yatay yükler altında davranışı.....	24
Şekil 8. Betonarme bağ kiriş sistemi	25
Şekil 9. Alaska depreminde zarar gören McKinley Binasının bağ kirişlerinde gözlemlenen hasarlar	26
Şekil 10. Bağ kirişli perde duvar kullanılan binalar	28
Şekil 11. Tipik kompozit perde duvar elemanları	31
Şekil 12. Boşluklu perde duvar yatay ve düşey parçaları.....	34
Şekil 13. Betonarme kolon ve perde duvarlarda plastik mafsallık bölgeleri.	48
Şekil 14. Burulma momenti altındaki kesitlerde kayma gerilmesi dağılımı.	51
Şekil 15. Kesite etki eden burulma momenti.....	53
Şekil 16. Uzak kafes analojisinde boşluklu kesit modeli	54
Şekil 17. Basit burulma momenti etkisinde dikdörtgen kesitte kayma gerilmelerinin dağılımı.	54
Şekil 18. Basit burulma etkisi altındaki dikdörtgen kesitte yanal eğilme teorisine göre kırılma yüzeyi	55
Şekil 19. Deneylerde kullanılan agrega granülometri eğrisi.	59
Şekil 20. Donatı çekme deneyi sonunda numunelerinin görünümü.....	61
Şekil 21. Donatıların gerilme-şekil değiştirme eğrileri.	62
Şekil 22. Betonun deneysel gerilme-şekil değiştirme grafikleri.	63
Şekil 23. Beton karışımında kullanılan lifler.....	64
Şekil 24. Deformasyon ölçüm cihazları	65
Şekil 25. Şekil değiştirme ölçer pulu.....	66
Şekil 26. Yarmada çekme deneyi test düzeneği	67
Şekil 27. Üç noktalı eğilme deney düzeneği	68
Şekil 28. KYB test düzenekleri	69
Şekil 29. Standart kanca şekli.....	72

Şekil 30. Perde duvar eğilme momenti-eğrilik ilişkisi	73
Şekil 31. SW1-SW2-SW3 numunelerinin donatı ve geometrik detayları	77
Şekil 32. SW4-SW5-SW6 numunelerinin donatı ve geometrik detayları	80
Şekil 33. SW7-SW8-SW9 numunelerinin donatı ve geometrik detayları	83
Şekil 34. Numunelerin donatı ve kalıp işlemlerinin bitmiş hali	87
Şekil 35. Şekil değiştirme ölçerlerin numunelere yapıştırılması işlemi	87
Şekil 36. Beton döküm ve sonrası	89
Şekil 37. Perde duvar düzle içi ve düzlem dışı yükleme	90
Şekil 38. Tipik deney yükleme düzeneği	92
Şekil 39. Deney yükleme düzeneği	93
Şekil 40. Tipik deney ölçüm düzeneği	94
Şekil 41. Tipik calaska sistemi	95
Şekil 42. Tipik deney yükleme düzeneği	96
Şekil 43. Deney ölçüm düzeneği	97
Şekil 44. Deney düzeneği ve numunelerin taşınması	98
Şekil 45. Numune göçme noktası	99
Şekil 46. Perde duvar basınç ve çekme kuvvetleri	101
Şekil 47. Deney numunesi LVDT yerleşimi	101
Şekil 48. Deney numunesi şekil değiştirme ölçer yerleşimi	102
Şekil 49. Plastik mafsal yaklaşımı	106
Şekil 50. KYB taze beton deney sonuçları ve sınır değerleri	109
Şekil 51. KYB Taze beton deneyleri uygulaması	110
Şekil 52. Perde duvarların beton döküm anında alınan örnek numuneler	111
Şekil 53. Eğilme ve yarmada çekme deney sonuçları	113
Şekil 54. Hibrid lif eklenmesinin eğilme ve yarmada çekme dayanımlarına yüzdelik etkisi	113
Şekil 55. Basın deneyi sonucunda numunelerin görünümü	114
Şekil 56. Eğilme deneyi sonucunda numunelerin görünümü	114
Şekil 57. Yarmada çekme deneyi sonucunda numunelerin görünümü	115
Şekil 58. Klasik burulma momenti-dönme açısı grafiği	117
Şekil 59. SW1 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği	120
Şekil 60. SW1 numunesi enerji sönümlleme grafiği	124
Şekil 61. SW1 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet-şekil değiştirme grafiği	126
Şekil 62. SW1 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet-şekil değiştirme grafiği	126

Şekil 63. SW1 numunesinin boyuna donatılarındaki burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.	127
Şekil 64. SW1 numunesinin enine donatılarındaki burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.	127
Şekil 65. SW1 numunesinin deneyden sonraki görünümü.	129
Şekil 66. Göçme moduna ulaşan SW1 numunesinin çatlak dağılımı.	130
Şekil 67. SW2 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği.	131
Şekil 68. SW2 numunesi enerji sönümleme grafiği.	133
Şekil 69. SW2 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet-şekil değiştirme grafiği.	134
Şekil 70. SW2 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet-şekil değiştirme grafiği. .	134
Şekil 71. SW2 numunesinin boyuna donatılarındaki burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.	135
Şekil 72. SW2 numunesinin enine donatılarındaki burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.	135
Şekil 73. SW2 numunesinin deneyden sonraki görünümü.	138
Şekil 74. Göçme moduna ulaşan SW2 numunesinin çatlak dağılımı.	139
Şekil 75. SW3 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği.	140
Şekil 76. SW3 numunesi enerji sönümleme grafiği.	142
Şekil 77. SW3 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet-şekil değiştirme grafiği.	143
Şekil 78. SW3 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet-şekil değiştirme grafiği.	143
Şekil 79. SW3 numunesinin boyuna donatılarındaki burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.	144
Şekil 80. SW3 numunesinin enine donatılarındaki burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.	144
Şekil 81. SW3 numunesinin deneyden sonraki görünümü.	147
Şekil 82. Göçme moduna ulaşan SW3 numunesinin çatlak dağılımı.	148
Şekil 83. SW4 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği.	149
Şekil 84. SW4 numunesi enerji sönümleme grafiği.	150
Şekil 85. SW4 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti- şekil değiştirme grafiği.	152
Şekil 86. SW4 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.	152

Şekil 87. SW4 numunesinin deneyden sonraki görünümü.....	154
Şekil 88. Göçme moduna ulaşan SW4 numunesinin çatlak dağılımı.....	155
Şekil 89. SW5 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği	156
Şekil 90. SW5 numunesi enerji sönümleme grafiği.	158
Şekil 91. SW5 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti -şekil değiştirme grafiği.	160
Şekil 92. SW5 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti- şekil değiştirme grafiği.	160
Şekil 93. SW5 numunesinin deneyden sonraki görünümü.....	161
Şekil 94. Göçme moduna ulaşan SW5 numunesinin çatlak dağılımı.....	162
Şekil 95. SW6 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği	163
Şekil 96. SW6 numunesi enerji sönümleme grafiği.	165
Şekil 97. SW6 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti -şekil değiştirme grafiği.	166
Şekil 98. SW6 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.....	166
Şekil 99. SW6 numunesinin deneyden sonraki görünümü.....	168
Şekil 100. Göçme moduna ulaşan SW6 numunesinin çatlak dağılımı.....	169
Şekil 101. SW7 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği	170
Şekil 102. SW7 numunesi enerji sönümleme grafiği.	172
Şekil 103. SW7 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti- şekil değiştirme grafiği.	173
Şekil 104. SW7 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti- şekil değiştirme grafiği.	173
Şekil 105. SW7 numunesinin deneyden sonraki görünümü.....	175
Şekil 106. Göçme moduna ulaşan SW7 numunesinin çatlak dağılımı.....	176
Şekil 107. SW8 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği.	177
Şekil 108. SW8 numunesi enerji sönümleme grafiği.	179
Şekil 109. SW8 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti- şekil değiştirme grafiği.	180
Şekil 110. SW8 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti- şekil değiştirme grafiği.	180
Şekil 111. SW8 numunesinin deneyden sonraki görünümü.....	182
Şekil 112. Göçme moduna ulaşan SW8 numunesinin çatlak dağılımı.....	183
Şekil 113. SW9 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği.	184

Şekil 114. SW9 numunesi enerji sönümleme grafiği.	186
Şekil 115. SW9 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti- şekil değiştirme grafiği.	187
Şekil 116. SW9 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti- şekil değiştirme grafiği.	187
Şekil 117. SW9 numunesinin deneyden sonraki görünümü.	189
Şekil 118. Göçme moduna ulaşan SW9 numunesinin çatlak dağılımı.	190
Şekil 119. Deney numunelerinin burulma momenti-dönme açısı grafikleri	191
Şekil 120. Deney numunelerinin burulma momenti değerleri.	192
Şekil 121. Deney numunelerinin dönme açısı değerleri.	192
Şekil 122. Deney numunelerinin enerji sönümleme değerleri.	193
Şekil 123. SW7 numunesine göre diğer numunelerin sönümledikleri toplam enerji miktarındaki yüzdelik artış.	194
Şekil 124. Minimum burulma momenti değerlerine sahip numuneye göre burulma momentindeki değişimler.	195
Şekil 125. Minimum burulma momenti değerlerine sahip numuneye göre burulma momentindeki değişimler.	196
Şekil 126. Hibrid lif oranının burulma momenti-dönme açısı grafiklerine etkisi.	198
Şekil 127. Hibrid lif oranının burulma momenti parametrelerine etkisi.	202
Şekil 128. Enerji sönümleme kapasitelerinin karşılaştırılması.	204
Şekil 129. Çelik ve karbon liflerin çatlak köprüleme etkisi.	207
Şekil 130. SW1-SW4 ve SW2-SW5 ve SW3-SW6 numunelerinin burulma momenti-dönme açısı grafikleri.	209
Şekil 131. Boyut etkisinin burulma momenti parametrelerine etkisinin yüzdelik değişimi.	211
Şekil 132. Perde boyut oranlarının sönümlenen toplam enerji miktarına yüzdelik etkisi.	212
Şekil 133. SW4-SW7 ve SW5-SW8 ve SW6-SW9 numunelerinin burulma momenti-dönme açısı grafikleri.	214
Şekil 134. Yatay donatı oranının burulma momenti parametrelerine etkisinin yüzdelik değişimi.	216
Şekil 135. Yatay donatı oranının sönümlenen toplam enerji miktarına yüzdelik etkisi.	217
Şekil 136. Asal çekme ve basınç gerilmesi yatay donatı ilişkisi.	219
Şekil 137. Çatlaktan önce ve sonraki burulma rijitlikleri.	220

Şekil 138. Burulma düktilite indeksi.	221
Şekil 139. SW1, SW2 ve SW3 numunelerinin boyuna donatılarındaki şekil değiştirmeler.	224
Şekil 140. SW4,SW5 ve SW6 numunelerinin boyuna donatılarındaki şekil değiştirmeler.	225
Şekil 141. SW7, SW8 ve SW9 numunelerinin boyuna donatılarındaki şekil değiştirmeler.	226
Şekil 142. Numunelerinin enine donatılarının şekil değiştirmeleri.	227
Şekil 143. Deneysel ve teorik kritik burulma momentinin karşılaştırılması.	238
Şekil 144. Deneysel ve teorik burulma momenti kapasitesi karşılaştırılması.	239
Şekil 145. Betonarme perde duvarlarda burulma davranışını etkileyen temel parametreler.	240
Şekil 146. Betonarme perde duvarların davranışını etkileyen genel parametreler....	241
Şekil 147. Deney numunelerindeki çatlak dağılımları.	244
Şekil 148. Perde genişliği 1200 mm olan SW1~3 numunelerinin yönetmelik ve formüllere göre plastik mafsalsal boyları.	249
Şekil 149. Perde genişliği 1000 mm olan SW4~9 numunelerinin yönetmelik ve formüllere göre plastik mafsalsal boyları.	249
Şekil 150. SW1~3 numunelerinin plastik mafsalsal bölgesi ile boyuna donatılardaki şekil değiştirme ilişkisi.	250
Şekil 151. SW4~6 numunelerinin plastik mafsalsal bölgesi ile boyuna donatılardaki şekil değiştirme ilişkisi.	251
Şekil 152. SW7~9 numunelerinin plastik mafsalsal bölgesi ile boyuna donatılardaki şekil değiştirme ilişkisi.	252
Şekil 153. SW1 numunesi plastik mafsalsal boyları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.	255
Şekil 154. SW2 numunesi plastik mafsalsal boyları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.	255
Şekil 155. SW3 numunesi plastik mafsalsal boyları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.	256
Şekil 156. SW4 numunesi plastik mafsalsal boyları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.	256
Şekil 157. SW5 numunesi plastik mafsalsal boyları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.	257

Şekil 158. SW6 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.	257
Şekil 159. SW7 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.	258
Şekil 160. SW8 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.	258
Şekil 161. SW9 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.	259
Şekil 162. ANSYS bilgisayar programının giriş ekranı	262
Şekil 163. ANSYS programında analiz türünün seçilmesi.	263
Şekil 164. Donatıların deneysel gerilme-şekil değiştirme grafikleri.	264
Şekil 165. Yatay ve düşey donatıların malzeme özelliklerinin programa girilmesi...	265
Şekil 166. Beton türlerinin deneysel gerilme-şekil değiştirme grafikleri.....	266
Şekil 167. CPT215 eleman tipi.....	267
Şekil 168. Modelin geometrisi	267
Şekil 169. Boyuna donatılara kesit atamasının yapılışı.....	268
Şekil 170. Yatay donatılara kesit atamasının yapılışı.....	269
Şekil 171. Katı hacme beton malzeme özelliğinin atanması.....	269
Şekil 172. 12 mm' lik boyuna donatı için malzeme özelliğinin atanması.....	270
Şekil 173. 10 mm' lik yatay donatı için malzeme özelliğinin atanması.....	271
Şekil 174. Boyuna ve enine donatıların sonlu elemanlara ayrılması.....	272
Şekil 175. Boyuna ve enine donatıların sonlu elemanlara ayrılması.....	273
Şekil 176. SW1 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.....	275
Şekil 177. SW2 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.....	275
Şekil 178. SW3 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.....	275
Şekil 179. SW4 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.....	276
Şekil 180. SW5 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.....	276
Şekil 181. SW6 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.....	276

Şekil 182. SW7 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.....	277
Şekil 183. SW8 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.....	277
Şekil 184. SW9 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.....	277
Şekil 185. Çatlaktan önceki deneysel ve sayısal burulma rijitliği değerlerinin karşılaştırılması.....	282
Şekil 186. Çatlaktan sonraki deneysel ve sayısal burulma momenti rijitliği değerlerinin karşılaştırılması.....	283
Şekil 187. Deneysel ve sayısal burulma düktilite indeksi değerlerinin karşılaştırılması.....	283
Şekil 188. Sayısal ve deneysel sönmelenen toplam enerji.....	289
Şekil 189. SW1 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.....	291
Şekil 190. SW2 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.....	292
Şekil 191. SW3 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.....	293
Şekil 192. SW4 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.....	295
Şekil 193. SW5 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.....	296
Şekil 194. SW6 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.....	297
Şekil 195. SW7 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.....	299
Şekil 196. SW8 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.....	300
Şekil 197. SW9 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.....	301

KISALTMALAR VE SİMGELER DİZİNİ

A_c	: Perde Duvar Beton Kesit Alanı
A_{ch}	: Boşluksuz Perde Duvarın veya Bağ Kirişli Perde Duvarın Her Bir Perde Parçasının Brüt Enkesit Alanı
A_{cp}	: Perde Duvar Beton Kesit Alanı
A_{cv}	: Perde Duvarlarda Kesme Kuvveti Yönündeki Yatay Donatının Çevrelediği Kalınlık ve Kesit Uzunluğu ile Sınırlanan Bölgenin Brüt Beton Kesit Alanı
A_e	: Kesit Köşelerindeki Donatı Merkezini Birleştiren Sınır İçinde Kalan Alan
A_g	: Beton Kesit Alanı
A_k	: İçte Kalan Boşluk Alanları da Dâhil Olmak Üzere, Birbirine Bağlantılı Cidarların Merkez Hatları ile Çevrelenen Alan
A_s	: Düşey Donatı (Köşe Kolon Düşey Donatıları da Dâhil) Alanı
A_{sl}	: Burulma için Gerekli Boyuna Donatı
A_t	: Bir Tane Etriyenin Kesit Alanını
A_w	: Kesit Alanı
A_o	: Kesitte Burulma Momentinden Kaynaklanan Kesme Kuvvetlerinin Kesitte İzlediği Yolun İçinde Kalan Alan
A_{oh}	: Etriyenin Merkezinden Geçen Çizginin İçinde Kalan Alan
A_{ot}	: Burulma İçin Gerekli Etriye Kesit Alanı
A	: Kiriş Mesnet Genişliği
B	: Perde Duvar Plandaki Genişliği
b_w	: Perde Duvar Kalınlığı
C	: Bağ Kirişli Perde Duvarda Basınç Tarafındaki Perde Parçasının Kesme Kuvveti
D_f	: İki Yük Noktası Arasındaki Mesafe
D	: Kiriş Faydalı Yüksekliği, Yarmada Çekme Deneyinde Kesit Çapı
d_1, d_2	: Kesit Uzunlukları

d_{bL}	: Boyuna Donatı Çapı
E_a, E_t	: Akma Anına Kadar ve Toplam Sönümlenen Enerji Miktarı
E_c	: Donatı Elastisite Modülü
E_s	: Beton Elastisite Modülü
F	: Yarmada Çekme, Üç Noktalı Eğilme Deneylerinde Maksimum Yük
F_1, F_2	: Basınç ve Çekme Yönündeki Kuvvetler
f_c	: Beton Basınç Dayanımı
f_{ct}	: Yarmada Çekme Dayanımı
f_{ctd}	: Beton Tasarım Eksenel Çekme Dayanımı
f_{ct-fl}	: Üç Noktalı Eğilme Dayanımı
f_{ck}	: Betonun Karakteristik Silindirik Basınç Dayanımı
f_t	: Beton Çekme Dayanımı
f_u	: Donatı Kopma Dayanımı
f_y	: Donatı Akma Dayanımı
f_{yd}	: Donatı Tasarım Akma Dayanımı
f_{yt}	: Enine Donatı Akma Dayanımı
f_{ywd}	: Perde Enine Donatı Tasarım Akma Dayanımı
H, H_w, h	: Perde Duvar Yüksekliği
L	: Bağ Kirişli Perde Duvarlarda İki Perde Parçası Arasındaki Uzaklık, Üç Noktalı Eğilme Deneyinde İki Mesnet Arasındaki Mesafe
$K_{\text{çatlaktan-önce}}$	: Çatlamamış Kesitin Burulma Rijitliği
$K_{\text{çatlaktan-sonra}}$	: Çatlamış Kesitin Burulma Rijitliği
L_p	: Plastik Mafsallık Boyu
L_v	: Kesme Açıklığı
L, L_w	: Perde Duvar Plandaki Uzunluğu
l_b	: Kenetlenme Boyu
M	: Bağ Kirişli Perde Duvarında Tabandaki Moment Değeri

N, N_u	: Eksenel Yük
P	: Eksenel Yük
p_{cp}	: Perde Duvar Kesitinin Çevre Uzunluğu
S	: Burulma Dayanım Momenti
S	: İki Donatı Arasındaki Merkezden Merkeze Mesafe
T	: Bağ Kirişli Perde Duvarda Çekme Tarafındaki Perde Parçasının Kesme Kuvveti, Burulma Momenti
T_{cr}	: Kritik Burulma Momenti
T_{maks}	: Maksimum Burulma Momenti
T_n	: Eksenel Çekme Kuvveti
$t_{ef,i}$	: Efektif Cidar Kalınlığı
u_e	: A_e Alanının Çevre Uzunluğu
u_k	: A_k 'nin Çevre Uzunluğu
V_c	: Donatı Kesme Dayanımı Katkısı
V_e	: Perde Duvar Tasarım Kesme Kuvveti
V_n	: Perde Duvar Nominal Kesme Kuvveti Dayanımı
V_r	: Perde Duvar Kesme Kuvveti Dayanımı
V_s	: Betonun Kesme Dayanımı Katkısı
V	: Kesme Çatlağı Oluşmuş Betonda Dayanım Azaltma Faktörü
ε	: Birim Şekil Değiştirmesi
α_c	: Beton Dayanımının Nominal Duvar Kesme Dayanımına Bağlı Katkısını Tanımlayan Katsayı
α_{cw}	: Basınç Bölgesinde Oluşan Gerilme Durumunu Dikkate Almak için Kullanılan Katsayı
λ	: Aynı Basınç Dayanımına Sahip Normal Ağırlıklı Betona Göre Hafif Betonun Azaltılmış Mekanik Özelliklerini Yansıtmak İçin Modifikasyon Faktörü
μ_b	: Burulma Düktilite İndeksi

ρ_t	: Dağıtılmış Enine Donatı Alanının O Donatıya Dik Brüt Beton Alana Oranı
ρ_{sh}	: Perde Yatay Gövde Donatılarının Hacimsel Oranı
$\emptyset$	: Donatı Çapı
θ	: Burulma Dönme Açısı, Teorik Burulma Momenti Hesaplamalarında Basınç Çubuklarının Eğimi
θ_{cr}	: Kritik Burulma Açısı
θ_{max}	: Maksimum Burulma Momentine Karşılık Gelen Dönme Açısı
θ_u	: Nihai Burulma Momentine Karşılık Gelen Dönme Açısı
θ_a	: Akma Anındaki Burulma Momentine Karşılık Gelen Dönme Açısı

GİRİŞ

Betonarme yapılar servis ömürleri boyunca kendi ağırlıkları, deprem, rüzgâr, sabit yükler, hareketli yükler, sünme vb. iç ve dış yük etkilerine maruz kalırlar. Yapıya etki eden bu yüklerden özellikle deprem ve rüzgâr gibi yatay kuvvetlerin karşılanabilmesi için yanal rijitliği fazla olan perde duvarlı yapılara ihtiyaç vardır. Dolayısıyla yüksek yanal rijitlik ve yük taşıma kapasitelerinden dolayı perde duvarlar deprem kuvvetlerine karşı koyabilecek en önemli yapı elemanlarından birisi olarak öne çıkmaktadır. Perde duvarlar yüksek yanal rijitlikleri ve aynı zamanda ekonomik olmalarından dolayı özellikle deprem bölgelerindeki yapı sistemlerinde en çok tercih edilen yapı elemanlarıdır.

Diğer bilim dallarındaki gelişmelere paralel olarak beton teknolojisinde de her geçen gün ilerleme kaydedilmektedir. Fakat betonarme yüz yıllar boyunca yapılan çalışmalar neticesinde halen daha gizemini korumaktadır. Çeşitli bilim adamları betonarme elemanlarını değişik yük kombinasyonları altında deneye tabi tutmalarına rağmen yapı ve yapı malzemesinde yaşanan gelişmeler akademik çalışmaları yeni ufuklara doğru tetiklemektedir. Bununla birlikte beton, fiyatının ucuzluğu, istenilen şekle sokulabilmesi (işlenebilirliği) gibi nedenlerden dolayı yaygınlığını sürdürmektedir. Gerek ülkemizde gerekse dünya genelinde betonarme olarak tasarlanacak yapılar için yaşanan depremlere karşı alınabilecek en uygun ve ucuz çözüm betonarme perdelerdir. Geçtiğimiz yıllar içerisinde yaşanan depremler göstermiştir ki, perde duvarlı yapılar şiddetli depremlere karşı daha fazla direnç sergilemektedir.

Betonarme perde duvarlar, düzlem içi yük karşılayabildikleri gibi düzlem dışı da yüklenebilirler. Gerek yapı geometrisi gerekse de yükleme koşullarına göre perde duvarlarda burulma momenti oluşabilmektedir. Bu durum bu tezin çıkış noktasını oluşturmaktadır.

Sunulan bu doktora tezi çalışması kapsamında lifli beton yaklaşımı bir adım öteye taşınarak hibrid lifli (kancalı çelik ve karbon elyaf) kendiliğinden yerleşen beton (KYB) kullanılmıştır. Böylece çelik ve karbon elyaf liflerin beton içerisinde rastgele dağılımı ile liflerin çatlaklara karşı köprüleme etkisinin yanında karbon elyaf liflerin yüksek elastik özelliklerinden faydalanmak amaçlanmaktadır. Hibrid lifli KYB ile üretilecek perde duvarlara böylelikle yenilikçi bir yaklaşım literatüre sunulacaktır. Ayrıca hibrid liflerin perde plastik mafsallık bölgesindeki çatlak genişliğini ne oranda azalttığı belirlenmektedir. Beton içerisinde özellikle farklı doğrultularda rasgele dağılmış karma lif kullanılarak çatlak genişliği ve çatlak yoğunluğundaki (çatlak meydana gelen toplam alan/[çatlak genişliği x çatlak yüksekliği])

azalmalar hakkında bilgi elde edilmektedir. Betonarme perde duvarlarda kesme güç tükenmesi mekanizmaları; eğik çekme güç tükenmesi, eğik basınç güç tükenmesi, kayma güç tükenmesi olarak üç şekilde ortaya çıkmaktadır. Kesme kapasitesi, esas kesme gerilmeleri yerine daha çok eğik çekme veya eğik basınç gerilmelerine bağlıdır. Bu durum, perde duvar narinliğinin azalması ile daha kritik hale gelebilmektedir. Dolayısıyla çalışma kapsamında eğik çekme gerilmelerinin kapasitesinin hibrid lif kullanımı ile arttırılması amaçlanmaktadır. Bu bağlamda hibrid lif oranının ne ölçüde etki ettiği deneysel olarak araştırılmıştır. Ayrıca beton içerisinde rastgele dağılan karbon elyaf ve çelik liflerinin oranının plastik mafsallık boyu üzerindeki etkisi deneysel olarak incelenmektedir. Hibrid liflerin özellikle çatlak gelişimini sınırlandırması ile bu bölgede (yani plastik mafsallık uzunluğu boyunca) daha elastik bir davranış sergilemesi ve perde tabanındaki eğrilik kapasitesinin arttırılması öngörülmüştür.

Yüksekliklerinin (H) genişliklerine (L) oranı 2' den fazla olan perde duvarlar konsol kiriş davranışı gösterirler. Kat döşemeleri her katta bu tür perde duvarlara mesnet görevi görürler ve bu da bu perde duvarların narin bir şekilde tasarlanmasına imkân sağlar. Eğilme davranışından dolayı perde duvarların taban bölgelerinde plastik mafsallık oluşması ve sünek davranış göstermesi daha kolay olur. Yüksekliklerinin genişliklerine oranı 2' den küçük perdeler ise literatürde kısa perde (*squat wall*) olarak nitelendirilmektedir. Kısa perde duvarlar ise kafes kiriş davranışı gösterirler. Yani çekme ve basınç elemanları ile yatay yükleri karşılarlar. Kısa perde duvarların H/L oranı küçük olduğu için yatay yükler kesme kuvvetlerine sebep olur. Bu kesme kuvvetlerinin kritik olduğu durumlarda kısa perdelerde sünekliğin sağlanması zor olabilir. Kısa perde duvarlarda yatay yükler (deprem, rüzgâr vb.) perde genelinde kesme kuvvetine neden olduğu için oluşan bu kesme kuvveti de perdenin geometrisinden dolayı büyük momentler oluşturduğu ve deprem kuvvetlerinin kısa perdelerde diyagonal kesme çatlaklarına neden olduğu belirtilmiştir. Hem kesme çatlaklarının kesitte kesme kuvvetinden kaynaklandığı düşünülerek hem de perde duvarlarda kesme kuvvetinin hâkim olabilmesi için bu doktora tez çalışmasında kısa perde duvarlar (H/L oranı 2' den küçük) tercih edilmiştir.

Bu tez çalışmasının amacı enine donatı oranı, hibrid lif oranı ve boyut etkisinin betonarme perde duvarların burulma davranışına etkisini irdelemektir. Bu amaçla doktora tezi dört ana başlık altında sunulmuştur.

Birinci bölümde, KURAMSAL TEMELLER başlığında, betonarme perde duvarların davranışı ve bu davranışı etkileyen parametreler üzerinde durulmuştur. Bu bölümde dikkat çekilmek istenen nokta tez boyunca betonarme perde duvarlar üzerinde durulmasına yöneliktir. Çelik perde duvarlar bu tez çalışmasının kapsamı dışındadır. Ayrıca bu bölümde plastik mafsallık,

lifli beton ve burulma momenti üzerinde durulmuştur. Bununla birlikte aynı bölümde çalışmaya paralellik gösteren perde duvarlar ile ilgili literatürde ulaşılan çalışmalar özet halinde sunulmuştur.

İkinci bölümde, MATERYAL VE YÖNTEM başlığı altında, deney düzeneği, deney parametreleri ve deney numunelerinin açıklanması üzerinde durulmuştur. Deney numunelerinin imalatı, ölçüm ile yükleme prosedürü açıklanmıştır. Ayrıca deney sonucunda ulaşılabilecek hedefler doğrultusunda çizilen grafik ve tablo değerlerinin hesaplanması açıklanmıştır.

Üçüncü bölümde, ARAŞTIRMA BULGULARI VE TARTIŞMA başlığında burulma momenti uygulanan numunelerden elde sonuçlar ışığında perde duvarlar hem tek tek hem de bir birleri ile kıyaslanarak irdelenmiştir. Deneysel sonuçlar literatürden ulaşılan sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Bu bölümün sonunda sonlu elemanlar yardımıyla modellenen deney numuneleri sayısal olarak irdelenmiştir. Ayrıca bu bölümde sayısal ve deneysel veriler bir birleri ile karşılaştırılmıştır.

Dördüncü bölümde, SONUÇ VE ÖNERİLER başlığında deneysel ve sayısal veriler genel hatları ile özetlenerek sunulmuştur. Bununla birlikte gelecekteki çalışmalara yönelik öneriler de yine bu bölümde sunulmuştur.

Burulma momentin etkisindeki perde duvarda yatay donatı oranındaki azalım lif oranı ile ne kadar tolere ettiği belirlenmektedir. Yani azalan yatay donatı oranı ile beklenen burulma momenti ve dönme açısındaki azalım, lif oranı ile arttırılacaktır. Lif oranındaki artışın bu kapasite azalmasını hangi oranda önleyebileceği irdelenmektedir.

Bu çalışmanın özgün değeri, hibrid lifli KYB ile üretilen perde duvarlarda lif oranının, yatay donatı oranının ve boyut etkisinin (H/L) burulma davranışına etkisini deneysel ve sayısal olarak irdelenmesidir. Bununla birlikte çelik ve karbon liflerden oluşan hibrid karışımın burulma momenti etkisindeki perde duvarların plastik mafsallı bölgedeki etkinliğinin irdelenmesidir. Perde duvarların burulma momenti altındaki davranışları ile literatürde sınırlı sayıda çalışma mevcuttur. Literatürdeki bu eksikliğin, sunulan bu çalışma kapsamında giderilmesi amaçlanmaktadır.

KURAMSAL TEMELLER

Perde Duvar Tanımı

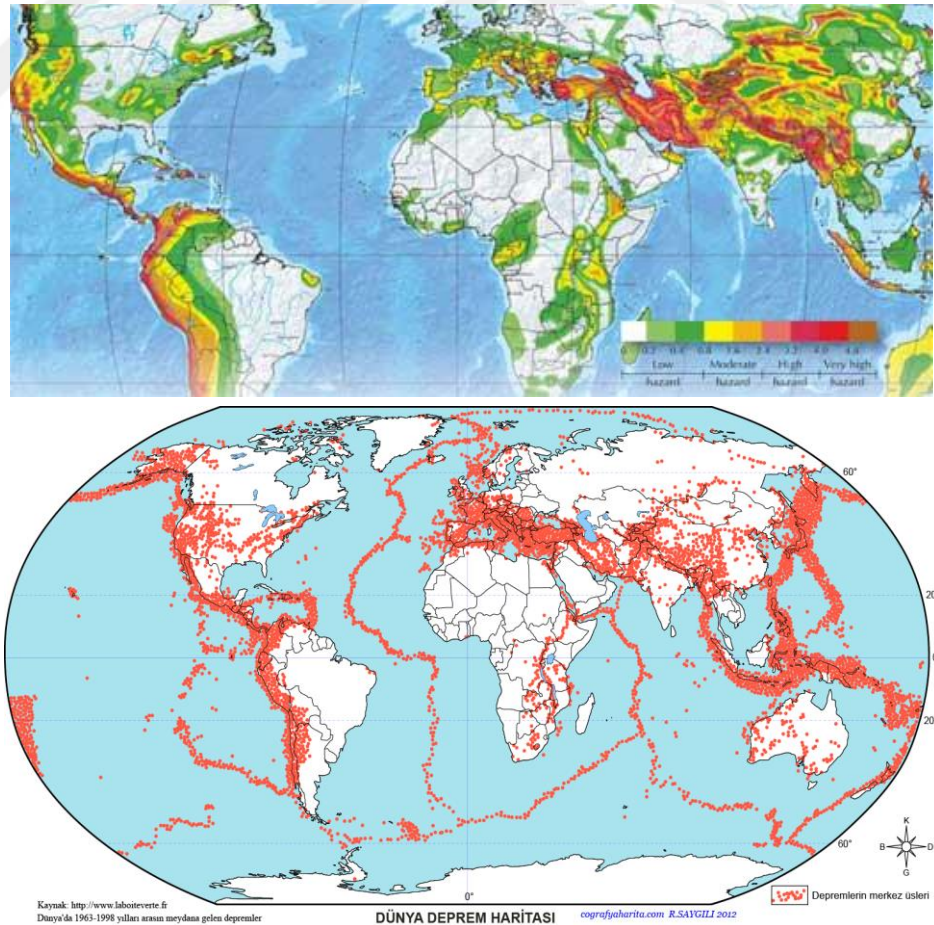
Betonarme perde duvarlar Türkiye Bina Deprem Yönetmeliğinde (TBDY-2018) planda uzun kenarının kısa kenarına oranı en az altı olan düşey taşıyıcı sistem elemanı olarak tanımlanmaktadır. Betonarme perde duvarlar taşıyıcı sistemlerde amacına uygun olarak dikdörtgen, U, L ve T şeklinde olabilirler. Hatta perde duvarlar kompozit (beton, donatı ve çelik gibi), dolu gövdeli, boşluklu, bağ kirişli olacak şekillerde de üretilmektedir. Betonarme yapılar servis ömürleri boyunca kendi ağırlıkları, deprem, rüzgâr, sabit yükler, hareketli yükler, sünme, rötre, toprak itkisi vb. iç ve dış yük etkilerine maruz kalırlar. Yapıya etki eden bu yüklerden özellikle yatay kuvvet oluşturan deprem, rüzgâr ve yanal toprak itkisinin karşılanabilmesi için yanal rijitliği fazla olan geometrili yapı elemanlarına ihtiyaç vardır. Zaman içerisinde gelişen teknoloji, iş imkânları, sosyal-ekonomik vb. sebeplerden dolayı insanların kırsal kesimden şehirlere olan göç isteği artmıştır. Bunun neticesinde giderek artan kent nüfusu çok katlı binaların yapımını zorunluluk haline getirmiştir (Şenel 2001; Kısa *et al.* 2021). 19. yüzyılın sonlarına doğru asansörlerin icat edilmesi ile birlikte yüksek yapılara olan ilgi iyice artmıştır. Hatta günümüzde Burj Khalifa, Petronas Kuleleri, Shanghai Tower (**Şekil 1**) gibi yüksek yapılar bulundukları şehirlerin simgeleri olmakta ve hatta ülkelerin gelişmişlik seviyelerini gösteren sembollerden bir tanesi olarak kabul edilmektedir.



Şekil 1. Yüksek yapılar. (Anonymous a 2021, Anonymous b 2021)

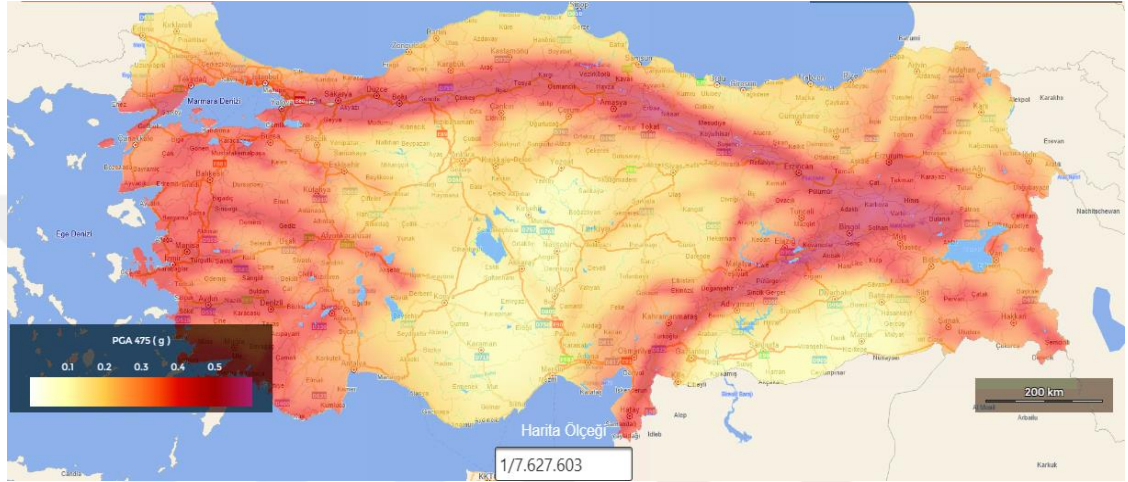
Her geçen gün gelişen teknolojik imkânlarla birlikte yapım teknolojileri de gelişmekte ve beraberinde daha güvenilir, daha detaylı tasarım yöntemlerine olanak sağlamaktadır. Bunun sonucunda da daha yüksek ve narin yapılar ortaya çıkmaktadır. Yapıların daha yüksek ve daha narin yapılma isteği de beraberinde yatay yüke karşı daha hassas bir durum ortaya çıkarmaktadır. Taşıyıcı sistemlerde kat sayısı ile birlikte görelî kat ötelemesi de artmaktadır. Bunun neticesinde görelî kat ötelemelerini yönetmeliklerce belirlenen sınırlar içinde tutmak ve burulma düzensizlikleri ile oluşabilecek görelî kat ötelemelerini azaltmak için yüksek yapılarda perde duvarların kullanılması neredeyse zorunlu hale gelmiştir.

Yüksek yapıların giderek artması beraberinde bir sorun getirmektedir. Dünyamızın büyük bir bölümü deprem riski altındadır. Yer kabuğunda meydana gelen hareketler sonucu oluşan titreşimlerin dalgalar halinde yayılması ile yeryüzünü sarsması olayına bilindiği üzere deprem denilmektedir. Dünyada meydana gelen depremler genel olarak Atlantik, Alp-Himalaya ve Pasifik (ateş çemberi tabiri ile de nitelendirilmektedir) olarak adlandırılan iki deprem kuşağında meydana gelmektedir (**Şekil 2**). Geçmiş yıllarda bu bölgelerde çok şiddetli ve binlerce ölümlere neden olan depremler meydana gelmiştir.



Şekil 2. Dünya deprem kuşağı haritası. (Anonim a 2021)

Şekil 2' den de anlaşıldığı üzere ülkemiz Alp-Himalaya deprem kuşağında orta ve şiddetli deprem olma riskinin fazla olduğu aktif bir deprem fay hattı üzerinde bulunmaktadır. **Şekil 3'** de ise Türkiye Deprem Riski haritası görülmektedir. Bıkçe (2015) çalışmasında 1900 yılından sonra ülkemizde yaşanan depremlerde yaklaşık 100.000 kişinin hayatını kaybettiğini ve yaklaşık 800.000 binanın ağır hasar gördüğünü belirtmiştir. Diğer yandan söz konusu harita incelendiği zaman Türkiye nüfusunun ve sanayi tesislerinin büyük bölümünün deprem riski altında olduğu görülmektedir.



Şekil 3. Türkiye tehlikeli deprem yer haritası. (Anonim b 2021)

Şekil 2 ve **Şekil 3'** teki haritalar incelediği zaman binaların depreme dayanıklı olarak tasarlanması oldukça elzemdir. Binaların özellikle deprem ve rüzgâr gibi yatay yüklere karşı yanal rijitliği fazla olan taşıyıcı elemanlarla tasarlanması oldukça önemlidir. Taşıyıcı sisteme etki eden yatay kuvvetlere her bir eleman rijitliği oranında karşı koyar. Hem ekonomik olmalarından dolayı hem de yüksek yanal rijitliklerinden dolayı perde duvarlar deprem ve rüzgâr yüklerinin karşılanmasında oldukça etkili yapı elemanlarıdır. Hatta yıkıcı depremler sonunda yapılan araştırmalar neticesinde betonarme perdeli yapıların göçmediği veya hafif hasarlar aldığı görülmüştür. Betonarme perdeler aynı zamanda yapının toptan göçmesini önledikleri gibi yapısal olmayan hasarları da sınırlandırır.

Betonarme perde duvarların davranışında özellikle perde yüksekliğinin perde genişliğine oranı (H/L) oldukça belirli olmaktadır. Yüksekliklerinin genişliklerine oranı 2 (bazı kaynaklarda 3)' den fazla olan perde duvarlar konsol kiriş davranışı gösterirler. Kat döşemeleri her katta bu tür perde duvarlara mesnet görevi görürler ve bu da bu perde duvarların narin bir şekilde tasarlanmasına olanak sağlar. Konsol perdeler yatay kuvvetlerin oluşturduğu eğilme momentlerinin yanı sıra eksenel normal kuvvet de taşırlar. Fakat kolonlarla kıyaslanırsa yüksek

rijitliklerinden dolayı davranışlarında eğilme momenti hâkimdir. Eğilme davranışından dolayı perde duvarların taban bölgelerinde plastik mafsall oluşması ve sünek davranış göstermesi daha kolay olur. H/L oranı 2’den büyük olan perdelerde kesme kuvvetinin karşılanmasında betonun katkısı da göz önüne alınabilir.

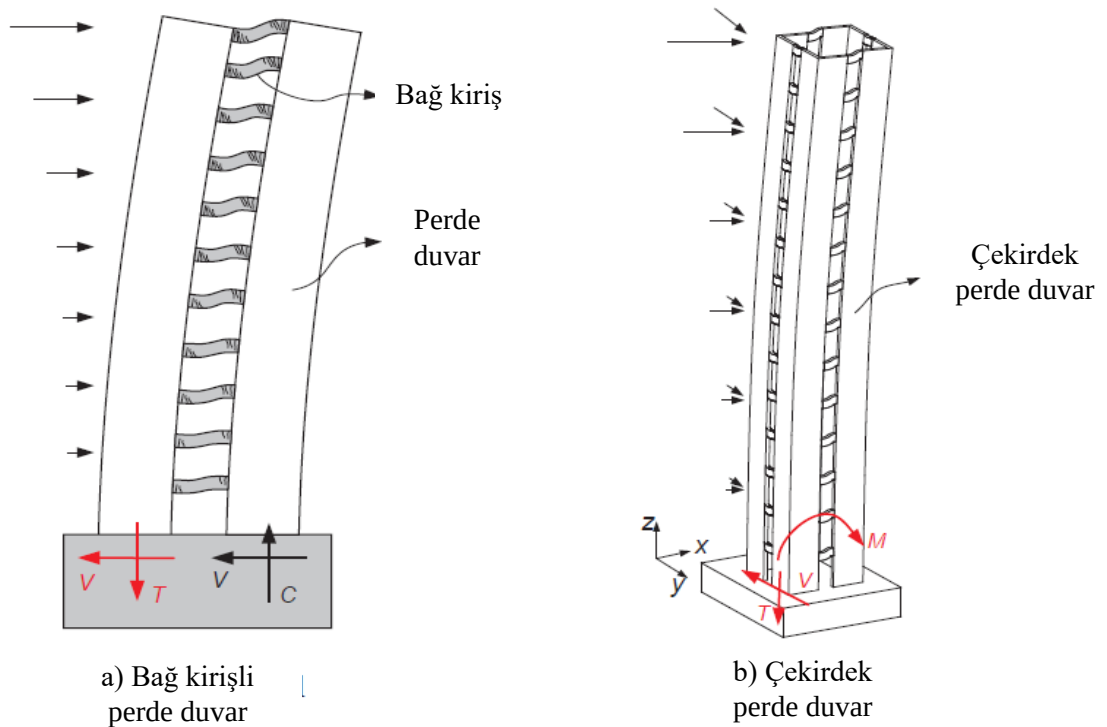
Yüksekliklerinin genişliklerine oranı 2’ den küçük perde duvarlara kısa perde duvar (*squat wall*) denmektedir. Kısa perde duvarlar ise kafes giriş davranışı gösterirler. Kısa perdeler kat seviyesinde birleştiği döşemelerden iletilen yük, temele eğik beton basınç çubukları ile iletilir. Dolayısıyla eğik basınç çubuklarının dengesinin sağlanması için yatay ve düşey donatılara ihtiyaç vardır. Yani çekme ve basınç elemanları ile yatay yükleri karşılarlar. Eğilme momentinin küçük değerlerde kalmasından dolayı yüksek miktarda kesme kuvveti davranışlarında etkindir. Binanın yüksekliğinin düşük olması veya perde duvarların her katta bulunmaması gibi sebeplerden dolayı kısa perde duvarlar oluşabilir. Kısa perde duvarlarda yatay yükler (deprem, rüzgâr vb.) perde genelinde kesme kuvvetine neden olur. Oluşan bu kesme kuvveti de perdenin geometrisinden dolayı büyük değerlerde moment oluşturur. Yatay kuvvet etkisindeki çekme donatılarının akma mertebesine ulaşması oldukça büyük yatay yükler gerektirir. Kesme kuvveti, akma momentinden daha önce kritik değerlere ulaşır.

Betonarme perde duvarlı sistemlerin elastik enerji tüketme kapasitesi, çerçeve sistemlerden yüksek olmasına rağmen elastik ötesi enerji tüketme kapasitesi çerçeve sistemlere göre daha fazladır. Dolayısıyla çerçeve sistemlerin, sadece perde duvarlardan oluşan sistemlere nazaran daha sünek davranmaktadırlar. Etkin deprem kuşağında bulunan ülkemizde deprem riskinin fazla olduğu bölgelerde hastane, itfaiye binası, yurt, okul ve müze gibi binaların perde duvarlı yapılması yapı güvenliği ve insan sağlığı için oldukça önem arz etmektedir. Hatta orta düzey deprem riskinin olduğu bölgelerde de perde duvarların kullanılması oldukça önemlidir (Döndüren ve Karaduman 2010).

Betonun düşük çekme dayanımından dolayı yüksek katlı binalarda çatlaklar kaçınılmaz bir olaydır. Aynı zamanda yapıya etki eden yükler yapının deformasyon, rötre, sıcaklık, temeldeki oturmalar gibi betonarme bir yapıda çatlak oluşmasında doğrudan etkili birçok faktör vardır. Betonarmenin avantajlarından dolayı özellikle yüksek yapılarda yanal yükleri karşılaması için kullanılan perde duvarların rijitlik karakteristikleri de önemlidir. Perde duvarın rijitliğini etkileyebilecek birçok faktör vardır. Fakat bunlardan en önemlileri; betonun kayma ve elastisite modülü, atlet momenti, etkili kesme alanı, perde duvar H/L oranı, çatlakların varlığı ve yeri, yükleme tipi, donatı oranı ve düzeni parametreleridir. Bahsedilen parametrelerin çokluğundan dolayı betonarme bir perde duvarın rijitliğini ön görmek oldukça zordur. Hatta bu konuda Amerika Beton Enstitüsü (American Concrete Institute (ACI)) şartnamesinde de kesin

bir formül kullanılmamakla beraber deneysel sonuçlara dayanan formüller önerilmektedir (Chan 2000).

Betonarme perde duvarların özellikle yüksek katlı binalarda yanal yüklerin hemen hemen hepsini karşıladığı bilindik bir gerçektir. Dolayısıyla perde duvarlar, kesme kuvveti, eğilme momenti ve az da olsa aksenal basınç kuvveti karşılamaktadırlar. Bu kuvvetlerden başka perde duvarlar güçlü zemin hareketleri altında aksenal çekme kuvveti ve kesme kuvveti kombinasyonuna da maruz kalabilirler. 2010 yılındaki Şili depreminde çekme ve kesme kuvveti kombinasyonunun betonarme perde duvarların göçmesinde kritik bir rol oynadığı gözlemlenmiştir. Bu olaya örnek vermek gerekirse; yüksek bağ kiriş oranına sahip bağ kirişli bir perde duvarda perde parçalarından bir tanesi yanal yük nedeniyle çekme kuvvetine maruz kalmaktadır (Şekil 4.a). Diğer bir örnek ise çekirdek perde duvarlar çift yönlü zemin hareketlerine maruz kaldıklarından perde duvar yan parçaları X doğrultusundaki yanal yükten dolayı yüksek oranda devrilme momenti ve bu devrilme momentinden kaynaklı çekme gerilmeleri oluşabilmektedir. Ayrıca Y doğrultusundaki yanal yükten dolayı da kesme kuvvetine maruz kalacaklardır (Şekil 4.b).



Şekil 4. Perde duvarlarda çekme kuvveti. (Xiaodong et al. 2018)

Geçmiş yıllarda betonarme perde duvarlar üzerinde yapılan çalışmalar (Paulay and Santhakumar 1976; Aktan and Bertero 1984) göstermiştir ki, aksenal çekme kuvveti perde

duvar dayanımını azaltmakta ve de yanal kuvvetler perde yüksekliği boyunca tekrar dağılmaktadır. Bundan dolayı yüksek katlı binalarda sismik tasarım yapılırken bağ kirişli perde duvarların çekme gerilmelerine maruz kalabileceği göz önünde bulundurulmalıdır. Perde duvara etki edecek eksenel çekme oranı (EÇO), eksenel basınç oranından (EBO=Eksenel basınç kuvveti/($f_c \cdot A_g$)) farklı olmaktadır. Eksenel basınç oranı sadece perde duvar kesit alanı ve beton basınç dayanımına bağlı tek bir formülle ifade edilirken, eksenel çekme oranı hem beton hem de donatı için ifade edilmektedir (**Eşitlik 1**).

$$EÇO_{\text{beton}} = \frac{T_n}{\left(A_c + A_s \cdot \frac{E_s}{E_c}\right) f_t} \text{ ve } EÇO_{\text{donatı}} = \frac{T_n}{A_s \cdot f_y} \quad (1)$$

Perde Duvar Davranışını Etkileyen Parametreler

Betonarme perde duvarların davranışını anlamak için perde duvar davranışını etkileyen parametrelerin tanımlanıp yorumlanması gerekmektedir. Ayrıca bu parametrelerin perde duvar göçme modu ve dayanımı üzerindeki etkilerinin de anlaşılması oldukça önemlidir. Betonarme perde duvarlarda davranışı etkileyen en önemli parametreler genel olarak perde geometrisi ve donatı ile betonun karakteristik özellikleridir. Bu bölümde betonarme perde duvarların davranışını etkileyen parametreler aşağıdaki konu başlıklarında açıklanmıştır.

Perde duvar yüksekliğinin enine oranı

Betonarme perde duvarların davranışını etkileyen en önemli parametrelerden birisi perde duvarın yüksekliğinin plandaki uzunluğuna oranıdır (H/L). Orta veya yüksek binalarda uzun perde duvarlar tipik mafsallı kolon-kiriş gibi davranırlar. Bu tarz perde duvarlarda eğilme momenti hâkim olduğundan dolayı düktiliteyi sağlamak nispeten kolaydır. Fakat kısa binalarda, kısa perde duvarlar kullanılacağı için düşük H/L oranı olacaktır. Yüksekliğin az olmasından dolayı yüksek orandaki kesme kuvveti, perde duvar alt bölümlerinde (plastik mafsallı bölge diyebiliriz) büyük değerlerde eğilme momentine neden olacaktır. Dolayısıyla kısa perde duvarların davranışında kesme kuvveti daha belirleyici olmakla birlikte gerekli enerji sönümlenme kapasitesini elde etmek daha zor bir problem haline gelecektir. Düşük H/L oranıyla ilişkili olan bu yüksek kesme kuvvetleri diyagonal çekmeye, basınca veya kayma gerilmelerine sebep olacaktır. Böylece kısa perde duvarlarda görülebilecek kesme göçme modu, gevrek kırılma şeklinde olacaktır. Dolayısıyla perde duvarın enerji sönümlemesi için gerekli olacak inelastik deformasyon azalacak ve bu da gevrek kırılmaya sebep olacaktır.

Perde duvar geometrisi olarak davranışı etkileyen bir diğer nokta ise H/L oranının yanı sıra M perde tabanındaki eğilme momentini, V kesme kuvvetini, L perde boyunu göstermek

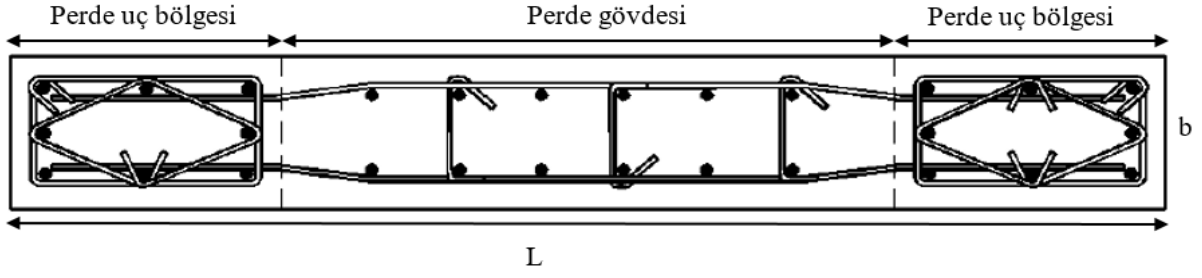
üzere $M/(VL)$ parametresi de perde duvar davranışı için önemli bir etkidir. Eğer $M/(VL) \leq 1$ ise perde duvar kısa perde duvar olarak nitelendirilebilir. Bu tarz perde duvarlarda kesme göçmesi görülmektedir. Eğer $1 \leq M/(VL) \leq 2$ arasında ise bu tarz perde duvarlarda eğilme ile kesme göçmesinin beraber görülmekte ve orta yükseklikte perde duvar (*intermediate shear wall*) olarak değerlendirilebilir. $M/(VL) > 2$ olduğu perde duvarlar konsol perde duvar olarak adlandırılır ve bu tarz perde duvarlarda eğilme göçmesi görülmektedir. Bununla beraber perde davranışı için H/L oranının 2' den büyük veya küçük olması da önemli bir etkidir. H/L oranı 2' den küçük perde duvarlarda kesme kuvvetleri hâkim olmakla birlikte H/L oranı 2' den büyük perde duvarlarda eğilme momenti hâkim olmaktadır.

Yanal yüklerin karşılanmasında etkili olan perde duvarlar ya düktil bir davranış ya da rijit bir davranış sergilerler. Düktil perde duvarlarda eğilme momenti hâkim iken, rijit perde duvarlarda kesme yükleri hâkim olmaktadır. Orta veya alçak yükseklikteki binalarda hem etkinliğinden hem de ekonomik olmasından dolayı rijit davranış sergileyen perde duvar kullanımı uygundur. Rijit perde duvarlarda yükseklik/uzunluk oranı 2' den küçük olan kısa perde duvarlar olarak tanımlanabilir. Bu tür perde duvarlarda göçme modu üzerinde kesme kuvvetlerinin hâkim olduğu yukarıda belirtilmişti.

Perde duvar köşe kolon etkisi

Betonarme perde duvarlardaki bu köşe elemanlar, perde duvarın bir ve/veya iki köşesinde gerekli durumlarda perde duvar gövde bölgesinden farklı şekilde donatılandırılan elemanlardır (**Şekil 5**). TBDY-2018' da perde uç bölgesi olarak nitelendirilmekte ve yönetmelikte bu bölge için özel donatı şartları gerektiği vurgulanmaktadır. Yönetmelikte özellikle $H/L > 2$ perde duvarlarda perde uç bölgesinin oluşturulması şartı konmuştur. ACI318-19 yönetmeliğinde ise perde duvar etkili yükseklik faktörü hesaplanırken perde duvarın köşe kolon şartları göz önünde bulundurulmaktadır.

Perde duvarlarda köşe kolon oluşturularak perdeye saplanan kirişlerin daha etkili bir şekilde ankastrelenmesine olanak sağlanmaktadır. Ayrıca bu köşe elemanlar eğilme donatılarının burkulmasını önleyerek ve potansiyel plastik mafsallardaki basınç altındaki betonun daha etkili bir şekilde sargılanmasını sağlar. Köşe elemanlar başlıklı veya yoğun donatılı şekilde oluşturulabilirler. Hatta genelde sıkça kullanılan köşe elemanlar yoğun donatılı olmaktadır. Böylece plastik mafsallardaki betondaki basınç şekil değiştirmelerini ve donatıdaki akmayı engelleyerek daha düktil bir davranış elde edilmesine olanak sağlanır.



Şekil 5. TBDY' ye göre perde uç bölgesi. (TBDY 2018)

Çatlakların varlığı ve yeri

Genel olarak bakıldığında zaman çatlakların hemen hemen hepsi perde duvarların rijitliğini ve dayanımını azaltır. Bu azalma oranı da çatlağın boyu, genişliği, türü ve yerine bağlı olarak değişmektedir. Bunun yanı sıra agrega boyutuna, perde duvar geometrisine ve etki eden yanal kuvvetin büyüklüğüne de bağlıdır.

Bilindiği üzere betonun düşük çekme dayanımından dolayı eğilmenin hâkim olduğu bir perde duvarda eğilme çatlaklarından dolayı perde duvarın eğilme dayanımı azalmaktadır. Bununla birlikte kesme kuvveti ve eğilme momentinin birlikte etki etmesi durumunda yine betonun düşük çekme dayanımından dolayı eğilme ve kesme çatlakları oluşacaktır. Sadece kesme kuvvetinin etki etmesi durumuna bakıldığında ise, betonun homojen bir malzeme olmamasından dolayı perde duvarın kesme dayanımı oldukça karmaşık bir durumdur. Birçok sebepten dolayı betonarme yapılarda kesme göçmesi betonun kesme dayanımının çekme dayanımından daha büyük olduğu için diyagonal çekme çatlaklarından kaynaklanmaktadır. Rötre ve sıcaklığın etkisi ile oluşan makro ve mikro çatlaklardan dolayı perde duvarların rijitlik ve dayanımı betonun malzeme özelliklerinin bir fonksiyonudur.

Perde duvarlarda çatlaklar oluştuğundan sonra bu çatlakların ara yüzeylerinde basınç veya çekme olup olmadığına bakılmaksızın perde duvar kesme dayanımının oranı agregaların mekanik kenetlenmesine bağlıdır. Bu mekanik kenetlenmeden dolayı kesme dayanımı agreganın boyutu ve yüzey pürüzlülüğüne de bağlıdır. Bunun yanı sıra çatlak genişliği de kesme dayanımı için önemli bir parametredir. Böylece küçük agrega boyutu ile üretilen betondaki eğilme, eğilme ile kesme ve hatta mikro çatlaklar büyük agrega boyutu ile üretilen betonlardan daha düşük kesme dayanımına sahip olduğu da unutulmamalıdır.

Betonun elastisite ve kayma modülü, atalet momenti ve etkili kesme alanı

Betonun elastisite ve kayma modülü malzeme açısından iki etkili parametre olmasının yanı sıra atalet momenti ve etkili kesme alanı da geometrik olarak etkilidir. Bu dört parametre yanal yük etkisinde bir betonarme perde duvarın rijitliğini hesaplamada kullanılabilir. Ayrıca elastisite modülü ve atalet momenti eğilme rijitliğini hesaplamak için kayma modülü ve kesme alanı, kesme rijitliğini hesaplamada kullanılır.

Bağlantı noktaları

Betonarme perde duvarlarda yatay yapı bağlantıları dayanım zincirinin en zayıf halkası olabilir. Özellikle zayıf yapı bağlantı noktalarından dolayı büyük miktarda kesme gerilmeleri çatlaklara sebep olabilir. Ayrıca bağlantı noktaları eksenel çekme, basınç veya kesme kuvvetinden kaynaklanan eğilme momentlerine maruz kalır. Dolayısıyla perde duvarın dayanımı ve enerji sönümlemesi üzerinde rol oynar. Bu bağlantı noktalarının etkinliği yeterli donatının sağlanmasıyla ilişkilidir.

Yükleme tipi

Perde duvarlara etki eden yanal yük kesme gerilmelerine neden olur. Bu kesme gerilmeleri de perde duvar kesiti boyunca üniform olarak dağılır. Perde duvarlardaki düşey yükler ise sabit ve/veya hareketli yüklerden oluşur. Düşey yüklerin sebep olduğu çekme veya basınç kuvvetleri eğilme momentine neden olabilir. Eğilme, kesme ve eksenel yükler perde duvarların dayanımını önemli ölçüde etkilemektedir.

Betonarme perde duvarlardaki hasar genellikle betonun zayıf özelliklerine, yetersiz donatıya ve yüksek oranda eksenel yük seviyesine ve az da olsa perde kalınlığına bağlıdır. Eksenel yük seviyesi çatlak dağılımı, göçme modu ve duvarın düktilitesini etkiler (Dong *et al.* 2018).

Yatay ve düşey donatı

Perde duvardaki düşey donatı oranı ve dağılımı, perde duvarların nihai dayanımı ve rijitliğinin azalması, çatlak dağılımı ve yayılması üzerinde belirleyici bir etkiye sahiptir. Yatay donatılar ise perde duvar kesme dayanımı üzerinde etkilidir.

Yatay donatıların H/L oranı özellikle %0,5 ve daha az olduğu betonarme perde duvarlarda perdenin dayanımına katkısının olmamasına rağmen ilgili yönetmeliklerde minimum yatay donatı bulundurulması şart koşulmuştur. Bunun yanı sıra perde duvarlardaki yatay ve düşey donatılar çatlak genişliğini azaltmada ve çatlak dağılımını engellemede rol oynarlar. Yatay donatı miktarının artması hem düktiliteyi hem de dayanımı arttırmaktadır.

Perde duvar temeli

Betonarme perde duvarların en kritik bölgesinden bir tanesi de temeldir. Temel devrilme momentine karşı koyabilmelidir. Yanal yüklerin neden olduğu devrilme momenti ve kayma gerilmelerini karşılayabilecek şekilde ankastrenmelidir.

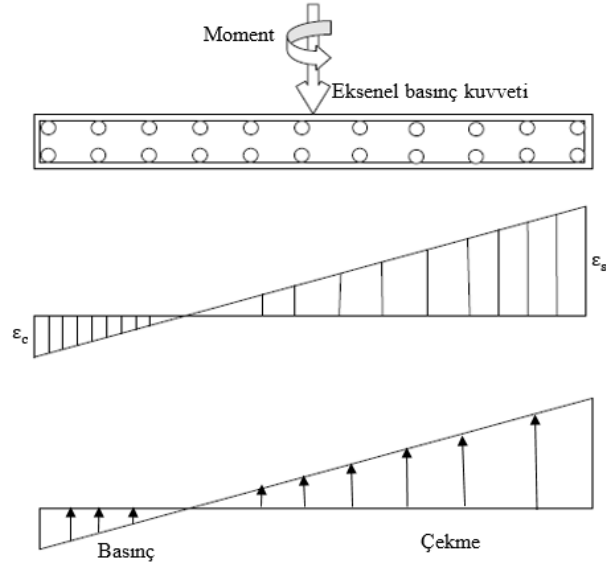
Perde Duvar Davranışı

Betonarme perde duvarların davranışı yapıyı oluşturan kolon, kiriş ve yüksek kiriş gibi diğer taşıyıcı elemanların davranışından farklıdır. Bu farklılık perde duvarların geometrisinden, sınır elemanlardan ve yüklemekten kaynaklanmaktadır. Perde duvarlar kolonlara göre daha narin elemanlar olmakla birlikte, kiriş ve yüksek kirişlere göre de farklı yüklemelere maruz kalırlar.

Perde duvarlarda, literatüre bakıldığı zaman genellikle dört tür kırılma şekli karşımıza çıkmaktadır. Diyagonal çekme göçmesi; beton yüzeyinde eğimli çatlaklar oluşur. Fakat beton yüzeyinde dökülme veya donatı da akmanın meydana gelmediği gevrek bir kırılma türüdür. Diyagonal basınç göçmesinde; beton yüzeyinde dökülmeler gözlemlenir ve aynı zamanda bazı donatılarda akma meydana gelir. Bu tarz göçme şekli düşük dayanımlı beton kullanıldığında veya donatı oranının fazla olduğu durumlarda ortaya çıkar. Ani ve hızlı bir göçme şeklidir. Diyagonal basınç ve çekmenin birlikte görülmesi; donatıların çoğunda akmanın meydana gelmesi ve betonda ezilmenin oluşması durumudur. Diyagonal çekme ve basınç gerilmeleri birlikte etki eder. Perde duvar dönmesi; perde tabanında görülen dönme şeklinde oluşan göçme şeklidir. Ayrıca perde duvarların davranışını anlamak için eğilme ve kesme davranışlarını yorumlamak oldukça önemlidir.

Eğilme davranışı

Eksenel yük ve eğilme momentine maruz kalan bir perde duvar **Şekil 6'** da görülmektedir. Perde duvarlar donatılendirilirken donatı dağılımı kolayca öngörülemediği için, perde duvarların eğilme dayanımının hesaplanması kolon ve kirişlere göre daha zahmetlidir. Dolayısıyla perde duvarların eğilme dayanımı, bir bilgisayar programıyla veya ilgili çizelgelerle hesaplanabilir.



Şekil 6. Eğilme momenti ve eksenel yük altında perde duvar gerilme ve şekil değiştirme dağılımı.

Eğilme donatısının akıp akmaması histerik davranış için güzel bir kaynak olabilir. Yüksek perde duvarlarda donatıdaki akma perde tabanındaki plastik mafsallarda sınırlı olabilir. Bu bölgede betonun gevrek bir malzeme olmasından dolayı enerji sönmeye katkısı çok az olacaktır. Yeterli düktiliteyi sağlamak için plastik mafsallardaki iç kuvvetler donatı ile sağlanmaktadır.

Kesme davranışı

Betonarme perde duvarların kesme dayanımı devrilme momentinden kaynaklanan eksenel çekme kuvvetinin etkisiyle oldukça önemlidir. Perde duvardaki bu gerilmeler karşılanmazsa, perdede düşey eksen ile 45 derece açı yapacak şekilde diyagonal çatlaklar oluşabilir. Donatıda akma meydana gelmeden önce perdede diyagonal basınç göçmesi olmaması için bu kesme gerilmeleri mutlaka kontrol altına alınmalıdır. Perde duvarların kesme dayanımı için TBDY-2018’de **Eşitlik 2’** deki formül önerilmiştir.

$$V_r = A_{ch}(0,65f_{ctd} + \rho_{sh} \cdot f_{ywd}) \quad (2)$$

Perde duvarın kesme dayanımı (V_r), tasarım kesme kuvvetinden büyük veya eşit olmalıdır (**Eşitlik 3**). Ayrıca tasarım kesme kuvveti (V_e), boşluksuz ve bağ kirişli perde duvarlarda sırasıyla **Eşitlik 4 ve 5’** deki koşulları sağlamalıdır.

$$V_e \leq V_r \quad (3)$$

$$V_e \leq 0,85A_{ch}\sqrt{f_{ck}} \quad (4)$$

$$V_e \leq 0,65A_{ch}\sqrt{f_{ck}} \quad (5)$$

ACI318-19' da betonarme perde duvarların kesme dayanımı, düzlem içi ve düzlem dışı yüklenmesine göre farklı olarak hesaplanmaktadır. Düzlem içi yüklenen bir betonarme perde duvarın kesme dayanımı **Eşitlik 6'** daki formülle hesaplanmaktadır.

$$V_n = (\alpha_c \cdot \lambda \sqrt{f_c} + \rho_t \cdot f_{yt}) A_{cv} \quad (6)$$

$$H/L < 1,5 \text{ ise } \alpha_c = 3 \quad (7)$$

$$H/L \geq 2,0 \text{ ise } \alpha_c = 2 \quad (8)$$

Eğer $1,5 < H/L < 2,0$ ise α_c 2 ile 3 arasında enterpolasyon yapılarak hesaplanmalıdır. Burada dikkat çeken bir nokta ise ACI318-19 yönetmeliğinde perde duvarların çekme gerilmesine maruz kalması durumudur. Bu durumda yani perde duvar çekme gerilmesine maruz kaldığı takdirde α_c **Eşitlik 9'** daki gibi hesaplanmalıdır.

$$\alpha_c = 2 \left(1 + \frac{N_u}{500 \cdot A_g} \right) > 0 \quad (9)$$

Eşitlik 9' da N_u değerinin negatif olarak alınması gerektiği unutulmamalıdır.

ACI318-19 yönetmeliğinde perde duvarların düzlem dışı yüklenmesi durumunda ise kesme dayanımı **Eşitlik 10'** da gösterildiği gibi hesaplanmalıdır.

$$V_n = V_c + V_s \quad (10)$$

Eğilme çatlakları ve diyagonal çatlaklar düşey donatının da akması ile artan diyagonal çatlak genişliği ile birleşir. Daha sonra bu çatlaklar beton içerisinde veya agrega fazında ilerlemeye devam edecektir. Sonuç olarak da yatay donatılardaki kesme gerilmeleri artarak perde duvar kesme dayanımına ulaştığında, perde tabanında plastik mafsallar oluşacaktır. Eksenel çekme ve eğilmenin birlikte etkimesi ile perde duvar eğilme donatılarında (düşey

donatılar) akmanın artması ile daha yüksek deplasmanlar oluşacaktır. Dolayısıyla perde duvardaki kesmenin zararlı etkisi, kesme gerilmelerinin artması ile doğru orantı, eksenel basınç kuvveti ve perde duvar H/L oranı ile ters orantılıdır.

Betonarme Perde Duvar Tipleri ve Önceki Çalışmalar

Betonarme perde duvarların literatürde kesin çizgilerle bir birinde ayrıldığı bir sınıflandırmaya rastlanılamamıştır. Fakat genel olarak perde duvarlar boşluksuz, boşluklu, bağ kirişli, kompozit ve çelik perde duvarlar olarak karşımıza çıkmaktadır. Çelik perde duvarlar bu tezin konusu dışında olduğu için üzerinde durulmamıştır. Diğer perde duvar türleri ise davranışları ve bu tip perdeler üzerinde yapılan çalışmalarla birlikte aşağıdaki başlıklarda sunulmuştur.

Perde duvarların davranışlarının deneysel olarak incelenmesi 1970'lerde başlamış ve devam eden süreçte iyice yaygınlaşmıştır (Cardenas and Magura 1972; Barda *et al.* 1977; Cardenas and Russell 1980; Oesterle *et al.* 1980; Paulay *et al.* 1982; Oesterle *et al.* 1984). Geçtiğimiz son on yılda betonarme perde duvarlar üzerinde yürütülen çalışmalara odaklandığımız zaman, sadece perde duvarların yeni yapılarıdaki düzenine değil aynı zamanda eski yapılarıdaki perde duvarların da onarım ve/veya güçlendirilmesi üzerinde de durulmuştur (Christidis and Trezos 2017).

Boşluksuz veya dolu gövdeli perde duvarlar

Boşluksuz veya dolu gövdeli betonarme perde duvarların gerek davranışları gerekse de davranışına etki eden parametreler yukarıdaki başlıklar altında detaylı bir şekilde anlatılmıştır. Bu başlık altında boşluksuz perde duvarlar hakkında literatürden ulaşılan çalışmalar sunulmuştur.

Lefas and Kotsovos (1990), 650 x 1300 x 65 mm boyutlarında yedi adet perde duvarın deformasyon ve dayanım karakteristik özelliklerini deneysel olarak incelenmişlerdir. Dört adet hasarsız perde duvar farklı seviyelerde yatay yük ile yüklenmiştir. Daha sonra hasar görmüş perde duvarlardan bir tanesi sadece basınç bölgesi, bir tanesinin büyük çekme hasarlarına maruz kalmış bölgesi ve de bir tanesinin çatlak oluşmuş bölgeleri epoxy reçinesi ile tamir edilmiş ve tekrarlı tersinir yükleme yapılmıştır. Hasar görmüş perde duvarların betonun döküldüğü bölgeler ise tekrar beton ile kapatılmıştır. Tekrarlı yükleme yapılan numunelerde sadece basınç bölgesi tamir edilen perde duvar ilk haline göre %20 aha fazla yatay yük karşılayıp, %5 daha fazla deformasyon yapmıştır. Çekme bölgesi tamir edilen perde duvar haricindeki perde numunelerde göçme düktil bir şekilde meydana gelmiştir. Ayrıca tamir görmüş numuneler orijinal numunelere göre daha rijit davranış sergilemişlerdir.

Zhang and Wang (2000) çalışmalarında eksenel yük seviyesinin ve kesme kuvveti oranının betonarme perde duvarların dayanım, çatlak gelişimi, rijitlik azalması ve düktilite üzerine etkisini incelemişlerdir. Bununla birlikte farklı boyuna donatı tiplerinin perde duvar davranışına etkisini deneysel olarak ele almışlardır. Deneysel çalışma sonucunda eksenel yük seviyesinin göçme mekanizması, rijitlik ve düktilite üzerine önemli bir etkisinin olduğunu belirtmişlerdir. Eksenel yük seviyesinin artması perde duvarların düktilitesini azaltmıştır. Ayrıca kesme kuvveti oranının perde duvar davranışına etkisi, donatıda akma meydana geldikten sonra etkili olmuştur.

Chan *et al.* (2000) yürütmüş olduğu çalışmalarında dokuz adet perde duvar üzerinde H/L oranının (2 - 1,5 - 1) ve eksenel yük seviyesinin (0 – 300 - 500 kN) perde duvar davranış üzerine etkisini incelemiştir. Eksenel yük seviyesinin artması deformasyonları ve kesme dayanımını arttırmıştır. Kısa perde duvarların deformasyonu doğrusal olmayan bir davranış sergilemiştir. Yüksek perde duvarların deformasyonu, düşük yanal yük seviyelerinde çatlaklar oluştuğu için daha doğrusal bir davranış sergilemiştir.

Perde duvarlar üzerinde yürütülen bir diğer çalışma ise Tasnimi (2000) tarafından gerçekleştirilmiştir. Tasnimi perde duvarların karakteristik özelliklerinin yerine (beton sınıfı, donatı oranı, perde geometrisi) yükleme tipi ile ilgilenmiştir. Donatı ve geometrik özellikleri aynı tutulan perde duvarlara dört farklı yatay tekrarlı tersinir yükleme prosedürü uygulanmıştır. Bir diğer ifade ile dört farklı çevrim sayısı uygulanmıştır. Farklı yüklem prosedürü eğilme ve kesme dayanımı kapasitesinde farklılıklara neden olmuştur. Dolayısıyla perde duvarlar üzerinde yürütülecek deneysel çalışmalarda tekrarlı tersinir yükleme prosedürü oldukça önemlidir. Bunun için deneysel çalışmalarda yükleme prosedüründe mevcut yönetmelikleri takip etmek gerekmektedir. Yükleme prosedürü kesme ve eğilme dayanımının yanı sıra çatlak dağılımı üzerinde de etkili olmuştur.

Hidalgo *et al.* (2002) perde duvarlar üzerinde kapsamlı bir araştırma yürütmüşlerdir. Toplam 26 adet bire bir tam ölçekli perde duvarın tekrarlı tersinir yükleme altında davranışını incelemişlerdir. Boyut etkisi (M/VL), yatay ve düşey donatı ve beton basınç dayanımlarının perde duvar kesme dayanımı, ötelenme oranı, enerji sönümleme kapasitesi gibi davranış belirleyen parametreler üzerine etkisini araştırmışlardır. Deney sonuçlarında boyut etkisinin azalması deformasyon kapasitesini azaltmıştır. Enerji sönümleme kapasitesinin hem yatay hem düşey donatı oranına bağlı olduğunu belirtmişlerdir. Ayrıca düşey donatı oranındaki değişimin, maksimum kesme kapasitesi üzerinde önemli bir etkiye sahip olmadığını vurgulamışlardır.

Betonarme perde duvarlarda diyagonal donatı düzeni üzerinde ilk çalışmalar 1980 yılında İlyas and Bertero (1980) tarafından gerçekleştirilmiştir. Fakat bu yöntemin özellikle

diyagonal donatıların gerek kesim gerekse de yatay ve düşey donatılara bindirmeli olarak yerine yerleştirilmesi zaman ve maliyet parametrelerini arttırdığını belirtmiştir. Buna rağmen diyagonal donatı düzeni perde duvarlarda en ideal, 45 derecelik açı ile yerleştirilmesi ile elde edilebileceğini belirtmişlerdir. Böylece perde duvarların kesme dayanımı, rijitlik gibi parametreleri üzerinde olumlu bir etkiye sahiptir. Ayrıca perde duvarlarda sünek bir göçme türü olan eğilme göçmesinin meydana gelmesini sağlamışlardır. Salonikios (2002) perde duvarlardaki donatı düzeni üzerinde durmuştur. Klasik boyuna ve enine donatıya ek olarak perde üst noktasından başlayıp temeline kadar devam eden ek diyagonal donatılar kullanılmıştır. Bu donatı düzeni uygulanırken diyagonal donatılar 45 derecelik açılar ile yerleştirilmiştir. Fakat diyagonal donatıların bindirme boyları farklı mesafelerde ($0,8l_w$, l_w : Plandaki perde uzun kenarı) seçilmiştir. Ayrıca perde davranışına, yükseklik/uzunluk oranının (1,5 ve 1,0) ve eksenel yük seviyesinin etkisi incelenmiştir. Eksenel yük seviyesinin artması deformasyon kapasitesini %25 oranında arttırmıştır. Diyagonal donatı düzeninin eklenmesi ile kayma mukavemeti artırılmış olup perde elastik davranışı iyileştirilerek kesme mukavemeti kapasitesi artırılmıştır. Fakat boyuna donatı oranının artması daha çok eğilme kapasitesi üzerinde etkili olmuştur. Bununla birlikte eksenel yük seviyesinin artması kesme kapasitesini arttırmıştır. Diyagonal donatı düzeninde donatıların perde temelinde bindirme boyunun artırılması kesme dayanımı üzerinde artırıcı bir etkiye sahip olmuştur. Perde H/L oranının 1'den 1,5'e çıkarılması kesme kapasitesini azaltmıştır.

Öztürk (2003) doktora tez çalışması kapsamında fay hattına yakın bölgelerdeki yapıların ötelenme kapasitelerini incelemiştir. Dünyada en aktif fay hattın birisi üzerinde bulunan Türkiye' de meydana gelen depremler esas alınarak on farklı zemin hareketinin perde duvar davranışına etkisini incelemiştir. Zemin hareket ivmesinin artması non-lineer deplasman hasarını arttırmıştır. Kesme kuvvetinden kaynaklı deplasman hasarını önlemek için perde duvar kesme dayanımının artırılması yapı güvenliği için faydalı olacağı belirtilmiştir. Ayrıca Öztürk (2008) yine çalışmasında klasik bir çerçeve ve perde duvarlı sistemde perde duvarların taban kesme kuvveti kapasitesini arttırmak ve deplasman hasarlarını azaltmayı amaçlamıştır. İki farklı taban kesme sabitine sahip perde duvarın çerçeve sistemde davranışa etkisini irdelemiştir. Taban kesme kuvveti sabitinin artması maksimum non-lineer deplasmanlarını azaltmıştır.

Bali and Hwang (2007) kısa perde duvarların ($H/L < 2$) eğilme ve kesme dayanımı ile yanal yükler altında yapabilecekleri maksimum deformasyonlar üzerinde durmuşlardır. Sayısal çalışmaları kapsamında *Softened Tie-and-Truss* (SST) modelinin literatürdeki mevcut ve daha önce sayısal çalışmaları yapılan kısa perde duvarlarda uygunluğunu kontrol etmişlerdir. Karşılaştırma sonucunda SST modelinin kısa perde duvarların nihai kesme dayanımını

öngörebilmek için kullanılabileceğini belirtmişlerdir. Kesme, eğilme ve kaymadan kaynaklanabilecek deformasyon miktarının da bu model yardımıyla deneysel sonuçlara oldukça yakın çıktığı belirtilmiştir.

Su and Wong (2007) eksenel yük seviyesinin ve hatta özellikle yüksek oranda eksenel yük seviyesinin betonarme perde duvar davranışı üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Yüksek oranda eksenel yük seviyesinin (0,25 ve 0,5) ve yatay donatı oranının (%0,54 ve %1,08) yanı sıra yüksek dayanımlı beton (beton basınç dayanımı 50-58 MPa) kullanılmasının etkilerini de araştırmışlardır. Çalışmada yüksek tutulan diğer parametreler de $H/L = 4$ ve %1,96 oranında alınan boyuna donatı oranıdır. Üç adet perde duvar imal edilmiştir. Bunlar; W1, eksenel yük seviyesinin (EYS) 0,25 ve yatay donatı oranının %0,54, W2, EYS' nin 0,5 ve yatay donatı oranının %0,54, W3, EYS' nin 0,5 ve yatay donatı oranının %1,08 olduğu numunelerdir. W3 numunesinde yatay donatı plastik mafsallık bölgesinde arttırılmıştır. W1 numunesinde yüklemenin ilk aşamaları ile birlikte eğilme çatlakları oluşmaya başlayarak eğilme momentinin hâkim olduğu bir göçme şekli gözlemlenmiştir. Eğilme çatlakları beton yüzeyinde dökülmelere neden olmakla birlikte dayanımda önemli bir azalma görülmüştür. Bununla birlikte donatılarda burkulma meydana gelmiştir. W2 ve W3 numunelerinde (yani eksenel yüke maruz numunelerde) yüklemenin ileriki aşamalarına kadar önemli bir çatlak oluşumu gözlemlenmemiştir. Eksenel yük seviyesinin artması enerji sönümleme kapasitesini azaltmıştır. Fakat yatay donatı oranının arttırılmasının enerji sönümleme kapasitesi üzerinde pek bir etkisinin olmadığı belirtilmiştir. Yatay donatı oranının arttırılması yüksek eksenel yükleme altındaki numunelerde az da olsa perde duvarın daha iyi bir performans göstermesine neden olmuştur. W3 numunesinin moment kapasitesi W2'ye göre az da olsa daha duktıl davranmıştır.

Farvashany *et al.* (2008) yüksek dayanımlı betondan (28 günlük beton basınç dayanımı 80 ile 100 MPa arasında değişen) imal ettikleri betonarme perde duvarlarda yatay ile düşey donatı oranının ve eksenel yük seviyesinin perde duvar davranışına etkisini incelemişlerdir. İki farklı yatay donatı oranı (%0,47 ve %0,75) ve iki farklı düşey donatı oranı (%1,26 ve %0,75) kullanmışlardır. Tekrarlı tersinir yüklemeye maruz bırakılan perde duvarlara aynı zamanda eksenel basınç kuvveti de uygulanmıştır. Deney sonuçları göstermiştir ki, eksenel yükün artması ile nihai deplasman miktarı azalmış olup yatay donatı oranını artması nihai deplasman miktarını arttırmıştır. Bununla birlikte yatay donatı oranı ve eksenel yük seviyesinin artması perde duvarların nihai kesme kuvveti kapasitesini arttırmıştır.

Dazio *et al.* (2009) donatı oranının ve donatıların karakteristik özelliklerinin perde davranışına etkisini plastik mafsallık analizi ile değerlendirmişlerdir. Boyuna donatı oranının

azalması gerek eğilme-kesme çatlaklarını gerekse de perde duvarın deformasyon kapasitesini olumsuz yönde etkilemiştir.

Döndüren ve Karaduman (2010) 15 katlı çerçeveli ve çerçeve ile perde duvarlı sistemin davranışını (taban kesme kuvveti, taban normal kuvveti, taban devrilme momenti, taban burulma momenti) incelemişlerdir. Analiz sonucunda taban normal kuvveti ve taban burulma momentinin, çerçeve sistemin tam simetrik, perde ile çerçeve sistemin tam simetrik olmamasından perde sistemlerde daha büyük çıkmıştır. Dolayısıyla perde duvarların olduğu sistemlerde burulma momenti etkisi daha fazla olmaktadır. Ayrıca çerçeveli sistemin yer değiştirmeleri her kat seviyesinde, perde ile çerçeveli sisteminkinden daha büyük değerde çıkmıştır. Hatta bu fark yapı en üst katında %15'e kadar çıkmıştır.

Kassem and Elsheikh (2010) kendilerinin geliştirdiği kafes-kiriş modeli ile perde duvarların kesme kapasitesi, yük deformasyon çatlak ilişkisini inceledikleri parametrik bir çalışma yürütmüşlerdir. Literatürde mevcut 100 adet perde duvarın deneysel verileri ile kendilerinin ürettiği kafes-kiriş model sonuçlarını karşılaştırmışlardır. Perde duvarların kesme kapasitesi önerilen yöntem ile gerek deneysel sonuçlar gerekse de ACI yönetmeliğinin önerdiği formülle ulaşılan sonuçlar oldukça yakın çıkmıştır. Çalışmada önerilen bir diğer yöntem de çatlakların açılarının yük-deformasyon eğrisinden yola çıkarak yorum yapılabileceğidir.

Yüksek oranda asimetrik bir yapıya sahip sistemin sismik davranışı her bir tekil yapı elemanın burulma davranışı yorumlanmadan gerçek bir şekilde anlaşılamaz. Dolayısıyla geçtiğimiz yıllar boyunca betonarme elemanların burulma davranışı gerek deneysel gerekse de analitik olarak irdelenmiştir. Bu çalışmalar ise çoğunlukla kiriş elemanlar üzerinde yoğunlaşmıştır. Yapı elemanlarının burulma davranışı ile ilgili ilk çalışmalar 1900'lü yılların başlarına dayanmaktadır. Konu ile ilgili ilk çalışmalar 1935 ve 1937 yıllarında Pavel Andersen daha sonra ise 1951 yılında Henry J. Cowan tarafından yapılmıştır. Daha sonra dairesel veya dikdörtgen kesitli kirişlerin burulma davranışı üzerine yapılan çalışmalar 1960'lı yıllarda artmıştır. Marti *et al.* (1987)' in çalışmaları duvar tipi elemanların burulma davranışının incelendiği ilk çalışmalardan bir tanesidir. Literatürde perde duvarların burulma davranışının incelendiği az sayıda çalışma mevcuttur. Bu çalışmalardan bir tanesi de, Peng (2012) 'in perde duvarların sadece burulma momenti ve burulma momentinin diğer yüklerle (eğilme, eksenel yük) birlikte etki etmesi durumuna göre göçme mekanizmalarını incelediği çalışmasıdır. Çalışmanın ilk kısmında, perde duvarlara sadece burulma momenti uygulanarak perde boyutu ve donatı oranının burulma davranışı üzerindeki etkilerini araştırmıştır. Perde duvarların rijitliğini betonda çatlak oluşumundan önce ve sonra olmak üzere ikiye ayırmıştır. Çatlak oluşmadan önceki rijitlik üzerinde perde en kesitinin etkili olduğunu donatı oranının belirleyici

etken olmadığını belirtmiştir. Fakat ilk çatlak oluşuktan sonra elemanın rijitliğini belirleyen faktörün donatı oranı olduğunu bildirmektedir. Çatlama burulma momenti değerinin daha çok beton sınıfı ve perde kesitine bağlı olduğunu, bunun yanı sıra donatı oranının fazla bir etkisinin olmadığını belirtmiştir. Perde duvarların burulma dayanımı, beton sınıfı, kesit alanı ve donatı miktarı ile doğru orantılı olarak arttığını vurgulamıştır. Çalışmanın ikinci kısmında burulma momenti ile birlikte eğilme ve kesme kuvvetinin etki ettirildiği perde duvarların çatlak gelişimini, hasar mekanizmasını ve burulma rijitliğini incelemiştir. Aynı boyutlara, donatı oranına ve malzeme özelliklerine sahip perde duvarlarda burulma momenti/eğilme momenti oranının (T/M) perde davranışına etkilerini incelemiştir. Deney sonucunda, burulma momenti varlığının perde duvardaki plastik mafsallık boyunu etkilediğini belirtmiştir. T/M oranının artması plastik mafsallığın perde tabanından yukarı doğru kaymasına neden olmaktadır.

Carillo and Alcocer (2012) boşluklu ve boşluksuz perde duvarları sarsma tablası deneyine tabi tutmuşlardır. Çalışmanın parametreleri donatı tipi (hasır donatı ve çelik donatı), boyuna donatı oranı (%0,125 ve %0,25) ve beton türü (normal ve hafif beton) olarak belirlenmiştir. Hasır donatıdan üretilen numuneler daha gevrek bir şekilde göçme moduna ulaşmıştır.

El-Sokkary *et al.* (2013) perde duvarların yatay şekilde konumlandırılan hidrolik pompalarla deprem yüklerini simüle etmek yerine sarsma tablası kullanmışlardır. Çalışmada dikkat çeken bir diğer nokta ise bire bir ölçekte perde duvarlar kullanmışlardır. Sarsma tablası deneyleri uygulanan perde duvarlar daha sonra birinci ve altıncı kat (toplam sekiz kat olmak üzere) seviyesinde Karbon Lifli Katkılı Polimer (CFRP) ile güçlendirilmiştir. Güçlendirme olarak iki farklı yöntem tercih edilmiştir. CFRP' lerin ankrajlama şekli perde duvar eğilme ve kesme kapasitesi üzerinde olumlu bir etkiye neden olmuştur. Ayrıca CFRP ile güçlendirme perde duvar dayanımını arttırmıştır.

Weng *et al.* (2017) kısa perde duvarların kesme kapasitesini belirlemek için üç noktalı (three lineer) yük-deplasman grafiği oluşturmuşlardır. Bu noktalardan ilki ilk çatlağın oluştuğu andaki kesme kuvveti ve bu kesme kuvvetine karşılık gelen deplasman değeridir. İkinci nokta, maksimum kesme kuvveti ve bu noktaya karşılık gelen deplasman miktarıdır. Son olarak ise perde duvarın göçme anındaki kesme kuvveti ve bu değere karşı gelen deplasman değeridir. Kafes kiriş (strut-and-tie) analogisine dayanan yani *strut* diye tabir edilen bölümlerde betonun kesme kuvvetini aktardığı, *tie* diye adlandırılan bölümlerde ise kesme donatılarının çekme kuvvetlerini aktardığına dayanan yöntemle bu altı nokta için formülasyonlar kullanılmıştır. Weng *et al.* (2017) önerdikleri yük-deplasman eğrisinin doğruluğu için, deneysel çalışmalardan elde edilen kesme kuvveti değerleri ve yönetmelik değerlerini karşılaştırmışlardır.

Perde duvarların davranışını etkileyen parametrelerden bir tanesi de eksenel yük seviyesidir ($EYS=N/(f_c.A_g)$). N eksenel yük değerini, f_c beton basınç dayanımını, A_g perde kesit alanını göstermektedir). Eksenel yük seviyesinin betonarme perde duvarların davranışını nasıl etkilediğini daha iyi değerlendirmek için Dong *et al.* (2018) deneysel bir çalışma yürütmüşlerdir. Eksenel yük seviyesinin perde duvar davranışına (enerji sönümleme kapasitesi ve rijitlik) etkisini incelemişlerdir. Aynı geometri ve donatı detaylarına sahip altı adet betonarme perde duvara altı farklı eksenel yük seviyesi (0,1~0,6) uygulayarak perde davranışını incelemişlerdir. Perde duvarlarda göçme üzerinde eğilme momentinin hâkim olabilmesi için H/L oranı 2 olarak seçilmiştir. Eksenel yük seviyesinin artması düktiliteyi azaltmıştır. Özellikle eksenel yük seviyesinin 0,3'den fazla olduğu test numunelerinde düktilitedeki azalışın çok daha keskin olduğu vurgulanmıştır. Eksenel yük seviyesinin artması ile perde duvarlar daha rijit davranmışlardır. Ayrıca eksenel yük seviyesinin artması enerji sönümleme kapasitesini azaltmıştır. Hatta perde duvarlarda en yüksek enerji sönümleme kapasitesi, 0,2 eksenel yük seviyesi uygulanan perde duvarda elde edilmiştir.

Li *et al.* (2018) tipik dikdörtgen geometrili betonarme perde duvarların yerine T geometrili perde duvarlar imal etmişlerdir. Eksenel yük seviyesi, perde geometrisi, perde yükseklik/uzunluk oranı ve enine donatı oranının T geometrili perde duvarların sismik davranışına etkisini deneysel olarak incelemişlerdir. Eksenel yük ve yükseklik/uzunluk oranının artması ile perde duvardaki hasarlar da artmıştır. Perde duvarların düktilitesi üzerinde eksenel yük seviyesinin pek fazla bir etkisinin olmadığını belirtmişlerdir. T geometrili perde duvarların tasarımında eksenel yük seviyesine ve yükseklik/uzunluk oranının göz önünde bulundurulması gerektiğini vurgulamışlardır. T geometrili perde duvarlar geleneksel perde duvarlara göre daha düktil davranmışlardır.

Momeni and Dolatshahi (2019) 200 tane tekrarlı tersinir yüklemeye maruz bırakılmış perde duvarların hasar görüntülerinden veri tabanı oluşturmuşlardır. Daha sonra bu fotoğraflar yardımıyla önerdikleri modelle, yüzey çatlak dağılımlarını kullanarak maksimum ötelenme oranını tahmin etmişlerdir. Bu sayede ise önerilen model yardımıyla farklı hasar seviyelerini tahmin etmişlerdir. Böylece özellikle deprem sonrasında hasar görmüş perde duvarların onarım veya güçlendirilmesi daha kolay, daha ekonomik ve kısa sürede değerlendirilmesi öngörülmüştür.

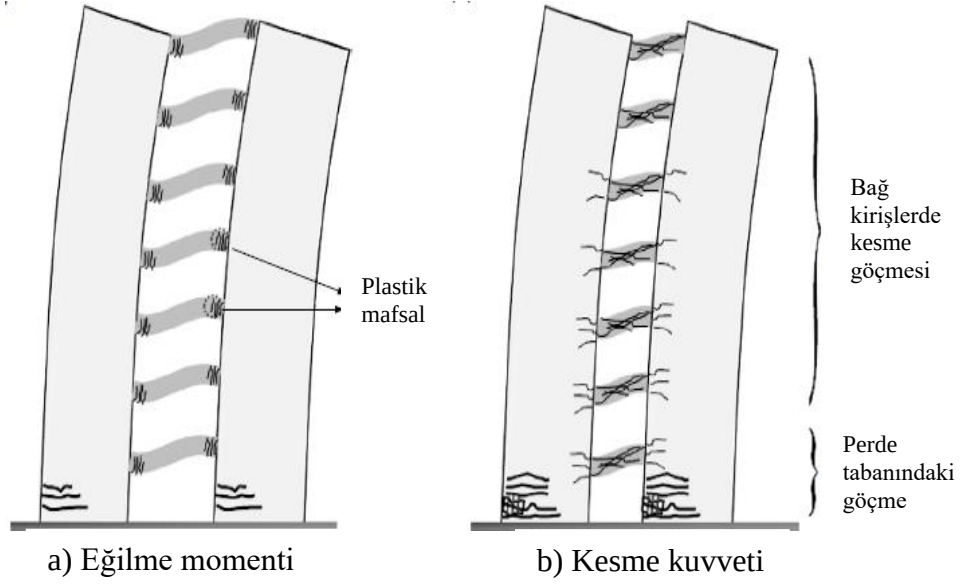
Alperen (2019) doktora çalışmasında en/boy oranı 5, 6 ve 7 olan betonarme perde duvarların düzlem içi burulma momenti altındaki davranışlarını incelemiştir. Bu çalışmada burulma momenti perde duvarlar düzlem içi ve tekrarlı-tersinir şekilde uygulanmıştır. Bununla

birlikte perde duvarlara sabit bir eksenel yük uygulanmıştır. Çalışma neticesinde boy/en oranının artmasının burulma dayanımı ve burulma rijitliğini arttırdığı belirtilmiştir.

Hung and Hsieh (2020) hacimce %0,75 ve %1,5 oranlarında çelik lifle ürettikleri ultra yüksek performanslı betonlu perde duvarların davranışını incelemişlerdir. Çelik lif eklenmesi enerji sönümleme ve deformasyon kapasitesi üzerinde arttırıcı bir etkiye sahip olmuştur. Fakat lif oranındaki artış bu parametrelerdeki artışın azalmasına neden olmuştur. Bir diğer dikkat çekici nokta ise lifli betonlu perdelerin kesme dayanımları azalmıştır. Böylece betonarme perde duvarların lifli betonla üretilmesi ile daha sünek bir davranış sergilemelerinin yanı sıra kesme dayanımı kapasitelerinin azaldığı belirtilmiştir. Bu çalışmada hibrid lif yerine tek tip lif kullanılmıştır. Ayrıca betonarme perde duvarların plastik mafsallık bölgesinin performansı hakkında bir değerlendirme ise yapılmamıştır.

Bağ kirişli perde duvarlar

1977' de Amerikan Beton Enstitüsü (ACI) betonarme yapı elemanlarının düktil bir şekilde davranması için bazı özel koşulları zorunlu kılmasından beri düktilite kapasitesi, yapıların sismik tasarımında önemli bir faktör haline gelmiştir. Dolayısıyla bir yüksek ve kısa kiriş ile birbirine bağlanan iki perde duvar parçasının oluşturduğu bağ kirişli perde duvarlar, yüksek katlı yapılarda oldukça önemli bir yapı elemanı olmuştur (**Şekil 7**). Bağ kirişli perde duvarlarda bağ kirişler deprem esnasında yüksek oranda kesme kuvvetlerine ve dolayısıyla yüksek kesme deformasyonlarına maruz kalırlar. Bununla birlikte bu perde duvarların bağ kiriş bölgelerinde meydana gelen gevrek kırılma, üzerinde durulması gereken önemli bir husustur. Gevrek kırılmanın önüne geçildiği takdirde perde duvara etkiyen sismik enerjinin büyük bölümü sönümlenir. Dolayısıyla bu tip perde duvarlarda bağ kirişler, perde genelinin davranışını belirler yorumunu yapabiliriz. Dolayısıyla ki, araştırmacılar bağ kirişli perde duvarlarda bağ kirişler üzerine yoğunlaşmışlardır. Bağ kirişlerin gevrek kırılmasını önlemek için önerilen ilk fikirlerden birisi klasik kiriş donatı düzeninin değiştirilmesidir. Birbirine paralel yerleştirilen donatıların yerine diyagonal donatılandırma fikri ilk olarak 1974 yılında Pauay and Priestley tarafından önerilmiştir. Ayrıca bağ kirişin a/d oranının, 1'den küçük olması durumunda kirişin dayanım ve düktilitesi; beton basınç dayanımı, a/d oranı, donatı oranı, etriye oranı ve yükleme şekline bağlıdır.

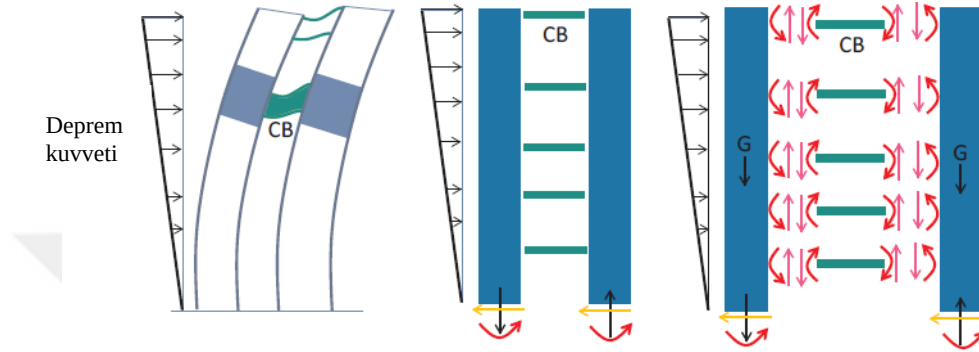


Şekil 7. Bağ kirişli perde duvarın yatay yükler altında davranışı. (Ahn *et al.* 2013)

Birçok perde duvarda açıklık bırakmak zorunlu hale gelebilmektedir. Perde duvarlara etki eden yükleri aktarmak için bağ kirişlerle bir birlerine bağlanırlar. Bağ kirişli perde duvarlı bir yapıya sismik kuvvetler etki ettiğinde bağ kirişlerde deformasyon oluşur ve bu da kesme kuvvetlerinin bağ kirişlerde yoğunlaşmasında neden olur. Bağ kirişli perde duvarlarda bağ kirişlerin rijitliği ve dayanımı perde duvarın davranışını etkilediği aşıkardır. Dolayısıyla bağ kirişlerin dizaynı oldukça önemlidir. Bağ kirişli perde duvarlarda kirişlerin düktilitesini sağlamak için diyagonal donatı fikri ilk önce Paulay and Binney (1974) tarafından önerilmiştir. Fakat bu durum kirişlerde donatıların yoğunlaşmasına neden olmuştur. Bu sorunun önüne geçebilmek için zaman içerisinde araştırmacılar farklı yaklaşımlar önermişlerdir. Bağ kirişlerin çelik elemanlardan oluştuğu kompozit perde duvar fikri ortaya çıkmıştır. Bu çelik elemanlar oldukça iyi bir yanal rijitlik sergilemişlerdir. Aynı zamanda da çelik elemanların yapının sismik davranışına da olumlu bir katkısı olmuştur. Mohammadi *et al.* (2007) ise bağ kirişlerde karbon lif polimer kullanarak kesme dayanımını arttırmıştır. Son yıllarda ise bağ kirişli perde duvarlarda kiriş bölgesine yerleştirilen sönümleyiciler ile elemanın sismik davranışı iyileştirilmektedir. Kendi aralarında viskoz, viskoelastik, sürtünmeli ve metal olarak sınıflandırılan bu sönümleyiciler inelastik deformasyonların yoğunlaştığı kiriş orta bölgesinde kullanılmaktadır.

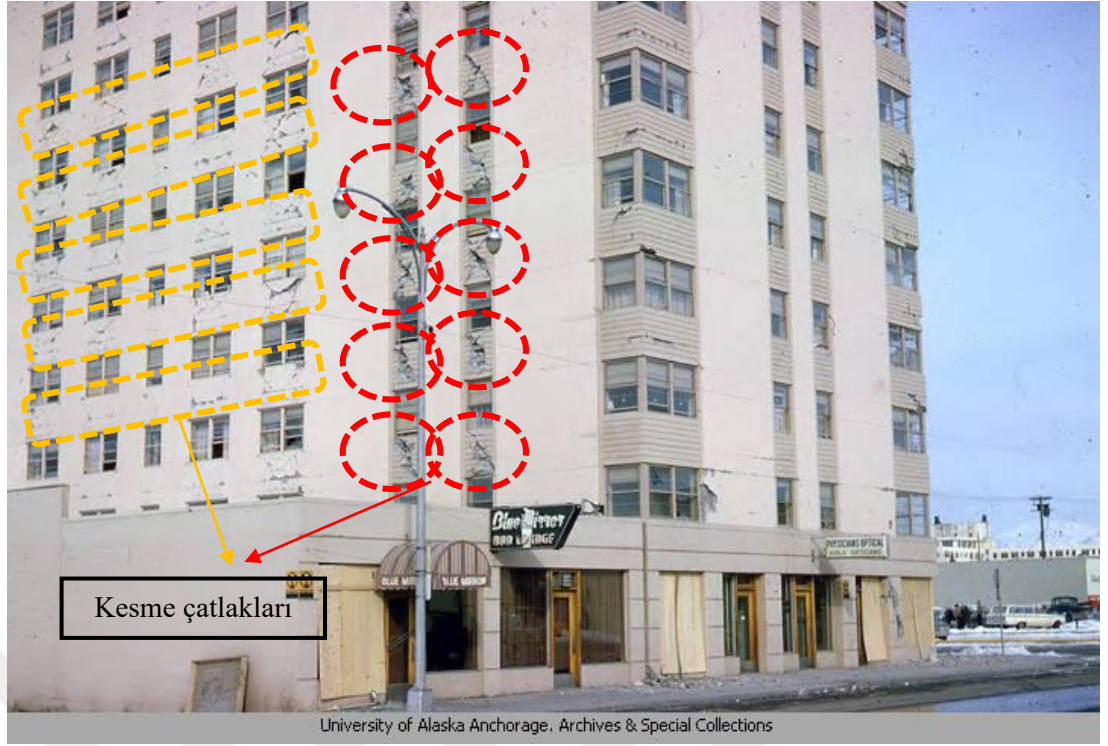
Betonarme bağ kirişli perde duvarlar sismik veya rüzgâr gibi yatay kuvvetlerin karşılanmasında yüksek yapılarda çoğunlukla tercih edilen yapı elemanları olduğu yukarıda bahsedilmiştir. **Şekil 8'** de betonarme bağ kiriş sistemi görülmektedir. Bağ kirişli perde duvarların genel olarak iki temel avantajı vardır; (1) sistemdeki toplam momenti azaltır, (2)

duvarın yüksekliği boyunca deprem kuvvetini absorbe eder. D kt l davranış sergileyecek bir şekilde tasarlanan ba  kirişli perde duvarlarda üç temel göçme modu oluşmaktadır; (1) ba  kirişin eğilme göçmesi, (2) ba  kirişin kesme göçmesi, (3) ba  kirişin rijit davranış. Ba  kirişli perde duvarlarda ikinci kat seviyesindeki ba  kiri te genellikle donatı akar ve sistemin yanal deformasyon direnci durur. Ba  kirişlerde d kt liteniyi sağlamak ve y k kapasitesini arttırmak için diyagonal donatı düzeni etkili bir çözümdür (Zhao *et al.* 2018).



Şekil 8. Betonarme ba  kiriş sistemi. (Zhao *et al.* 2018)

Eğer ba  kirişler dayanımı tüm yapı boyunca düzgün bir şekilde da ıtırsa ve bu kirişlerin, kesme açıklığı yükseklik oranı yeteri kadar büyük olursa kirişlerin uç noktalarında plastik mafsallar oluşacak ve yapının göçme mekanizmasında eğilme davranış hâkim olacaktır. Ancak bu ba  kirişlerin, kesme açıklığı yükseklik oranı düşük olursa kirişlerin tüm yüzeyinde veya kiriş perde duvar bağlantı noktalarında kesme çatlakları oluşacak ve yapının göçme modunda istenmeyen bir tür olan kesme göçmesi hâkim olacaktır. Tekrarlı tersinir yükler altında ba  kirişlerde kesme çatlakları kiriş yüksekliği boyunca yayılacaktır. Daha sonra tersinir y k etki ettiği zaman bu çatlakların etkisi ile betonda ezilmeler meydana gelerek göçme modu ortaya çıkar. Betonun göçmesinden dolayı kesme kuvvetleri kiriş boyunca düzgün bir şekilde aktarılamaz. Böylece kiri te göçme meydana gelir. Bu tür göçmenin g  zlemlendi i en iyi yapı örneklerinden bir tanesi 1964 yılında Amerika’ da meydana gelen depremde zarar gören Mount McKinley binasıdır (** ekil 9**).



Şekil 9. Alaska depreminde zarar gören McKinley Binasının bağ kirişlerinde gözlemlenen hasarlar (Anonymous c 2021)

Bağ kirişli perde duvarlara farklı bir örnek vermek gerekirse, bağ kirişlerin olduğu bölgeye sönümleyicilerin bağlandığı perde duvarları örnek verilebilir. Bu sönümleyiciler sayesinde enerjinin bir bölümü sönümlenir ve bağ kirişler daha az zarar görür. Birçok yönetmeliğe göre bağ kirişli perde duvarlarda bağ kirişlerin düktil davranması beklenir. Fakat bazı durumlarda bağ kirişlerin düktil davranmasını sağlamak zor olabilir. Bu durumlardan birincisi, bağ kiriş uzunluk/yükseklik oranının mimari gereklilikler gibi sebeplerden dolayı küçük tutulmasıdır. Diğer bir neden ise bağ kiriş boyunca oluşan kesme çatlaklarının sebep olduğu ve enerji sönümleme kapasitesinin düşmesine de neden olan çelik donatıların dayanımının azalmasıdır. Geleneksel perde duvarların düktil davranmasını sağlamak ve daha da önemlisi depremden sonra kolay bir şekilde onarılabilir olmaları oldukça zordur. Son yıllarda bu sorunun önüne geçebilmek için hibrid bağ kiriş yani betonarme ile birlikte uyum içinde çalışabilecek sönümleyicilerin de kullanıldığı bağ kirişli perde duvarlar üzerinde durulmaktadır.

Yüksek katlı binalarda çoğunlukla tercih edilen perde duvarlı çerçeve sistemlerde genellikle bağ kirişli perde duvarlar kullanılmaktadır. Deprem anında bağ kirişlerin akma gerçekleştirmesi ve enerjiyi perde duvar boyunca yayması beklenmektedir. Fakat bağ kirişli perde duvarlarda genellikle perde gövdesindeki boşluklarda veya bağ kiriş açıklığı/kiriş derinliğinin küçük olmasından dolayı (<5) kırılma şekli gevrek olmaktadır. Bu tarz göçmelerde

ise enerji sönümleme oranı düşük seviyelerde kalmaktadır. Bu sorunun önüne geçebilmek için eğer bağ kirişler daha düktil bir şekilde tasarlanırsa enerji sönümleme kapasitesi de artacaktır. Geçtiğimiz yıllar boyunca da bu sorunun önüne geçebilmek için birçok çalışma yapılmıştır. Bu çalışmalarda bağ kirişleri daha düktil tasarlayabilmek için donatı oranları, yerleştirme şekilleri (diyagonal veya paralel donatı düzeni), çelik profil ilavesi yollarına gidilmiştir. Değiştirilen bu parametrelerle bağ kirişler olabildiğince düktil tasarlanmıştır. Fakat bu aşamadan sonra araştırmacılar farklı bir sorunla karşılaşmışlardır. Depremden sonra hasar gören bu bağ kirişlerin onarım ve/veya güçlendirilmesi oldukça zahmetli ve pahalı olmaktadır. Bu sorunun önüne geçebilmek için ise araştırmacılar perde duvardaki bağ kiriş bölgelerine pasif enerji sönümleme aparatı olarak muhtelif sönümleyiciler (*dampers*) yerleştirilmiştir. Bu sayede enerjinin büyük bir bölümü bu sönümleyiciler tarafında karşılanmakta ve zarar hafifletilmektedir. Bu sönümleyiciler deformasyonlara karşı hassas oldukları için yapıda büyük deformasyonların olacağı öngörülen yerlere yerleştirilmelidirler. Bu da bağ kirişli perde duvarlarda sönümleyicilerin bağ kirişlerin orta noktasına yerleştirilmesi gerektiğini göstermektedir.

Özellikle yüksek binalarda deprem veya rüzgâr gibi yanal yükleri karşılamak için kullanılan bağ kirişli perde duvarlarda sönümleyiciler kullanıldığından yukarıda bahsedilmiştir. Bu sönümleyicilerin günümüzde kullanıldığı binalara baktığımız zaman Amerika Birleşik Devletleri' ndeki World Trade Center binasında 10. ile 110. katları arasında 10000 üzerinde viskoelastik sönümleyici kullanılmıştır. Amerika, Seattle şehrindeki Columbia Seafirst binasında da 260 adet viskoelastik sönümleyici kullanılmıştır (**Şekil 10.a**). Yine Seattle şehrindeki Two Union Square binasında 16 adet viskoelastik sönümleyici kullanılmıştır (**Şekil 10.b**).



a) Columbia Seafirst Binası



b) Two Union Squire

Şekil 10. Bağ kirişli perde duvar kullanılan binalar. (Anonymous d 2021; Anonymous e 2021)

Galano and Vignoli (2000) bağ kirişli perde duvarların donatı düzeni ve yükleme şeklini değiştirerek sismik yükler altında davranışını incelemişlerdir. Dört farklı donatı düzenine sahip on beş adet kısa bağ kirişli perde duvar monolitik ve tekrarlı-tersinir yükler altında test edilmiştir. Bağ kirişlerin anlamlı derinlik (mesnet genişliği) (a), faydalı yükseklik (d) oranı tüm numunelerde 0,75 olarak alınmıştır. Donatı düzeni; klasik donatılandırma, bağlantısız diyagonal yerleşim, bağlantılı diyagonal yerleşim, eşkenar dörtgen yerleşim olmak üzere dört farklı şekilde uygulanmıştır. Eşkenar dörtgen donatı düzenin klasik donatı düzenli numuneye göre daha iyi bir davranış (göçme mekanizması, nihai dayanım, rijitlik) göstermiştir. Diyagonal ve eşkenar dörtgen donatı düzenli numunelerin enerji sönmüleme kapasiteleri bir birlerine oldukça yakın çıkmıştır. Çalışmada önerilen eşkenar dörtgen donatı düzeni bağ kirişlerin dayanımında ve rijitliğinde önemli bir azalma olmaksızın düktilitesini iyileştirmiştir. Özellikle bağ kiriş genişliğinin 250 mm’ den az olduğu durumlarda diyagonal donatı yerleşiminin zor olduğu durumlarda eşkenar dörtgen düzeni tercih edilebilir.

Bağ kirişli perde duvarda bağ oranı (CR) indisi ile bağ kirişin etkinliği hakkında bilgi sahibi olunabilir (**Eşitlik 11**). CR indisi %0 ile %100 arasında değişebilen bir değer alabilir. %0 bağ kirişin moment taşımadığını, %100 değeri ise bağ kirişin tek bir parça gibi davrandığını göstermektedir. El-Tawil *et al.* (2010) CR indisi üzerine yaptığı çalışmalarında, indisin %30 ile %45 arasında olması bağ kirişin yeterli etkinlikte olduğu anlamına gelebileceğini belirtmişlerdir. CR indisinin düşük olması yanal rijitliğin düşük olmasına sebep verebilir. CR

indisinin fazla olması ise bağ kirişli perde duvar sisteminde deformasyon kapasitesinin düşmesine neden olabilir (Cheng *et al.* 2015).

$$CR (coupling ratio) = \frac{(C \text{ veya } T) \cdot l}{M} \quad (11)$$

Ahn *et al.* (2013) bağ kirişli perde duvarlarda inelastik deformasyonların yoğunlaştığı kiriş orta bölgelerine yerleştirdikleri sönümleyiciler ile perde duvarın enerji sönümleme kapasitesini arttırmayı amaçlamışlardır. Bağ kirişli perde duvarlarda iki farklı sönümleyici (metalik ve sürtünmeli) kullanarak elemanın sismik davranışını incelemişlerdir. Bu sönümleyiciler ile plastik deformasyonlar sınırlandırılmak istenmiştir. Test sonuçlarında geleneksel betonarme bağ kirişli perde duvarda çatlaklar kirişte diyagonal şekilde oluşmuştur. Göçme, kesme kuvvetinin hâkim olduğu gevrek bir şekilde meydana gelmiştir. Sönümleyici bağ kirişli perde duvarlarda mikro çatlaklar bağ kiriş etrafında ve sönümleyici ile perde duvar birleşim noktalarında gözlemlenmiştir. Sönümleyicili perde duvarlarda enerjinin absorbe edilmesi perde duvar parçası ya da kiriş yerine sönümleyicinin olduğu bölgede meydana gelmiştir. Bu da göstermektedir ki deprem anında en fazla zararın oluşacağı yer sönümleyicilerdir. Sürtünmeli sönümleyici kullanılan perde duvarın elastik rijitliği, metalik sönümleyici kullanılan perde duvara göre daha fazla olmuştur. Fakat sönümleyicilerin akma dayanımı tam tersi şekilde olmuştur. Enerji sönümleme kapasitesine bakıldığı zaman iki perde duvarda da birbirine oldukça yakın değerler elde edilmiştir.

Cheng *et al.* (2015) çalışmasında ½ ölçekli dört katlı betonarme bağ kirişli perde duvar ile hibrid bağlı kirişli perde duvarın sismik davranışını deneysel olarak incelemişlerdir. Çalışma kapsamında araştırmacılar hibrid perde duvar sisteminde bağ kirişleri düşük akma dayanımlı çelikten (akma dayanımı < 100 MPa) üretmişlerdir. Hibrid perde duvarın tekrarlı-tersinir yükler altında betonarme bağ kirişli perde duvara göre daha fazla enerji sönümlediği, daha rijit davrandığı ve daha uzun süreli devrilme momentini karşıladığı bildirilmiştir.

Wang *et al.* (2018) sismik kuvvetleri karşılamada oldukça etkili olan bağ kirişli perde duvarları ele almışlardır. Bilindiği gibi bağ kirişli perde duvarlarda plastik mafsallar perde tabanının yanı sıra bağ kiriş uç noktalarında da oluşmaktadır. Dolayısıyla deprem anında bu bağ kirişlerin enerji sönümleme kapasiteleri oldukça önemlidir. Wang *et al.* (2018) bağ kirişlerin olduğu bölgelere metalik sönümleyiciler yerleştirerek ürettikleri hibrid bağ kirişli betonarme perde duvarlar ile tipik betonarme bağ kirişli perde duvarların davranışını hem deneysel olarak hem de parametrik olarak değerlendirmişlerdir. Bu çalışmadaki hibrid kavramı

sönümleyici ve betonarmenin birlikte kullanılmasından dolayı tercih edilmiştir. Çalışmanın deneysel bölümünde tipik bağ kirişli perde duvar ile hibrid bağ kirişli (metalik sönümleyici eklenerek) perde duvarın davranışını tekrarlı tersinir yükler altında incelemiştir. Parametrik çalışma kapsamında ise 18 katlı çerçeve ve perde duvarlı model sistemin tipik ve hibrid bağ kirişli perde duvarlı davranışını karşılaştırmışlardır. Deneysel çalışma sonucunda hibrid bağ kirişli perde duvarlarda ilk çatlak oluşumu daha büyük bir yük değerinde gözlemlenmiştir. Hibrid bağ kirişli perde duvar daha yüksek dayanıma sahip olmalarının yanı sıra tipik bağ kirişli perde duvarlara göre daha düktil bir davranış sergilemekle birlikte ve daha fazla enerji de sönümlemişlerdir. Parametrik çalışma sonucunda da araştırmacılar hibrid bağ kirişli çerçeve ve perde duvar sisteminin (zaman tanım alanında analizi sonucunda) sismik kuvvetlere karşı daha iyi bir performans sergilediği sonucuna ulaşmışlardır. Ayrıca taban kesme kuvveti hibrid bağ kirişli perde duvarlarda %30 daha az çıkmıştır.

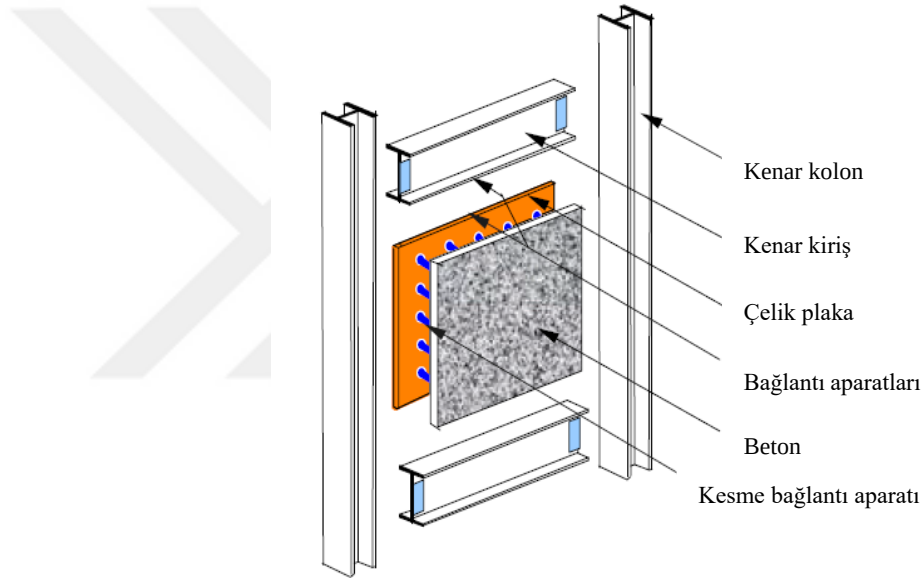
Zhao *et al.* (2018) çalışmalarında lifli betonla ürettiği bağ kirişli betonarme perde duvarların sismik davranışını deneysel olarak incelemiştir. Perde duvarların üretiminde hacimce %1 ve %2 oranında çelik lif kullanılmıştır. Geleneksel betonla lifsiz üretilen kontrol numunesinin yanı sıra donatı oranı değiştirilmeden hacimce %1 ve %2 oranında çelik lifli beton kullanılan bağ kirişli perde duvarlar üretilmiştir. Perde duvarların dayanım, deformasyon ve rijitlik azalması, enerji sönümlemesi ve çatlak dağılımı parametreleri incelenmiştir. Çelik lif kullanımı bağ kirişli perde duvarlarda çatlak dağılımı üzerinde oldukça olumlu bir etkiye sahiptir. Bununla birlikte lif oranının arttırılması çatlak dağılımını azaltmıştır. Çelik lif kullanılması deformasyon ve yanal rijitlik kapasitesini arttırmıştır.

Bağ kirişli perde duvarların sismik yükler altında davranışı genellikle perde üst noktasından yatay olarak uygulanan tekrarlı-tersinir yükler altında değerlendirilmiştir. Zhang *et al.* (2018) bağ kirişli perde duvarların sismik davranışını değerlendirmek için sarsma tablası deney yöntemini uygulamışlardır. Donatı düzeni ve boşluk oranının perde davranışına etkisini incelemiştir. Boşluk oranının artması özellikle çatlak dağılımı üzerinde olumsuz bir etkiye sebep olmuştur. Donatı düzeni olarak tek ve çift sıralı çapraz donatı düzeni kullanılmıştır. Çift donatı düzeni bağ kirişli perde duvarın kesme deformasyon kapasitesi daha fazla olmuştur.

Kompozit perde duvarlar

Kompozit perde duvar üst başlığı altında birçok kompozit perde duvar çeşidi vardır. Bu başlık altında davranışı ele alınacak kompozit perde duvar kavramından kasıt çelik plaka ve beton malzemelerinden oluşan perde duvar sistemleridir.

Betonarme perde duvarlarla karşılaştırıldığında da kompozit perde duvarlar (çelik + beton) daha küçük perde kalınlığı ve hafif olmalarına ek olarak yüksek kesme rijitliğine de sahiptirler. Daha küçük perde kalınlığından dolayı özellikle yüksek binalarda mimarlar için daha fazla kullanım alanı sağlanması oldukça avantajlıdır. Daha hafif olmaları da daha küçük değerlerde sismik kuvvetlere maruz kalacağı anlamına gelmektedir. Ayrıca kompozit perde duvarlar montaj aşamasında da uygulayıcılara zaman bakımından oldukça avantaj sağlar. Donatılarda burkulma meydana geldikten sonra çelik plakalar çekme bölgelerinde kat kesme kuvvetinin karşılarlar. Beton ise çelik plakanın akmadan önce burkulmasını engeller. Böylece çelik plaka akma dayanımına kadar kesme altında kat kesme kuvvetini karşılar. Ayrıca kompozit perde duvarlar betonun çelik plakayı yangından korumasının yanı sıra iyi bir ses ve sıcaklık yalıtımı da sağlayabilir.



Şekil 11. Tipik kompozit perde duvar elemanları. (Astaneh-Asl 2002)

Şekil 11’ de tipik bir kompozit (çelik + beton) perde duvarın elemanları görülmektedir. Bu elemanların görevleri; çelik plaka, çelik ve betondan oluşan perde duvarlarda çelik plakanın asıl görevi kesme duktilitesinin yanı sıra rijitlik ve kesme dayanımı sağlamasıdır. Bununla birlikte devrilme momentinin karşılanmasında da katkıda bulunur. Bu avantajlarının yanı sıra çelik plaka özellikle basınç altında burkulma riski hatta akma dayanımına ulaşmadan burkulma riski mevcuttur. Bu durumda çelik plakayı çevreleyen beton işin içine girmektedir. Çelik plakayı saran beton sayesinde çelik plakanın akma kapasitesine ulaşmaya kadar burkulması engellenmektedir. Betonun en önemli görevi çelik plakayı sararak burkulmasını önlemektir (Astaneh-Asl 2002). Kesme bağlantı araçlarının görevi kompozit perde duvarlarda çelik plaka ile betonu birbirine bağlamaktır. Yerinde dökme perde duvarlarda genellikle kesme çivisi (*stud*

çivisi) kullanılır. Ayrıca *stud* çivileri kadar ekonomik olmasa da başka kesme bağlantı aparatları da kullanılabilir. Ön dökümlü perde duvarlarda ise bulonlar tercih edilebilir. Zhao and Astaneh-Asl (2002) bu kesme çivilerinin sadece kesme kuvvetine değil aynı zamanda çelik plakadaki yerel burkulmalardan dolayı önemli derecede çekmeye de maruz kaldığını bildirilmişlerdir.

Çelik plakalı perde duvarlar genellikle deprem riskinin fazla olduğu bölgelerde iyi bir yanal yük taşıma performansı sergilediği için tercih edilebilir. Bu tür perde duvarlar bu avantajının yanı sıra düşük bir yangın dayanımının olması önemli bir dezavantajdır. Artan sıcaklık ile perde duvar içerisindeki çelik plakanın burkulma dayanımı gittikçe azalacaktır. Bu da yanal rijitliğin ve dayanımın düşmesine sebep olacaktır. Bu sorunun önüne geçebilmek için yani çelik plakanın gerek yangından korumak gerekse de burkulmasını önlemek için kompozit perde duvar sistemi fikri ortaya çıkmaktadır.

Artık günümüzde ülkelerde gelişen teknoloji, artan nüfus, şehrin simgesi vb. sebeplerden dolayı ultra yüksek binaların yapımına yönelmektedir. Bu ultra yüksek binalarda perde duvarlar özellikle sismik kuvvetlerin karşılanması için çok önemli bir rol oynamaktadır. Bu tarz binalarda ise perde duvarlar klasik dolu gövdeli perde duvarların yanı sıra bina merkezinde konumlandırılan çekirdek perde duvar (*core wall*) uygulaması yapılabilmektedir. Bu tarz perde duvarlar ise tipik betonarme yerine çelik plakalar ve betondan oluşan kompozit perde duvarlardan oluşabilmektedir. Fakat basınç yönündeki eksenel kuvvet ihmal edilemeyecek kadar yüksek seviyelerde olabilmektedir. Artan bina yüksekliği ile birlikte perde tabanındaki eksenel basınç kuvveti hızlı bir şekilde artmaktadır. Geleneksel betonarme perde duvarlarda bu sorunun önüne geçebilmek için seçilen beton sınıfının tokluğu göz önüne alınarak perde kalınlığı artırılmaktadır. Fakat perde kalınlığının artması kullanılabilir alanın azalması anlamına gelmektedir. Ayrıca perde kalınlığının artması ağırlığın artmasına ve dolayısıyla kat seviyesine etki eden deprem kuvvetinin de artmasına sebep olacaktır. Geleneksel perde duvarlar yerine ultra yüksek binalarda yüksek eksenel basınç kuvvetine ve aynı zamanda sismik kuvvetlere karşı koyabilecek beton ile çelik kompozit perde duvar uygulamasına gidilebilmektedir. Böylece daha küçük perde kalınlığı ile daha fazla deformasyon yapabilme kapasitesi kazandırılmış olur. Son yıllarda da bu uygulamanın kullanım alanı artmaktadır (Peng *et al.* 2009; Ding *et al.* 2011; Sun *et al.* 2011; Olabi *et al.* 2021).

Boşluklu perde duvarlar

Son zamanlarda birçok yüksek katlı yapılarda sadece döşeme ve perde duvarlardan oluşan tünel kalıp olarak da tabir edilen yapı sistemleri oldukça revaçtadır. Bu sistemler özellikle nüfus yoğunluğunun fazla olduğu Uzak Doğu ülkelerinin kalabalık şehirlerinde tercih edilmektedir. Ülkemizde de tünel kalıp sistemi olarak adlandırılmaktadır. Bu sistemlerde

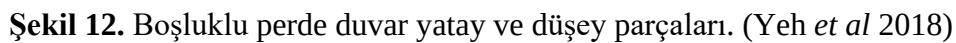
kullanılan perde duvarlarda mimari gereksinimlerde dolayı kapı, pencere gibi boşluklar bırakılabilmektedir. Bu kapı ve pencere boşluklarının yeri, sayısı ve boyutları perde duvarın gerilme dağılımının yanı sıra yapı sisteminin de davranışını etkilemektedir. Özellikle deprem riski fazla olan bölgelerde yüksek katlı yapılarda çerçeve sisteme ek olarak perde duvarların da eklenmesi oldukça önemlidir. Bu sistemlerde de asansör, merdiven gibi nedenlerden dolayı boşlukların bırakılması gerekmektedir (Kim and Lee 2003). Bu açıklıklar eğer perde orta noktasına yakınsa moment kapasitesini azaltacaktır. Eğer açıklık perde kenar bölgesine yakınsa açıklığın boyutlarına bağlı olarak hem kesme hem de eğilme dayanımını etkileyecektir.

Taylor *et al.* (1998) tabanında açıklık bulunan betonarme perde duvarların tekrarlı-tersinir yükler altında davranışlarını deneysel olarak incelemişlerdir. ½ ölçekli iki adet perde duvar deneye tabi tutulmuştur. Numunelerin bir birinden farkı olarak köşe kolonların tasarımını değişken parametre olarak belirlemişlerdir. Taban bölgesinde boşluk bulunan perde duvarların yatay donatının davranışı etkileyen parametreler olduğunu ve bu davranış için kafes-kiriş teoremi geliştirmişlerdir.

Wang *et al.* (2012) eksantrik boşluk bulunan üç adet perde duvarla açıklık oranının perde kesme davranışını nasıl etkilediğini deneysel olarak araştırmışlardır. Çalışmada açıklık oranının yanı sıra bir diğer parametreyi de açıklığın yeri olarak belirlemişlerdir. Açıklığın perde duvar kesitine oranını 0,30 ve 0,34 ve 0,46 olarak belirlemişlerdir. Tekrarlı-tersinir yükleme yapılan perde duvar elemanlarında maksimum yanal yüke en küçük boşluk oranına sahip perde duvarda ulaşılmıştır. Maksimum ötelenme ise açıklık oranı en fazla olan numunede kaydedilmiştir. Ayrıca açıklık oranı en az olan perde duvar numunesi diğerlerine göre daha fazla kesme rijitliğine sahiptir. Fakat açıklık oranının azalması ile kesme dayanımına ulaştıktan sonraki ani azalmada doğru orantılı olmuştur. Buna paralel olarak da açıklık oranı en fazla perde duvar numunesi diğerlerine göre daha düktil bir davranış sergilemiştir.

Qian *et al.* (2017) boşluklu perde duvarlarda boşluk oranının, boşluğun perde duvar kesitindeki yerinin ve boşluğun alt bölümündeki flanşların perde davranışına (göçme modu, rijitlik azalması, deformasyon kapasitesi, dayanım) etkisini incelemişlerdir. Bu amaçla ürettikleri 1/6 ölçekli üç adet perde duvara tekrarlı-tersinir yükleme uygulamışlardır. Flanşın perde duvar nihai dayanımı ve rijitliği önemli ölçüde arttırdığını belirtmişlerdir. Bununla beraber flanş tepe noktası maksimum ötelenmeyi azaltmıştır. Boşluk oranının azalması ile nihai dayanım ve deformasyon kapasitesi artmıştır. Ayrıca perde duvar kesitindeki boşluğun köşe kolonlardan uzaklaşması ile nihai dayanım ve deformasyon kapasitesi de artmıştır. Perde duvarlardaki çatlak dağılımlarına bakıldığında zaman zaman flanşın çatlak dağılımı üzerinde pek fazla bir

Yeh *et al.* (2018) çalışmalarında boşluklu perde duvarlarda bulunabilecek pencere veya kapıların perde duvarları birkaç parçaya ayırdığını belirtmişlerdir. **Şekil 12'** de görüldüğü gibi açıklıktaki pencere perde duvarı yatay ve dikey perde duvar olmak üzere parçalara böldüğünü ifade etmişlerdir. Yatay perde duvar parçasının yüksek dayanıma, düşey perde duvar parçasının ise düşük dayanıma sahip olacağını belirtmişlerdir. Parçalara ayrılan perde duvarda düşey parçada yükseklik/uzunluk oranı 2'den büyük olacaktır. Yine aynı parçada uzunluk/kalınlık 6'dan küçük olacaktır. Bununla birlikte kenar perde duvar paçasının davranışı da tıpkı kolon gibi olacaktır ve düşük bir kesme dayanımına sahip olacaktır. ACI318-14' de perde duvarın kenar parçaları için özel yatay donatıların kullanılması gerektiği belirtilmiştir. Eğer özel yatay donatılar yetersiz kalırsa uzay kafes kuvvet aktarım mekanizması perde duvar yüksekliği boyunca uygun bir şekilde yayılamayacaktır.



34

Husain *et al.* (2019) boşluklu perde duvarların CFRP ile güçlendirilmesi üzerinde durmuşlardır. Özellikle deneysel veriler ile yapmış oldukları sayısal modellerin doğruluğunu kontrol etmişlerdir. Tolere edilebilir farklar elde ettikten sonra boşluklu perde duvarlarda sargılama şekli, sargı sayısı ve beton basınç dayanımının etkilerini incelemişlerdir. Literatürden seçilen iki tane boşluklu betonarme perde duvar öncelikle farklı bölgelerde ve farklı doğrultularda olmak üzere sargılama şekilleri değiştirilmiştir. İkinci olarak yine aynı perde duvarlarda iki ve üç kat sargılamanın perde davranışını nasıl etkilediği üzerinde durmuşlardır. Son olarak 30, 40 ve 50 MPa beton basınç dayanımlı perde duvarlarda sargılamanın etkisini ele almışlardır. Öncelikle boşluklu perde duvarların CFRP ile sargılanması yanal yük ve deplasman kapasitelerini arttırmıştır. Ayrıca CFRP' lerin boşluklar etrafında ve/veya perde genelinde uygulama şekli de perde dayanımı üzerinde oldukça etkili olmuştur. Sargılama sayısının artırılması ile enerji sönümleme kapasitesi, düktilite ve dayanım doğru orantılı olarak artmıştır. Bununla birlikte beton basınç dayanımının artırılması yanal yük taşıma kapasitesini arttırmıştır. Çalışma kapsamında dikkat çeken bir diğer faktör ise perde duvarlardaki boşlukların yerleridir. Düzgün simetrik boşluklu perde duvarlarda kesme kuvvetlerinden kaynaklanan bağ kirişlerde gevrek kırılmalar oluşmuştur. Bunu bağ kirişlerdeki donatıların akması takip etmiştir. Asimetrik boşluklu perde duvarlarda ise perde tabanında düşey donatıların akması ve bunu betondaki çatlamlar ve dökülmelerin takip etmesi ile sünek bir kırılma meydana gelmiştir.

Hosseini *et al.* (2019) boşluklu perde duvarlarda eksantrikliğin perde parametrelerine etkisini incelemişlerdir. Bir tanesi referans numunesi olmak üzere dört adet kısa, boşluklu perde duvarın tekrarlı tersinir yükleme altında davranışını değerlendirmişlerdir. Boşluklu perde duvarlarda boşluk oranı sabit tutularak boşluğun perde kenarına olan uzaklığı değiştirilmiştir. Çalışmada referans numunesi boşluksuz olarak imal edilmiştir. Perde duvarlarda boşluk bırakmanın referans numunesine göre düktilite indeksini (nihai dayanımdaki ötelenme/akma anındaki ötelenme) arttırdığı belirtilmiştir. Fakat boşluğun perde duvar kenar bölgesine yaklaşması sonucunda düktilite azalmıştır. Aynı ötelenme seviyesinde perde duvarın yük kapasitesine baktığımız zaman boşluksuz perde duvarın maksimum yük kapasitesine ulaştığını görmekteyiz. Perde duvarda eksantriklenin artması (yani boşluğun perde kenarına yaklaşması) yük kapasitesini %48 oranında arttırmıştır. Bunun yanı sıra ekstrantriklenin artması çatlak dağılımı üzerinde de ciddi farklılıklara neden olduğu belirtilmiştir. Boşluksuz perde duvarlarda tabanın kenar bölümünde betonda dağılmaların yoğunlaşmasına rağmen boşluklu perde duvarlarda betonda dağılmalar boşluk etrafında yoğunlaşmıştır. İlk çatlağın oluşması için gereken yük, boşluksuz perde duvarda en fazla olarak kaydedilmiştir.

Ekstrantenin artması ile çatlağa neden olan kesme kuvvetini de arttırmıştır. En yüksek kesme kapasitesi boşluksuz perde duvarda kaydedilmiştir.

Lifli ve Hibrid Lifli Beton ve Önceki Çalışmalar

Çelik lifli betonun esas uygulama alanları betona potansiyel tehlikesi olan durumlar ve dinamik yüklerdir. Çelik lifli betonlar, altyapılarda, havaalanı üst yapılarında, endüstriyel döşemeler, kanal kaplamaları gibi endüstriyel uygulamalarda kullanılır.

Karbon lif hacmi sertleşmiş betonda hava boşluklarının hacminden fazla olmadığı sürece, karbon lif oranının artması ile betonun basınç dayanımı gibi mekanik özelliklerini arttırmaktadır. Fakat karbon lif hacminin beton içerisinde oranının artması ile işlenebilirlik azalmaktadır. Özellikle kısa karbon lifli çimento matrisi, daha yüksek çekme ve eğilme dayanımı, düşük kuruma rötresi, sıcaklığa karşı daha fazla direnç, düşük termal iletkenlik, yüksek korozyon direnci özellikleri sergiler. Hatta betonun içerisindeki çelik donatının katodik korunmasına yardımcı olur. Liflerin yoğunluğu, geometrisi, beton içerisindeki dağılımı ve yönü gibi özellikleri betonun davranışını etkilemektedir. Dolayısıyla tek tip lif türünün beton içerisinde kullanılması ile betonun özelliklerini iyileştirmesi de sınırlı olacaktır. Bununla birlikte son yıllarda tek tip lif yerine iki tip lifin birlikte kullanılması fikri oldukça yaygındır.

Liflerin beton karışımında kullanılması betonun mekanik özelliklerini iyileştirdiği uzun yıllardır bilinen bir gerçektir. Fakat beton teknolojisindeki gelişimle birlikte lifli betonların artık pratikte kullanımı da yaygınlaşmaktadır. Bununla birlikte lifli betonlarla ilgili standart ve yönetmeliklerin sınırlı sayıda oluşu veya hiç olmayışı literatürde önemli bir boşluğu teşkil etmektedir. Liflerin beton içerisinde donatı olarak kullanılması basınç dayanımı (Olivito and Zuccarello 2010; Kurt *et al.* 2016a; Kurt *et al.* 2016b; Aydın *et al.* 2018; Aydın *et al.* 2020), elastisite modülü (Alsalman *et al.* 2017), değiştirmemesine rağmen kırılma tokluğu (Di Prisco *et al.* 2009), düktilite (Bentur and Mindness 2006; Aydın *et al.* 2015) ve çatlak kontrolü (Plizzari and Tiberti 2007) üzerinde olumlu etkileri vardır. Bununla birlikte liflerin beton içerisinde kullanımı daha çok çatlak kontrolünün önemli olduğu uygulama alanlarında tercih edilmektedir. Liflerin betonarme elemanlarda kullanımı ise oldukça önemlidir. Donatıların beton içerisinde yerel gerilmelere karşı direnci iyi olmasına rağmen liflerin kullanılması ile yoğunlaşan bu gerilmeler daha etkili bir şekilde karşılanabilmektedir.

Lifleri ayrıca düşük ve yüksek elastisite modülüne göre de iki gruba ayırmak mümkündür. Polipropilen, polivinil alkol, polyester ve polikarbonitrat gibi elastisite modülü düşük lifler ve çelik, karbon, cam ve aramid gibi elastisite modülü yüksek lifler mevcuttur.

Farklı türlerde, çelik, cam, polipropilen, grafit, asbest ve tekstil ürünlerinden yapılmış lifler inşaat sektöründe beton içerisinde kullanılabilir. Özellikle son yıllarda bu lif türleri arasında araştırmacılar çelik life daha çok odaklanmışlardır. Çelik lifler uzunlukları 6 ile 80 mm, kesit alanları 0,1 - 1,5 mm², çapları 0,15 - 1,2 mm, çekme dayanımları 300 - 2400 MPa arasında değişmekle birlikte, özgül ağırlıkları yaklaşık olarak 7800 kg/m³ olan yapı malzemeleridir. Ayrıca kesit alanları dairesel yerine dikdörtgen de olabilmektedir. Fakat liflerin çimento esaslı kompozitlerde kullanım avantajlarının yanı sıra özellikle taze betonda işlenebilirliği azaltmaktadır. Beton karışımı, taşınması, kalıba yerleştirilmesini ve sertleşmiş betondaki aşırı boşluklara sebebiyet verebilecek aşırı boşluk oluşumunu etkileyen sıkıştırma işlemi üzerinde olumsuz etkileri vardır (Shah and Ribakov 2011).

Karbon lifler bilindiği üzere metan, benzen, reçine, zift, suni ipek veya poliakrilonitril gibi maddelerden elde edilir. Genel olarak karbon lifler petro-kimya endüstrisinden elde edilmektedirler. Günümüzde gelişen teknolojinin sunduğu avantajlardan faydalanılarak üretilen lif kompozitleri, artan bir yönelime sahiptir. İnorganik ve cam lifler günümüzde kullanımı en yaygın lif türlerinden bir kaçıdır. Hatta karbon liflerin kullanımında son 20 yıl içerisinde önemli bir artış olmuştur. Bu hızlı artışın iki ana sebep etrafında toplayacak olursak; 1) bu malzemelerin özelliklerinin gelişiminin devam etmesi, 2) üretim aşamasının geliştirilmesi ile azalan fiyatlar. İkinci madde, maalesef üretimi ülkemizde pek fazla olmadığı için karbon lif fiyatları oldukça pahalıdır. Fakat karbon liflerin çok çeşitli uygulama olanakları mevcuttur. Bunlardan en önemlisi çimento esaslı betonarme elemanlarda kullanımınıdır. Çimento matrisine katılan karbon lifler genellikle çentikli ya da kırılmış liflerden oluşur. Karbon liflerin çimento matrisi ile iyi bir aderans sağlaması için lif yüzeylerinde kimyasal madde kullanarak yüzey iyileştirilmesi de yapılabilmektedir (Garces *et al.* 2005; Kurt *et al.* 2015).

Çimento esaslı yapı malzemeleri çekme gerilmeleri altında daha zayıftır. Bu malzemelerin çekme dayanımı ve düktilitesi karbon, çelik veya polimer esaslı liflerin eklenmesi ile artırılabilir. Özellikle karbon lifler çekme dayanımını arttırmada oldukça etkilidirler.

Fu *et al.* (1996) karbon liflere farklı bir açıdan yaklaşmışlardır. Karbon liflerin yüzey alanını asidik asit, nitrik asit, NaOH, H₂O₂, O₃ ve polimer esaslı latex ve metil selüloz ile kaplamışlardır. Böylece karbon lif ile çimento matrisi arasında en iyi aderans sağlayan uygulamayı tespit etmek üzerinde durmuşlardır. Karbon lifler oda sıcaklığında 24 saat boyunca asidik asit, H₂O₂, NaOH ve nitrik asit solüsyonunda bekletilerek ve 160 °C' de 10 dakika boyunca ozon (O₃) gazına maruz bırakılarak yüzey koruması yapılmıştır. O₃ gazına maruz bırakılmadan önce karbon lifler 1 saat boyunca 110 °C' de kurutulmuştur. Bununla birlikte çimento fazı üç farklı şekilde oluşturulmuştur. Birincisinde sadece çimentonun kullanıldığı faz,

ikincisinde çimento ve çimentonun ağırlıkça %0,4' ü kadar metil selüloz ve üçüncüsünde çimento ve çimentonun %20' si kadar latex fazları üretilmiştir. En yüksek aderans dayanımı O₃ gazına maruz bırakılan numunelerde elde edilmiştir. Ayrıca polimer esaslı malzemelerin katılımı ile aderans ve yapışma direnci arttırılmıştır.

Yao *et al.* (2003) düşük lif hacimli hibrid lifli betonların mekanik özelliklerini araştırmışlardır. Çalışma kapsamında karbon-çelik, çelik-polipropilen (PP), PP-karbon olmak üzere üç çeşit hibrid lif kombinasyonunun basınç dayanımı, yarmada çekme dayanımı ve eğilme dayanımı özelliklerini araştırmışlardır. Karbon-çelik kombinasyonundan oluşan numunelerde iki farklı lif türünün elastisite modülü ve aralarındaki etkileşimin yakın olduğu için en yüksek basınç ve çekme dayanımını elde etmişlerdir. Ayrıca en yüksek tokluk değerini yine çelik-karbon hibrid lif numunelerinde elde etmişlerdir.

Gelişen yapı teknolojisine rağmen yapılar için en ciddi risklerden biri olmaya devam eden yangın üzerinde deneysel çalışmalar günümüzde devam etmektedir. Chen and Liu (2004) özellikle boşluksuz bir yapıya sahip olduğu için yangın direnci düşük yüksek dayanımlı betona hibrid lif katılarak yangın dayanımının iyileştirilmesi amaçlanmıştır. Yüksek dayanımlı betonlar (YDB) üzerinde yapılan deneysel çalışmalara baktığımız zaman YDB' ların yüksek sıcaklıklarda hasar görmesinin iki ana faktörün neden olduğu belirtilmektedir. Birincisi, yüksek sıcaklık değerlerine ani bir şekilde ulaşılması ile termal gerilmelerin boşluk etrafında toplanması. İkincisi, yüksek sıcaklıkta betonun içerisinde hapsolan nemden dolayı buhar basıncındaki artış. Bu dezavantajların önüne geçebilmek için lifli beton uygulamasına gidilmiştir. Fakat polipropilen gibi liflerin erdikten sonra yerlerinde boşluk kalmakta ve bu olay dayanım azalmasına da sebep olmaktadır. Dolayısıyla Chen and Liu (2004) hibrid lif uygulamasını tercih etmişlerdir. Bu amaçla karbon, çelik ve polipropilen lifleri tek başına ve bir birleri ile kombinleyerek kullanmışlardır. Lifsiz YDB numunelerde 400 °C' de betonda patlamalar gözlemlenmiştir. Sıcaklık 800 °C' ye çıkarıldığında bütün numunelerde patlama gözlemlenmiş ve hatta yüksek sıcaklıktan sonra basınç dayanımının ölçülebilmesi için sadece birkaç numune sağlam kalmıştır. Çelik ve karbonlu numunelerde 800 °C' de boşluklarda ilk patlamalar gözlemlenmiştir. Polipropilen katkılı numunelerde ise herhangi bir patlama gözlemlenmemiştir. Yüksek sıcaklıktan sonraki nihai basınç dayanımına bakıldığı zaman en fazla basınç dayanım kaybı lifsiz YDB, en az düşüş ise karbon ile polipropilen hibrid lifli numunelerde elde edilmiştir. Yüksek sıcaklıktan sonra yarmada çekme dayanımlarına bakıldığı zaman nihai dayanımda en az düşüş çelik ile polipropilen hibrid lif karışımında elde edilmiştir. Sonuç olarak bakıldığında hibrid lif kullanımı tek tip lif kullanımına nazaran yüksek sıcaklığa

maruz kalan betonlar için gerek basınç gerekse de yarmada çekme dayanımı üzerinde daha etkili olmuştur.

Sorelli *et al.* (2005) farklı boyutlarda (makro ve mikro) çelik lif kullanarak elde ettikleri hibrid lifli betonun mekanik özelliklerini incelemişlerdir. Makro çelik lifli betonun mikro çelik lifli betondan daha düşük basınç dayanımına ve çökme değerine sahip olduğunu belirtmişlerdir. Ayrıca eşit hacimsel oranda makro ve mikro çelik lifin kullanılması ile elde edilen hibrid lifli betonun basınç dayanımı ve çökme değeri mikro çelik lifli betonunkine çok yakın çıkmıştır. Mikro çelik liflerin çatlak alanı üzerinde makro çelik liflere göre daha olumlu bir etkisinin olduğu belirtilmiştir. Ayrıca lif boyutlarının mikro veya makro boyutta olmasının kırılma mekanizması üzerinde etkili olduğunu vurgulamışlardır.

Ahmed *et al.* (2007) çalışmalarında çelik, polietilen ve polivinil alkolü liflerin hacimce %0 ile %2,5 tek başlarına veya bir birleri ile kombinleyerek kullanılmasının eğilme dayanımı üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Bununla birlikte karışımlarda yüksek oranda uçucu kül (%50, %60 ve %70) kullanılmıştır. En yüksek eğilme dayanımına %1 çelik ve %1,5 polietilen lif karışımı numunede ulaşılmıştır. Ayrıca %0,5 çelik ve %2 polietilen hibrid karışımında en yüksek eğilme tokluğu ve deplasman değerine ulaşılmıştır. Genel olarak çelik ile polietilen hibrid kullanımı çelik ile polivinil hibrid kullanımına göre daha düşük eğilme dayanımına fakat daha yüksek deplasman kapasitesine ulaşmıştır. Çelik ile polietilen hibrid kullanımında maksimum yüke ulaşıldıktan sonra dayanım kaybı oranının, çelik polivinil hibrid kullanımına göre daha az olduğu belirtilmiştir. Ayrıca %50 uçucu kül kullanımının hibrid lif doluluğu için en ideal oran olduğu belirtilmiştir.

Aydın (2007) çelik ve karbon lif kombinasyonu ile oluşturduğu hibrid lifli kendiliğinden yerleşen betonun (KYB) mekanik özellikleri (basınç, çekme ve eğilme dayanımı) üzerinde deneysel bir çalışma yürütmüştür. Hibrid lif oranı hacimce %2 sabit tutulmuştur. %2'lik hibrid lif oranında çelik ve karbon lifi %0-2, %0,25- 1,25, %0,5 - 1,5, %0,75 - 1,25, %1 - 1, %1,25 - 0,75, %1,5 - 0,5 ve %1,75 - 0,25 oranlarında kullanmıştır. Hibrid lif içerisindeki çelik lif oranının artması KYB' nin yayılma çapını arttırmıştır. Maksimum basınç, yarmada çekme ve eğilme dayanımları sadece çelik lifin %2 oranında kullanıldığı numunelerde elde edilmiştir. Çelik lif ile karbon lifin birlikte kullanılması eğilme ve yarmada çekme dayanımlarını arttırmıştır.

Tanyıldızı (2008) çalışmalarında yüksek sıcaklık etkisinin (400, 600 ve 800 °C), silis dumanı oranının (%0 ve %10) ve karbon lif oranının (%0, %0,5, %1 ve %2) hafif betonların mekanik özelliklerine (basınç ve eğilme dayanımı) etkisini deneysel olarak incelemişlerdir. Taguchi metodunun kullanıldığı deneysel çalışmada basınç dayanımı için en ideal şartların 20

°C, %10 silis dumanı ve %0,5 karbon lif katkılı beton karışımının olduğu belirtilmiştir. Benzer şekilde eğilme dayanımı için en ideal şartların 20 °C, %10 silis dumanlı ve %1 karbon lif katkılı beton karışımının olduğu belirtilmiştir. Ayrıca hafif betonda basınç dayanımında öne çıkan ve etkili parametrenin karbon lif oranı olduğu vurgulanmıştır.

Hsie *et al.* (2008) poplpropilen (PP) hibrid lifli betonların mekanik özelliklerini (basınç dayanımı, yarmada çekme dayanımı, işlenebilirlik, eğilme özellikleri, tokluk indeksi ve kuruma rötresi gerilmesi) deneysel olarak incelemişlerdir. Bu amaçla *staple* PP lif oranını beton karışımında sabit tutarak *monofilament* PP lif oranı arttırılarak hibrid lifli beton üretmişlerdir. Çalışmada iki farklı PP lif (*coarse monofilament* ve *staple*) kullanılmıştır. Monofilament PP lif kullanımının çökme değerini düşürmesine rağmen basınç dayanımı, yarmada çekme dayanımı ve eğilme dayanımını arttırmıştır. Monofilament lifle birlikte kullanılan kesikli PP lifler de benzer şekilde çökme değerini düşürmesine rağmen mekanik özellikler üzerinde olumlu etkiye sahip olduğunu belirtmişlerdir.

Greenough and Nehdi (2008) KYB' li narin kirişleri etriye donatısı kullanmadan lifli betonla üretmişlerdir. Böylece minimum kesme donatısını etriye kullanmadan çelik ve polipropilen lifler ile sağlamayı amaçlamışlardır. Deneysel çalışmanın ana parametreleri ise lif türü (çelik ve polipropilen), lif şekli (kancalı, düze ve pürüzlü), lif boyut etkisi (50 ve 30 mm boyunda lifler), lif hacmi (0,5 ve 0,75 ve 1,0) olarak belirlenmiştir. Yukarıda bahsedilen parametrelerin KYB' li etriye donatısı kullanılmayan narin kirişlerin kesme davranışına etkisi deneysel olarak incelenmiştir. Kiriş boyutları (200 x 300 x 2400 mm) tüm numunelerde sabit tutulmuştur. Referans numunesine göre kesme dayanımında en yüksek artışın %1 oranında kancalı çelik lifin kullanıldığı numunede elde edilmiştir. En az artış se %0,5 pürüzlü polipropilen kullanılan numunede olmuştur. Lif oranının artması ile nihai yükün de artmasının yanı sıra deformasyon kapasitesi de artmaktadır. Bununla birlikte çelik lif katkısı numunelerin daha duktıl davranmasına sebep olmuştur. Enerji sönümlleme kapasitesi de özellikle çelik lif eklenmesi ile artmıştır. %1 oranında çelik lif eklenmesi referans numunesine göre enerji sönümlleme kapasitesini altı kat arttırmıştır. Çelik lif eklenmesi ACI318-05'de KYB' li betonarme kirişlerin sağlaması gereken minimum kesme dayanımı değeri sağlanmıştır. Lifli KYB' li etriyesiz kirişlerde geleneksel betonla üretilmiş referans numunesine göre daha fazla bir kesme davranışı sergilemiştir.

Kim and Shin (2011) çalışmalarında karbon ve cam hibrid lifli betonla güçlendirdikleri kirişlerin eğilme davranışını incelemişlerdir. 14 adet 152 x 250 x 2400 mm boyutlarında betonarme kiriş üretmişlerdir. Çalışmalarında karbon ve cam lifin farklı kombinasyonlarını denemişlerdir. Betonarme kirişler, güçlendirilmiş kirişlerin ön yüklemenin eğilme davranışı

üzerindeki etkisini incelemek için, güçlendirme yapılmadan önce farklı büyüklüklerde yüklenmişlerdir. Deneysel çalışmanın ana parametreleri hibrid lif katmanlarının kombinasyonu ve ön yükleme büyüklüğüdür. Kirişler iki ve üç katmanlı olarak hidrid lifler ile güçlendirilmiştir. Göçme yüküne ulaşıncaya kadar yüklemeye devam edilmiştir. Çalışma kapsamında yük-deformasyon eğrileri, düktilite, çatlak yayılması ve kırılma modları incelenmiştir. Güçlendirilmiş kirişlerin rijitliği ve nihai dayanımı üzerinde hibrid liflerin olumlu bir etkisinin olduğunu belirtmişlerdir. Karbon lif tabakasından önce cam lif tabakasının uygulandığı kirişlerde en iyi düktilite ve dayanım sonuçlarını almışlardır. Hidrid lifler ile güçlendirilmiş kirişlerin yapısal davranışına ön yüklemenin etkisi açıkça gözlenmiştir. Hibrid lifle güçlendirmenin ön yüklemenin yapıldığı kirişlerde güçlendirme yapılmayan kirişlerden daha az olduğu belirtilmiştir. Ayrıca hibrid lifler göçme yüküne ulaşmadan önce güçlendirilmemiş kirişlerin göçme yüküne ulaştığı belirtilmiştir. Ayrıca depremde hasar görmüş betonarme binaların onarım/güçlendirme için hasarın tespiti, uygulanışı gibi parametreler için yapay zekâ ya da bulanık mantık yöntemleri de tercih edilebilmektedir (Aydın 2007; Aydın *et al.* 2009; Baltacıoğlu vd. 2010a; Baltacıoğlu vd. 2010b; Çağlar and Garip 2013).

Pereira *et al.* (2012) lifli betonda hibrid lif kullanımının çatlak gelişimi üzerindeki etkilerini incelemişlerdir. Farklı tipteki liflerin çatlak oluşumundaki köprüleme davranışını nasıl etkilediğini ve köprüleme davranışı ile kompozitin çatlak oluşumunun nasıl tahmin edileceğini araştırmışlardır. Lifli betonların çekme dayanımının değerlendirilebilmesi için uygulanan stratejinin her bir kompozit fazının mikro-mekanik rolünün ve öneminin açıkça değerlendirilmesine ihtiyaç vardır. Dolayısıyla hibrid lifli betonların kullanımında her bir lif türünün ve farklı lif türleri ile farklı matrislerin etkileşiminin çimentolu kompozit üzerindeki etkisinin iyice anlaşılması gerekmektedir. Çalışma kapsamında üç farklı lif türü (polivinil alkol (PVA), polipropilen (PP), poliakrilonitrin (PAN) lif) kullanılmıştır. PAN hibrid lifli betonun diğer lifli betonlara göre çekme dayanımı ve çatlak gelişiminin önlenmesi üzerinde daha etkili olduğunu belirtmişlerdir.

Nili and Afroughsabet (2012) çalışmalarında silis dumanı mineral katkı ve çelik lifli betonun özelliklerini deneysel olarak araştırmışlardır. Çalışmalarında 0,46 ve 0,36 olmak üzere iki farklı su/çimento oranı ve %0, %0,5 ile %0,1 oranında çelik lif kullanmışlardır. Çelik lif kullanımının betonun basınç dayanımını %4 ~ 17 arasında arttırdığını ve karışımda %1,0 çelik lif ile silis dumanının kullanımının betonun su emmesini azalttığını bildirmişlerdir. Ayrıca silis dumanıyla birlikte çelik lif kullanımı betonun dinamik frekansını kısmen azaltmıştır.

Geleneksel ultra-yüksek performanslı beton ile yüksek performanslı çelik lifli beton (UYPÇLB) bir biri ile kıyaslandığında UYPÇLB' nun daha yüksek çekme, eğilme, kesme,

darbe, yorulma dayanımı ve aşınma direncine sahiptir. Son yıllarda özellikle UYPÇLB kullanımı tüneller, yer altı yapıları, havaalanı yolları, hidrolik yüklere maruz kalabilecek yapılarda artmaktadır. Ye *et al.* (2012) farklı çaplarda (0,2 ve 0,7 mm) ve farklı boyutlarda (13, 19, 30 ve 35 mm) lifleri kombinleyerek yüksek performanslı hibrid lifli betonun mekanik davranışını, (basınç ve eğilme dayanımı, kırılma enerjisi, eğilme düktilitesi) taşıma kapasitesi ve çatlak dağılımını deneysel olarak incelemişlerdir. Lif boyunun betonun eğilme dayanımı ve düktilitesi üzerinde artırıcı bir etkisinin olduğu belirtilmiştir. Diğer numunelerde karşılaştırıldığında en yüksek kırılma enerjisi ve eğilme tokluğu değerine %1,5 lif hacminde ulaşılmıştır. Yüksek performanslı betona çelik liflerin katılması özellikle betonun eğilme tokluğu kapasitesini ve düktilitesini arttırmıştır.

Zhang and Li (2013) çalışmalarında uçucu kül ve silis dumanı içeren betonda dört farklı oranda (%0,06, %0,08, %0,1 ve %0,12), iki farklı boyda (hacimce %60, 10 - 15 mm, %40, 15 - 20 mm) ve iki farklı geometriye sahip (hacimce %50 X, %50 Y şeklinde) polipropilen (PP) lif kullanarak betonun durabilite (işlenebilirlik, akıcılık, geçirimsizlik, kuruma rötresi, karbonatlaşma, donma-çözülme) özelliklerini incelemişlerdir. PP lif oranının artmasının betonun işlenebilirliğini ve akıcılığını azalttığını belirtmişlerdir. Ayrıca PP lif oranının artmasıyla betonun geçirimsizliğinin, kuruma rötresi gerilmelerinin ve karbonatlaşmanın olumlu yönde etkilendiğini deneysel çalışmaları neticesinde belirtmişlerdir. Ayrıca PP lif oranının artmasının betonda donma-çözülme üzerinde çok düşük bir etkisinin olduğunu belirtmişlerdir.

Lifli beton uygulamasının betonarme elemanlara uygulandığı çalışmalardan birisi de Iskhakov *et al.* (2014) çalışmalarıdır. Betonarme kirişlerde basınç bölgesinde yüksek dayanımlı çelik lifli beton ve çekme bölgesinde ise normal beton kullanmak suretiyle iki katmanlı betonarme kiriş imal etmişlerdir. Kiriş kesiti basınç ve çekme olarak iki bölgeye ayrılırken “d” anlamı yükseklik ve “x” çekme bölgesi yüksekliği olmak üzere $0,2d \leq x \leq 0,4d$ ifadesine göre kirişler tasarlanmıştır. Kiriş kesitinde çekme bölgesinde C25/30, basınç bölgesinde ise C75/80 betonu kullanılmıştır. Dört noktalı eğilme deneyine tabi tutulan betonarme kirişlerde iki katman arasında çatlakların gözlemlendiği belirtilmiştir. Ayrıca bu yaklaşım kirişin daha düktil davranmasına neden olmuştur.

Singh *et al.* (2014) farklı uzunluktaki (12,5 mm, 25 mm ve 50 mm) çelik lifleri hacimce %0,5, %1 ve %1,5 oranlarında bir birleri ile tekli, ikili ve üçlü şekilde kombinleyerek hibrid lifin dayanım karakteristik özelliklerine (basınç dayanımı, yarmada çekme dayanımı ve beton geçirimsizliği) etkisini deneysel olarak incelemişlerdir. Basınç dayanımı için en ideal oran, %1,5 oranında 25 mm uzunluğundaki çelik liflerin eklendiği karışımda elde edilmiştir. Benzer şekilde en ideal yarmada çekme dayanımı %1 oranında hibrid lifli betonda (%1’lik hibrid lif

karşımı %33 ve 12,5 mm + %33 ve 25 mm + %33 ve 50 mm) elde edilmiştir. Betonun geçirimsizliği için ise en ideal karışım %1 oranında 12,5 mm çelik lif kullanılarak elde edilmiştir.

Cam lifler diğer lif türlerine göre nispeten daha ucuz, hafif, yüksek çekme dayanımına sahiptir. Ayrıca cam liflerin betona eklenmesi ile betonun rötre çatlaklarını engelleyici bir etki yapmaktadırlar. Tassew and Lubell (2014) cam lif katkılı magnezyum potasyum fosfatlı bağlayıcı ile üretilmiş seramik betonun mekanik özelliklerini incelemişlerdir. Çalışmanın ana parametresi olarak lif oranının (%0 - 2) ve lif boyunun (13 ve 19 mm) basınç, eğilme ve kesme dayanımı üzerindeki etkileri olarak belirlenmiştir. Elde edilen veriler geleneksel portland çimento ile üretilen betonlarla karşılaştırılmıştır. Cam lif eklenmesi basınç dayanımı ve elastisite modülü üzerinde az bir etkiye sahip olduğunu bununla birlikte eğilme ve kesme dayanımı üzerinde ise artırıcı bir etkiye sahip olduğunu belirtmişlerdir. Ayrıca karışımdaki cam lif oranının artması ile işlenebilirlik azalmaktadır.

Khaloo *et al.* (2014) çelik lifli kendiliğinden yerleşen betonun mekanik ve reolojik özelliklerini deneysel olarak incelemişlerdir. %0,5, %1,0, %1,5 ve %2,0 çelik lif oranında normal dayanımlı ve yüksek dayanımlı kendiliğinden yerleşen lifli beton üretmişlerdir. KYB' nin reolojik özellikleri (L-kutusu, V-hunisi, slump değeri) ve mekanik özellikleri (basınç dayanımı, çekme dayanımı, eğilme dayanımı ve eğilme tokluğu) araştırılmıştır. Lif hacminin artması KYB' nin işlenebilirliğini düşürdüğü hatta %1,0, %1,5 ve %2,0 lif hacimli betonların L kutusu deneyini geçemediğini belirtmişlerdir. Lif oranının artması hem normal hem de yüksek dayanımlı lifli KYB' lerin 7, 28 ve 91 günlük basınç dayanımlarını azaltmıştır. Yüksek dayanımlı betondaki azalış normal betona göre daha azdır. Bunun yanı sıra çekme ve eğilme dayanımı ile eğilme tokluğu ise her iki beton türünde de lif oranı ile doğru orantılı sonuçlar vermiştir.

Lifli betonlu betonarme elemanların bir uygulama alanı ise kolonlardır. Liang *et al.* (2016) betonarme kolonlarda lifli beton kullanılarak eksenel yük seviyesinin ve kesme kuvvetinin uygulandığı yüksekliğin, deformasyon kapasitesi, enerji sönümleme kapasitesi ve rijitlik üzerine etkisini deneysel ve sayısal olarak incelemişlerdir. Bu amaçla dokuz adet lifli betondan bir adet de geleneksel betonla üretilen kolonlar sismik yükler altında deneye tabi tutulmuştur. Çalışma kapsamında lifli beton üretiminde polvinil alkollü lif hacimce %2,0 oranında kullanılmıştır. Lifli betonlu kolonlarda kolon tabanından 300 mm yükseklik boyunca lif kullanılmıştır. Lifli beton üretiminde kolonların, lifsiz betonla üretilenlere göre daha düktil davrandığı belirtilmiştir. Ayrıca lifsiz betonlu kolonların maksimum yüke ulaştıktan sonra ani bir şekilde göçmesine rağmen lifli betonu kolonlarda kolon tabanında daha küçük çatlaklar oluşmuştur. Lifli betonlu kolonlarda dayanım ve rijitlik azalması daha yavaş olmuştur. Bununla

birlikte plastik mafsallarda lifli betonlu kolonlarda liflerin enerji sönümlemesi ve düktilite üzerinde olumlu bir etkiye sahip olduğu belirtilmiştir.

Iqbal *et al.* (2015) deneysel çalışmalarında çelik lifli yüksek dayanımlı kendiliğinden yerleşen hafif betonun mekanik özelliklerini (basınç dayanımı, çekme dayanımı, eğilme dayanımı, süneklik, geçirimsizlik) araştırmışlardır. %0, %0,5, %0,75, %1,0 ve %1,5 oranında çelik lif kullanışlardır. Çalışma sonucunda özellikle lif oranının %1,0' in üzerine çıkması betonun işlenebilirliğini önemli ölçüde azalttığını belirtmişlerdir. Ayrıca lif oranının artması basınç dayanımını, elastisite modülünü azaltmasına rağmen yarmada çekme dayanımını eğilme dayanımını ve sertleşmiş betonun birim hacim ağırlığını arttırmıştır. Lif oranının artması işlenebilirliği azaltmasına karşın sünekliği arttırmıştır. Lif oranı fazla olan numuneler daha düktil bir davranış sergilemiştir.

Li *et al.* (2017) hibrid lifli donatısız beton davranışını geliştirmek için dört noktalı eğilme, tek eksenli çekme ve basınç, yarmada çekme dayanımından oluşan bir dizi deney serisi uygulayarak hibrid lifli betonların optimum lif oranını belirlemişlerdir. Özellikle kesme dayanımı ve tokluk gibi hibrid lifli betonun mekanik özellikleri üzerine farklı lif içeriğini belirlemek için parametrik çalışma boyunca hibrid liflerin optimum ağırlığı belirlenmiştir. Ayrıca kalıcı yük, kesme tokluğu ve eğilme üzerine hibrid liflerin birleşim özellikleri incelenmiştir. Çalışma kapsamında hibrid lifli betonların kesme, eğilme, çekme ve basınç davranışlarına farklı lif tiplerinin etkisini, farklı ağırlıktaki liflerin hibrid lifli betonun mekanik davranışına etkisini ve narinliğin çekme, basınç, eğilme ve kesme davranışına etkisi incelenmiştir. Bu amaçla çelik, bazalt ve polipropilen olmak üzere üç farklı lif kullanılmıştır. Bazalt ve polipropilen liflerin basınç dayanımı üzerinde düşük bir etkisinin olduğunu belirtmişlerdir. Çelik liflerin hibrid lifli betonun kesme, çekme ve eğilme tokluklarını ve dayanımlarını arttırmıştır.

Tabatabaeian *et al.* (2017) yüksek dayanımlı kendiliğinden yerleşen betonun (YDKYB) mekanik ve durabilite özellikleriyle (basınç dayanımı, yarmada çekme dayanımı, kırılma modülü, eğilme tokluğu, ultrasonik geçiş hızı ve elektriksel direnç) reolojik özelliklerine (yayılma, J halkası ve V hunisi) hibrid lif kullanımının etkisini araştırmışlardır. Bu amaçla kancalı çelik lif ve polipropilen lif olmak üzere iki farklı lif kullanmışlardır. Çalışma kapsamında %0,5 çelik lif, %0,5 hibrid lif (çelik + PP lif), %1,0 çelik lif, %1,0 hibrid lif (çelik + PP lif) kullanmışlardır. Basınç dayanımı, yarmada çekme dayanımı, kopma modülü ve eğilme tokluğu gibi mekanik testler yapmışlardır. Ayrıca betonun geçirimsizliğini değerlendirmek için tahribatsız test yöntemi uygulayarak ultrasonik darbe testi yapmışlardır. Elektriksel darbe yöntemiyle betonun durabilite özelliklerini araştırmışlardır. Lifler çimento hamurunun

akıcılığını engelleyerek YDKYB' nin reolojik özelliklerinden yayılma çapı lif oranı artıkça azalmıştır. Çelik lif oranının artmasının basınç dayanımını arttırmış fakat hibrid lif olarak çelik lif oranının azaltılıp PP lif oranının artırılması basınç dayanımını azaltmıştır.

Zhang *et al.* (2017) çimento hamuru fazını, beton fazını ve hibrid lifli beton fazını içeren mikro yapısına dayalı olarak hibrid lifli betonun elastisite modülünü ön görmek için çok katmanlı homojen bir model geliştirmiştir. Ayrıca desimetre seviyesinden nanometre seviyesine geçişi gerçekleştirmek için homojen bir kademe şeması oluşturmuşlardır. Ön görülen ve deneysel verileri bir birleri ile karşılaştırmışlardır.

Yoo *et al.* (2017) çalışmalarında ultra yüksek performanslı (ACI-239' a göre basınç dayanımı 150 MPa' dan fazla olan beton türü) lifli betonlarda lif türüne göre uygun maliyet üzerine deneysel çalışmışlardır. Çalışmalarında tek tip lifli betonla, hibrid lifli betonların eğilme performanslarını (dayanım, deformasyon kapasitesi, enerji sönümleme kapasitesi, çatlak oluşumu) karşılaştırmışlardır. Bu amaçla üç farklı çelik lif türü, kancalı, kıvrımlı ve düz ile birlikte referans numune olarak da Kuzey Amerika' da piyasada en çok tercih edilen ultra yüksek performanslı lifli beton üretmişlerdir. Çalışma kapsamında hibrid lifli sistemi oluşturmak için kancalı + düz lifler ve kıvrımlı + düz lifler kullanmışlardır. Lif oranını tüm numunelerde hacimce %2,0 oranında almışlardır. Kontrol numunesinde de hacimce %2,0 oranında kısa düz lifli ultra yüksek performanslı beton üretmişlerdir. Diğer numunelerde de hibrid lif oranı yine %2,0 oranında sabit kalacak şekilde %0, %0,5, %1,0, %1,5 ve %2,0 oranlarında kombinlenmiştir (örneğin, %0,5 kancalı lif + %1,5 düz). 100 x 100 x 400 mm ebatlarında toplam 9 adet prizmatik numune üretmişlerdir. Deneysel çalışma sonucunda, hibrid lifli (kancalı ve düz liflerden oluşan) ultra yüksek performanslı betonun sadece kancalı liflerden oluşan betona nazaran daha iyi bir eğilme davranışı gösterdiği fakat kıvrımlı ve düz liflerden oluşan hibrid lifli betonun ise sadece kıvrımlı liflerden oluşan betona göre daha kötü bir eğilme performansı gösterdiğini belirtmişlerdir. Kancalı liflerle üretilen ultra yüksek performanslı hibrid lifli beton karışımında düz liflerin oranının arttırılması eğilme performansını olumlu yönde etkilemiştir.

De Alencar *et al.* (2018) KYB' de çelik, polipropilen (PP) ve hibrid lif kullanarak (2 tür çelik ve tek lif PP) betonun monolitik yükleme altındaki davranışını incelemişlerdir. Çalışma kapsamında çelik lifler kancalı olmak üzere 30 mm ve 60 mm olmak üzere iki farklı tip seçilmiştir. Deney prosedürü olarak monolitik yükleme üç noktalı eğilme deneyi olarak uygulanmıştır. Çelik lif kullanımının özellikle eğilme dayanımını önemli ölçüde arttırmıştır.

Guler *et al.* (2019) çelik, poliomit sentetik lifleri tek başına ve bir birleri ile hibridleyerek betonun basınç, eğilme ve çekme dayanımlarını incelemişlerdir. Karışım oranını hacimce

%0,25, %0,50 ve %0,75 olarak seçilmiştir. Karışımda kullanılan çelik lifler 30 mm ve 60 mm boyunda, sentetik lifler 12 mm ve 54 mm olarak seçilmiştir. Deneysel çalışma onucunda çelik ve sentetik liflerin eklenmesinin beton basınç dayanımı üzerinde fazla bir etkisinin olmadığını göstermiştir. Hacimce %0,75 oranında hibrid lif kullanılması beton basınç dayanımı üzerinde etkili karışımdır. Bununla birlikte 12 mm uzunluğundaki sentetik liflerin basınç dayanımına hemen hemen hiçbir katkısının olmamış ve 54 mm uzunluğundaki sentetik liflerin ise basınç dayanımına oldukça az bir olumlu yönde katkısı olmuştur. Benzer durum çelik lifler içinde geçerlidir. Basınç dayanımı üzerinde en olumlu etkinin hibrid lif kullanımı ile elde edilmiştir. Gerek çelik ve sentetik liflerin tek başına kullanımı gerekse de hibridlenmesi çekme dayanımını ve eğilme dayanımını arttırmıştır. En fazla artış ise hacimce %0,75 oranında hibrid lif karışımında elde edilmiştir. Çalışma kapsamında teorik olarak hesaplanan basınç, çekme ve eğilme dayanımları literatürdeki lifli betonlar için önerilen formüllerle hesaplanan değerlerle karşılaştırılmıştır. Ayrıca yazarlar çekme, eğilme ve basınç dayanımı değerleri için kendi formüllerini oluşturmuşlardır. Önerdikleri formül betonun basınç dayanımı hacimce lif oranı, lif katkı indeksi parametrelerine bağlı olarak değişmektedir.

Nguyen *et al.* (2019) normal beton ve hibrid lifli betonların içerisine gömülen donatının çekme dayanımını incelemişlerdir. Hibrid lifli betonun üretiminde ise üç tip lif kullanarak farklı bir yöntem tercih edilmiştir. Betonun hacimce %0,2' si kadar polivinil alkol (PVA) lif, %0,5' i kadar 30 mm boyunda kancalı lif ve %0,8 oranında 60 mm boyunda kancalı çelik lif kullanılmıştır. 1040 mm yüksekliğinde prizmatik numuneler içerisine 16 mm çaplı donatılar kullanmışlardır. Donatı yüksekliği boyunca belli aralıklarla yerleştirilen gerilimölçer pullar sayesinde donatıdaki gerilmeler kayıt edilmiştir. Normal beton numunelerindeki donatıda gerilmeler orta noktada yoğunlaşırken, hibrid lifli betonlu numunelerdeki donatıda alt başlıkta toplanmıştır. Dolayısıyla normal betonlu numunede çatlaklar orta bölgede oluşmuştur. Hibrid lifli numunelerde ise alt tarafta çatlaklar oluşmuştur.

Sridhar and Prasad (2019) hibrid lifli betonarme kirişlerin statik ve dinamik yükleme altında davranışlarını incelemişlerdir. Hibrid lifli betonarme kirişler üretilirken hacimce %0,5 oranında çelik ve polipropilen lif kullanılmıştır. İki adet (bir adet geleneksel ve bir adet hibrid lifli betonarme kiriş) statik yüklemeye (dört noktalı eğilme deneyi) ile iki adet (bir adet geleneksel ve bir adet hibrid lifli betonarme kiriş) dinamik yüklemeye (frekans, mod türleri ve sönümlleme oranı) maruz bırakılmıştır. Statik yükleme deneyinde geleneksel betona iki tip lif eklenmesi betonarme kirişin yük taşıma kapasitesini %19 oranında arttırmıştır. Bununla birlikte statik yükleme uygulanan kirişlerde hibrid lif kullanımı çatlak yoğunluğunu azaltmıştır. Dinamik testler, belirlenen altı farklı modun her bir modu için doğal frekans ve sönümlleme

oranı değerleri elde edilmiştir. Hibrid lifli betonarme kirişlerin dinamik yükleme altındaki karakteristik değerleri geleneksel betonlu betonarme kirişlerden daha yüksek çıkmıştır.

Huang *et al.* (2019)  tip lifle ürettikleri hibrid lifli betonun erken yaşta mikro yapısını incelemişlerdir. Farklı özelliklerinden dolayı karbon lif (yüksek elastisite modülü), aramid lif (ultra yüksek performans, sıcaklığa karşı yüksek direnç, hafiflik) ve polipropilen lif (düşük elastisite modülü, düşük birim ağırlık, yüksek şekil değiştirme kapasitesi, ekonomiklik, yüksek tokluk) kullanmışlardır. Karbon, polipropilen ve aramid lifler betonun başta eğilme ve çekme olmak üzere basıncı dayanımını da arttırmıştır. Betonun mikro yapısına bakıldığı zaman aramid liflerin karbon ve polipropilene göre beton matrisi ile daha sağlam bir ara yüz oluşturmuştur.

Plastik Mafsal Kavramı ve önceki çalışmalar

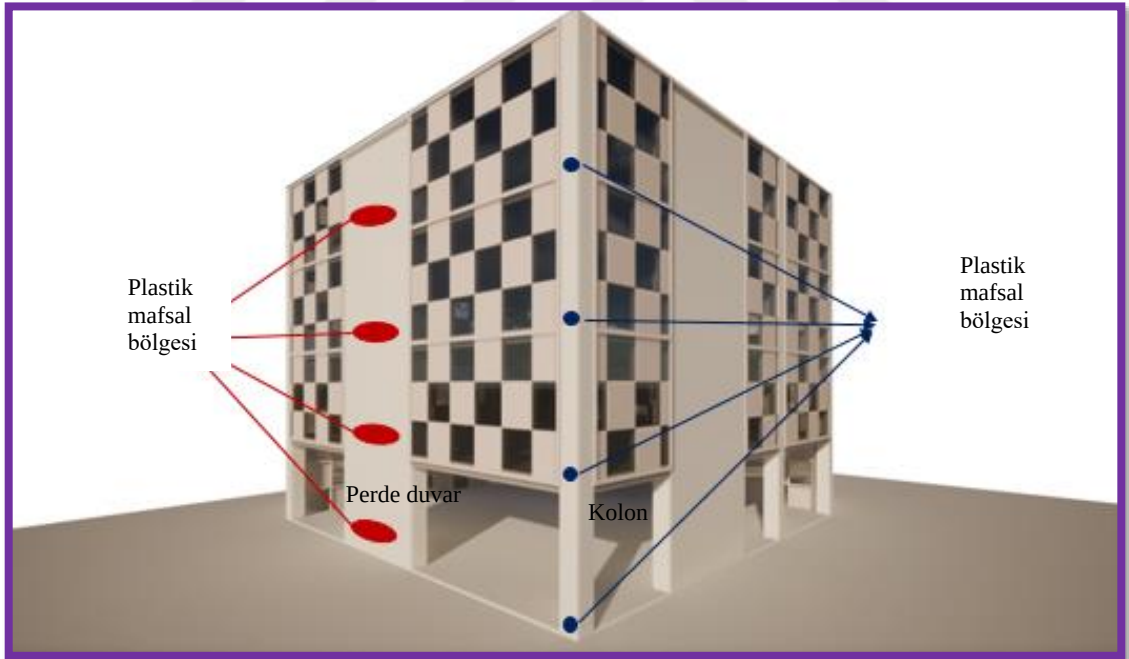
Plastik mafsal eğilme etkisindeki taşıyıcı elemanlarda deformasyon ve yük taşıma kapasitesini belirleyen plastik deformasyonların yığıldığı bölge olarak tanımlanır. Artan yükle birlikte moment taşıma kapasitesine ulaşan plastik mafsal belli bir noktadan sonra artık momenti karşılayamaz hale gelir. Fakat artan yükü dönme yaparak karşılar ve elemanın göçme moduna ulaşmasını geciktirir. Zaten plastik mafsal kavramındaki “mafsal”, bu bölgenin klasik mafsal gibi moment taşımamasından alır. “Plastik” kavramını ise elemanın artan yükü plastik deformasyon (dönme, eğrilik) yaparak karşıladığı anlamına gelir.

Betonarme elemanlarda plastik mafsal bölgesi oluşturmadan tasarımı yapmak da bir alternatif olarak karşımıza çıkmaktadır. Yani taşıyıcı elemanların sismik yükler etkisinde sadece elastik bölgede kalmasını sağlamak mümkündür. Fakat bu yöntem gerek mühendislik olarak gerekse de ekonomik sebeplerden dolayı uygulanabilir bir yöntem değildir. Bunun yerine yapıda taşıyıcı elemanların tasarımında belli noktalarda plastik mafsal bölgeleri oluşturarak sınır değerler içerisinde kalmak koşulu ile elastik ötesi davranış yapmalarına imkân tanınmalıdır. Burada deformasyon yapabilme derken kesitin ve/veya elemanın dönme veya eğrilik kavramları kastedilmektedir.

Plastik mafsal kavramı ayrıca süneklik kavramı ile de yakından ilgilidir. Bilindiği gibi süneklik bir taşıyıcı elemanın taşıma kapasitesinde herhangi bir azalma olmadan deformasyon yaparak yük taşımaya devam etmesi olarak nitelendirilebilir. Uygulamada genellikle yük-deformasyon, moment-eğrilik vb. grafiklerin altında kalan alan olarak ele alınmalıdır. Deprem kuvvetlerinin açığa çıkardığı enerjinin plastik mafsal bölgelerinde plastik deformasyonlar yaparak sönümlemesi süneklik kavramını ortaya çıkarmaktadır. Plastik mafsal bölgesinin davranışı yapının ve/veya taşıyıcı elemanın sünekliğini doğrudan belirler.

Uzun yıllar boyunca betonarme elemanlarda plastik deformasyonların oluştuğu plastik mafsalsal bölgesi araştırmacılar ve mühendisler için ilginç ve karmaşık bir konu olmuştur. Plastik mafsalsal performansı eğilme elemanının yük taşıma kapasitesi ve deformasyon kapasitesi için oldukça kritiktir. Betonarme eğilme elemanların plastik mafsalsal bölgesi, deprem gibi olaylarda betonarme elemanın göçmesini önlemek için iyi bir şekilde araştırılması gereken kritik bir bölgedir. Dolayısıyla plastik mafsalsal bölgesinin sayısallaştırılması sadece yeni yapıların dizaynı için değil eski yapıların onarımı için de oldukça önemlidir (Zhao *et al.* 2012).

Plastik mafsalsal betonarme kolon ve perde elemanlarda maksimum moment bölgesinde oluşmaktadır. **Şekil 13'** de plastik mafsalsal boyunun şekilsel gösterimi görülmektedir. Eğer betonarme kolon ve perdelerde plastik mafsalsal boyu tahmin edilebilirse, deplasmanlar eğriliğinin integrasyonu ile kolayca öngörülebilir. Plastik mafsalsal boyu bir yapı elemanında birçok faktöre bağlıdır. Bu faktörlerden en önemlileri ise; eksenel yük seviyesi, momentteki değişim, boyuna ve enine donatıların mekanik özellikleri, plastik mafsalsal bölgesindeki kesme gerilmelerinin seviyeleri, beton basınç ve çekme dayanımı, plastik mafsalsal bölgesindeki sargılama seviyesidir (Bae and Bayrak 2008).



Şekil 13. Betonarme kolon ve perde duvarlarda plastik mafsalsal bölgeleri.

Plastik mafsalsalın performansı yapı elemanının deformasyon ve yük kapasitesi için oldukça önemlidir. Nonlineer analizden elde edilen sonuçların doğruluğu yapıda mafsalsalın tanımlanması ile doğrudan ilişkilidir. Dolayısıyla betonarme elemanların plastik mafsalsal boyu araştırmacılar için karışık ve aynı zamanda ilgi çekici olmuştur (Sümer 2017). Literatürde

plastik mafsal boyunun hesaplanması için belirli bir formülasyona rastlanılamamıştır. Mevcut formüller deneysel çalışmalardan elde edilen sayısal hesaplamalara dayanmaktadır.

Betonarme perde duvarlarda sık donatı düzeninden dolayı problemlerle karşılaşmaktadır. Bu problemin önüne geçebilmek için birkaç yaklaşım mevcuttur. Bu yaklaşımlardan biri Rad and Adebar (2008) tarafından önerilen düktil duvar yaklaşımıdır. Düktil duvar yaklaşımında perdenin yüksekliği boyunca herhangi bir noktada donatının akmasının olabileceği yaklaşımıdır. Fakat bu yaklaşımda perde yüksekliği boyunca donatıların düktil bir şekilde detaylandırılmaları gerektiği için ekonomik değildir. Diğer bir yaklaşım ise perde tabanında plastik mafsal bölgesine ilaveten, perde orta bölgesinde de plastik mafsal oluşmasına izin verilen yaklaşımdır (Panagiotou and Restrepo 2009). Bu yaklaşımla perde duvar orta noktasında ikinci mertebe momentlerin sebep olabileceği hasar önlenabilir. Bir diğer yaklaşım ise plastik mafsalların perde tabanında olduğu geleneksel plastik mafsal yaklaşımıdır.

İnelastik deformasyonlar, düşey donatıların plastik deformasyon ve yüksek oranda inelastik eğrilerin olduğu plastik mafsal bölgesinde, konsol perdelerin taban kısmında yoğunlaşır. Gerçek eğri profillerini idealize etmek için Paulay and Priestley (1992) perde yüksekliği boyunca lineer elastik şekilde artan deformasyonların, eşdeğer bir plastik mafsal uzunluğu tarafından temsil edilebileceğini önermişlerdir. Bu yaklaşımda plastik mafsal değeri ve düktilite eğim seviyesi, perde duvarların maksimum inelastik deformasyonunun belirlenmesinde ihtiyaç duyulan iki parametredir (Shedid and El-Dakhkhni 2014).

Perde duvarlarda plastik mafsal yaklaşımı ile değerlendirilmesi için perde duvar davranışında belirleyici rol oynayan plastik mafsal bölgesindeki davranış oldukça önemlidir. Dolayısıyla perde duvarlarda plastik mafsal bölgesinin tanımlanması oldukça önemli fakat bir o kadar da zor bir iştir. Fakat gerek literatürde gerekse de ulusal ve uluslararası yönetmeliklerde perde duvarların plastik mafsal uzunluğu hakkındaki formüller arasında farklılıklar mevcuttur. Bununla birlikte geçmiş yıllarda yürütülen deneysel programlar ışığında araştırmacılar kendi deney sonuçlarını baz alarak formülasyonlar üretmişlerdir (bkz. **Tablo 10**)

Bae and Bayrak (2008) kolonlar üzerinde yapmış oldukları çalışma kapsamında yüksek eksenel yük seviyesinde, kolon L/H oranının ve eksenel yükün plastik mafsal boyuna etkisini araştırmışlardır. Bu amaçla bire bir ölçekli üretmiş oldukları kolonlar üzerinde deneysel program yürütmüşlerdir. Eksenel yük seviyesinin artması ile kolonların plastik mafsal uzunluğu artmıştır. Ayrıca deneysel çalışma neticesinde kolonların plastik mafsal boyunun tahmini için kendi formüllerini önermişlerdir.

Ahmed (2016) perde duvarlarda plastik mafsallara üzerine yapmış olduğu çalışmasında 40 katlı, ortası çekirdek perde duvarlı model binada dört farklı plastik mafsallara yaklaşımı ile perde duvar davranışını değerlendirmiştir. Birinci yaklaşımda 120 m yüksekliğindeki model binada klasik mafsallara yaklaşımı ile plastik mafsalların perde tabanında oluşmasına izin verecek şekilde modellemiştir (SPH (*single plastic hinge* model)). Model binada bu yaklaşım ile plastik mafsalları temel seviyesinden sonra birinci ve ikinci kat seviyelerine yerleştirmiştir. İkinci yaklaşımda, plastik mafsalları tüm perde yüksekliği boyunca modellemiştir (DW (*ductile wall*)). Üçüncü yaklaşımda plastik mafsalların perde orta noktasında (20 ve 21. katın arasında) ve de perde tabanında oluşmasına izin verecek şekilde modellemiştir (DPH (*dual plastic hinge*)). Dördüncü yaklaşımda ise yazarın önerdiği çoklu plastik mafsallara yaklaşımını (MPH (*multi plastic hinge*)) modellemiştir. Bu yaklaşımda periyoda ve frekansı farklı dört farklı moda göre maksimum momentin oluştuğu perde duvar boyunca dört farklı bölgeye (1 - 2, 12 - 13, 21 - 22 ve 28 - 29 kat seviyesi orta noktaları) plastik mafsallara tanımlanmıştır. Plastik mafsallara yerleştirmeden kasıt bu bölgelerin inelastik, diğer bölgelerin elastik davranış sergileyecek şekilde modellenmesidir. Dört farklı plastik mafsallara yaklaşımı zaman tanım alanında irdelenmiştir. Deplasman, plastik mafsallara dönme açısı, kesme deformasyon açısı, eğilme momenti kapasitesi ve kesme kuvveti kapasitesi incelenmiştir. Çalışma sonucunda önerilen çoklu plastik mafsallara yaklaşımının kesme ve eğilme momenti hasarı daha az olmuştur. MPH yaklaşımı ile hesaplanan eğilme momenti ve kesme kuvveti değerleri SPH yaklaşımı ile hesaplanan değerlerle karşılaştırıldığında sırasıyla %33 ve %17 daha düşük çıkmıştır. Ayrıca MPH yaklaşımı ile DPH yaklaşımı karşılaştırıldığı zaman perde yüksekliğinin 1/3 ve 2/3 seviyesinde eğilme momenti ve kesme kuvveti değerleri sırasıyla %40 ve %25 daha düşük çıkmıştır.

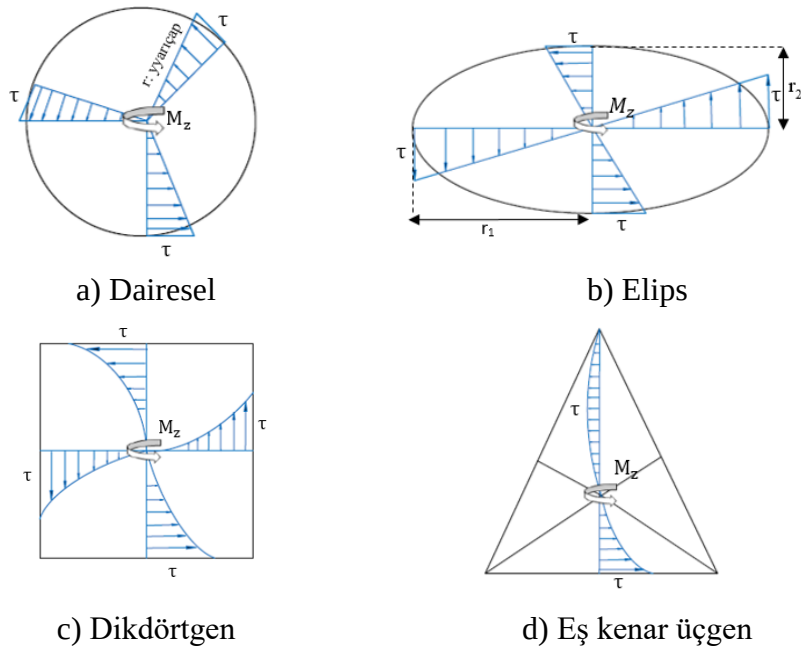
Deng *et al.* (2017) kolonlardaki plastik mafsallara güçlendirilmiş kolon dayanımına etkisini deneysel olarak incelemiştir. 2008 yılında Çin’deki Wenchuan depreminde köprülerdeki hasarın ve hatta göçmenin en önemli nedeninin kolonlar olduğuna dikkat çekmiştir. Dolayısıyla depremden sonra hasar gören kolonları güçlendirerek kolonların eğilme mekanizmaları, histerik davranışları, rijitlikleri ve enerji sönümleme kapasiteleri incelenmiştir. Bunu yaparak iki plastik mafsallara bölgesinin kolon boyunca oluşmasını sağlamışlardır. Yani I çelik profil ile güçlendirilen (kolonun etrafının I profiller ile boğçalaması benzetimi yapılabilir) kolonlarda birinci plastik mafsallara noktası kolon tabanında, ikinci plastik mafsallara noktası ise güçlendirme işleminin bittiği noktada oluşturulmuştur. Böylece kolonlarda çift plastik mafsallara (double plastic hinge) oluşturulmuştur. Çift plastik mafsallara oluşturmanın kolonun maksimum dayanım, enerji sönümle ve deformasyon kapasiteleri önemli ölçüde arttırmıştır. Hatta güçlendirme ile oluşturulan ikinci plastik mafsallara boyunun arttırılmasının

(yani güçlendirme yüksekliği) kolonların rijtliğini, enerji sönümleme ve maksimumu dayanım kapasitesini attırmıştır.

Burulma Momenti

Burulma olayı burulma momentleri etkisinde aynı eksen üzerinde eleman en kesitlerinin dönmesi olarak tanımlanır. Burulma momentleri etkisindeki elemanlarda kayma gerilmeleri oluşmakta ve kesit düzeyinde meydana gelmektedir.

Burulma kavramı literatürde karşımıza kesit geometrisine bağlı olarak çıkmaktadır. Genel olarak dairesel kesitler ve dikdörtgen kesitler olarak burulma momenti ele alınmaktadır. İnan (2018) burulma davranışı incelenecek kesitin daireselden farklı olması durumunda matematiksel elastisite teorisi ile ele alınması gerektiğini belirtmektedir. Bu bağlamda dairesel kesitli elemanların burulma davranışı hesaplanırken kabul yapılması gerekmektedir. Dik kesitler yer değiştirmeden sonra da düzlem kalırlar yani dik kesitler rijit bir levha gibi çubuk eksenini etrafında dönerler. Fakat bu varsayım yukarıda da belirtildiği gibi burulma davranışı incelenecek kesitin dairesel olması durumunda geçerli olacaktır. Eğer kesit dairesel şekilden farklı dik kesitlerin düzlem kalarak rijit bir levha gibi kendi düzlemleri içinde dönecekleri varsayımı geçerliliğini yitirecektir. Burulma momenti uygulanan özellikle dikdörtgen kesitli elemanlarda düzlem dik kalmayıp çarpılmaktadır (İnan 2018). **Şekil 14'** de burulma momentine maruz kalan farklı geometrik kesitlerdeki elemanlarda meydana gelen kayma gerilmeleri görülmektedir.



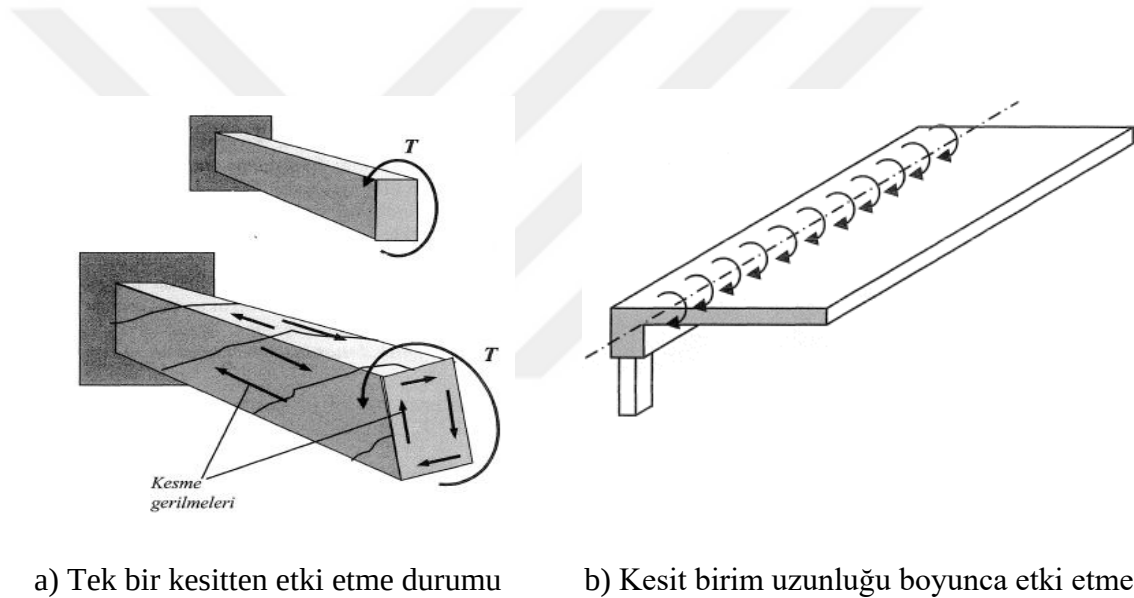
Şekil 14. Burulma momenti altındaki kesitlerde kayma gerilmesi dağılımı.

Basit burulma (yani elemanda sade burulma momentini etki etmesi durumu) betonarme elemanlarda genellikle pek rastlanmayan bir olaydır. Fakat Ersoy ve Özcebe (2015) betonarme kolonlara etki eden normal kuvvet durumu gibi betonarme elemanlara etki eden burulma momentinin de sınır durum oluşturduğunu vurgulamıştır. Dolayısıyla taşıyıcı elemanların burulma momenti altındaki davranışlarının anlaşılması ve yorumlanması oldukça önemlidir.

Şekil 14' e bakıldığı zaman burulma momenti etkisindeki kesitlerde maksimum kayma gerilmesi kesit kenarına doğru artmaktadır. Kesit geometrisi değiştiği zaman bu artışında şekli değişmektedir. **Şekil 14.a'** da dairesel kesitte kayma gerilmeleri daire merkezinde toplanmakta ve en küçük değeri almaktadır. Daire kenarında ise r yarıçapı ile orantılı olarak artarak maksimum değere ulaşmaktadır. Dairesel kesitte kayma gerilmelerinin r yarıçapı ile orantılı olarak artmasından dolayı **Şekil 14.b'** de ki elips kesitinde r_1 ve r_2 yarıçapları ile kayma gerilmelerinde ki artış da farklılık göstermektedir. **Şekil 14.c** ve **Şekil 14.d'** de kare ve üçgen kesitlerde maksimum kayma gerilmeleri kare ve eş kenar üçgenin her bir kenarın orta noktasında oluşmaktadır. Yani burulma momenti etkisindeki düzgün çokgen kesitli elemanlarda maksimum kayma gerilmeleri kenarların orta noktalarında oluşmaktadır.

Burulma momenti uygunluk burulması ve denge burulması olarak ikiye ayrılmaktadır. Uygunluk burulması genellikle hipersitatik sistemlerde ortaya çıkan bir burulma türüdür. Uygunluk burulmasında her hangi bir denge kaybı söz konusu olmadığı için bu burulma türü genelde göz önünde bulundurulmayabilir. Uygunluk burulmasının hesabında ise hem eğilme hem de burulma rijitlikleri hesaba katılmalıdır. Betonarme elemanlarda oluşan çatlakların eğilme rijitliğine azaltıcı yönde etki ettiği bilinen bir gerçektir. Bunun yanı sıra betonarme elemanda meydana gelen çatlaklar elemanın burulma rijitliğini de azaltmaktadır. Fakat burulma rijitliğindeki bu azalış eğilme rijitliğindeki azalıştan çok daha fazla olmaktadır. Hatta Celep (2011)' e göre burulma rijitliğindeki bu azalış $1/10$ ile $1/30$ seviyelerinde olabilmektedir. Bununla birlikte TS500' de uygunluk burulmasında burulma momentinin hesaplanmasına gerek olmadığı belirtilmiştir (Doğangün 2018). Denge burulmasında ise meydana gelecek burulma momenti sistemde dengenin bozulmasına neden olmaktadır. Denge burulması hiperstaik veya izostatik sistemlerde meydana gelebilir. Uygunluk momentinin aksine, denge momentinin hesaplamalarda göz önünde bulundurulması şarttır. Aksi takdirde sistemde denge sorunları oluşacaktır. Bir başka ifade ile uygunluk burulması kesitin burulma rijitliği ile ilgili bir kavram olduğu için eğer kesitin burulma rijitliği hesaplamalara katılmazsa sistemde her hangi bir denge kaybı söz konusu olmaz. Fakat denge burulması adından da anlaşılacağı üzere denge denklemleri ile hesaplanabilir. Eğer denge burulması hesaplanmaz ve sistemin burulma momentini karşılayıp karşılamadığı hesaplarla kontrol edilmezse sistemde göçme söz konusu

olabilmektedir. Dolayısıyla uygunluk burulmasında eleman burulma rijitliği ihmal edilebilir. Fakat denge burulmasında bu ihmal söz konusu değildir. Ayrıca uygunluk burulmasında elemanın burulma rijitliğindeki azalmaya bağlı olarak kesitte çatlaklar ve şekil değiştirmeler meydana gelebilir (Celep 2011). Burulma momenti kavramı daha çok betonarme kirişlerde ele alınmaktadır. Betonarme kirişlerde denge burulmasının olduğu durumlarda da genellikle burulma donatısı hesabı yapılmamaktadır. Bunun yerine kesitte minimum donatının bulundurulması yeterli görülmektedir. Fakat burada dikkat edilmesi gereken nokta kirişte burulma momentinin karşılanabilmesi için hem boyuna donatılar hem de etriyelerin birlikte olması zorunludur (Doğangün 2018). Taşıyıcı elemanlarda ayrıca burulma momenti sadece tek bir kesitten etki edebileceği gibi (Şekil 15.a), kesit birim uzunluğu boyunca da (Şekil 15.b) etki edebilmektedir.



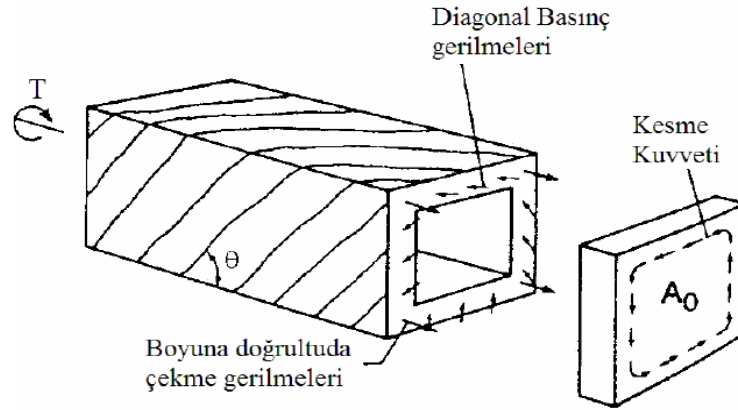
Şekil 15. Kesite etki eden burulma momenti

Burulma momenti teorileri

Burulma momenti hesaplarında uzay kafes analojisi, elastik ve plastik teori ve yanal eğilme teorisi olmak üzere dört temel teori üzerinde durulacaktır.

Burulma momenti ile ilgili ilk çalışmalar 1920’li yılların sonunda Rausch tarafından yapılmıştır. Burulma momenti ile ilgili ilk teoride bu yıllarda ortaya atılmıştır. Uzay kafes analojisinde içi dolu kesit yerine kutu şeklinde içi boşluklu kesit tercih edilmiştir. Kesitin orta bölgelerindeki kayma gerilmelerinin değeri kenarlara doğru artmakta olduğundan, merkezdeki kayma gerilmeleri bir nevi ihmal edilmiştir. Dolayısıyla içi boş ve dolu kesitlerin burulma momenti kapasitelerinin aynı olduğu varsayılmaktadır. **Şekil 16’** da uzay kafes analojisi modeli

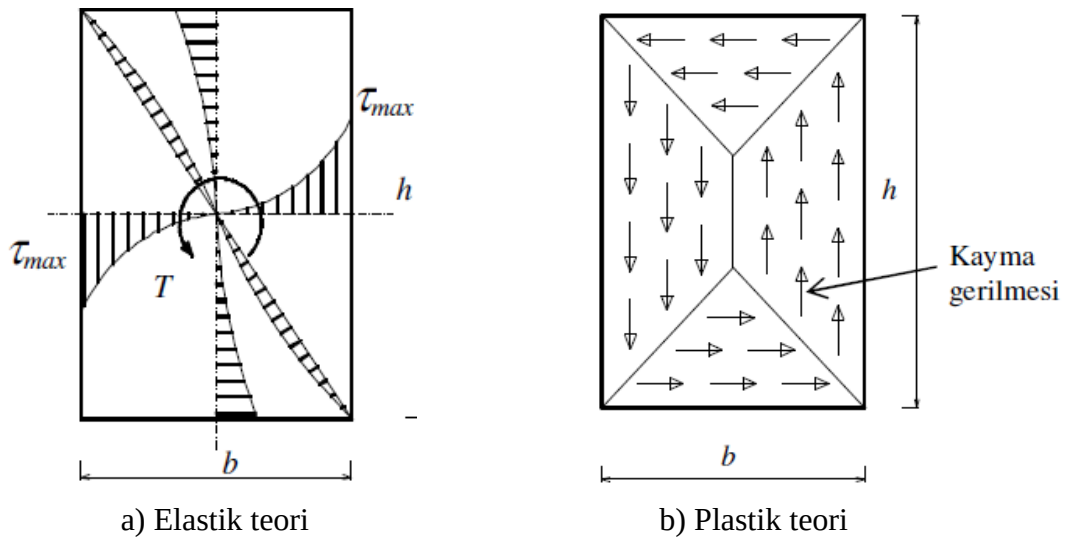
görülmektedir. Kesme kuvveti ve diyagonal basınç gerilmelerinin kesit kenarlarında oluştuğu görülmektedir.



Şekil 16. Uzak kafes analogisinde boşluklu kesit modeli (MacGregor and Ghoneim 1995)

Uzak kafes analogisinde kesitin burulma momenti kapasitesinde betonun katkısı ihmal edilmektedir. Yani kesitte meydana gelen burulma momentleri etriye kolları tarafından karşılandığı kabul edilmektedir. Ayrıca çatlakların 45 derece eğimle oluştuğu ve bu çatlaklar arasında sürtünme bulunmadığı da kabul edilmektedir.

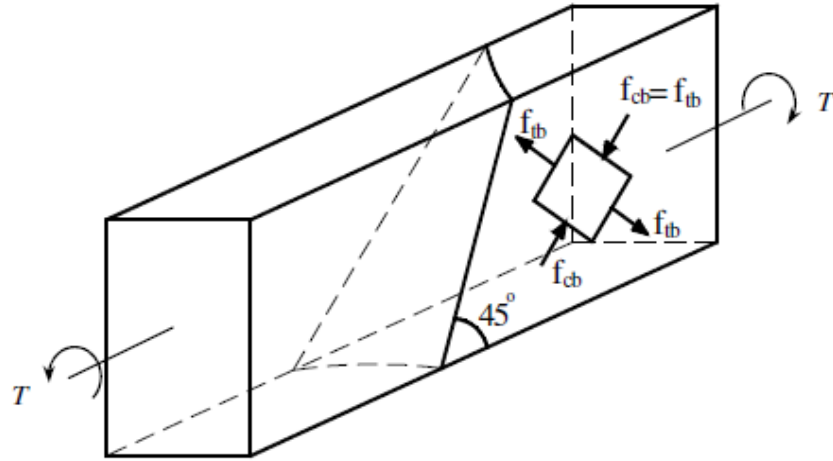
Burulma momenti hesaplarında kabul edilen diğer iki teori ise elastik ve plastik teorilerdir. Bu iki teori bir biri ile kıyaslanarak ele alınacaktır. **Şekil 17.a** ve **Şekil 17.b'** de sırasıyla basit burulma (sadece burulma momentini etki etmesi durumu) altında dikdörtgen kesitli elemanda elastik ve plastik teorilere göre kayma gerilmeleri gösterilmektedir.



Şekil 17. Basit burulma momenti etkisinde dikdörtgen kesitte kayma gerilmelerinin dağılımı.

Elastik teoride kayma gerilmelerinin merkezden dışa doğru arttığı ve kenar orta noktasında en büyük değere ulaştığı kabul edilmektedir. Plastik teoride ise kayma gerilmelerinin kesitte eşit şekilde dağıldığı kabul edilmektedir. Elastik teori ile hesaplanan değerlerin deneysel çalışmalardan elde edilen değerlerden fazla çıktığı bildirilmektedir. Elastik teori betonun plastik davranışını ihmal etmektedir. Bunun yanı sıra plastik teoride betonun plastik davranışı dikkate alınmaktadır. Fakat betonun da tam anlamıyla plastik bir davranış sergilemediği açık bir gerçektir. Bundan dolayı iki teori de basit burulma momenti altında kesitlerin davranışını tam anlamıyla ifade etmemektedir.

Betonun davranışının ne tam elastik ne de tam plastik olmamasından dolayı bir diğer burulma teorisi ortaya atılmıştır. Elastik teori betonun plastik davranışını ihmal ettiği için gerçekten daha az değerler, plastik teori de betonun plastik davrandığını kabul ettiği için gerçek değerlerden daha büyük sonuçlar vermiştir. Basit burulma etkisindeki beton kirişlerin kırılmasına eğilme momentinin neden olduğunu ileri sürülmüştür. Yanal eğilme teorisine göre beton elemandaki ilk çatlama kirisin büyük yan yüzlerinden birinde, kiriş eksenine 45 derecelik bir açı ile başlar. Sonra çatlak alt ve üst yüzlere diyagonal olarak uzanır. Sonra dördüncü yüzde mevcut çatlak uçlarını birleştiren doğru üzerinde betonun aniden kırılmasıyla beton eleman kırılır (Şekil 18) (Zhang 2002; Aydın and Bayrak 2019).



Şekil 18. Basit burulma etkisi altındaki dikdörtgen kesitte yanal eğilme teorisine göre kırılma yüzeyi

Tezim kuramsal temeller başlığında sunulan literatür özeti ışığında, perde duvarların burulma momenti üzerinde yeteri kadar durulmadığı kanısına varılmıştır. Ayrıca gerek lifli beton gerekse de hibrid lifli beton uygulamalarının ise perde duvarlarda kullanımının yetersiz olduğu hatta hibrid lif teknolojisinin perde duvarlarda uygulamasına ise literatürde

rastlanılmamıştır. Yapılan literatür taraması ışığında betonarme perde duvarların burulma davranışı ve hibrid lif uygulaması alanında boşluğun olduğu kanısına varılmıştır. Bu çalışma ile betonarme perde duvarların burulma davranışı ile hibrid lif uygulaması ile literatürdeki bu boşluğun doldurulması amaçlanmıştır.



MATERYAL VE YÖNTEM

Tezin bu bölümünde “Materyal” başlığında, burulma momenti altında davranışları incelenen betonarme perde duvarların üretim aşamasında kullanılan malzemeler (çimento, agrega, çelik lif, karbon elyaf lif, donatı vb.) detaylı olarak ele alınmıştır. Ayrıca gerek burulma momenti deneylerinde gerekse de malzemelerin karakteristik özelliklerinin belirlendiği deney prosedürleri ve ölçüm yöntemleri açıklanmıştır. Betonarme perde duvarların geometrisi, donatılandırılması, beton dökümü ve beton karışımı yine bu başlık altında sunulmuştur. Bu tez çalışmasında bir tanesi deneme numunesi olmak üzere toplam 10 adet betonarme perde duvar üretilmiştir. H/L oranı 1,25 olan numunelerde on adet, H/L oranı 1,5 olan numunelerde dokuz adet şekil değiştirme ölçer pulu kullanılmıştır.

“Yöntem” başlığı altında, burulma momenti deney düzeneği, ölçüm ile yükleme prosedürleri ve deney sonucunda ulaşılması hedeflenen parametreler açıklanmıştır.

Materyal

Deneylerde kullanılan malzemeler

Bu bölümde beton üretiminde kullanılan malzemelerin gerek kimyasal, gerek fiziksel özellikleri standartlar ışığında açıklanmıştır. Ayrıca ölçüm düzeneğinde kullanılan malzemeler de bu bölümde açıklanmıştır. Deneysel çalışma kapsamında KYB ve hibrid lifli KYB’ ler laboratuvar ortamında üretilmiştir. Beton karışımında çimento, agrega, karışım suyu, mineral katkı malzemesi olarak silis dumanı, kimyasal katkı malzemesi olarak süper akışkanlaştırıcı, filler malzeme olarak mermer tozu ve çelik ile karbon elyaf lifler kullanılmıştır. Ölçüm sisteminde Deplasman Ölçerler (*Linear Variable Differential Transformer* (LVDT)) ve şekil değiştirme ölçer pulları (*strain gauge*) ile yükleme düzeneğinde hidrolik pompalar ve yük hücreleri de (*loadcell*) kullanılmıştır. Malzeme olarak LVDT ve şekil değiştirme ölçer pulları bu bölümde tanıtılacaktır. Hidrolik pompalar ve yük hücrelerinin tanıtımı ise Yöntem başlığında ele alınacaktır.

TS EN 197-1 standardında çimento, su ile karıştırıldığında hidratasyon reaksiyonları ve işlemleri ile priz alan ve sertleşerek bir hamur (pasta) oluşturan ve sertleşme sonrası suyun altında dahi dayanımını ve kararlılığını koruyan ince öğütülmüş inorganik hidrolik bağlayıcı olarak tanımlanmıştır. Bu çalışma kapsamında da KYB üretiminde Erzurum ili Aşkale ilçesindeki Aşkale Çimento Sanayi A.Ş.’ den tedarik edilen TS EN 197-1 standardına uygun

CEMII/A-M(P-LL) 42,5R sınıfında Portland-kompoze çimento kullanılmıştır. KYB üretiminde yüksek oranda en az iki bileşenden (kalker ve doğal puzolan) oluşan çimento türü tercih edilmiştir. Deneylerin laboratuvar imkânları ve dışarda dökülmesinden dolayı üretilen betonun hızlı bir şekilde priz alması istenmiş olup böylece R sınıfı (TS EN 197-1'e göre yüksek erken dayanım) bir çimento kullanılmıştır. Bununla birlikte deneysel çalışmada beton sınıfının perde davranışını doğrudan etkileyeceği aşikâr bir gerçektir. Literatür taraması ışığında KYB' ye lif eklenmesinin basınç dayanımını olumsuz yönde etkileyeceği düşünülerek TS EN 196-1'e göre 28 günlük basınç dayanımı 42,5 MPa olan çimento türü tercih edilmiştir. Beton üretiminde kullanılan CEM II/A-M (P-LL) 42,5R sınıfı çimentonun kimyasal, mekanik ve fiziksel özellikleri **Tablo 1'** de verilmiştir.

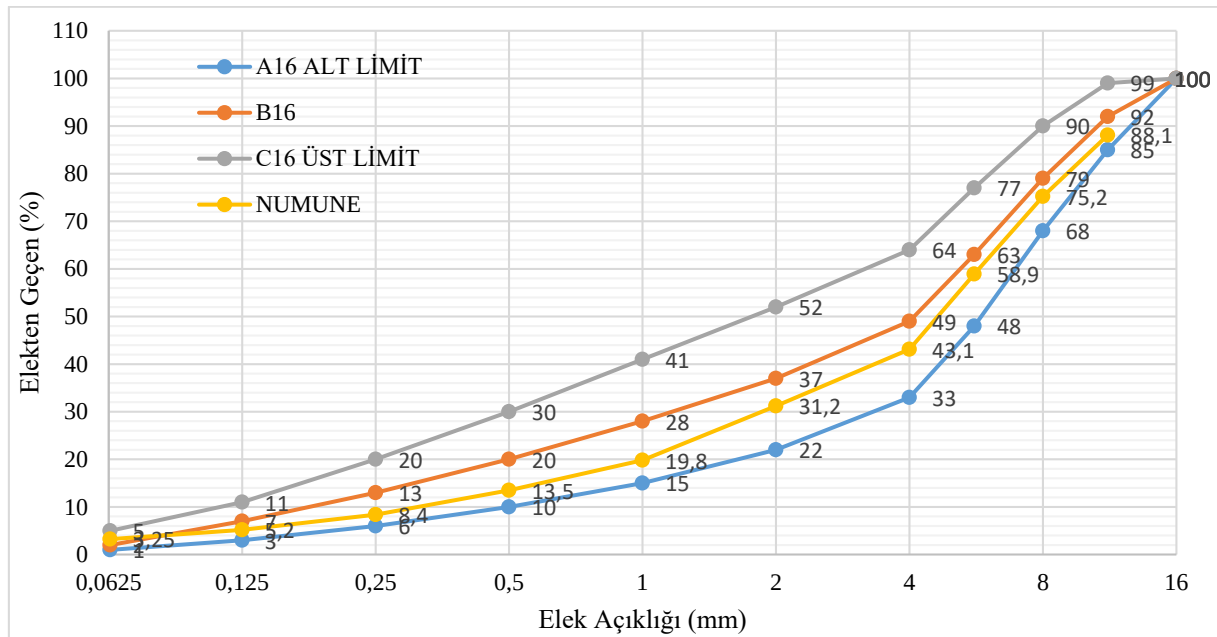
Tablo 1. Çimento Kimyasal, Mekanik ve Fiziksel Özellikleri

Kimyasal Özellikler		Fizikse ve Mekanik Özellikler	
Bileşen	Oran (%)	Özellik	Oran
SiO ₂	17,60	İncelik (%)	6,81
Al ₂ O ₃	4,45	Özgül ağırlık (g/cm ³)	3,01
Fe ₂ O ₃	3,08	Özgül yüzey (cm ² /g)	4403
CaO	60,02	Priz Başlangıç (saat-dk.)	2sa-56dk
MgO	2,29	Priz Sonu (saat-dk.)	3sa-24dk
SO ₃	2,67	Hacim genişlemesi (mm)	0,50
Na ₂ O	0,22	2 günlük basınç dayanımı (MPa)	27,46
K ₂ O	0,63	20 günlük basınç dayanımı (MPa)	51,03
Cl ⁻	0,0144	Su ihtiyacı (%)	29,00
Kızdırma Kaybı	8,49		

Türkiye Hazır Beton Birliği'nin yayınlamış olduğu Kendiliğinden Yerleşen Beton Kılavuzu'nda TS EN 197-1 standardına uygun olan tüm çimentoların KYB üretiminde kullanılabileceği belirtilmiştir. Dolayısıyla **Tablo 1'** de özellikleri verilen CEM II/A-M (P-LL) 42,5R sınıfı çimentonun KYB üretimi için kullanılması bu tez çalışması kapsamında uygun görülmüştür.

Beton karışımında kullanılan agregalar Erzurum Balsoy Hazır Beton Santralinden temin edilmiştir. Karışımında TS 706 EN 12620+A1 standartlarına uygun ince (< 4 mm) ve iri (< 4 mm ve < 16 mm) olmak üzere iki farklı çapta agrega kullanılmıştır. TS 500' de maksimum agrega çapı (D_{max}) için verilen kurallar göz önüne alınarak D_{max} =16 mm seçilmiştir. Hazır beton santralinden temin edildiği için ve hali hazırda beton üretiminde kullanıldığından dolayı agregalarda bulunabilecek zararlı madde tayini deneyi ayrıca yapılmamıştır. Bunun yerine beton karışım hesabında gerekli olan birim hacim ağırlık, yüzey nemi, su emme oranı ve elek analizi deneyleri yapılmıştır. İri ve ince agrega yığınlarından TS 706 EN 12620+A1 standardına

uygun şekilde çeyrekleme yöntemi ile örnek alınmıştır. Her bir deney grubu için üç adet örnek alınmış ve sonuçlar ortalama alınarak beton karışım hesabında kullanılmıştır. TS EN 1097-6 standardına göre iri ve ince agregâ sınıflarının su emme oranı ve tane yoğunlukları belirlenmiştir. Elde edilen sonuçlar ışığında beton karışım suyu idealize edilmiştir. Ayrıca elek analizi deneyi yapılarak çizilen granülometri eğrisi TS 802 ve TS 706 EN 12620+A1 standartlarında verilen en büyük tane çapına bağlı agregâ granülometri sınır eğrisi ile karşılaştırılmıştır. **Şekil 19'** de beton karışımında kullanılan agregânın granülometri eğrisi ve sınır değerler görülmektedir.



Şekil 19. Deneylerde kullanılan agregâ granülometri eğrisi.

Şekil 19' den de anlaşılacağı üzere beton karışımında kullanılan agregâ elek analizi sonuçları alt ve üst limit değerlerinin arasında kalmaktadır. Ayrıca beton karışımında ince madde oranını arttırmak için agregânın kalan hacminin %10' u kadar mermer tozu kullanılmıştır.

Beton karışımında karma suyu, Atatürk Üniversitesi Yapı ve Yapı Mekaniği Laboratuvarından temin edilmiş olup ve TS EN 1008 standardının da belirttiği üzere, içmeye uygun ve temiz suyun beton üretiminde kullanılabileceği şartına uygundur.

KYB üretiminde taze halde betonun kohezyon ve ayrışma direncini sağlamak için Türkiye Beton Birliği tarafından yayınlanan KYB Kılavuzuna göre Tip II (puzolanik esaslı) mineral katkı malzemelerinin kullanılması uygun görülmüştür. Ayrıca Chan and Chu çelik lifli betonlarda silis dumanı kullanımının çelik lifler ile beton fazı arasında aderansı artırdığını

belirtmişlerdir. Bundan dolayı yüksek seviyedeki inceliği ve küresel şeklinden dolayı iyi bir kohezyon ve ayrışma direncine sahip olan ve TS EN 13263-1-A1 standardına uygun silis dumanı mineral katkı malzemesi olarak tercih edilmiştir. **Tablo 2'** de özellikleri verilen silis dumanı, Antalya ilinde bulunan Eti Elektrometalürji A.Ş.' den temin edilmiştir.

Tablo 2. Beton Karışımında Kullanılan Silis Dumanının Özellikleri

Özellik	Ölçüm Standardı (%)	TS EN 13263-1 Limit Değeri
SiO ₂	78,81	<4
SO ₃	0,8300	<2
Cl ⁻	0,0301	<3
Serbest CaO	0,0100	<1
Na ₂ O	0,5500	-
K ₂ O	0,2580	-
Kızdırma kaybı	1,6800	<4

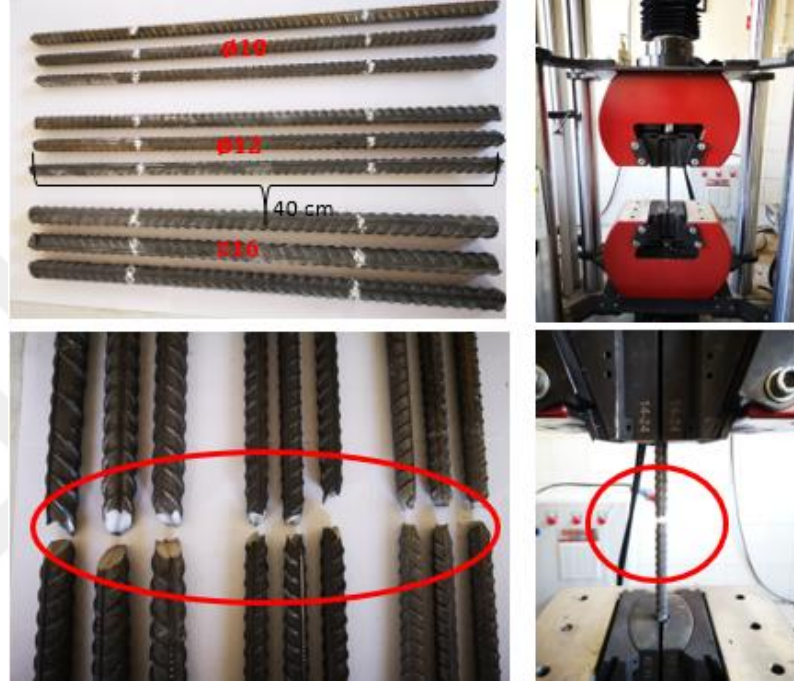
Su/bağlayıcı oranının azalması haliyle geleneksel betonda akıcılığın azalmasına neden olacaktır. Ancak hem yüksek mukavemetli hem de akışkan bir beton üretmek için kimyasal katkı kullanılması azalan su/çimento oranına rağmen akışkanlığın artmasına neden olmuştur. Akışkanlaştırıcıların kimyasal ve fiziksel özellikleri karışımın performansını doğrudan etkileyeceği düşünüldüğünden uygun akışkanlaştırıcının tayini için farklı özellikte ve farklı oranlarda akışkanlaştırıcılarla ön döküm deneyleri yapılmıştır. Liflerin KYB' nin akıcılığını azaltacağı bilgisi ışığında kimyasal katkı oranı bağlayıcı miktarının %2'si oranında kullanılması en uygun sonuçları vermiştir. Ön döküm deneyleri neticesinde beton karışımında Sika firmasının ürettiği TS EN 934-2+A1 standardına uygun ViscoCrete SF18 yeni nesil hiper akışkanlaştırıcı tercih edilmiştir. Akışkanlaştırıcının teknik özellikleri **Tablo 3'** de verilmiştir.

Tablo 3. Beton Karışımında Kullanılan Hiper Akışkanlaştırıcının Özellikleri

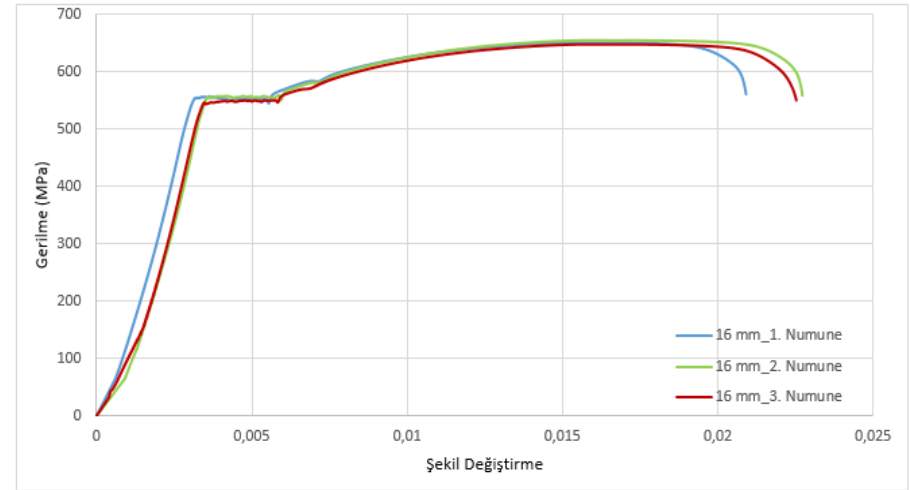
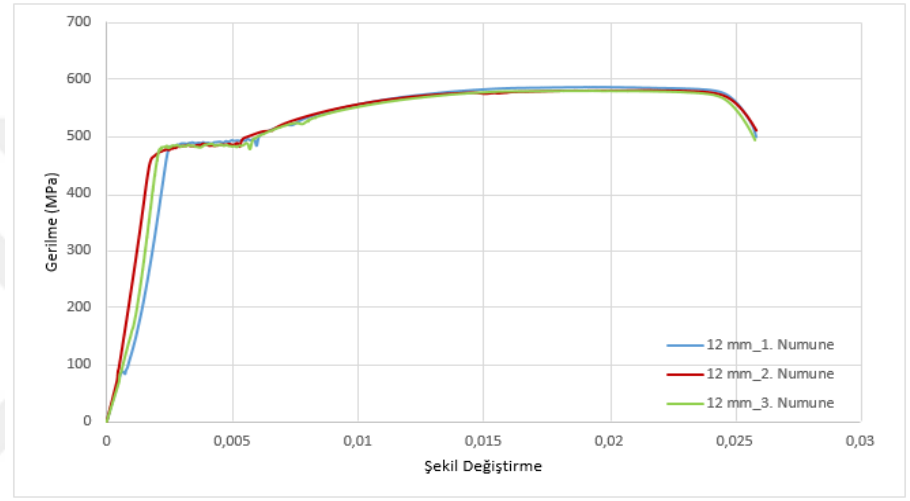
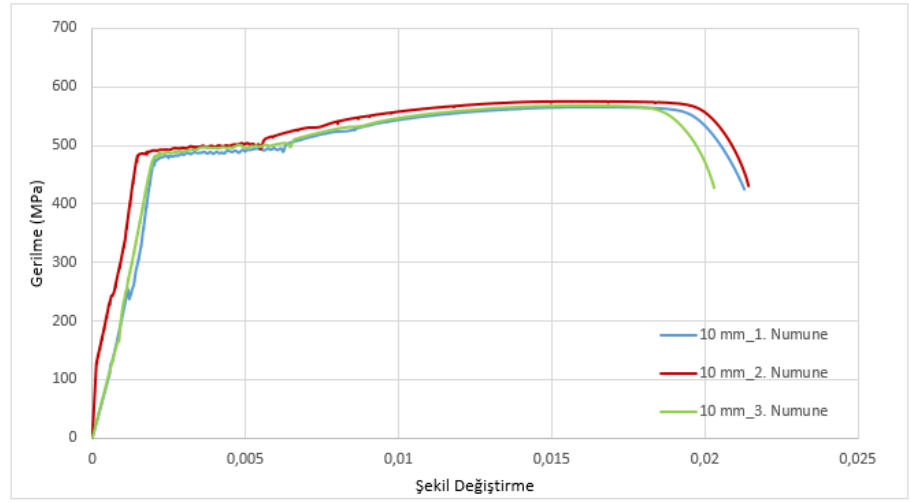
Özellik	Açıklama
Kimyasal Yapı	Modifiye polikarboksilat esaslı polimer
Yoğunluk	1,06 – 1,10 kg/l, 20°C'de
pH Değeri	3-7
Suda Çözünebilir	En fazla %0,1 klorür içermez
Klorür Yüzdesi	
Prize Etkisi	Geciktirici değildir
Donma Noktası	-10 °C
Sarfiyat / Dozaj	Kendiliğinden Yerleşen Beton için kullanılan bağlayıcının ağırlıkça %1,0 – 2,0'si (100 kg bağlayıcı için 1000–2000 g) oranında.

Betonarme perde duvarların donatılandırılmasında temel pabucunda ızgara olarak 16 mm, gövde kısmında ise boyuna donatı olarak 12 mm ve enine donatı olarak 10 mm çapında TS 708 standardına uygun nervürlü inşaat çeliği kullanılmıştır. Deney sonuçlarının herhangi bir

sapmaya neden vermemesi için perde duvarların tamamında aynı partiden donatı kullanılmıştır. Kullanılan donatının karakteristik özelliklerini tayin edebilmek için her çaptaki donatıdan üçer adet numune perde duvarlardan rastgele seçilmiştir. Donatıların çekme deneyi sonucunda kopma şekilleri **Şekil 20'** de ve gerilme-şekil değiştirme grafikleri **Şekil 21'** de görülmektedir. Ayrıca donatıların karakteristik özellikleri **Tablo 4'** de verilmiştir. **Tablo 4'** deki değerler her üç numunenin ortalamasını göstermektedir.



Şekil 20. Donatı çekme deneyi sonunda numunelerinin görünümü.



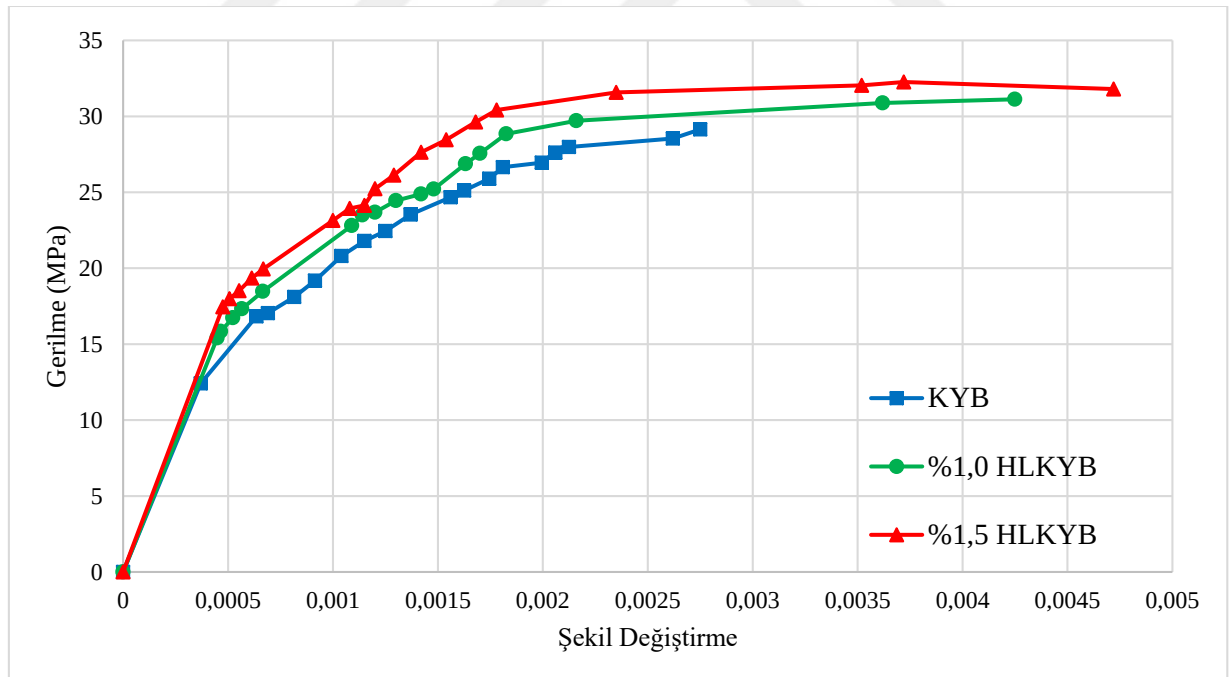
Şekil 21. Donatıların gerilme-şekil değiştirme eğrileri.

Tablo 4. Deneylerde Kullanılan Donatıların Karakteristik Özellikleri

	Ø16	Ø12	Ø10	TS 708 min. Değer
Çekme Dayanımı (MPa)	650,201	581,834	569,756	500
Çekme Dayanımına Karşılık Gelen Şekil Değiştirme	0,015744	0,020169	0,015737	-
Çekme Kuvveti (kN)	130,932	65,804	44,750	-
Akma Dayanımı (MPa)	553,292	479,813	484,712	420
Akma Dayanımına Karşılık Gelen Şekil Değiştirme	0,003778	0,002444	0,002067	-
Kopma Dayanımı (MPa)	553,521	494,559	427,317	-
Kopma Dayanımına Karşılık Gelen Şekil Değiştirme	0,022053	0,025900	0,021006	-
Çekme Dayanımı/Akma Dayanımı	1,17	1,21	1,17	1,15
Toplam Boy Değişimi (mm)	41	49	40	-
Elastisite Modülü (GPa)	180	210	220	-
Kopma uzaması (%)	21	25	21	10

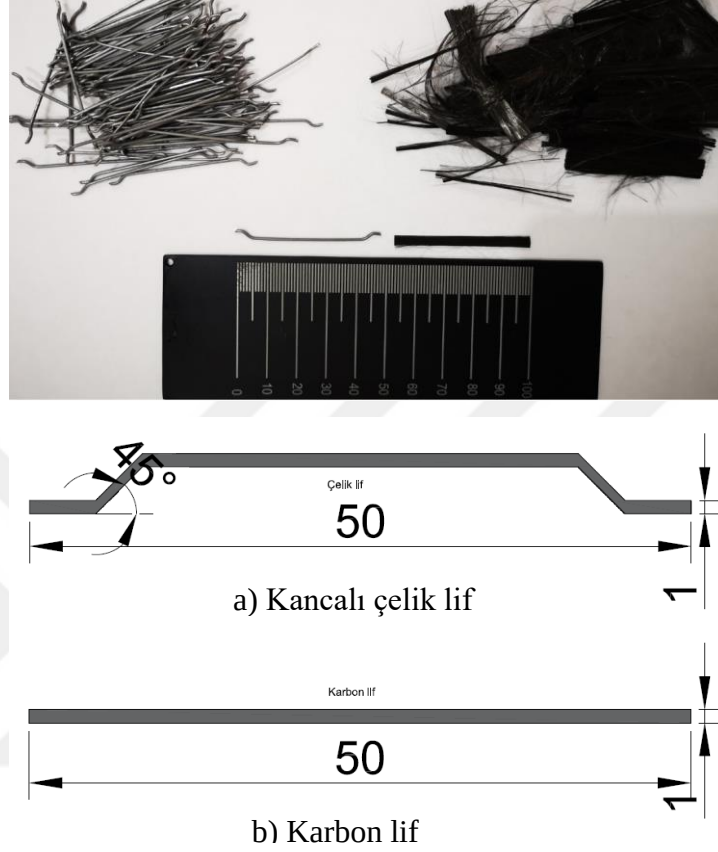
Beton dökümü esnasında sertleşmiş beton deneylerinin yapılabilmesi TS EN 12390-1 standardına uygun küp, silindir ve prizma kalıpları kullanılmıştır.

Perde duvarların imalatında üç tip beton kullanılmıştır. KYB, %1,0 HLKYB ve %1,5 HLKYB betonlarının deneysel gerilme-şekil değiştirme grafikleri Şekil 22’ de görülmektedir.

**Şekil 22.** Betonun deneysel gerilme-şekil değiştirme grafikleri.

Tez çalışması kapsamında üretilen KYB’ de polimer lifler betonun plastik büzülmesi nedeniyle oluşan çatlakları ve çelik lifler ise sertleşmiş betonun sünekliğini ve tokluğunu arttırmak için tercih edilmiştir. Çalışma kapsamında 5 cm uzunluğunda TS EN 14889-1

standardına uygun iki ucu kancalı çelik lif (Şekil 23.a) ve TS EN 14889-2 standardına uygun 5 cm uzunluğunda karbon lif (kırpılmış elyaf karbon lif) (Şekil 23.b) kullanılmıştır. Ayrıca çelik ve karbon elyaf liflerin teknik özellikleri **Tablo 5'** de verilmiştir.



Şekil 23. Beton karışımında kullanılan lifler

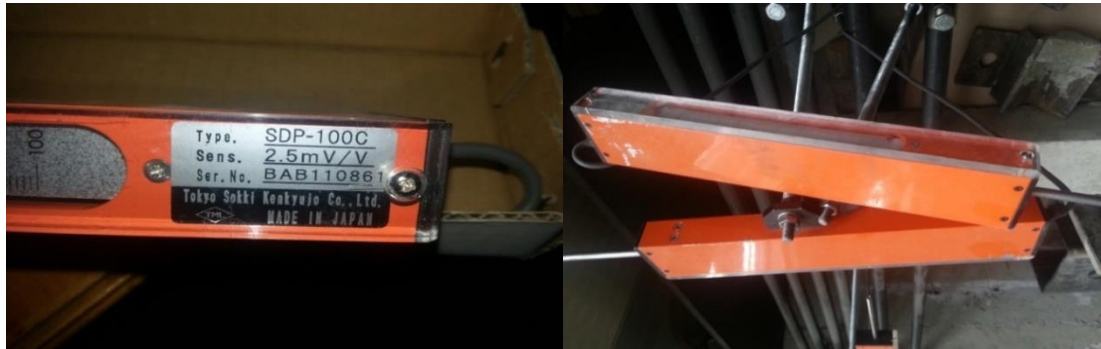
Agregaların ara yüzeyindeki ince çatlaklar küçük liflerle, agregalar arasındaki büyük çatlaklar ise daha uzun liflerle engellenir felsefesi doğrultusunda ve ilgili standart ve yönetmelikler de dikkate alınarak lif uzunlukları 5 cm olarak tercih edilmiştir. Çelik ve karbon liflerin yüksek elastisite modülü ve rijitiğinden faydalanarak burulma momentinden kaynaklanacak plastik mafsallardaki çatlakları kontrol altına almak hedeflenmektedir. Karbon liflerin elastik şekil değiştirebilme yeteneklerinin çeliğin çok üzerinde olması nedeniyle tercih sebebi olmuştur. Ancak muhtemel lif-beton aderansında karşılaşılabilecek sıyrılma problemini asgariye indirebilmek adına sadece karbon lif değil karbon-çelik kombinasyonu tercih edilmiştir. Liflerin beton içerisinde rastgele dağılımı ile çelik ve karbon liflerin çatlaklara karşı köprüleme etkisinin yanında karbon liflerin yüksek elastik özelliklerinden faydalanılması ve hibrid lifli KYB ile üretilen perde duvarlara böylelikle yenilikçi bir yaklaşımın literatüre sunulması amaçlanmıştır. Bununla birlikte Yao *et al.* (2003) yapmış olduğu çalışma

kapsamında karbon-çelik kombinasyonundan oluşan hibrid lifli betonun çelik-polipropilen (PP) ve PP-karbon kombinasyonundan oluşan hibrid liflerden daha yüksek basınç ve çekme dayanımına ulaştığını belirtmiştir. Dolayısıyla bu çalışma kapsamında, perde duvarların yığılı plastik mafsal bölgelerinde, çekme gerilmelerinden kaynaklanacak çatlakların üzerinde çelik-karbon kombinasyonunun etkili olacağı ön görüldüğü için tercih edilmiştir.

Tablo 5. Beton Karışımında Kullanılan Çelik ve Karbon Liflerin Teknik Özellikleri

	Çelik Lif	Karbon Lif
Uzunluk (mm)	50	50
Çap (mm)	1	1
Çekme Dayanımı (MPa)	1200	1400
Narinlik (uzunluk/çap)	50	50
Elastisite Modülü (GPa)	200	119
Birim hacim ağırlık (gr/cm ³)	7,17	1,6

Deformasyon ölçüm cihazları (LVDT (Linear Variable Differential Transformers)) deneylerde çekme ve basınç yükleri etkisinde perde yüksekliği boyunca oluşacak deformasyonları ölçmek için kullanılmıştır. Deneysel çalışmada Japonya’ da üretilen SDP-100C modeli LVDT (doğrusal değişken fark transformatörü) kullanılmıştır (**Şekil 24**). Kullanılan LVDT’ lerin hassasiyeti 0.001 mm seviyesindedir. Deformasyon cihazları uygun bir şekilde dirençlere bağlandıktan sonra kablolar yardımıyla okunan veriler bilgisayar ortamına aktarılmıştır.

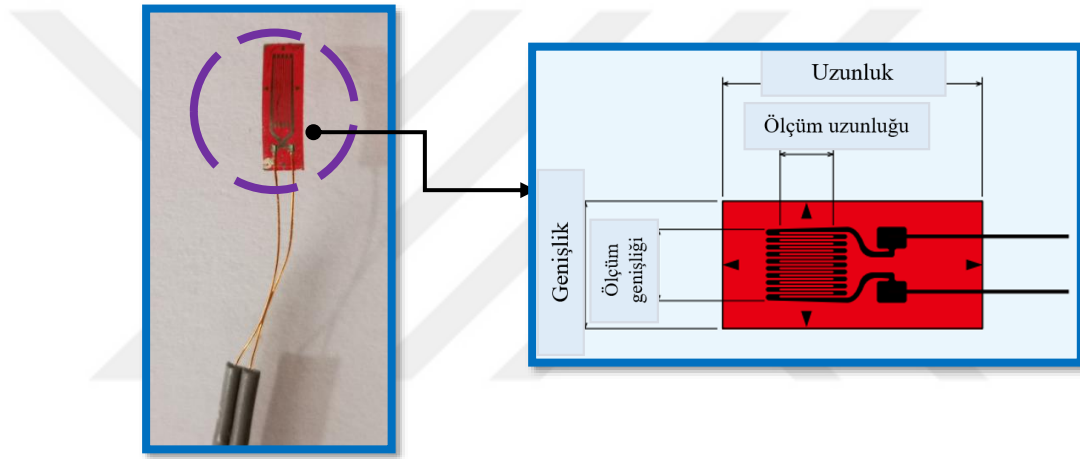


Şekil 24. Deformasyon ölçüm cihazları (LVDT).

Burulma momenti oluşturabilmek için iki adet itme ve çekmeye çalışabilen 1000 kN itme ve 800 kN çekme kapasitesinde elektrik motorlu hidrolik pompalar kullanılmıştır. Hidrolik pompalarda yükleme hızı mm/sn biriminde dışarıdan kontrol edilebilmektedir. Bununla birlikte

hidrolik pompaların kapasitesi ile uyumlu yük hücreleri (*loadcell*) kullanılmıştır. Yük hücrelerinden elde edilen değerler veri toplama cihazına aktarılmış ve kayıt altına alınmıştır.

Çalışma kapsamında boyuna ve enine donatılarda oluşacak şekil değiştirmeleri önleyebilmek için NEL firmasından temin edilen ve donatı çeliği için uygun FLAB-5-11-3LJC-F tipi şekil değiştirme pulları kullanılmıştır (Şekil 25). Şekil değiştirme pullarının donatılara yapıştırılması işlemi için özel olarak temin edilen yapıştırıcı kullanılmıştır. Ayrıca darbelere hassas olan şekil değiştirme pulları perde duvarların beton işlemi yapılmadan önce donatılara yapıştırılmıştır. Yapıştırma işlemi sırasında donatının yüzeyi hafifçe zımparalanarak yüzeyi temizlenmiştir. Beton dökümü sırasında şekil değiştirme pullarının zarar görmemesi için sakız kıvamında özel bir koruyucu malzeme ile etrafları kaplanmıştır.



Şekil 25. Şekil değiştirme ölçer pulu

Malzeme deneyleri

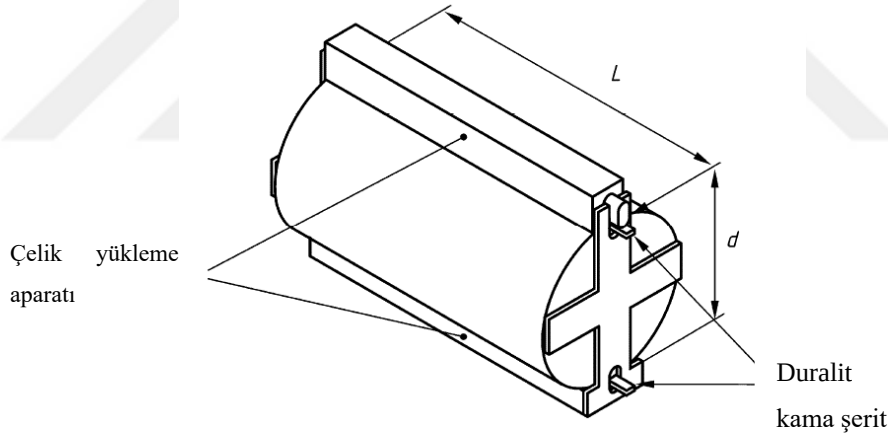
Bu bölümde perde duvarların beton dökümünden önce yapılan KYB ve beton döküm aşamasında alınan numuneler üzerinde sertleşmiş beton deneylerinin tarifi yapılacaktır. KYB'nin kıvam, tane özellikleri ölçmek ve değerlendirmek için L-kutusu, V-hunisi, yayılma çapı ve t_{500} deneyleri EFNARC standardına göre yapılmıştır. KYB deneyleri perde duvarların dökümü aşamasında her bir perde duvar için ayrı ayrı yapılmamıştır. Üç tip beton üretildiği için, lifsiz KYB, %1 lifli KYB ve %1,5 lifli KYB, her bir karışım grubundan tek seferde KYB deneyleri yapılmıştır. Ayrıca beton döküm aşamasında alınan küp, silindir ve prizma numuneleri üzerinde küp ve silindir basınç dayanımı, yarmada çekme dayanımı ve eğilme deneyleri yapılmıştır. Bu bölümde uygulanan deney yöntemleri ilgili standartlar ışığında açıklanmıştır.

Perde duvarların beton döküm işlemi üç grup halinde yapılmıştır (beton döküm aşaması ve karışım hesapları diğer bölümde detaylı olarak açıklanacaktır). Dolayısıyla her bir perde

duvar üzerinde değil beton döküm aşamasında üç perde duvardan rastgele numuneler alınmıştır. Beton basınç dayanımını TS EN 12390-3 standardına uygun olarak ve 0,6 MPa/sn. yükleme hızı göçme moduna kadar yüklenerek 15 x 15 x 15 cm boyutlarında küp ve 10 x 20 cm boyutlarında silindir numuneler üzerinde basınç dayanımı tayin edilmiştir. Deney süresince elde edilen maksimum yükün (kN) kesit alanına bölünmesi ile basınç değeri hesaplanmıştır.

Bilindiği üzere betonun yarmada çekme dayanımı tayini için yaygın olarak, eksenel çekme, yarmada çekme ve kiriş eğilme olmak üzere üç deney metodu uygulanmaktadır. Bu deney yöntemlerinden eksenel çekme deneyinde başlık bölgesinde yapışma ve gerilme yığılmaları sorunu ve kiriş eğilme deneyinin ise Hooke kanuna uygun olmamasından dolayı tercih edilmemiştir. Beton numunelerin çekme dayanımını tayin etmek için TS EN 12390-6 standardına uygun olarak yarmada çekme deneyi tercih edilmiştir (**Şekil 26**). 0,06 MPa/sn. yükleme hızı ile yüklenen 10 x 20 cm boyutlarında silindir numune üzerinde **Eşitlik 12** kullanılarak yarmada çekme dayanımı hesaplanmıştır.

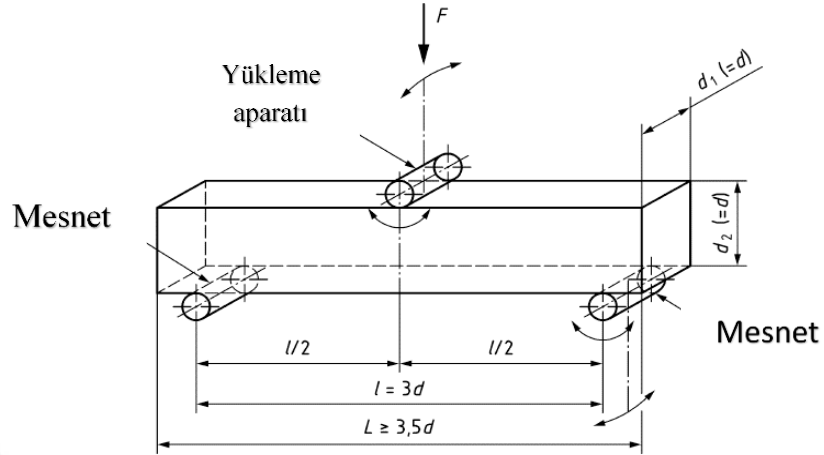
$$f_{ct} = \frac{2 \cdot F}{\pi \cdot L \cdot d} \text{ (MPa)} \quad (12)$$



Şekil 26. Yarmada çekme deneyi test düzeneği. (TS EN 12390-6)

Betonun eğilme dayanımının tayini için 7 x 7x 28 cm boyutlarında prizma numuneler kullanılmıştır. TS EN 12390-5 standardına uygun olarak 0,06 MPa/sn. yükleme hızı ile üç noktalı eğilme deneyi yapılmıştır. TS EN 12390-5’ te belirtildiği gibi üç noktalı eğilme dayanım sonucunun dört noktalı eğilme dayanımından yaklaşık olarak %13 daha fazla olduğu unutulmamalıdır. **Şekil 27’** da yükleme düzeneği görölmektedir. Ayrıca eğilme dayanımı **Eşitlik 13’** de verilen formül kullanılarak hesaplanmıştır.

$$f_{ct,fl} = \frac{3F.l}{2d_1 \cdot d_2^2} \text{ (MPa)} \quad (13)$$



Şekil 27. Üç noktalı eğilme deney düzeneği. (TS EN 12390-5)

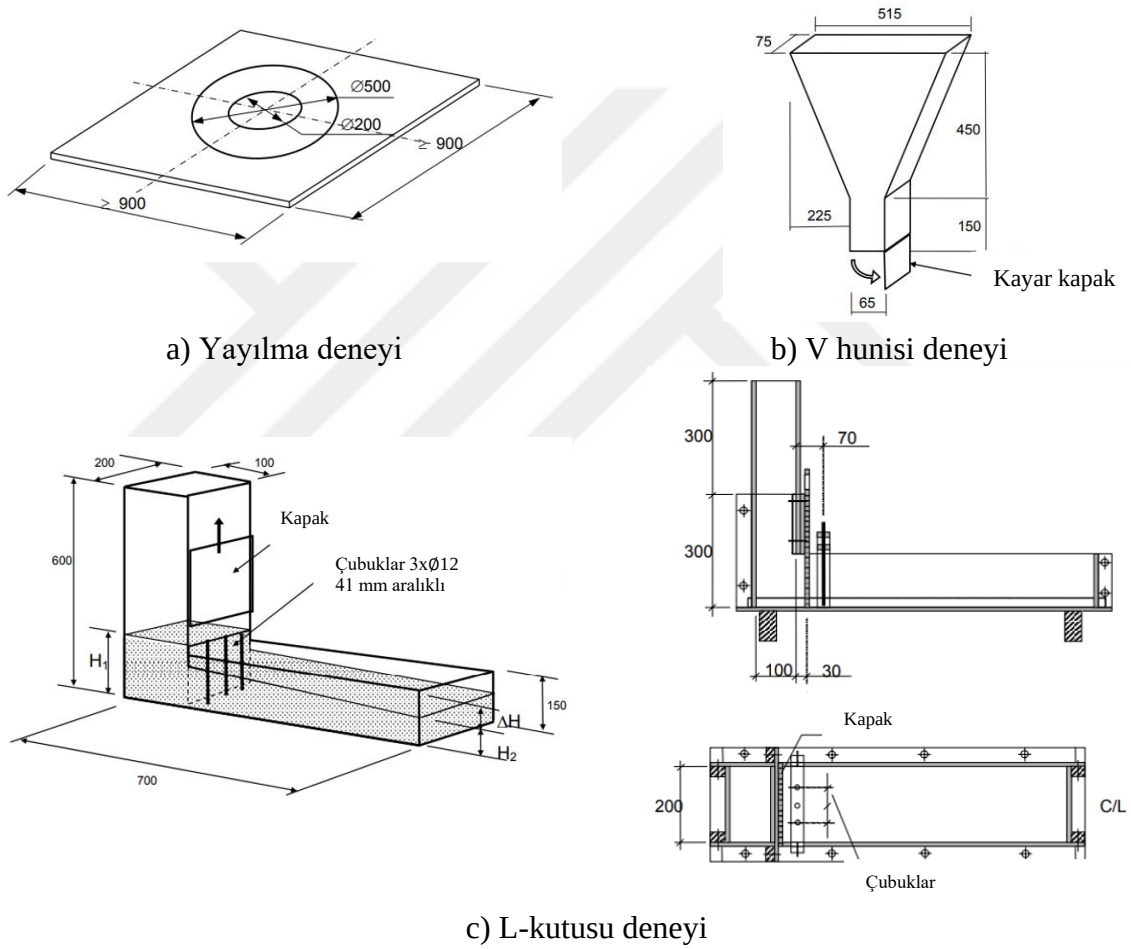
KYB' nin taze özelliklerini ölçmek ve değerlendirmek için pek çok test metodu geliştirilmiştir. **Tablo 6'** da değerlendirilen özelliğe göre gruplandırılan en yaygın KYB testleri listelemektedir. Fakat bu test metotlarından dört tanesinin KYB' nin şartname sınıflarını belirlemek için yapılması önerilmektedir. Bu çalışma kapsamında da yayılma çapı, t₅₀₀ süresi, L-kutusu ve V-hunisi deneyleri yapılmıştır.

Tablo 6. KYB Değerlendirme Test Metotları

Özellik	Test Metodu	Ölçülen Değer
Akıcılık/doldurma yeteneği	Çökme-yayılma*	Toplam yayılma
	Kajima kutusu	Görsel doldurma
Viskozite	t ₅₀₀ *	Akma zamanı
	V- huni*	Akma zamanı
	O- huni	Akma zamanı
	Orimet	Akma zamanı
	L- kutusu*	Geçme oranı
Geçme yeteneği	U- kutusu	Yükseklik farkı
	J- halkası	Kademeli yükseklik
	Kajima kutusu	Görsel geçme yeteneği
	Penetrasyon	Derinlik
Ayrışma direnci	Elek ayrışması	Terleme yüzdesi
	Oturma kolonu	Ayrışma oranı

* Çalışma kapsamında uygulanan test metotları

Çökme-akma değeri ve t_{500} süresi KYB' nin herhangi bir engelle karşılaşmadan yayılabilirlik özelliği ve yayılma hızının tayini için kullanılan test yöntemleridir. Bu çalışma kapsamında da TS EN 12350-8 ve EFNARC standartlarına uygun şekilde yayılma ve t_{500} süresi deneyleri yapılmıştır. Çökme-yayılma deneyi KYB' nin doldurma yeterliliğinin ve t_{500} süresi KYB' nin akış hızının ve dolayısıyla da viskozitesinin bir göstergesidir. Taze beton çökme testindeki gibi bir koniye dolduruldu. Koni yukarı doğru kaldırıldığında, bu andan itibaren betonun 500 mm çapa gelinceye kadar aktığı süre ölçüldü; bu süre t_{500} süresi ile kaydedildi. Akarak yayılan betonun en büyük çapı ve en küçük çapa dik olarak ölçülen diğer çap ölçüldü; ikisinin ortalaması alınarak çökme-yayılma değeri hesaplandı (Şekil 28.a).



Şekil 28. KYB test düzenekleri. (tüm ölçüler mm' dir)

Çalışma kapsamında TS EN 12350-9 ve EFNARC standartlarına uygun olarak KYB' nin viskozite ve doldurma becerisini belirlemek için V-hunisi deneyi yapılmıştır. Taze betonla doldurulan V-hunisinin alt tarafındaki kapak 10 sn. beklenildikten sonra açılarak betonun huniden boşalma süresi ölçüldü ve V-hunisi akma süresi olarak kaydedildi (Şekil 28.b).

L-kutusu testi KYB’ nin donatı çubukları gibi dar boşluklardan, ayrışma veya tıkanmaya uğramadan geçme kabiliyetini belirlemek için yapılmıştır. İki türü vardır: iki çubuklu ve üç çubuklu test. Bu çalışma kapsamında daha perde duvar gibi daha sık donatıyı temsil etmesi için üç çubuklu ($12 \pm 0,2$ mm çaplı üç çubuk ve 41 ± 1 mm çubuk aralığı) L-kutusu deneyi tercih edilmiştir (**Şekil 28.c**). Taze beton L-kutusunun dikey bölümüne her hangi bir zorlama veya sıkıştırma işlemi olmaksızın doldurulduktan sonra 60 sn. beklenildi ve çubuklar arasından geçmesi için kapak açıldı. Daha sonra düşey bölme içerisinde üç adet beton yüksekliği ölçüldü ve ortalaması H1 olarak kaydedildi. Benzer işlem yatay bölüm sonunda da uygulanarak üç adet ölçüm yapılarak H2 yükseklikleri kaydedildi. H2/H1 oranı hesaplanarak KYB’ nin L-kutusu geçiş yeterlilik oranı belirlendi.

Deney numuneleri

Tez çalışması kapsamında 1/2 ölçekli dokuz adet betonarme perde duvar Atatürk Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı ve Yapı Malzemesi Tatbiki Laboratuvarında üretilmiştir. Bu bölümde numunelerin geometrisi ve donatı detayları üzerinde durulacaktır. Bu çalışmanın ana parametrelerini oluşturan beton tipi, enine donatı oranı ve boyut etkisi hariç diğer parametreler bütün numunelerde aynıdır. Temel boyutları, temel pabucunda kullanılan beton sınıfı ve donatısı, boyuna donatı oranı ve perde kalınlığı tüm numunelerde sabit tutulmuştur. Numunelerin temel bölümü deney sonucunda ulaşılan parametreleri etkilememesi, rijit bir davranış sergilemesi ve yük etkisinde her hangi bir çatlak vb. olayın olmaması için yoğun donatılı bir şekilde üretilmiştir. Temel pabucunda 16 mm çaplı nervürlü inşaat demiri radye temel felsefesinde benzer olarak üretilmiştir. Bununla birlikte numunelerin zemin bölümüne ankrajlanabilmesi için toplam sekiz adet 5 cm çapında ve 1 mm et kalınlığında ankraj boşluğu bırakılmıştır. Böylece deney anında numunenin izin verilmeyen yönde hareketinin engellenmesi amaçlanmıştır. Ankraj boşluklarının dört âdeti numunenin sağında dört âdeti de sol tarafında konumlandırıldı. Bununla birlikte Araştırma ve Bulgular bölümünde burulma davranışın irdelenebilmesi için sunulan tablo ve grafiklerde takibin daha kolay ve anlaşılabilir olması için numunelere isimlendirme yapılmıştır. Gerek ulusal gerekse de uluslararası literatürle yakınlık olması için numuneler SW1, SW2, SW3, SW4, SW5, SW6, SW7, SW8 ve SW9 olarak isimlendirilmiştir. İsimlendirmede “S” sembolü *shear* (kesme) ve “W” sembolü de *wall* (duvar) kelimesinin kısaltmasını temsil etmektedir. Bilindiği üzere perde duvar kavramının İngilizce karşılığı *Shear Wall* olduğu için böyle bir isimlendirme tercih edilmiştir. Numunelerde enine donatı, beton türü ve boyut etkisi parametreleri göz önüne alınarak üç grup halinde (SW1-2-3 ve SW4-5-6 ve SW7-8-9) beton dökümü işlemi gerçekleştirilmiştir. Böylece numuneler arasında daha sağlıklı bir karşılaştırmanın yapılması

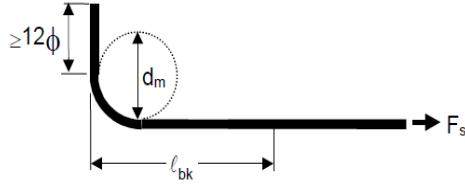
amaçlanmıştır. Deney numunelerinin ortak ve değişken parametreleri **Tablo 7'** de sunulmuştur. Bu bölümde geometri ve donatı detayları aynı olduğu için numunelerin donatılandırılma ve geometri özellikleri üçerli gruplar halinde açıklanacaktır. Bu gruplar arasında değişken parametre beton türü olduğu için SW1-2-3 ve SW4-5-6 ve SW7-8-9 numunelerini özellikleri birlikte açıklanacaktır. Örneğin SW1, SW2 ve SW3 numuneleri aynı geometri ve donatı detayına sahiptir. Fakat SW1 KYB ile SW2 %1 hibrid lifli KYB ve SW3 %1,5 hibrid lifli KYB ile üretilmiştir. Fakat SW1 ile SW4 numunesinin geometri ve donatı detayı farklıdır. Dolayısıyla numuneler üçerli gruplar halinde açıklanmıştır. Numunelerin boyut ve donatı parametreleri seçilirken hem ulusal hem de uluslararası yönetmeliklere uygun olması için Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY-2018) ve Amerikan Beton Enstitüsü Yönetmeliğindeki (ACI318-2019) ilgili esaslar göz önünde bulundurulmuştur. Ayrıca deneysel program kapsamında numuneler KYB, %1,0 hibrid lifli KYB ve %1,5 hibrid lifli KYB olmak üzere üç beton türü ile üretilmiştir. %1,0 hibrid lifli KYB karışımında hacimce %0,5 kancalı çelik lif ve %0,5 karbon elyaf lif kullanılmıştır. %1,5 hibrid lif karışımında ise KYB hacimce %0,75 kancalı çelik lif ve %0,75 karbon elyaf lifle üretilmiştir.

Perde duvarlar boşluksuz ve kısa perde duvar olacak şekilde geometrisi seçilmiş ve donatılandırması yapılmıştır. Özcan, (2015) çalışmasında perde kalınlığını arttırmanın eksenel gerilmeler, tepe deplasmanı, taban kesme kuvveti, perde duvara gelen kesme kuvveti vs. parametrelerinin üzerinde belirleyici bir etkiye sahip olmadığını belirtmiştir. Dolayısıyla perde numunelerinin tasarımında perde kalınlığı bütün numuneler için aynı seçilmiştir. Perde duvarların boyutlandırması TBDY-2018 ve ACI318-19' a uygunlu bir şekilde yapılmıştır. Her iki yönetmeliği uygunluk için perdelerin plandaki uzunluğunun enine oranı 6' dan büyük olacak şekilde seçilmiştir. Perde duvarların boyut etkisi bu çalışmanın parametrelerinden birisi olduğu için sabit uzunluk alınmamıştır. Perde yüksekliği gerek laboratuvar koşulları gerekse de literatürdeki çalışmalar temel alınarak (sunulan çalışmanın sonuçlarının literatürdeki çalışmalar ile karşılaştırılmasının yapılabilmesi için) tüm numunelerde aynı olarak şekilde hesaplanmıştır. Çalışmanın ana parametrelerinden birini oluşturan H/L oranları kısa perde duvar olma koşulu ve boyut etkisindeki artışın davranışı etkileyebilmesi için 1,25 ve 1,5 olarak belirlenmiştir. Burada dikkat edilmesi gereken bir unsur ise; literatürde boyut etkisi değiştirilirken (yani H/L oranı) plandaki uzunluk sabit tutup yükseklik değiştirilmiştir. Sunulan çalışma kapsamında ise perde yüksekliği sabit tutularak plandaki uzunluk değiştirilmek kaydıyla H/L oranı değiştirilmiştir.

Eğik çekme güç tükenmesi enine kesme donatısı ile ilgili bir parametredir. Eğer enine donatılar eğik çekme gerilmelerini karşılayamaz ise bu çekme gerilmelerine dik perde duvarı

bir köşegen gibi kesen bir güç tükenmesi yüzeyi oluşur. Artan kesme kuvvetlerini enine donatıların karşıladığı düşünülürse, enine donatı miktarı azaltılarak lif hacminin bu azalmayı tolere etmesi hedeflenmiştir.

Deneyisel perde duvarların tasarımı aşamasında göz önünde bulundurulacak bir diğer parametre ise donatıların kanca uzunluğunun hesaplanmasıdır. TS500’ de verilen standart kanca türlerinden **Şekil 29’** de verilen kanca şekli uygulanmıştır. Ayrıca nervürlü çubuklar için kenetlenme boyu (l_b) TS500’ de verilen formül yardımıyla hesaplanmış olup “standart kancaların bulunduğu durumlarda kenetlenme boyu denklemde bulunan değerin 3/4’ ü alınabilir” ibaresi de göz önünde bulundurularak hesaplanmıştır.



$$l_b = \left(0.12 \frac{f_{yd}}{f_{ctd}} \phi \right) \geq 20\phi$$

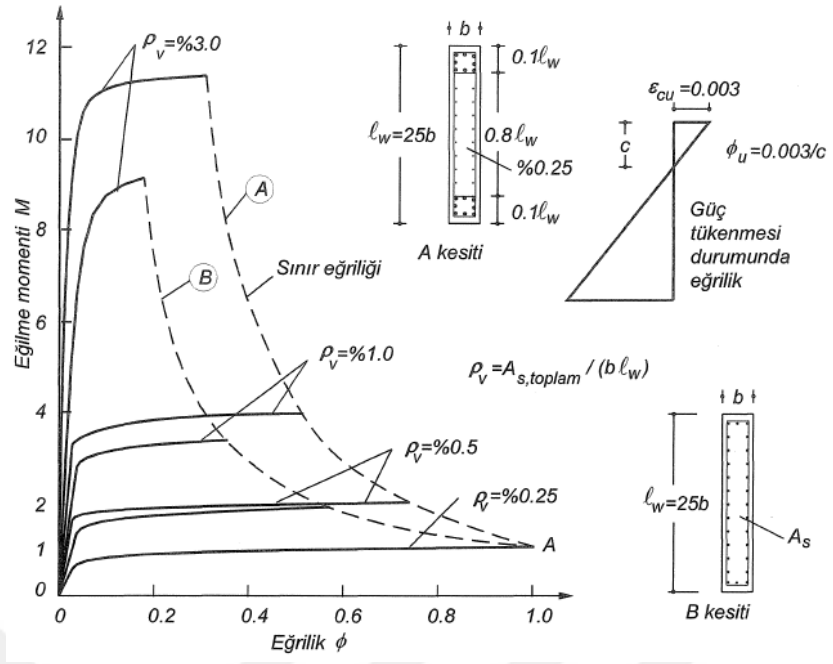
$$l_b = \left(0.12 \frac{365}{1.28} 12 \right) = 410 \text{ mm} \geq 20 \times 12 = 240 \text{ mm}$$

Seçilen bindirme boyu $l_b = 250 \text{ mm}$
Boyuna donatı kanca boyu:
Seçilen kanca boyu = $100 \text{ mm} \geq 12\phi = (12 \times 12)/2 = 70 \text{ mm}$
Enine donatı kanca boyu:
Seçilen kanca boyu = $100 \text{ mm} \geq 12\phi = (12 \times 10)/2 = 60 \text{ mm}$

Şekil 29. Standart kanca şekli. (TS 500)

Şekil 29’ de hesaplan kenetlenme boyu 410 mm’ nin 3/4’ ü alınarak yaklaşık olarak 30 cm alınabileceği hesaplanmıştır. Fakat temel yüksekliğinin 30 cm olması göz önüne alındığında 30 cm kenetlenme boyu bırakılması pas payına yer kalmayacağı anlamına gelmektedir. Dolayısıyla min240 mm koşulu göz önüne alınarak boyuna donatıların temel içerisine kenetlenme boyu 27 cm olarak seçilmiştir. Kanca boyu ise 1/2 model çalışıldığı için “ $\geq \phi 12$ ” kuralına göre “ $\geq \phi 6$ ” denklemine göre yatay ve düşey donatılar için 12 cm olarak seçilmiştir.

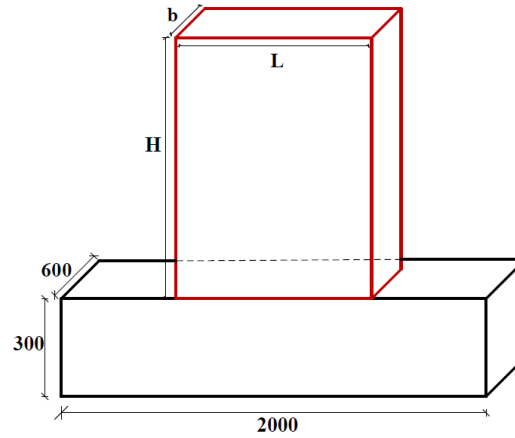
Numunelerin tasarımında dikkate alınan diğer bir husus da perde duvarların iki uç noktasında kenar kolon, perde dayanımı artırdığı için ihmal edilmiştir. **Şekil 30’** da görüldüğü gibi aynı donatı oranına sahip iki kesitte uç bölge oluşturulması perdenin eğime momenti kapasitesini arttırmaktadır. Böylece seçilen deney parametrelerinin etkinliğinin daha iyi bir şekilde yorumlanması amaçlanmıştır.



Şekil 30. Perde duvar eğilme momenti-eğrilik ilişkisi. (Z. Celep)

Tablo 7. Deney Numunelerinin Beton, Donatı ve Geometri Parametreleri

Numune İsmi	Perde genişliği (L) (mm)	Perde yüksekliliği (H) (mm)	Perde Kalınlılığı (b _w) (mm)	H/L Oranı	Boyuna Donatı Adedi	Boyuna Donatı Oranı (%)	Enine Donatı Adedi	Enine Donatı Oranı (%)	Çelik Lif Oranı (%)	Karbon Elyaf Lif Oranı (%)
SW1	1200			1,25	14Ø12	0,0088	16Ø10	0,0056	-	-
SW2	1200			1,25	14Ø12	0,0088	16Ø10	0,0056	0,50	0,50
SW3	1200			1,25	14Ø12	0,0088	16Ø10	0,0056	0,75	0,75
SW4	1000			1,5	12Ø12	0,0090	16Ø10	0,0056	-	-
SW5	1000	1500	150	1,5	12Ø12	0,0090	16Ø10	0,0056	0,50	0,50
SW6	1000			1,5	12Ø12	0,0090	16Ø10	0,0056	0,75	0,75
SW7	1000			1,5	12Ø12	0,0090	8Ø10	0,0028	-	-
SW8	1000			1,5	12Ø12	0,0090	8Ø10	0,0028	0,50	0,50
SW9	1000			1,5	12Ø12	0,0090	8Ø10	0,0028	0,75	0,75



SW1-SW2-SW3 numunelerinin tasarımı

Tez çalışması kapsamında SW1, SW2 ve SW3 numuneleri 1500 x 1200 x 150 mm boyutlarına üretilmiştir. Numuneler taban bölümünden 2000 x 600 x 300 mm boyutlarında temel imal edilmiştir. Numune ve temel bölümünün beton döküm işlemi tek seferde yapılmış olup böylece soğuk derz oluşumu önlenmiştir. Temel bölümünde Ø16, boyuna donatı olarak Ø12 ve enine donatı olarak Ø10 nervürlü ve S420 sınıfı inşaat demiri kullanılmıştır. Yatay ve düşey donatılarda gerek perde gövdesinde gerekse de temel bölümünde pas payı 30 mm olarak seçilmiştir.

SW1-SW2-SW3 numunelerinde 2x8Ø10 yatay donatı ve 2x7Ø12 düşey donatı kullanılmıştır. Bununla birlikte SW1-SW2-SW3 numuneleri sırasıyla KYB, %1,0 hibrid lifli KYB ve %1,5 hibrid lifli KYB ile üretilmiştir. Numunelerin H/L oranı 1.25 olacak şekilde tasarımı yapılmıştır. Perde H yüksekliği 1500 mm olarak seçilmiştir. H/L oranının 1,25 olması için L uzunluğu 1200 mm olarak hesaplanmıştır. SW1, SW2 ve SW3 numunelerinin donatı ve geometrik detayları **Şekil 31'** da verilmiştir.

✓ Perde kalınlığının belirlenmesi:

TBDY-2018-7.6.1.3(a) maddesine göre sünelik düzeyi yüksek perde duvarlarda, perde kalınlığı (b_w) için belirlenen kat yüksekliğinin 1/20' si ve 250 mm' den küçük olmayacaktır esasları göz önüne alınarak **Eşitlik 14'** deki gibi hesaplanmıştır.

$$b_w \geq h/20 \text{ ve } 250$$

$$b_w \geq \frac{1500}{20} = 75 \text{ mm ve } \frac{250}{2} = 125 \text{ mm} \quad \text{seçilen } b_w = 150 \text{ mm} \quad (14)$$

✓ Perdenin plandaki uzunluğunun belirlenmesi:

TBDY-2018-7.6.1.2 maddesinde perde duvar olma koşulunun plandaki uzunluğun kalınlığa oranının en az altı olması ve H/L oranının 1,25 olması koşullarına göre numunelerin plandaki uzunluğu **Eşitlik 15'** deki gibi hesaplanmıştır.

$$L_w \geq 6b_w \text{ ve } \frac{H}{1,25}$$

$$L_w \geq 6 \times 150 = 900 \text{ mm ve } \frac{1500}{1,25} = 1200 \text{ mm} \quad \text{seçilen } L_w = 1200 \text{ mm} \quad (15)$$

✓ *Perde uç bölgesinin belirlenmesi:*

TBDY-2018 madde 7.6.2.1' de $H/L > 2$ olan perde duvarlarda her iki uçta da perde uç bölgesinin oluşturulması şart koşulmuştur. Fakat üretilen numunelerde $H/L=1,25 < 2$ olduğu için perde uç bölgeleri oluşturulmamıştır. Ayrıca literatürde betonarme perde duvarlarla ilgili çalışmalarda perde uç bölgesinin kesme dayanımını arttırdığı belirtilmiştir. Çalışmanın ana parametresini oluşturan ve çalışmaya özgünlük katan hibrid lif parametresinin perde dayanımı üzerindeki etkisini görmek için perde uç bölgeleri oluşturulmamıştır.

✓ *Perde gövdesi yatay ve düşey donatılarının belirlenmesi:*

TBDY-2018-7.6.3.1 maddesinde perde $H/L \leq 2$ olması durumunda perde gövde bölgesi, perdenin tüm kesiti göz önüne alınmalı ve 0,0025' den az olmayacaktır koşullarına göre donatı hesapları yapılmıştır. Boyuna donatı 2x7Ø12 ve yatay donatı 2x8Ø10 nervürlü inşaat demiri kullanılmıştır.

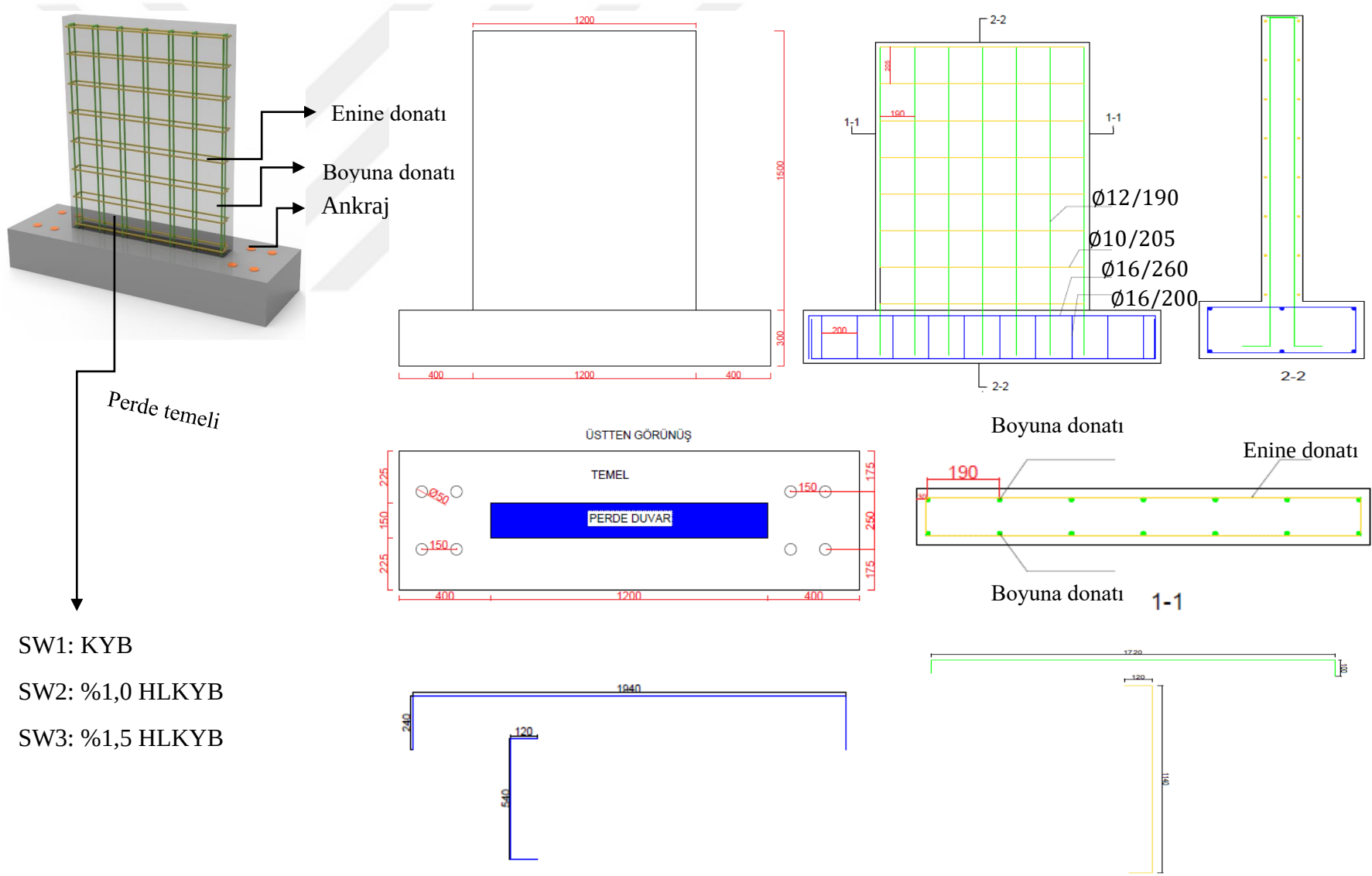
❖ Boyuna donatı oranı:

$$\rho = \frac{A_s}{b_w L} = \frac{14 \frac{\pi 12^2}{4}}{150.1200} = 0,0088 > 0,0025 \quad (16)$$

❖ Yatay donatı oranı:

$$\rho = \frac{A_s}{b_w H} = \frac{16 \frac{\pi 10^2}{4}}{150.1500} = 0,0056 > 0,0025 \quad (17)$$

SW7, SW8 ve SW9 numunelerinde yatay donatı oranı minimum donatı olarak kullanılmıştır. Çalışmanın ana parametresini oluşturan yatay donatı oranının burulma davranışına etkisini irdelemek için SW1, SW2 ve SW3 numunelerinde yatay donatı oranı iki katına çıkarılmıştır.



Şekil 31. SW1-SW2-SW3 numunelerinin donatı ve geometrik detayları.

SW4-SW5-SW6 numunelerinin tasarımı

SW4, SW5 ve SW6 numuneleri 1500 x 1000 x 150 mm boyutlarına üretilmiştir. Numuneler taban bölümünden 2000 x 600 x 300 mm boyutlarında temel imal edilmiştir. Numune ve temel bölümünün beton döküm işlemi tek seferde yapılmış olup böylece soğuk derz oluşumu önlenmiştir. Temel bölümünde Ø16, boyuna donatı olarak Ø12 ve enine donatı olarak Ø10 nervürlü ve S420 sınıfı inşaat demiri kullanılmıştır. Perde duvarların iki uç noktasında kenar kolon, perde dayanımı artırdığı için ihmal edilmiştir. Böylece seçilen deney parametrelerinin etkinliğinin daha iyi bir şekilde yorumlanması amaçlanmıştır. Yatay ve düşey donatılarda gerek perde gövdesinde gerekse de temel pabucunda pas payı 30 mm olarak seçilmiştir.

SW4-SW5-SW6 numunelerinde 2x8Ø10 yatay donatı ve 2x6Ø12 düşey donatı kullanılmıştır. Bununla birlikte SW4-SW5-SW6 numuneleri sırasıyla KYB, %1,0 hibrid lifli KYB ve %1,5 hibrid lifli KYB ile üretilmiştir. Numunelerin H/L oranı 1,5 olacak şekilde tasarımı yapılmıştır. Perde H yüksekliği 1500 mm olarak seçilmiştir. H/L oranının 1,5 olması için L uzunluğu 1000 mm olarak hesaplanmıştır. SW4, SW5 ve SW6 numunelerinin donatı ve geometrik detayları **Şekil 32'** de verilmiştir.

✓ *Perde kalınlığının belirlenmesi:*

TBDY-2018-7.6.1.3(a) maddesine göre süneklik düzeyi yüksek perde duvarlarda, perde kalınlığı (b_w) için belirlenen kat yüksekliğinin $1/20$ ' si ve 250 mm' den küçük olmayacaktır esasları göz önüne alınarak **Eşitlik 18'** deki gibi hesaplanmıştır.

$$b_w \geq h/20 \text{ ve } 250$$

$$b_w \geq \frac{1500}{20} = 75 \text{ mm ve } \frac{250}{2} = 125 \text{ mm} \quad \text{seçilen } b_w = 150 \text{ mm} \quad (18)$$

✓ *Perdenin plandaki uzunluğunun belirlenmesi:*

TBDY-2018-7.6.1.2 maddesinde perde duvar olma koşulunun plandaki uzunluğun kalınlığa oranının en az altı olması ve H/L oranının 1,5 olması koşullarına göre numunelerin plandaki uzunluğu **Eşitlik 19'** deki gibi hesaplanmıştır.

$$L_w \geq 6b_w \text{ ve } \frac{H}{1,5} \quad (19)$$

$$L_w \geq 6 \times 150 = 900 \text{ mm ve } \frac{1500}{1.5} = 1000 \text{ mm seçilen } L_w = 1000 \text{ mm}$$

✓ *Perde uç bölgesinin belirlenmesi:*

TBDY-2018 madde 7.6.2.1' de $H/L > 2$ olan perde duvarlarda her iki uçta da perde uç bölgesinin oluşturulması şart koşulmuştur. Fakat üretilen numunelerde $H/L=1,5 < 2$ olduğu için perde uç bölgeleri oluşturulmamıştır. Ayrıca literatürde betonarme perde duvarlarla ilgili çalışmalarda perde uç bölgesinin kesme dayanımını arttırdığı belirtilmiştir. Çalışmanın ana parametresini oluşturan ve çalışmaya özgünlük katan hibrid lif parametresinin perde dayanımı üzerindeki etkisini görmek için perde uç bölgeleri oluşturulmamıştır.

✓ *Perde gövdesi yatay ve düşey donatılarının belirlenmesi:*

TBDY-2018-7.6.3.1 maddesinde perde $H/L \leq 2$ olması durumunda perde gövde bölgesi, perdenin tüm kesiti göz önüne alınmalı ve 0,0025' den az olmayacaktır koşullarına göre donatı hesapları yapılmıştır. Boyuna donatı 2x6Ø12 ve yatay donatı 2x8Ø10 nervürlü inşaat demiri kullanılmıştır.

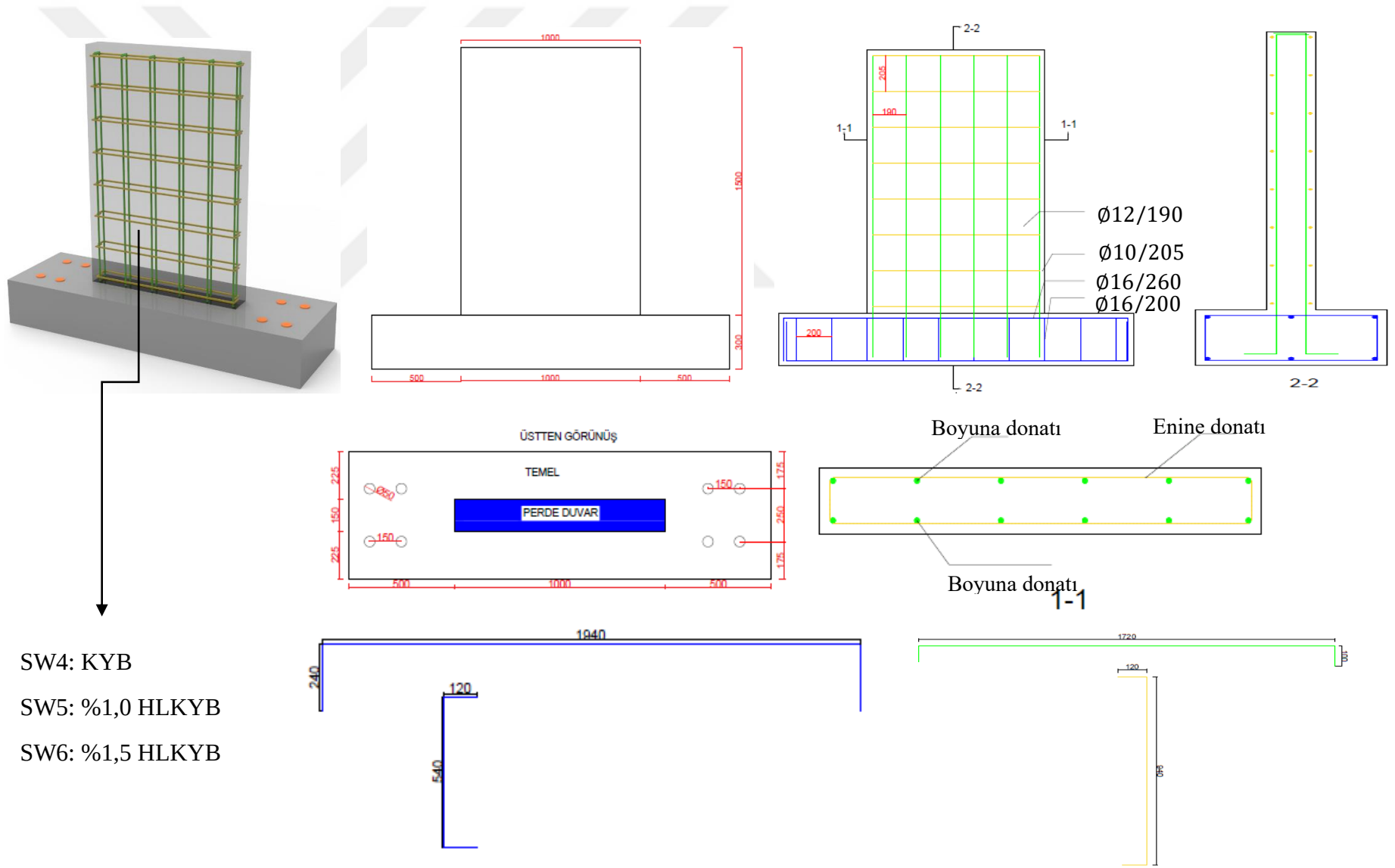
❖ Boyuna donatı oranı:

$$\rho = \frac{A_s}{b_w L} = \frac{12 \cdot \frac{\pi 12^2}{4}}{150 \cdot 1000} = 0,0090 > 0,0025 \quad (20)$$

❖ Yatay donatı oranı:

$$\rho = \frac{A_s}{b_w H} = \frac{16 \cdot \frac{\pi 10^2}{4}}{150 \cdot 1500} = 0,0056 > 0,0025 \quad (21)$$

SW7, SW8 ve SW9 numunelerinde yatay donatı oranı minimum donatı olarak kullanılmıştır. Çalışmanın ana parametresini oluşturan yatay donatı oranının burulma davranışına etkisini irdelemek için SW4, SW5 ve SW6 numunelerinde yatay donatı oranı iki katına çıkarılmıştır. Boyuna donatı oranının SW1-SW2-SW3 numuneleri ile aynı olması için donatı adedi 12' ye düşürülmüştür. Böylece 0,0090 donatı oranı 0,0088 donatı oranına oldukça yakın olduğu için aradaki fark ihmal edilmiştir. Boyuna donatı oranının numunelerin birbirine göre davranışı etkilemesi böylece önlenmiştir.



SW4: KYB

SW5: %1,0 HLKYB

SW6: %1,5 HLKYB

Şekil 32. SW4-SW5-SW6 numunelerinin donatı ve geometrik detayları.

SW7-SW8-SW9 numunelerinin tasarımı

SW7, SW8 ve SW9 numuneleri 1500 x 1000 x 150 mm boyutlarına üretilmiştir. Numuneler taban bölümünden 2000 x 600 x 300 mm boyutlarında temel imal edilmiştir. Numune ve temel bölümünün beton döküm işlemi tek seferde yapılmış olup böylece soğuk derz oluşumu önlenmiştir. Temel bölümünde Ø16, boyuna donatı olarak Ø12 ve enine donatı olarak Ø10 nervürlü ve S420 sınıfı inşaat demiri kullanılmıştır. Perde duvarların iki uç noktasında kenar kolon, perde dayanımı artırdığı için ihmal edilmiştir. Böylece seçilen deney parametrelerinin etkinliğinin daha iyi bir şekilde yorumlanması amaçlanmıştır. Yatay ve düşey donatılarda gerek perde gövdesinde gerekse de temel bölümünde pas payı 30 mm olarak seçilmiştir.

SW4-SW5-SW6 numunelerinde enine donatı oranı diğer numunelerin yarısına indirilmiş olup 2x4Ø10 yatay donatı ve 2x6Ø12 düşey donatı kullanılmıştır. Bununla birlikte SW7-SW8-SW9 numuneleri sırasıyla KYB, %1,0 hibrid lifli KYB ve %1,5 hibrid lifli KYB ile üretilmiştir. Numunelerin H/L oranı 1,5 olacak şekilde tasarımı yapılmıştır. Perde H yüksekliği 1500 mm olarak seçilmiştir. H/L oranının 1,5 olması için L uzunluğu 1000 mm olarak hesaplanmıştır. SW7, SW8 ve SW9 numunelerinin donatı ve geometrik detayları **Şekil 33'** de verilmiştir.

✓ *Perde kalınlığının belirlenmesi:*

TBDY-2018-7.6.1.3(a) maddesine göre sünelik düzeyi yüksek perde duvarlarda, perde kalınlığı (b_w) için belirlenen kat yüksekliğinin $1/20$ ' si ve 250 mm' den küçük olmayacaktır esasları göz önüne alınarak **Eşitlik 22'** deki gibi hesaplanmıştır.

$$b_w \geq h/20 \text{ ve } 250$$

$$b_w \geq \frac{1500}{20} = 75 \text{ mm ve } \frac{250}{2} = 125 \text{ mm} \quad \text{seçilen } b_w = 150 \text{ mm} \quad (22)$$

✓ *Perdenin Plandaki Uzunluğunun Belirlenmesi:*

TBDY-2018-7.6.1.2 maddesinde perde duvar olma koşulunun plandaki uzunluğun kalınlığa oranının en az altı olması ve H/L oranının 1,5 olması koşullarına göre numunelerin plandaki uzunluğu **Eşitlik 23'** deki gibi hesaplanmıştır.

$$L_w \geq 6b_w \text{ ve } \frac{H}{1,5}$$

(23)

$$L_w \geq 6 \times 150 = 900 \text{ mm ve } \frac{1500}{1,5} = 1000 \text{ mm seçilen } L_w = 1000 \text{ mm}$$

✓ *Perde uç bölgesinin belirlenmesi:*

TBDY-2018 madde 7.6.2.1' de $H/L > 2$ olan perde duvarlarda her iki uçta da perde uç bölgesinin oluşturulması şart koşulmuştur. Fakat üretilen numunelerde $H/L=1,5 < 2$ olduğu için perde uç bölgeleri oluşturulmamıştır. Ayrıca literatürde betonarme perde duvarlarla ilgili çalışmalarda perde uç bölgesinin kesme dayanımını arttırdığı belirtilmiştir. Çalışmanın ana parametresini oluşturan ve çalışmaya özgünlük katan hibrid lif parametresinin perde dayanımı üzerindeki etkisini görmek için perde uç bölgeleri oluşturulmamıştır.

✓ *Perde gövdesi yatay ve düşey donatılarının belirlenmesi:*

TBDY-2018-7.6.3.1 maddesinde perde $H/L \leq 2$ olması durumunda perde gövde bölgesi, perdenin tüm kesiti göz önüne alınmalı ve 0,0025' den az olmayacaktır koşullarına göre donatı hesapları yapılmıştır. Boyuna donatı 72x6Ø12 ve yatay donatı 2x4Ø10 nervürlü inşaat demiri kullanılmıştır. SW7, SW8 ve SW9 numunelerinde yatay donatı oranı minimum donatı olarak seçilmiştir.

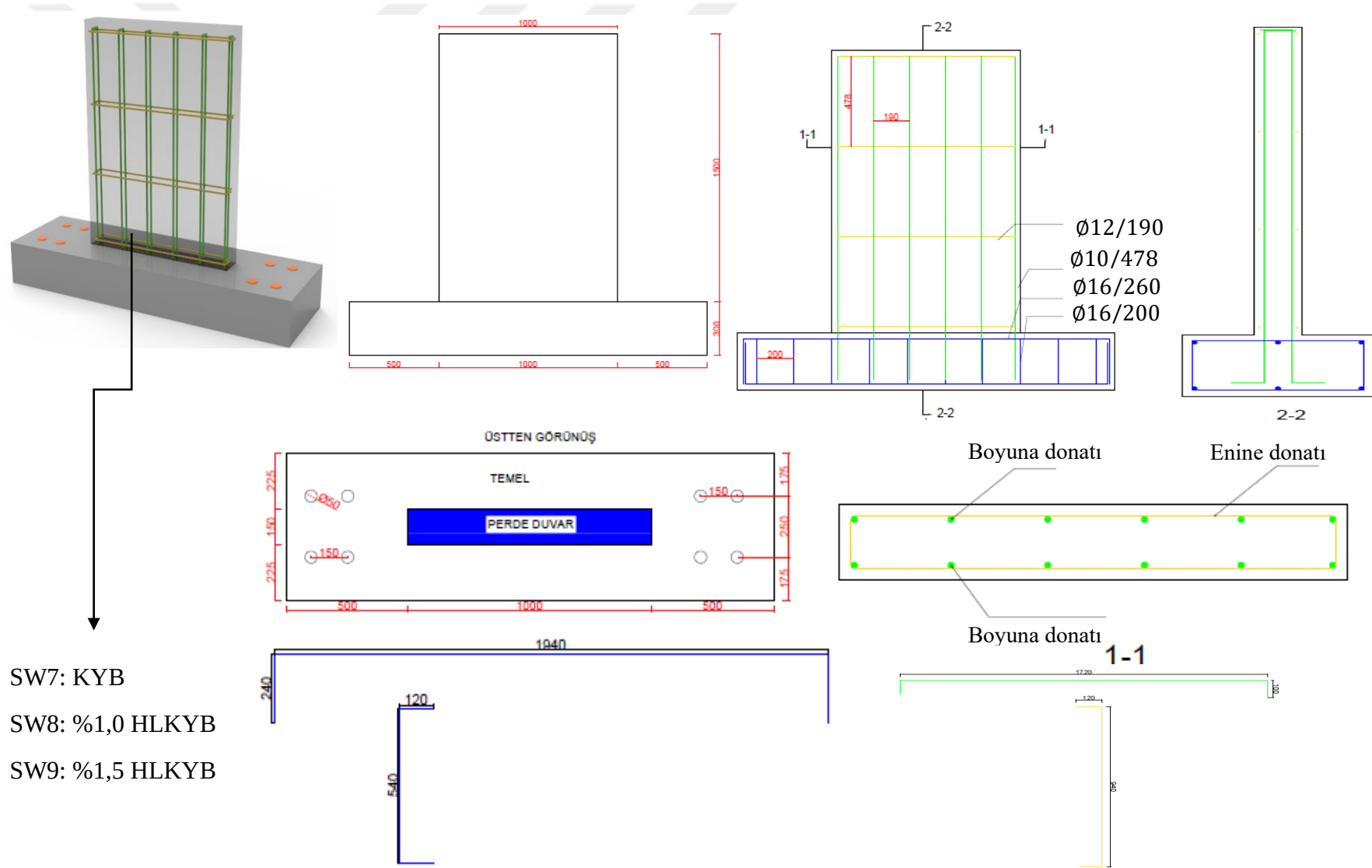
❖ Boyuna donatı oranı:

$$\rho = \frac{A_s}{b_w L} = \frac{12 \frac{\pi 12^2}{4}}{150.1000} = 0,0090 > 0,0025 \quad (24)$$

❖ Yatay donatı oranı:

$$\rho = \frac{A_s}{b_w H} = \frac{8 \frac{\pi 10^2}{4}}{150.1500} = 0,0028 > 0,0025 \quad (25)$$

Numunelerin okuyucular tarafından takibinin daha kolay anlaşılabilmesi için **Tablo 8** hazırlanmıştır. **Tablo 8'** de deney numunelerinin ortak parametreleri tabloya yansıtılmamış olup sadece bu tezin ana parametrelerini oluşturan farklılıklar gösterilmiştir.



SW7: KYB

SW8: %1,0 HLKYB

SW9: %1,5 HLKYB

Şekil 33. SW7-SW8-SW9 numunelerinin donatı ve geometrik detayları.

Tablo 8. Deney numunelerinin ana parametreleri

KYB		%1,0 HLKYB	%1,5 HLKYB
$\rho_h=0,0056$		$\rho_h=0,0028$	
H/L= 1,25			
H/L=1,5			

Beton karışımları ve beton dökümü

Perde duvar gibi sık donatı düzenine sahip yapı elemanlarında betonun iyi bir şekilde yerleşmesi uygulama açısından önem arz etmektedir. Deneysel çalışma kapsamında hem betonarme perdelerde yerleşme sorununun önüne geçebilmek hem de ilerleyen zamanlarda inşaat sektöründe KYB kullanımının daha da artması ön görüldüğü için betonarme perdeler de KYB ile üretilmiştir. Yao *et al.* (2003) yapmış oldukları çalışma kapsamında karbon-çelik kombinasyonundan oluşan hibrid lifli betonun çelik-polipropilen (PP) ve PP-karbon kombinasyonundan oluşan hibrid liflerden daha yüksek basınç ve çekme dayanımına ulaştığını belirtmiştir. Dolayısıyla bu çalışma kapsamında, perde duvarların yığılı plastik mafsallı bölgelerinde, çekme gerilmelerinden kaynaklanacak çatlaklar için çelik-karbon lif kombinasyonunun etkili olacağı düşünülmektedir. Dolayısıyla çalışma kapsamında çelik-karbon kombinasyonu tercih edilmiştir. Karbon liflerin elastik şekil değiştirebilme yeteneklerinin çeliğin çok üzerinde olması sebebiyle tercih sebebi olmuştur. Ancak muhtemel lif beton aderansında karşılaşılabilecek sıyrılma problemini asgariye indirebilmek adına sadece karbon elyaf lif yerine, çelik liflerle birlikte tercih edilmiştir. Çelik lif geometrisi olarak işlenebilirliğe daha çok katkısı olan iki ucu kancalı çelik lif kullanılmıştır. Yapılan çalışmalarda (Song and Hwang 2004; Atış and Karahan, 2009; Iqbal *et al.* 2015) lif oranının %1,5’ dan daha fazla olması işlenebilirlik, basınç ve çekme dayanımında çok az bir artışa neden olduğunu göstermektedir. Hatta %2,9’ dan fazla lif kullanmanın lifsiz betondan daha düşük basınç dayanımın elde edilmesine neden olmaktadır. Bununla birlikte lif oranının betonarme perde duvarlarda yığılı plastik mafsallı bölgesini nasıl etkilediğini görmek için lif oranı çalışmanın ana parametrelerinden birini oluşturmakla birlikte hacimce hibrid lif %1,0 ve %1,5 lif oranlarında tercih edilmiştir. HLKYB karışımlarında da çelik ve karbon elyaf lifler hacimce eşit oranda kullanılmıştır. %1,0 hibrid lif karışımında %0,5 çelik ile %0,5 karbon elyaf lif ve %1,5 hibrid lif karışımında %0,75 çelik ile %0,75 karbon elyaf lif kullanılmıştır.

Beton karışımı TS 802’ de belirlenen esaslara göre hesaplanmıştır. 1m³ beton karışım oranları **Tablo 9’** da verilmiştir. Beton karışımlarında KYB betonu için su/çimento oranı 0,40, %1,0 ve %1,5 HLKYB karışımlarında su/çimento oranı 0,50 alınmıştır. Böylece üç beton türü için de basınç dayanımı ve yayılma çapı parametrelerinin aynı olması amaçlanmıştır. Literatür çalışmalarında KYB’ ye lif eklenmesinin yayılma çapının azalttığı özellikle vurgulanmıştır. Dolayısıyla HLKYB’ de su/çimento oranı 0,50’ ye yükseltilmiştir. Bununla beraber karışımında ince malzeme oranını arttırma için dolgu malzeme (mermer tozu) ve silis dumanı kullanılmıştır. Silis dumanı çimentonun ağırlıkça %5’ i oranında kullanılmıştır. Süper akışkanlaştırıcı ise yine çimentonun ağırlıkça %2’ si oranında kullanılmıştır. Süper akışkanlaştırıcı karışımında

maksimum oranda kullanılmıştır. Böylece KYB' ye çelik ve özellikle karbon elyaf lif eklenmesi ile yayılma azalmasının engellenmesi amaçlanmıştır. Çelik ve karbon lifler ise beton hacminin sırasıyla %0,5 (%1 HLKYB karışımında) ve %0,5 (%1,5 HLKYB karışımında) oranında kullanılmıştır. Agregaya için kalan hacmin %10' u kadar mermer tozu kullanılmıştır. Geri kalan hacim de ise %60 oranında ince agregaya, %40 oranında iri agregaya kullanılmıştır. Agregalar üzerinde yüzey nemi, su emme oranı ve birim hacim ağırlık deneyleri uygulanıp elde edilen verilerle karışım suyu ayarlanmıştır. **Tablo 9'** da sunulan beton karışım oranları için beton ön dökümleri yapılmış olup çimento dozajı, su/çimento oranı, silis dumanı oranı, süper akışkanlaştırıcı oranı ve agregaların oranı parametreleri değiştirilerek uygun karışım hesaplanmıştır.

Tablo 9. 1m³ Beton Karışım Oranları

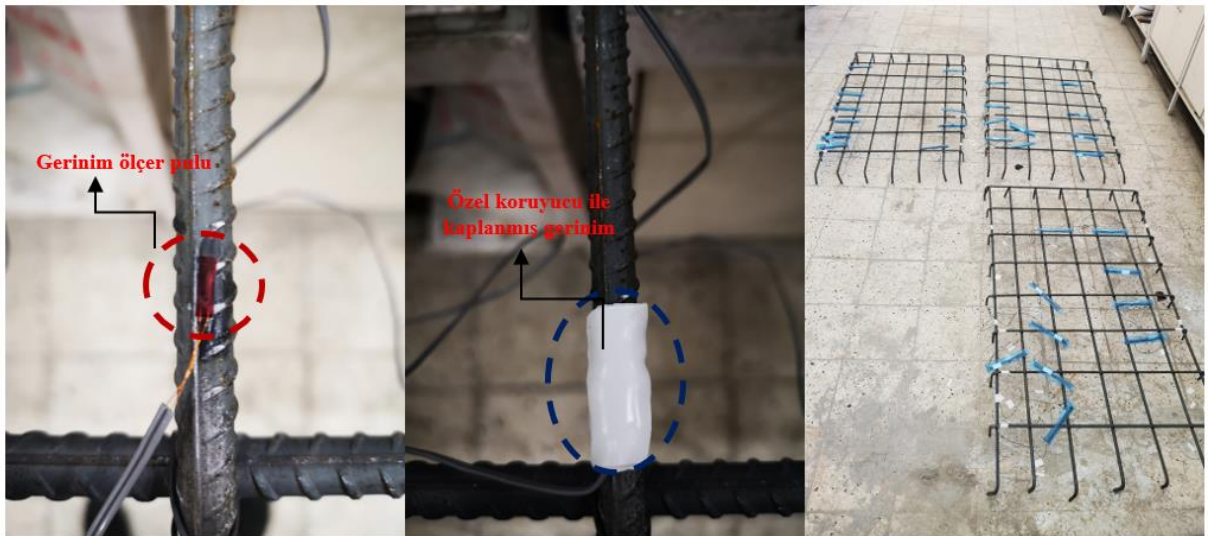
Malzeme	Birim	KYB	%0,1 HLKYB	%1,5 HLKYB
Çimento	kg/m ³	475	475	475
Su	lt/m ³	216	288	288
Silis Dumanı	kg/m ³	25	25	25
Karbon Elyaf Lif	kg/m ³	-	8	12
Çelik Lif	kg/m ³	-	35	53
Süper Akışkanlaştırıcı	lt/m ³	10	10	10
Filler Malzeme (mermer tozu)	kg/m ³	152	134	132
İnce Agregaya (0-4 mm)	kg/m ³	794	700	692
İri Agregaya (4-16 mm)	kg/m ³	528	466	460
Su/bağlayıcı oranı	-	0,43	0,57	0,57

Numuneler hazırlanması aşamasında ilk önce kalıp işlemleri yapılmıştır. Playwood kalıplar kullanılarak temel ve perde gövdesi imal edilmiştir. Daha sonra belirlenen ölçülerde hazırlanan boyuna ve enine donatılar laboratuvar ortamında kurulan tezgâhta kanca ve bağlama işlemleri yapılarak hazır hale getirilmiştir. Bu esnada boyuna ve enine donatılara belirlenen bölgelerde şekil değiştirme ölçer pulları yapıştırılmıştır. Boyuna ve enine donatılar bağlandıktan sonra hazır kalıplara yerleştirilmiştir. Numunelerin temel bölümünde sekiz adet ankraj çubuklarına uygun boşluklar bırakılmıştır. 50 mm genişliğinde dört adet numunenin temel bölümünde sağ tarafta dört ve sol tarafta da dört olmak üzere toplam sekiz tane boşluk bırakılmıştır. Ayrıca numunelerin deney platformuna taşınması için temel bölümünde 2 adet beton içerisine yaklaşık 250 mm gömülü, 50 mm de beton seviyesinden dışarıda olması kaydıyla U şeklinde demirler donatılara bağlanmıştır. Bu şekilde perde duvarlar üçerli gruplar halinde imal edilerek beton döküm işlemine hazır hale getirilmiştir. **Şekil 34'** de kalıp ve donatı işleri bitmiş ve betona dökümüne hazır numuneler görülmektedir. Beton döküm işleminden önde kalıplar hava kompresörü ile temizlenerek yağlanmıştır.



Şekil 34. Numunelerin donatı ve kalıp işlemlerinin bitmiş hali.

Boyuna ve enine donatılarda yük etkisi ile meydana gelecek birim şekil değiştirmelerin ölçülmesi için belirli noktalara şekil değiştirme ölçer pulları yapıştırılmıştır. Şekil değiştirme pulları yapıştırılmadan önce belirlenen noktalar donatıya zarar vermeyecek şekilde zımparalanıp temizlenmiştir. Daha sonra özel bir yapıştırıcı ile bu pullar donatı yüzeyine ve iki çentik arasına gelecek şekilde yapıştırılmıştır. Şekil değiştirme ölçer pullarının yapıştırıldıktan sonra beton döküm esnasında ve döküm işleminden sonra su vb. gibi etkenlerden zarar görmemesi için özel bir yapıştırıcı ile kaplanmıştır. **Şekil 35'** da şekil değiştirme ölçer pullarının yapıştırılma aşamaları görülmektedir.



Şekil 35. Şekil değiştirme ölçerlerin numunelere yapıştırılması işlemi.

Numunelerin beton döküm işlemi TS 1247 standardına uygun olarak Atatürk Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Mekaniği ve Tatbiki Laboratuvarında yapılmıştır. TS 1247’ de belirtildiği üzere “*normal hava koşulu, betonun yapım, döküm ve bakımı sırasında içinde bulunduğu ortamın ortalama sıcaklığının $+5^{\circ}\text{C}$ ile $+35^{\circ}\text{C}$ arasında olduğu, aşırı rüzgâr ve yağışın bulunmadığı süreçteki hava durumudur*” ibaresine göre uygun ortamda beton dökümü gerçekleştirilmiştir. Laboratuvar tipi betonyer ile numunelere yatay şekilde beton döküm işlemi gerçekleştirilmiştir. Numunelerin beton döküm ve sonrası **Şekil 36**’ de görülmektedir. KYB dökümü işleminde öncelikle iri ve ince agrega betonyerde yaklaşık bir dakika karıştırılmıştır. İkinci adımda çimento, silis dumanı ve mermer tozu eklenerek yaklaşık iki dakika daha karıştırılmıştır. Üçüncü adımda karışım suyunun 1/3’ ü ilave edilerek bir dakika daha karıştırma işlemi yapılmıştır. Dördüncü adımda karışım suyunun 2/3’ ü ile akışkanlaştırıcı karışıma ilave edilerek karışımın son hali beş dakika daha karıştırılmıştır. Beton dökümünde dikkat edilen bir diğer husus ise beton dökümünden bir gün önce çelik ve karbon elyaf lifler süper akışkanlaştırıcı ve sudan oluşan solüsyonda yaklaşık 24 saat bekletilmiştir. Böylece akışkanlaştırıcı ve lifler üzerindeki elektriklenme azaltılarak liflerin daha akışkan olmaları sağlanmıştır. HLKYB’ de ise birinci adımda iri ve ince agrega ile 24 saat solüsyonda (karışım suyu + akışkanlaştırıcı) bekletilen çelik ve karbon elyaf lifler betonyerde yaklaşık bir dakika karıştırılmıştır. İkinci adımda çimento, silis dumanı ve mermer tozu eklenerek yaklaşık iki dakika daha karıştırılmıştır. Üçüncü adımda karışım suyunun 1/3’ ü ilave edilerek bir dakika daha karıştırma işlemi yapılmıştır. Dördüncü adımda karışım suyunun 2/3’ ü ile akışkanlaştırıcı karışıma ilave edilerek karışımın son hali beş dakika daha karıştırılmıştır. Hem KYB hem de HLKYB dökümünde herhangi bir sıkıştırma ve/veya vibratör işlemi uygulanmamıştır. Beton döküm esnasında sertleşmiş beton deneyleri için küpü, silindir ve prizma numuneler perde duvarlardan rastgele alınmıştır. Her bir numuneden üç adet alınmış olup sertleşmiş beton deney sonuçlarında bu numunelerin ortalama değeri verilmiştir. Numunelerin temel bölümünde lifli beton kullanılmamıştır. Temel bölümü KYB betonu ile üretilmiştir. Numunelerin beton döküm işlemi üç grup halinde gerçekleştirilmiştir. SW1-2-3, SW4-5-6 ve SW7-8-9 numuneleri kendi aralarında beton dökümü işlemi gerçekleştirilmiştir. Beton dökümünden sonra TS 1247 standardında belirtildiği üzere su püskürtülerek kür işlemi günde iki kez uygulanmıştır.



Şekil 36. Beton döküm ve sonrası.

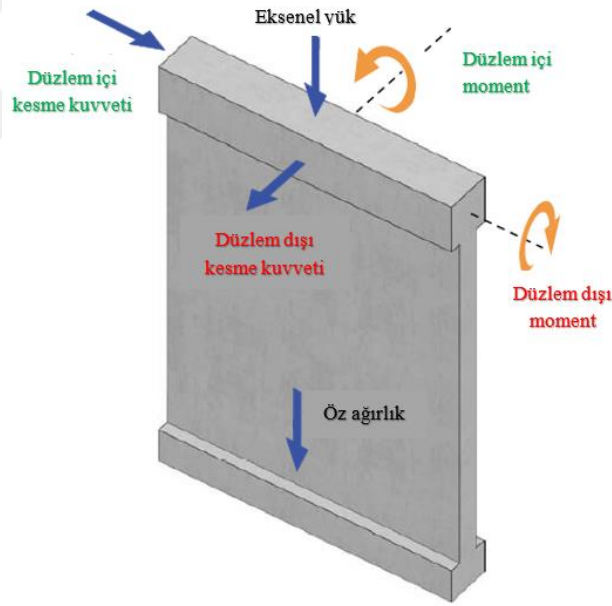
Yöntem

Betonarme perdelerin burulma davranışının incelediği tez çalışmasının bu bölümünde deneysel çalışma programı kapsamında izlenen yöntem, deney düzeneği ve ölçüm prosedürü üzerinde durulacaktır. Burulma momentinin uygulama prensibi, yükleme prosedürü ve deney sonucunda ulaşılmak istenen hedeflerin sayısal olarak ifadeleri detaylı olarak anlatılacaktır.

Deney düzeneği

Bu çalışmada üretilen ½ ölçekli dokuz adet betonarme perde duvarın burulma momenti altında test edilmesi için Atatürk Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Mekaniği ve Tatbiki Laboratuvarında deney düzeneği oluşturulmuştur.

Çalışma kapsamında numunelere sadece burulma momentinin uygulandığı test düzeneği kullanılmıştır. Betonarme perde duvarlar genel kabul gördüğü gibi yanal rijitlikleri yüksek yapı elemanlarıdır. Bundan dolayı da yapıya etki eden özellikle deprem ve rüzgâr gibi yatay kuvvetleri yanal doğrultuda karşılarlar. Fakat gerek yapıda oluşabilecek özellikle burulma düzensizliği gibi durumlarda ya da deprem kuvvetinin hangi doğrultuda etki edeceği önceden bilinemediği durumlarda perde duvarlara da kuvvetlerin hangi doğrultuda etki edeceği kesin olarak bilinmemektedir. ACI 318-19’ da belirtildiği gibi perdeler düzlem içi ya da düzlem dışı yük etki edebilmektedir (Şekil 37). Bu çalışmanın ana konusu da betonarme perde duvarların düzlem dışı burulma momenti altındaki davranışdır.



Şekil 37. Perde duvar düzle içi ve düzlem dışı yükleme. (ACI318-19)

Sadece perdelerden ya da perde ve çerçeve sistemlerinden oluşan binalarda perde duvarların binanın her iki doğrultuda da eşit şekilde yerleştirilmesi gerekmektedir. Bunun sebebi depremin binaya etki edeceği doğrultunun önceden bilinemediği için her iki doğrultuda da yapı güvenliğini sağlamaktır. Bu güvenlik sağlanırken betonarme perde duvarların düzlem içi doğrultusunda yük karşıladığı esasına dayanarak tasarım yapılmaktadır. Fakat binalarda bir doğrultuda betonarme perde duvarlar için düzlem içi olan deprem kuvveti diğer doğrultudaki perde duvar için düzlem dışı kuvvet olabilmektedir. 2019 yılında yürürlüğe giren Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği’nde Etkin Kesit Rijitliği Çarpanları belirlenmesinde perde duvarların düzlem içi ve düzlem dışı kavramlarına göre belirlenmektedir. Bu çalışmada da

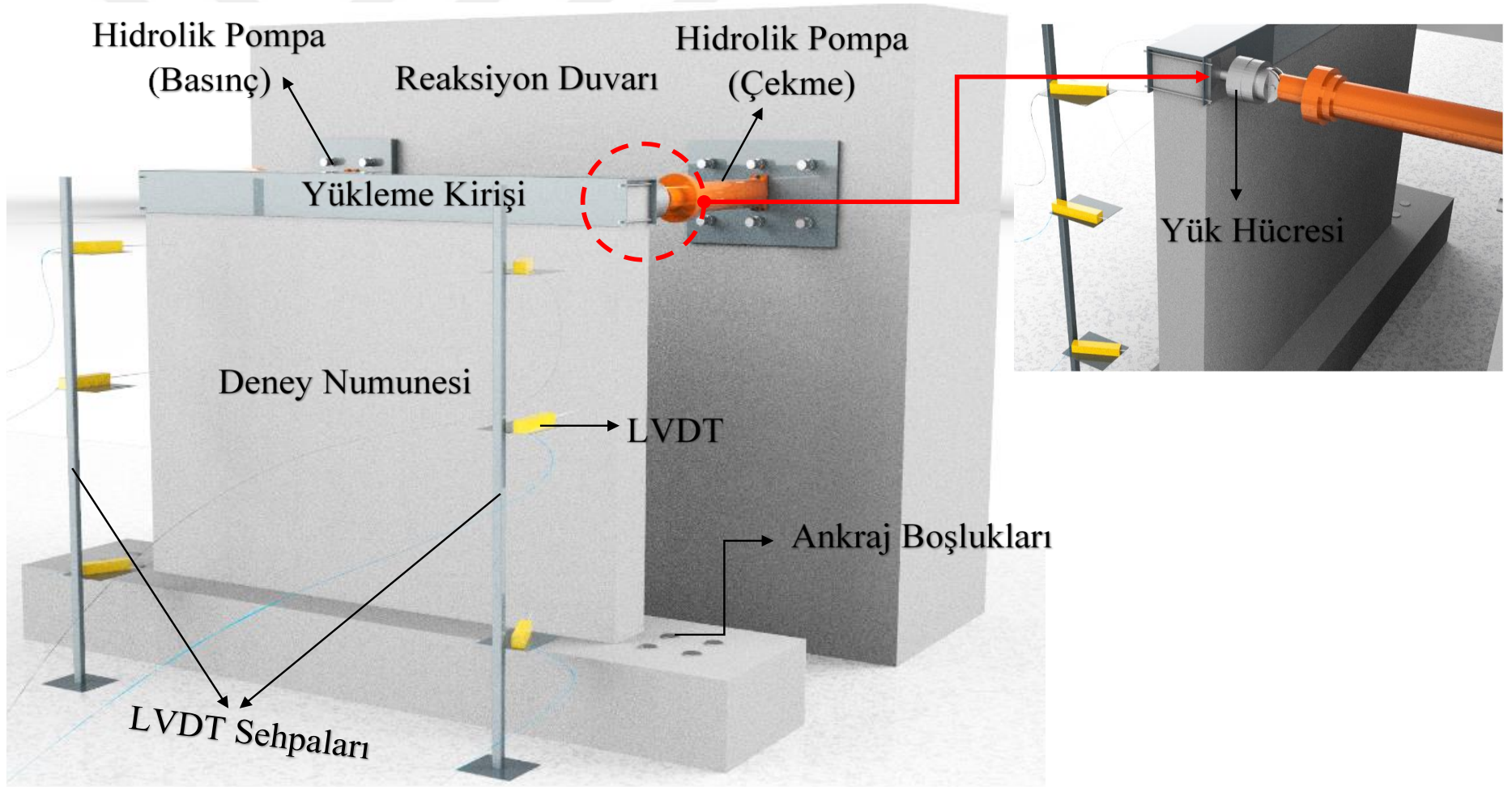
betonarme perde duvarların düzlem dışı kesme kuvvetlerinden kaynaklanan burulma momenti davranışı üzerinde durulmuştur. Düzlem dışı burulma momenti perdenin plandaki uzun kenar doğrultusunda aynı büyüklükte ve zıt yönde etki eden yatay kuvvetler ile oluşturulmuştur.

Şekil 38 ile **Şekil 44** arasında deney düzeneği resimleri görülmektedir.

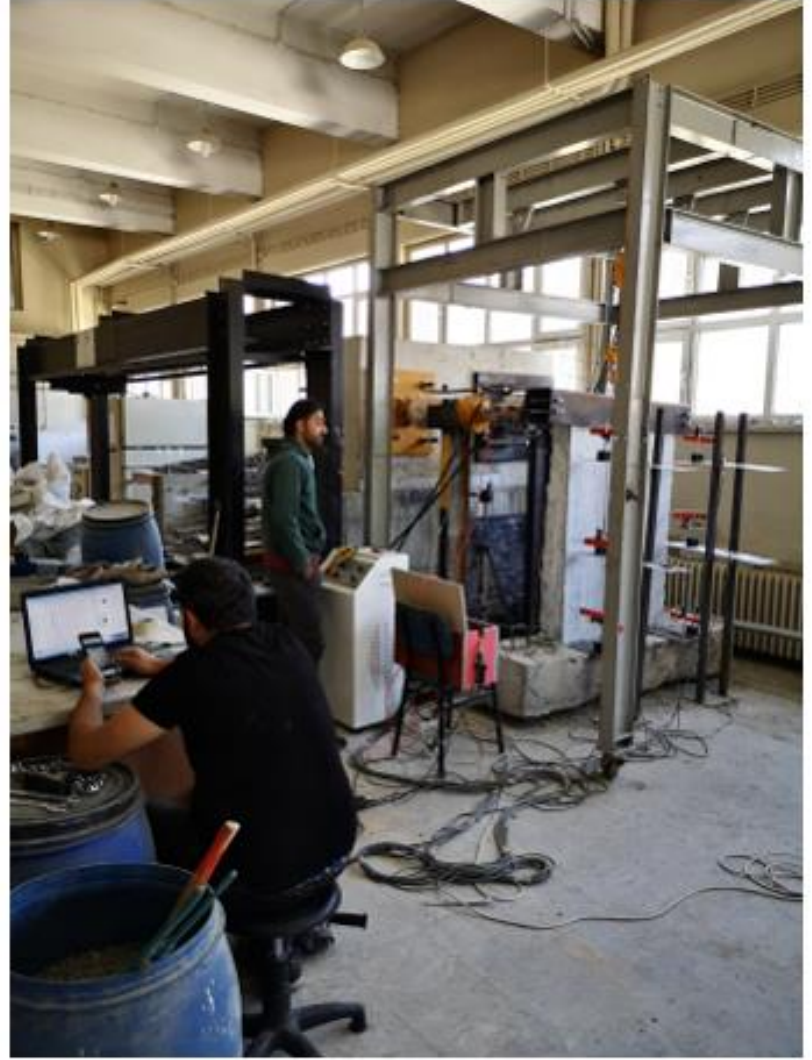
Burulma momenti

Şekil 38' de görüldüğü gibi iki adet hidrolik pompa ile oluşturulmuştur. Pompalardan bir tanesi basınç yönünde etki ederken diğeri çekme doğrultusunda yük uygulamıştır. Böylece deney numunesinde burulma momenti oluşturulmuştur. Hidrolik pompaların ucuna yük hücreleri bağlanmış olup deney anında uygulanan kuvvetler kayıt altına alınmıştır. Yük hücrelerinin ucuna ise yükleme aparatları bağlanmıştır. Yükleme aparatlarının doğrudan numunelerin betonuna yük uygulamaması için rijit başlık kirişi tasarlanmıştır. Bu sayede çekme yönündeki pompa yükleme kirişine bağlanarak uygulanan kuvvetin sadece başlık bölgesinde kalmayıp tüm perde gövdesi boyunca dağılması sağlanmıştır.

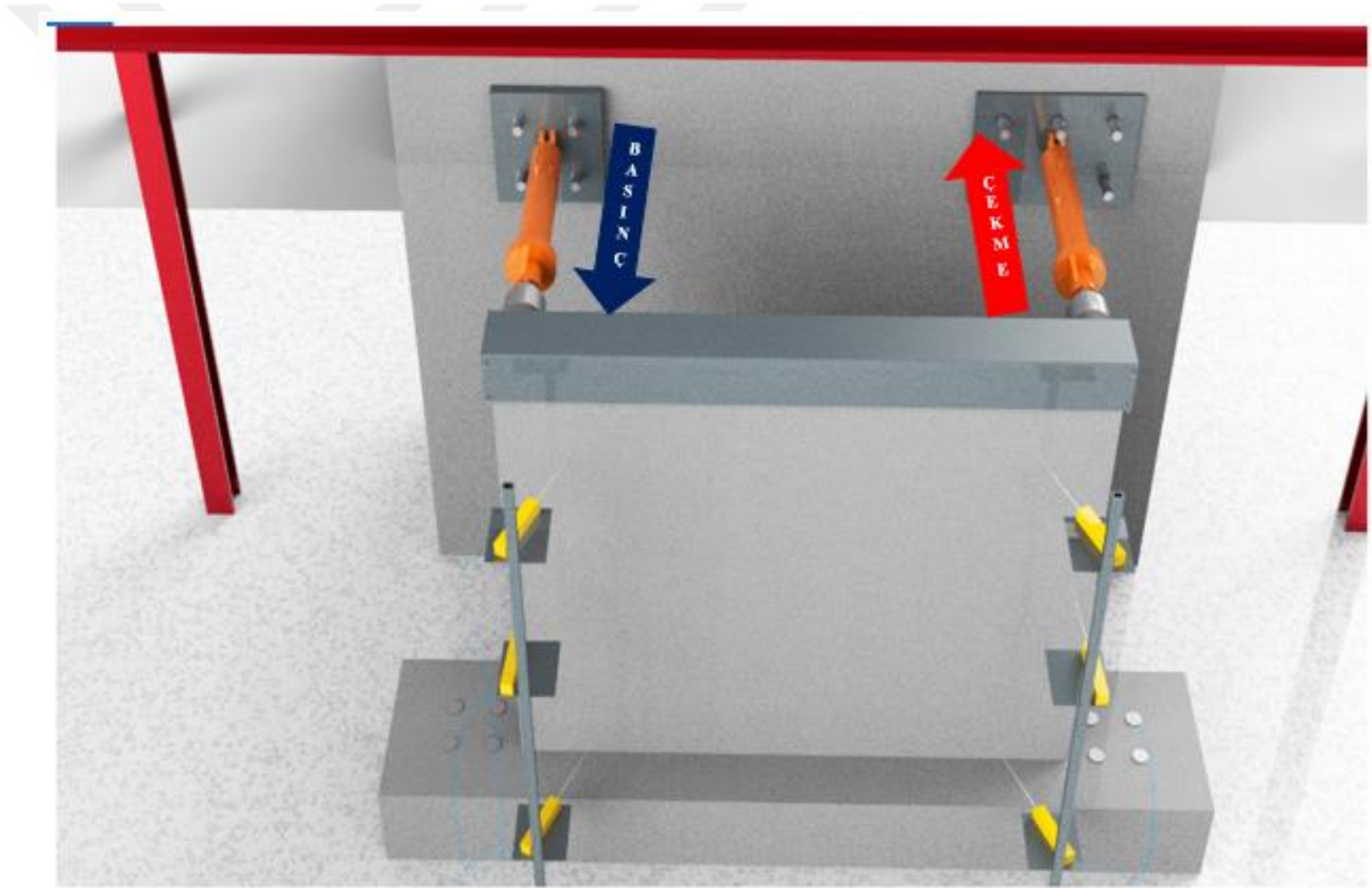
Laboratuvar dışarısında üretilen numuneler deney düzeneğine forklift yardımıyla taşınmış calaska sistemiyle de düzeneğe yerleştirilmiştir. Deney anında deplasman ölçümlerinin yapılabilmesi için numune yüksekliği boyunca sağ ve sol tarafta üçer adet LVDT yerleştirilmiştir. LVDT' ler tasarlanan LVDT sehplarına sabitlenmiştir. Böylece deney esnasında LVDT' lerin yer değiştirmesi önlenmiştir.



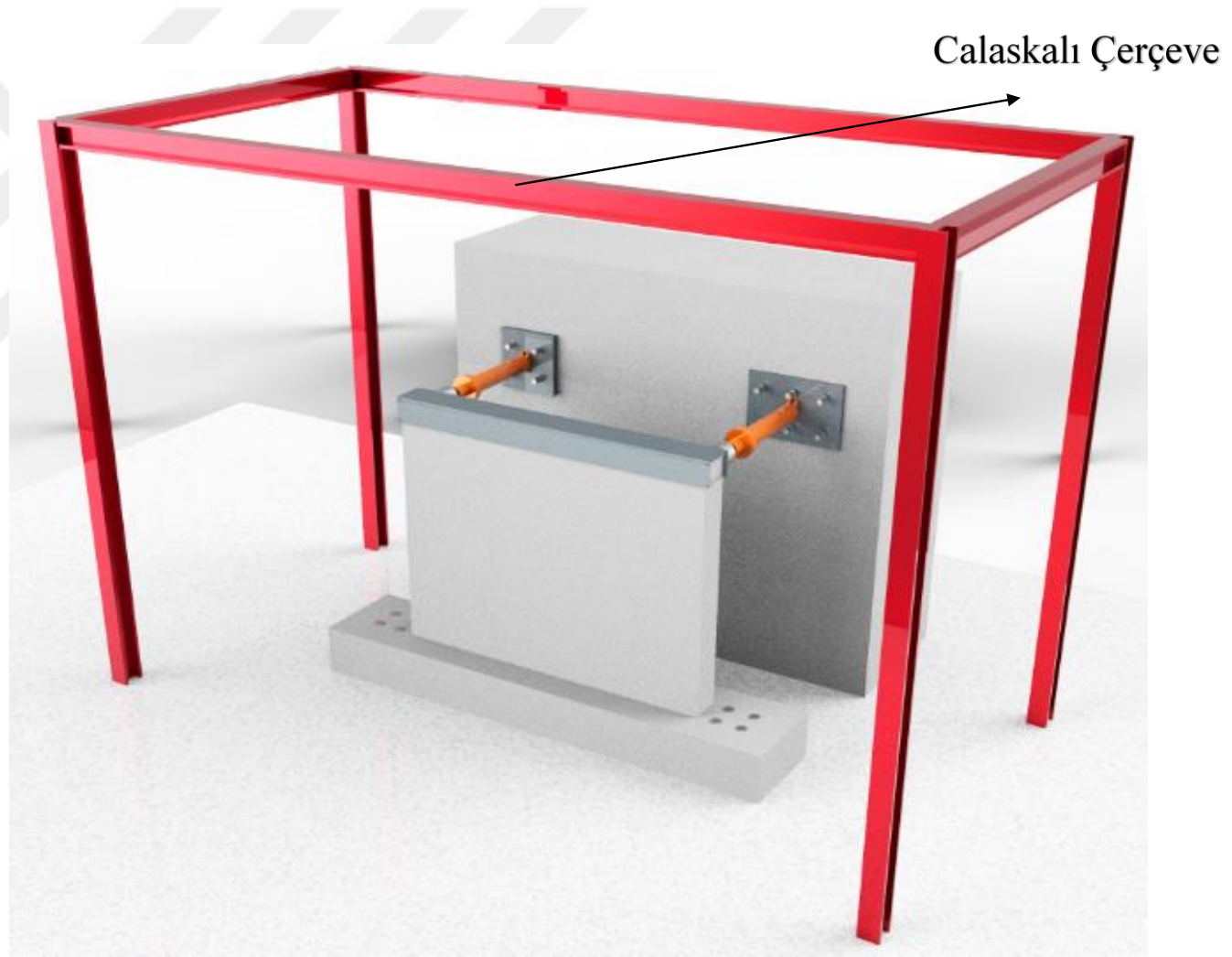
Şekil 38. Tipik deney yükleme düzeneği.



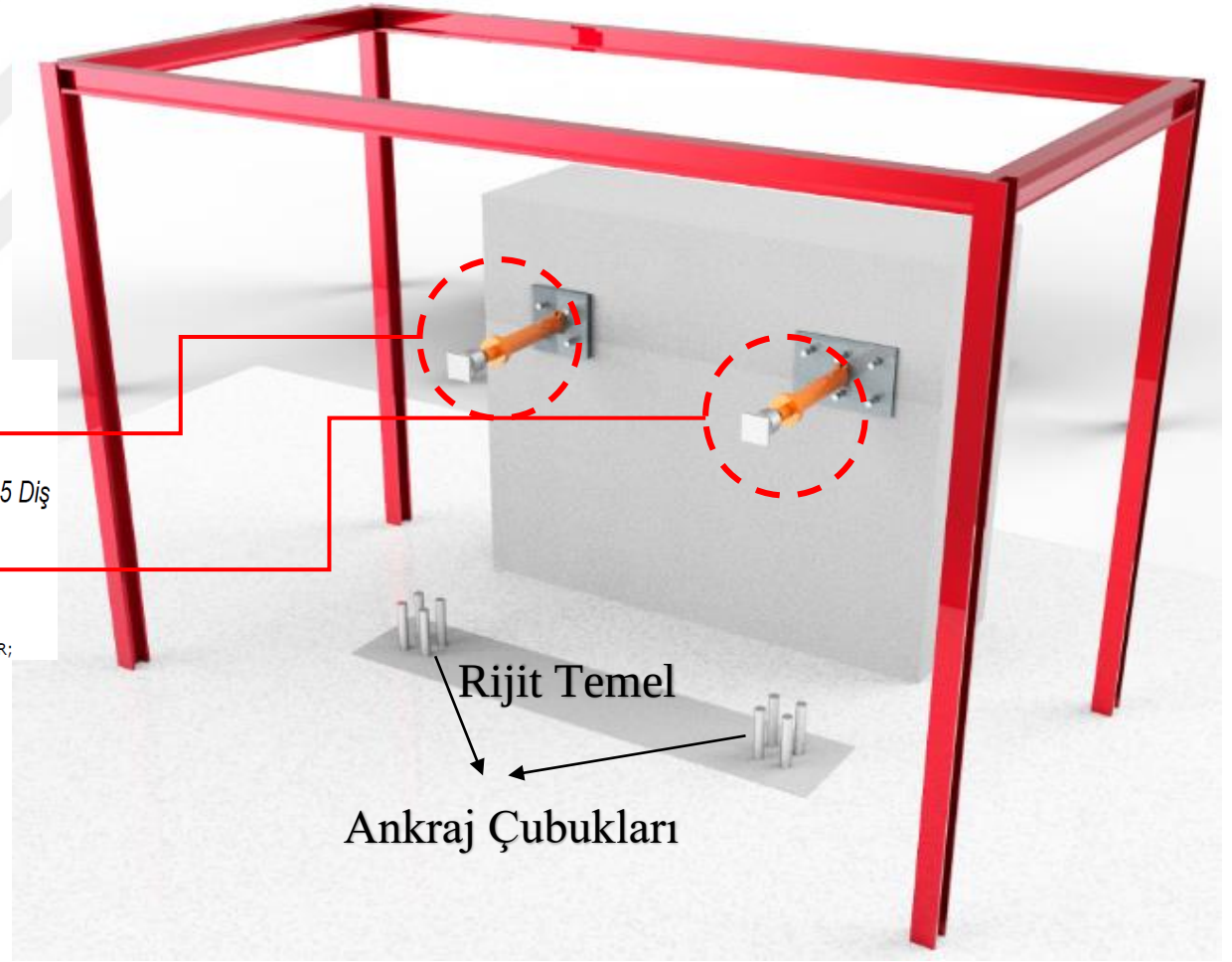
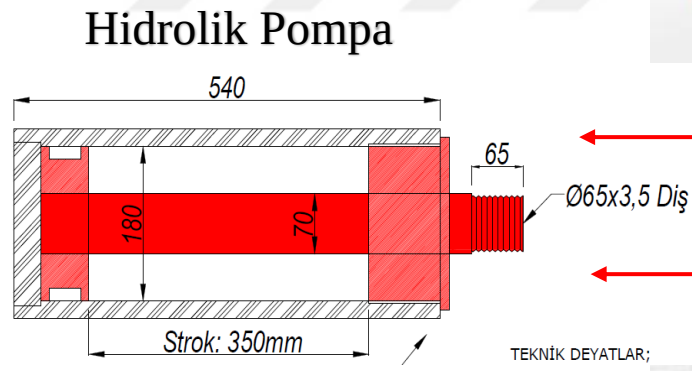
Şekil 39. Deney yükleme düzeneği.



Şekil 40. Tipik deney ölçüm düzeneği.



Şekil 41. Tipik calaska sistemi.



Şekil 42. Tipik deney yükleme düzeneği.



Şekil 43. Deney ölçüm düzeneği.



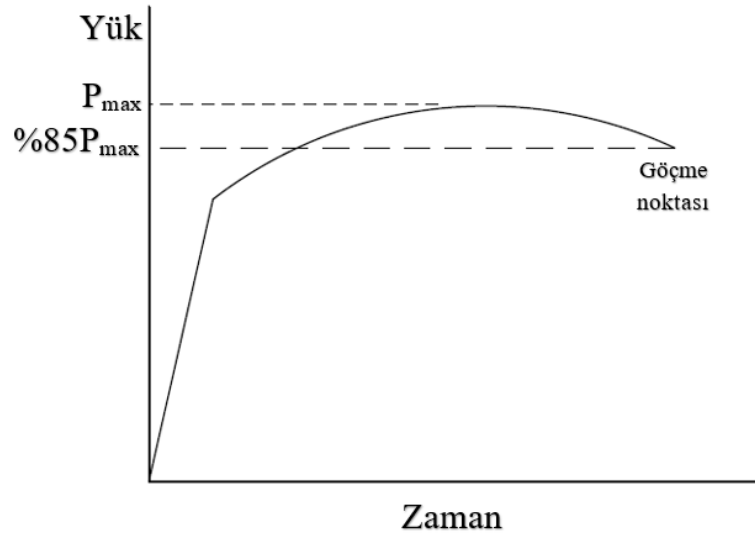
Şekil 44. Deney düzeneği ve numunelerin taşınması.

Numunelerin deney anında istenmeyen doğrultuda hareketini önlemek için temel bölümünde ankraj boşlukları bırakılmıştır. Numunelerin deney sırası beton dökümünden 28 gün sonra olacak şekilde takip edilmiştir.

Yükleme prosedürü

Deney numunelerinde burulma momenti oluşturmak için aynı F kuvveti yatay doğrultuda basınç ve çekme olarak iki ayrı pompadan uygulanmıştır. Basınç ve çekme kuvvetleri otomatik kontrollü hidrolik pompalar ile uygulanmıştır. İki pompanında senkronize bir şekilde itme ve çekme oluşturması için bir biri ile kalibre edilmiştir. Yüklem hızı 10 mm/sn olarak uygulanmıştır. Deney esnasında yatay yüklerden kaynaklanan yer değiştirmeler LVDT'ler yardımıyla, yatay ve düşey donatılardaki şekil değiştirmeler de gerilimölçer pulları (strain gauge) ile ölçülmüştür. Elde edilen değerler bilgisayar ortamında veri toplama sistemi yardımıyla kaydedilmiştir. Bilgisayar ortamında özel bir yazılım vasıtasıyla kaydedilen değerleri daha sonra irdelemek üzere grafik ve tablolara dönüştürülmüştür.

Deneysel program çerçevesinde yüklem işlemi deplasman kontrollü olarak yapılmıştır. Yüklem işlemi deney numunelerinde göçme moduna ulaşana kadar devam ettirilmiştir. Göçme yüküne ulaşıldığında deney sonlandırılmıştır. Göçme maksimum yükün %15 azalım gösterdiği nokta olarak belirlenmiştir (**Şekil 45**).



Şekil 45. Numune göçme noktası.

ACI-318-14 kullanıcılar için yorum bölümünde perde duvarların kesme kapasitesi basınç yönündeki eksenel yük seviyesinin perde kesme kapasitesini arttırdığı için laboratuvar şartlarında eksenel yükün ihmal edilebileceğine değinmiştir. Ayrıca ACI318-14 ve ASCE/SEI (*American Society of Civil Engineers/Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings*) şartnamelerinde $H/L < 2$ olan kısa perde duvarlarda düşük düktilite, yüksek kesme daha baskın parametreler olarak tanımlanmıştır. Eksenel yük seviyesi de kısa perde duvarlarda bu performans kriterlerini olumsuz yönde etkilediğinden dolayı çalışmamız kapsamında ihmal

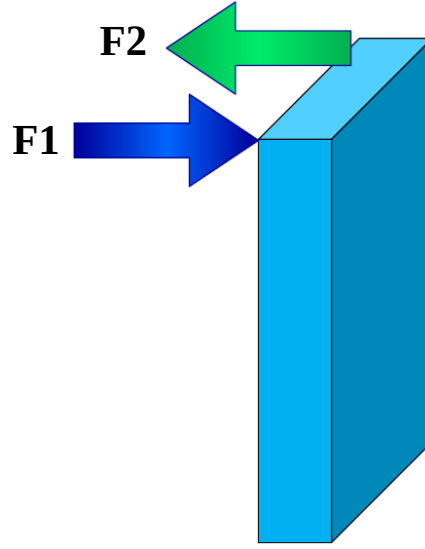
edilecektir. Perde duvarlara basınç yönüne eksenel kuvvet olarak sadece kendi ağırlığı etki edecektir.

Ölçüm

Bu bölümde deney verilerinin ölçüm teknikleri ve formülleri üzerinde durulacaktır. Yük hücresi (*loadcell*), LVDT ve şekil değiştirme ölçer pulları vasıtasıyla elde edilen sayısal verilerin literatürdeki ilgili çalışmalarla kıyaslanabilmesi ve gerek mühendisler gerekse de araştırmacılar tarafından irdelenebilmesi için anlamlı hale getirilmesi gerekmektedir. Burada anlamlı halden kastedilen elde edilen sayısal verilerle perde duvar davranışını anlayıp yorumlamaya yardımcı olacak tablo ve grafiklerin oluşturulmasıdır. Bu amaç doğrultusunda her bir perde duvarı için oluşturulan tablo değerlerinin nasıl hesaplandığı ve grafiklerin nasıl çizildiği açıklanacaktır. Her bir perde duvar için aşağıdaki maddeler ayrı ayrı ele alınacaktır.

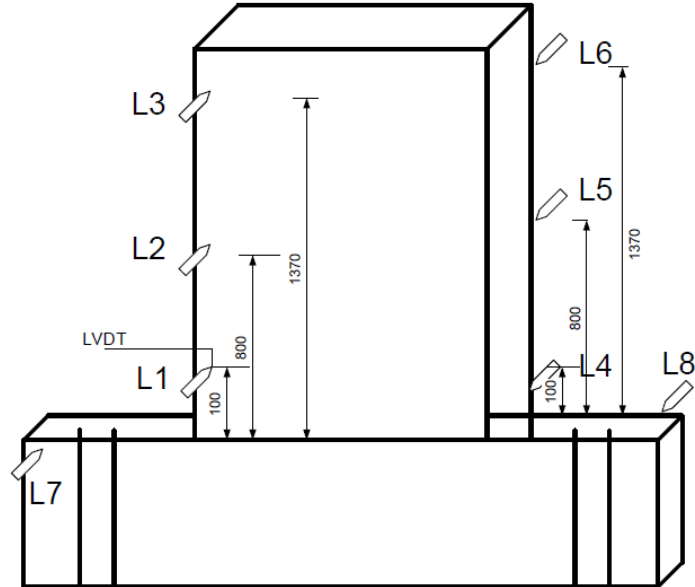
- * Yatay ve düşey donatılardaki birim şekil değiştirmeler
- * Burulma momenti-dönme açısı grafiği
- * Enerji sönümleme kapasiteleri
- * Burulma düktilite indeksi
- * Rijitlik
- * Plastik mafsal yaklaşımı ve çatlak dağılımı

Deneyisel çalışma kapsamında numunelere yatay şekilde, aynı büyüklükte fakat ters yönde F_1 (basınç) ve F_2 (çekme) kuvvetleri uygulanmıştır. F_1 ve F_2 kuvvetleri nedeniyle perde duvar numunelerinde basınç ve çekme bölgeleri meydana gelmektedir (**Şekil 46**). Tahmin edileceği üzerinde numunelerin iki tarafında ters yönde fakat aynı büyüklükte deplasmanlar meydana gelmektedir. Numunelere uygulanan F_1 ile F_2 kuvvetleri ve basınç ile çekme bölgelerinde oluşan deplasmanların aynı olduğunu kontrol etmek için SW1 numunesi ile aynı özelliklere sahip bir adet deneme numunesi üretilmiştir. Uygulanan deney prosedürü ve ölçümler sonucunda iki hidrolik pompanın bir biri ile senkronize şekilde çalıştığı yani birim zamanda aynı büyüklükte yük uyguladığı ve de basınç ve çekme tarafında meydana gelen deplasmanların %1 farkla birbirine oldukça yakın olduğu tespit edilmiştir.



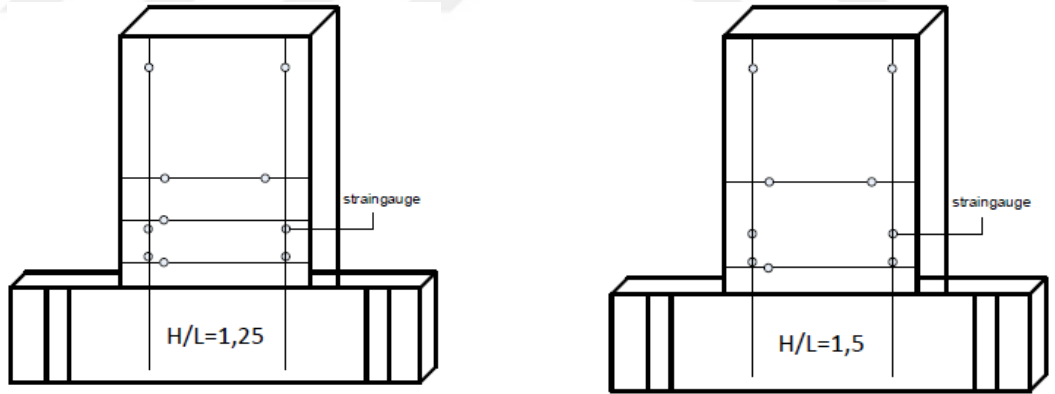
Şekil 46. Perde duvar basınç ve çekme kuvvetleri.

Deneysel çalışma kapsamında numunelere uygulanan yük neticesinde meydana gelen deplasmanlar **Şekil 47'** deki gibi yerleştirilen LVDT' ler vasıtasıyla kaydedilmiştir. L1-L6, LVDT' leri yatay yüklerden kaynaklanan deplasmanları ölçmek için kullanılmıştır. L7 ve L8 LVDT' leri ise deney esnasında deney numunelerinin engellenen yönde hareketlerini kontrol etmek için kullanılmıştır. Bütün numunelerde deney sonrasında kontrol edilen L7 ve L8 LVDT' lerinde her hangi bir hareket olmadığı belirlenmiştir.



Şekil 47. Deney numunesi LVDT yerleşimi.

Bununla birlikte yatay ve düşey donatılarda yük etkisinde oluşan şekil değiştirmeler **Şekil 48'** deki donatılara yapıştırılan şekil değiştirme ölçerler (strain gauge) yardımıyla ölçülmüştür. Perde numunelerde basınç ve çekme bölgeleri olduğu yukarıda bahsedilmiştir. Basınç ve çekme bölgelerinde boyuna donatı düzeninden dolayı karşılıklı donatılar oluşmaktadır. Bu bölgelerdeki en dış düşey donatılarda aynı büyüklüklerde şekil değiştirmelerin olacağı hesaplanmıştır. Bunun için SW1 numunesi ile aynı özelliklere sahip deneme numunesinde iki bölgedeki (basınç ve çekme) en dıştaki boyuna donatılarda aynı yüksekliğe yerleştirilen şekil değiştirme pullarında %1 hata oranında hemen hemen aynı değerler okunmuştur. Bundan dolayı boyuna donatı basınç ve çekme bölgelerinde sadece bir yüzeydeki basınç ve çekme bölgesindeki en dıştaki boyuna donatılara şekil değiştirme ölçer pulları yerleştirilmiştir. Bununla birlikte deneme perde duvarı deneye tabi tutulmadan önce modellemesi yapılarak en dış boyuna donatıdaki maksimum ve minimum şekil değiştirmelerin yerleri tespit edilmiştir. Bunun üzerine ② ve ⑤ noktalarına şekil değiştirme ölçer pulları yerleştirilmiştir. Minimum şekil değiştirmeler ise en dıştaki boyuna donatıların en üst noktalarında olmuştur. Fakat deneysel çalışmada çelik başlık kullanıldığı için ve bu başlığın yüksekliği de 150 mm olduğu için ve de pas payı da göz önüne alındığında ③ ve ⑥ nolu şekil değiştirme ölçerler perde üst bölgesinden 400 mm aşağıya yapıştırılmıştır.



Şekil 48. Deney numunesi şekil değiştirme ölçer yerleşimi.

Farklı geometrilerinden dolayı H/L oranı 1,25 olan numunelere 10 adet, H/L oranı 1,5 olan numunelere ise 9 adet şekil değiştirme ölçer pulu yapıştırılmıştır. H/L oranı 1,25 olan numunelerde altı adet şekil değiştirme ölçer pulu düşey donatılara, dört adet şekil değiştirme ölçer pulu da yatay donatılara yapıştırılmıştır. H/L oranı 1,5 olan numunelerde ise altı adet şekil değiştirme ölçer pulu düşey donatılara, üç adet şekil değiştirme ölçer pulu da yatay donatılara yapıştırılmıştır. Hibrid lif oranının boyuna donatılardaki etkinliğini belirlemek için boyuna donatı yüksekliği boyunca şekil değiştirme ölçer pulları yerleştirilmiştir. Ayrıca plastik mafsal

bölgesinde hibrid lif oranının etkinliğini belirlemek için teorik olarak hesaplanan plastik mafsallık bölgesindeki yatay donatılara şekil değiştirme ölçer pulları yerleştirilmiştir.

✱ Yatay ve düşey donatılardaki birim şekil değiştirmeler

Yatay ve düşey donatılarda meydana gelen birim şekil değiştirmeler **Şekil 48'** de ki gibi yerleştirilen şekil değiştirme pulları ile ölçülmüştür. Bu sayede deney parametrelerinin donatıdaki şekil değiştirmeleri nasıl ve ne ölçüde değiştirdiği deneysel olarak hesaplanacaktır.

✱ Burulma momenti-dönme açısı grafiğinin çizimi - Enerji sönümlenme kapasiteleri - Burulma düktilite indeksi

Perde duvarlara burulma momenti, Hong Kong Polyteknik Üniversitesi'nde Xiao-Ning Peng (2011) tarafından yapılan doktora çalışmasındaki deney düzeneği baz alınarak, perde üst kısmına yerleştirilecek çelik bağlantı aparatına aynı büyüklükte fakat birbirine ters yönde iki F (kN) kuvveti uygulanarak elde edilecektir. Numunelerde oluşacak burulma momenti **Eşitlik 26'** da gösterildiği gibi hesaplanmıştır.

$$T \text{ (kN.m)} = F_1 \text{ (kN)} \frac{D_f \text{ (m)}}{2} + F_2 \text{ (kN)} \frac{D_f \text{ (m)}}{2} \quad (26)$$

Numunelerin dönme açısı **Şekil 47'** deki gibi yerleştirilen LVDT' ler yardımıyla **Eşitlik 27'** da gösterildiği gibi hesaplanmıştır. Denklemden M_i , i numaralı LVDT' deki yer değiştirmeyi, D_{i-j} , i ile j LVDT' leri arasındaki mesafeyi göstermektedir.

$$\theta = \left[\arctan \left(\frac{|M_1| + |M_3|}{D_{1-3}} \right) - \arctan \left(\frac{|M_4| + |M_6|}{D_{4-6}} \right) \right] \quad (27)$$

Her bir numunenin enerji sönümlenme kapasitesi Burulma moment-dönme açısı grafiği altında kalan alandan hesaplanmıştır. Grafiklerin altında kalan alan bilgisayar programı yardımıyla hesaplanmıştır. Ayrıca burulma momenti-dönme açısı grafiklerinden yola çıkarak her bir numunenin

✱ Burulma düktilite indeksi (nihai burulma momentine ($T_u = 0,85T_{max}$) karşılık gelen dönme açısının akma anındaki burulma momentine (T_y) karşılık gelen dönme açısına oranı)

- * Eğrilerin altında kalan alandan enerji sönümleme kapasiteleri
- * İlk çatlak oluştuğu andaki kritik burulma momenti (T_{cr})

hesaplanacaktır.

Ayrıca Peng (2011) çalışmasında perde duvarlarda göçme mekanizmasını üçe ayırmıştır. Birincisi betonda ezilme olmadan önce hem boyuna donatıların hem de etriyelerin akma dayanımına ulaştığı göçme modu (*under-reinforced mode*), ikincisi betonda ezilme olmadan önce ya boyuna donatının ya da etriyenin akma dayanımına ulaştığı mod (*partially over-reinforced mode*), ve üçüncüsü ise donatılarda akma olmadan önce betonun maksimum şekil değiştirme kapasitesine ulaştığı mod (*completely over-reinforced mode*) olarak tanımlanmaktadır. Beton yüzeyine ve donatılara yerleştirilen şekil değiştirme ölçerler (*strain gauge*) sayesinde perde duvarların göçme modu belirlenmiştir.

Ayrıca burulma momenti etkisindeki numunelerde çatlak oluşmadan önceki (*pre-cracking*) ve sonraki (*post-cracking*) davranışları birbirinden farklıdır. Dolayısıyla, çatlak oluşmadan önceki ve sonraki davranışı ayrı ayrı ele almak gerekir. $K_{pre-cracking}$ ve $K_{post-cracking}$ (Eşitlik 28 ve 29) değerleri hesaplanıp lif oranının, yatay donatı oranı ve boyut etkisinin çatlak oluşmadan ve çatlak oluşuktan sonraki davranışa hangi oranda katkısı olduğu belirlenecektir.

$$K_{pre-cracking} = \frac{T_{cr}}{\theta_{cr}} \quad (28)$$

$$K_{post-cracking} = \frac{(T_{max} - T_{cr})}{(\theta_{max} - \theta_{cr})} \quad (29)$$

Burada; $K_{pre-cracking}$ ve $K_{post-cracking}$ ($kN.m^2$) çatlak başlamadan önceki ve sonraki rijitlik katsayısını, T_{cr} kritik burulma momenti değerini, T_{max} maksimum burulma momenti değerini, θ_{cr} ve θ_{max} sırasıyla kritik ve maksimum burulma momentine karşılık gelen dönme açısını göstermektedir.

- * Plastik mafsal yaklaşımı

Perde duvarların davranışı üzerinde plastik mafsal bölgesinin oldukça belirleyici bir etkisi vardır. Yığılmalı plastik mafsal kabulünde perde duvarların inelastik davranışı plastik mafsal bölgesi boyunca değil de plastik mafsal uzunluğu diye tabir edilen bölgede yoğunlaştığı yaklaşımı ile değerlendirilmektedir. Beton içerisinde rastgele dağılan karbon ve çelik liflerinin oranının plastik mafsal boyu üzerindeki etkisi deneysel olarak incelenmiştir. Hibrid liflerin

özellikle çatlak gelişimini sınırlandırması ile bu bölgede (yani plastik mafsal uzunluğu boyunca) daha elastik bir davranış sergilemesi ve perde tabanındaki eğrilik kapasitesinin artırılması amaçlanmaktadır. Böylece lif oranının boyuna ve enine donatı oranı kullanılan perde duvarlarda davranışa etkisi yığılı plastik mafsal yaklaşımı ile deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir.

Plastik mafsal bölgesindeki betonda meydana gelecek çatlaklar perde duvarın göçme mekanizması üzerinde etkili olmaktadır. Dolayısıyla plastik mafsal bölgesindeki çatlakların haritası (çatlak yoğunluğu, çatlak genişliği, çatlak uzunluğu) çıkarılacaktır.

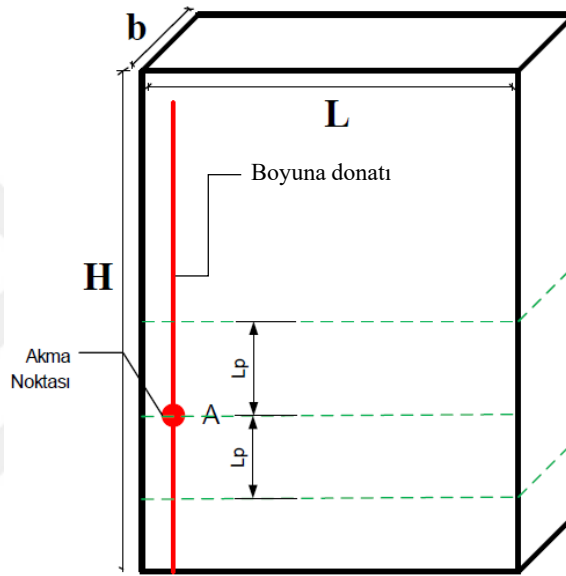
Bununla birlikte **Tablo 10'** da betonarme perde duvarların plastik mafsal boyu için literatürde ulaşılan formüller verilmiştir. Numunelerin deneysel olarak hesaplanan plastik mafsal uzunlukları tablodaki değerler ile karşılaştırılmıştır.

Tablo 10. Betonarme Perde Duvarların Plastik Mafsal Boyu Formülleri

Standart/Yönetmelik	Plastik mafsal formülü (L_p)
Berry <i>et al.</i>	$0,05L + 0,1f_y d_{bL} / \sqrt{f_c}$
TBDY-2018	$0,5L_w$
ACI318-19	$0,4L_w + 0,1H_w$
Eurocode-8	$\frac{L_v}{30} + 0,2L_w + 0,11 \frac{d_{bL} f_y}{\sqrt{f_c}}$
Altheeb <i>et al.</i>	$\frac{(f_u - f_y) d_{bL}^{1,2}}{4\sqrt{f_c}}$
Bohl and Adebar	$(0,2L_w + 0,05H_w) \left(1 - 1,5 \frac{P}{A_w f_c}\right) \leq 0,8L_w$
Calvi <i>et al.</i>	$\min \left(0,2 \left(\frac{f_u}{f_y} - 1\right); 0,08\right) L_v + 0,2L_w + 0,022f_y d_{bL}$
Thomsen and Wallece	$0,33L_w$
Priestley and Mattock	$0,08L_w + 0,022f_y d_{bL}$
Park and Paulay	$0,5L_w$

Tablo 10 incelendiği zaman betonarme perde duvarların burulma altındaki alanda yapılmış mevcut bir formül olmadığı için literatürdeki formüller kullanılarak sonuca gidilmiştir.

Ayrıca literatür taramasında ulaşılan plastik mafsal boylarının tamamının perde tabanından itibaren hesaplandığı tespit edilmiştir. Bu doktora çalışması kapsamında plastik mafsal uzunluğuna farklı bir bakış açısı ile yaklaşılmıştır. **Şekil 49'** da en dış yüzeyde konumlandırılan boyuna donatıda A noktası akmanın meydana geldiği noktayı göstermektedir. Yani boyuna donatıda kesme kuvveti etkisinde donatı A noktasında akmıştır. Bu noktanın plastik mafsal boyunu tayin eden nokta olduğu aşikârdır.



Şekil 49. Plastik mafsal yaklaşımı

Literatürde plastik mafsal boyu A noktasından perde tabanına olan uzaklık olarak ifade edilmektedir. Hatta Sümer (2017) çalışmasında betonarme kirişlerin plastik mafsal uzunluğunu boyuna donatının aktığı nokta ile kiriş mesnedi arasındaki mesafe olarak hesaplamıştır. Bu çalışmada ise plastik mafsal bölgesi olarak A noktasının L_p mesafesi kadar alt ve üst tarafındaki bölgelerde ayrıca değerlendirilecektir. Yani $2L_p$ mesafesindeki bölgede çatlak dağılımı, çatlak yoğunluğu vb. parametreler ele alınacaktır. Böylece plastik mafsal bölgesinin akma noktasının etrafında oluşacak hasara ne ölçüde bağlı olduğu, genel kabul görmüş plastik mafsal bölgesi yaklaşımı ile karşılaştırılmıştır.

ARAŞTIRMA BULGULARI VE TARTIŞMA

Bu bölümde düzlem dışı burulma momenti uygulanan dokuz adet betonarme perde duvardan elde edilen deneysel ve sayısal sonuçlar irdelenecektir. Araştırma Bulguları ve Tartışma bölümü genel hatları ile iki kısımdan oluşmaktadır; i) deney numunelerinden elde edilen deneysel sonuçlar, ii) sonlu elemanlar ile her bir numunenin modellenmesi ve deneysel ile sayısal sonuçların karşılaştırılması. İlk bölümde burulma momenti uygulanan perde duvarlarda donatılardaki yük/burulma momenti-şekil değiştirme ilişkisi, burulma momenti-dönme açısı ilişkisi, enerji sönümleme kapasiteleri, burulma duktilitesi indeksi ve plastik mafsallık yaklaşımı ile çatlak dağılımı parametreleri üzerinde durulmuştur. Dokuz adet perde duvarın burulma davranışı önce tek tek ele alınmış ve incelenmiştir. Daha sonra çalışmanın parametrelerini oluşturan hibrid lif oranı, boyut etkisi ve enine donatı oranlarının burulma davranışına etkisi ilgili numunelerin gruplandırılması ve birbirleri ile karşılaştırılması şeklinde ele alınmıştır. İkinci bölümde her bir numunenin, bilgisayar programı yardımıyla sayısal modeli oluşturulmuş olup sayısal modelden elde edilen sonuçlar ile deneysel sonuçlar birbirleri ile karşılaştırılmıştır.

Bu bağlamda perde duvarların deneysel ve sayısal sonuçlarına geçmeden önce karışımda kullanılan üç tür betonun özellikleri irdelenmiştir. Kendiliğinden yerleşen hibrid lifli betonun mekanik (basınç dayanımı, çekme dayanımı ve eğilme dayanımı) ile reolojik (yayılma, t_{500} süresi, V-hunisi ve L-kutusu) deney sonuçları verilmiştir.

Taze Beton Deney Sonuçları

Betonarme perde duvarlar KYB, %1,0 hibrid lifli KYB ve %1,5 hibrid lifli KYB olmak üzere üç tip betondan üretilmiştir. Numunelerin beton dökümünden önce KYB' nin özelliklerini ölçmek ve değerlendirmek için yayılma çapı, t_{500} süresi, V-hunisi ve L-kutusu deneyleri yapılmıştır. Amaçlanan parametrelere ulaşıldıktan sonra üç tip beton karışımı ile numunelerin beton dökümü laboratuvar ortamında gerçekleştirilmiştir. Öncelikle beton sınıfının çalışmanın parametresi olmadığı için karışım hesapları, aynı yayılma çapı ve basınç dayanımında olacak şekilde dizayn edilmiştir. **Tablo 11'** de KYB taze beton deney sonuçları ile

Şekil 50' da ise deney sonuçlarının Kendiliğinden Yerleşen Beton Kılavuzunda belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması yapılmıştır.

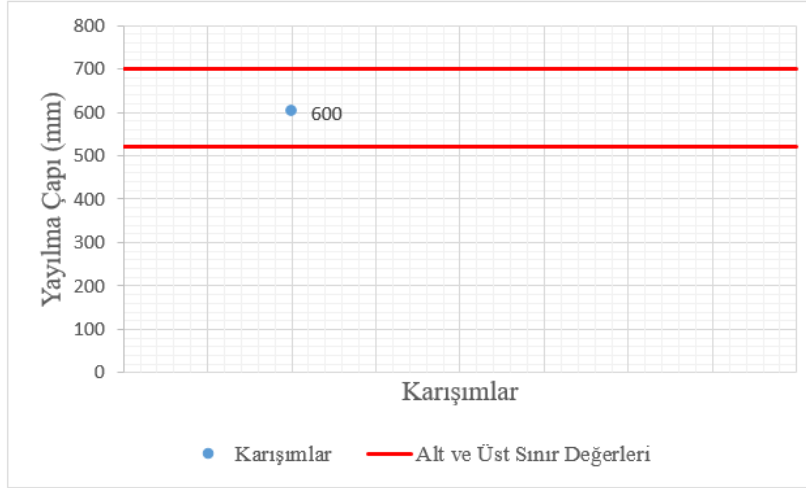
Tablo 11. KYB ve HLKYB Taze Beton Deney Sonuçları

	Yayılma Çapı (mm)	t ₅₀₀ süresi (saniye)	V-Hunisi (saniye)	L-Kutusu
Karışım-1 (KYB)	600	3,0	7,00	0,92
Karışım-2 (%1,0 HLKYB)	600	3,8	8,30	0,86
Karışım-3 (%1,5 HLKYB)	600	4,2	9,20	0,80

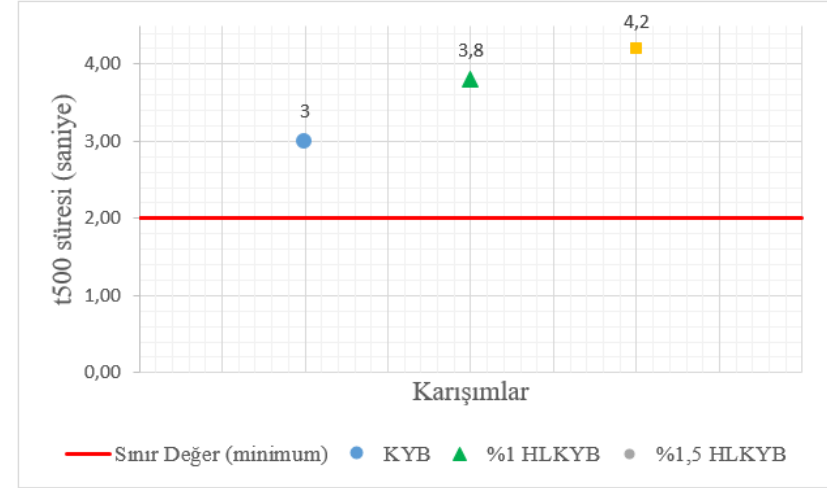
Tablo 11' den görüldüğü üzere yayılma çapı üç beton türü için de 600 mm olarak ölçülmüştür. Bilindiği üzere KYB türünde lif eklenmesi yayılma çapını azaltmaktadır. Bu sorunun önüne geçebilmek üzere karışım hesaplarında su miktarı ve dolayısıyla su/bağlayıcı oranı arttırılmıştır. t₅₀₀ süresi, V-hunisi süresi ve L-kutusu oranı ise beklenildiği gibi hibrid lif eklenmesi ile azalmıştır. Lif oranının artması bu değerleri arttırmıştır. KYB türüne %1,0 ve %1,5 oranında hibrid lif eklenmesi t₅₀₀ süresini sırasıyla %26,67 ve %40 oranında arttırmıştır. KYB türüne %1,0 ve %1,5 oranında hibrid lif eklenmesi V-hunisinden geçiş süresini sırasıyla %18,57 ve %31,43 oranında arttırmıştır. KYB türüne %1,0 ve %1,5 oranında hibrid lif eklenmesi L kutusu oranını sırasıyla %6,52 ve %13 oranında azaltmıştır.

Şekil 50' de görüldüğü üzere her üç karışımda KYB kriterlerini sağlamaktadır.

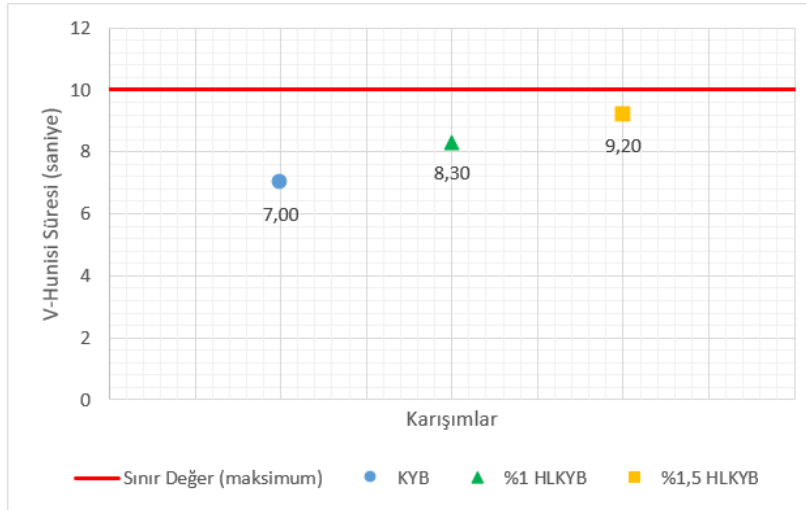
Şekil 50.d' de Karışım-3 sınır değerde kalmasına rağmen üç çubuklu L kutusu deneyinde özellikle %1,5 lif oranında beton karışımı için yeterli görülmüştür. Ayrıca **Şekil 51'** de taze beton deneylerinin uygulanışı görülmektedir. Türk *et al.* (2021), Ouedraogo *et al.* (2021), Gueciouer *et al.* (2020), Cao *et al.* (2018), Aydın (2007) KYB beton karışımına lif eklenmesinin KYB' nin reolojik özelliklerini (yayılma çapı, t₅₀₀ süresi, V hunisi ve L kutusu) olumsuz yönde etkilediğini belirtmişlerdir. Ayrıca Monteiro *et al.* (2018) çelik lif ve PP katkılı KYB karışımında iyi bir alternatif olduğunu vurgulamışlardır.



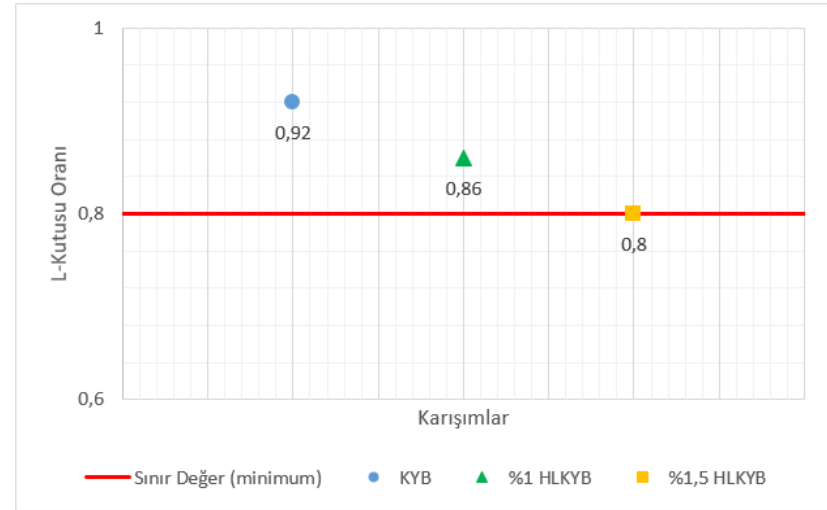
a) Yayılma çapı



b) t500 süresi



c) V hunisi



d) L kutusu

Şekil 50. KYB taze beton deney sonuçları ve sınır değerleri.



a) Yayılma deneyi



b) Üç çubuklu L kutusu deneyi



c) V hunisi deneyi

Şekil 51. KYB Taze beton deneyleri uygulaması

KYB taze beton deney sonuçlarına bakıldığında lif eklenmesi ve lif oranının artırılması geçiş ile akış kabiliyetlerini ve yayılma parametrelerini azaltıcı yönde etki etmiştir. Beton karışımında 16 mm maksimum agreg a çapı kullanıldığından ve artan maksimum agreg a çapı ile karışım içerisindeki liflerin homojen dağılımı zorlaşmış ve dolayısıyla süreksizliği artmıştır. Ayrıca yüzey şekli olarak agregalara nazaran daha uzun bir geometriye sahip oldukları için çelik ve karbon lifler, beton akışına karşı içsel sürtünme kuvveti ile karşı koymuşlardır. Lif oranının artması içsel sürtünmeyi daha da arttırmıştır. Böylece lif oranının artması KYB taze beton özelliklerini olumsuz yönde etkilemiştir. Bir diğer neden ise beton akışı sırasında, akışa karşı koyan lifler bloklanmalara sebep olmuştur. Burada ele alınmak istenen bir diğer husus ise, lif boy/çap oranının etkisidir. Boy/çap oranının artması da işlenebilirliği azaltan bir diğer etkidir. Fakat daha iyi bir mekanik performans için ise boy/çap oranı yüksek tutulmuştur. Bu tezatlıktan dolayı hem işlenebilirlik hem de iyi bir mekanik performans için lif boy/çap oranları optimum seviyede seçilmiştir. Dolayısıyla çelik ve karbon liflerin boyu 5' er cm olarak seçilmiştir.

HLKYB işlenebilirliği için üzerinde durulan bir diğer nokta ise beton karışımındaki ince agreganın iri agregaya oranıdır. İnce agreg a/iri agreg a oranının artması yayılma çapını azaltmaktadır. Literatürdeki mevcut çalışmalar da taranarak beton karışımındaki ince agreg a/iri

agrega oranı her üç karışım için de 1,5 olarak tercih edilmiştir. Böylece artan lif hacmine ve boy/çap oranına karşın işlenebilirlik arttırılmıştır.

Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları

Perde duvarların beton esnasında her üç beton türü için de prizma ve silindir beton numuneleri alınmıştır (**Şekil 52**). 28 gün kür havuzunda bekletilen numuneler perde duvarların deney günü tek eksenli basınç, yarmada çekme ve eğilme deneylerine tabi tutulmuştur. Betonunu 28 günlük basınç dayanımının deneysel ve sayısal sonuçları etkilememesi için tüm numunelerde 30 MPa olarak ölçülmüştür. Her bir beton türünden 3 adet numune alınmış olup sonuçlar ortalama alınarak değerlendirilmiştir (**Tablo 12**). **Tablo 12'** de her bir beton türünden üç adet numune alınmış ve bu değerlerin ortalaması tabloda görülmektedir.



Şekil 52. Perde duvarların beton döküm anında alınan örnek numuneler.

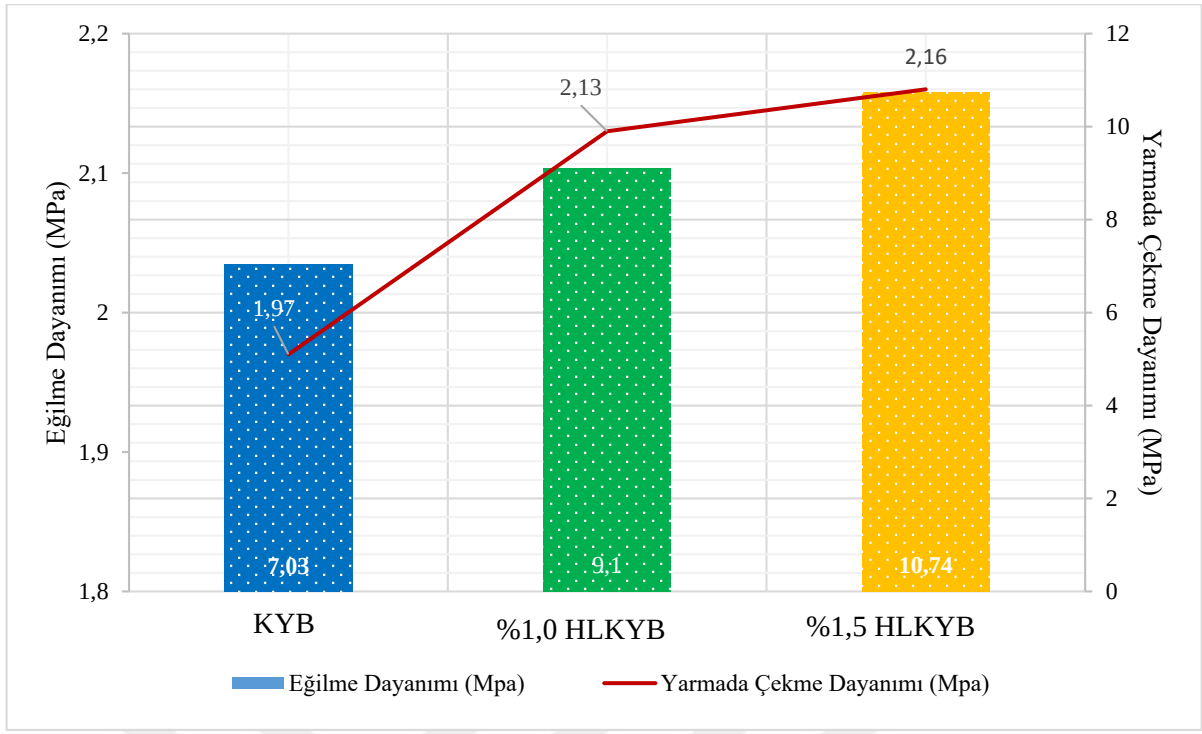
Şekil 53 ve Şekil 54' de KYB' ye hibrid lif eklenmesinin eğilme ve yarmada çekme dayanımlarını ne ölçüde etkilediği görülmektedir. **Şekil 53'** de KYB ve HLKYB türlerinin eğilme ve yarmada çekme dayanımlarını ile **Şekil 54'** de ise lifsiz KYB' ye %1,0 ve %1,5 oranında hibrid lif eklenmesinin eğilme ve yarmada çekme dayanımlarını yüzde olarak ne ölçüde etkilediği gösterilmiştir. Basınç dayanımları aynı olan üç lif türünde eğilme dayanımını ve yarmada çekme dayanımını arttırmıştır. Ayrıca lif oranının arttırılması yine eğilme ve çekme dayanımlarını arttırmıştır. Literatüre bakıldığı zaman, Vishaul *et al.* (2021), Ding *et al.* (2021), Türk *et al.* (2021), Ouedraogo *et al.* (2021), Nassani (2020) çelik veya karbon lif/hibrid lif kullanılmasının betonun çekme ve eğilme dayanımlarını arttırdığını belirtmişlerdir.

Tablo 12. Sertleşmiş Beton Deney Sonuçları

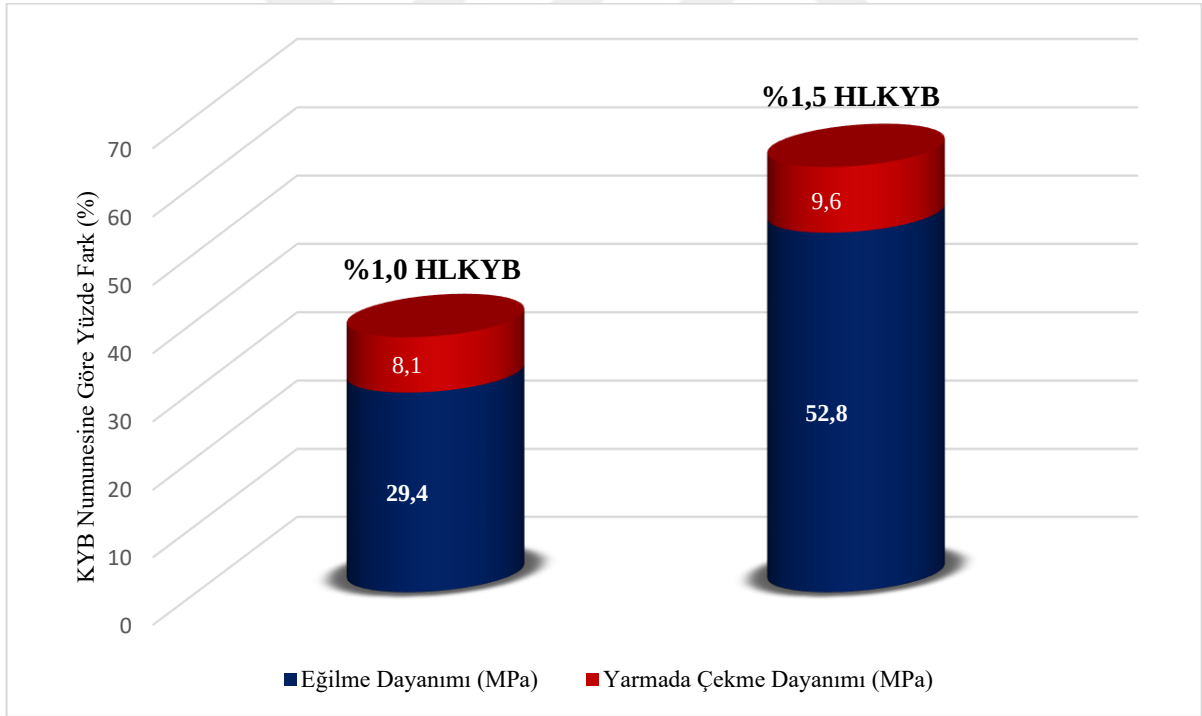
Numune/Deney	Eğilme Dayanımı			Yarmada Çekme Dayanımı		
	KYB	%1,0	%1,5	KYB	%1,0	%1,5
		HLKYB	HLKYB		HLKYB	HLKYB
1. Numune	7,10	9,27	11,87	1,8	2,3	2,2
2. Numune	6,70	9,25	11,23	1,8	2,3	2,2
3. Numune	7,31	8,80	9,12	2,3	1,8	2,1
Ortalama	7,03	9,10	10,74	1,97	2,13	2,16

Tüm birimler MPa' dur.

Lifsiz KYB' ye %1,0 ve %1,5 oranında hibrid lif eklenmesi eğilme dayanımını sırasıyla %29,4 ve %52,8 oranında, çekme dayanımını ise sırasıyla %8,1 ve %9,6 oranında arttırmıştır. Özellikle liflerin yüksek çekme dayanımı ve elastisite modülünden dolayı lifli numuneler daha fazla enerji sönmüşlerdir ve böylece eğilme ve çekme dayanımında artış meydana gelmiştir. Eğilme ve çekme gerilmeleri altında HLKYB numuneleri, ilk çatlak oluşuktan ve bu çatlak ilerledikten sonra da yük karşılamaya devam etmiştir. Böylece daha yüksek dayanım sergilemişlerdir. Böylece HLKYB numuneleri daha sünek bir davranış sergilemişlerdir. Gerek eğilme gerekse de çekme deneylerinde maksimum yüke ulaşıldıktan sonra özellikler lifler gerilmeleri kendi üzerlerine alarak ya da daha sağlam bölgelere yönlendirerek (adaptasyon) yük azalmasının daha yavaş olmasına neden olmuşlardır. **Şekil 55'** da tek eksenli basınç dayanımı testinden önce ve sonra numunelerin şekli görülmektedir.



Şekil 53. Eğilme ve yarmada çekme deney sonuçları.



Şekil 54. Hibrid lif eklenmesinin eğilme ve yarmada çekme dayanımlarına yüzdelik etkisi.



Şekil 55. Basın deneyi sonucunda numunelerin görünümü.

Şekil 56’ de üç noktalı eğilme deneyinden sonra KYB, %1,0 HLKYB ve %1,5 HLKYB numunelerinin şekli görülmektedir. KYB beton türünde eğilme deneyi donatısız betonun klasik kırılma şeklinde meydana gelmiş ve numuneler gevrek bir kırılma türü sergileyerek orta noktadan ikiye ayrılmıştır. Fakat hibrid lif eklenmesi ile numunelerde gevrek kırılma olayı gözlemlenmemiştir. Bu olayda çelik liflerden daha çok karbon liflerin etkinliği görülmektedir. Hibrid lifli numunelerde prizma orta noktasında çatlaklar meydana geldiği ve artan yüklerle birlikte çatlakların geliştiği deney esnasında gözlemlenmiştir. Yük kaybı, maksimum yükün %85’ ine ulaşınca deney otomatik olarak bitirilmiştir. KYB numunelerinde, HLKYB numunelere göre ayrıca göçmeden önce daha düşük seviyede deformasyonlar meydana gelmiştir. Özellikle liflerin üzerlerine gelen gerilmeleri köprüleme etkisi ile sünek davranışa katkı sağladığı görülmektedir.



Şekil 56. Eğilme deneyi sonucunda numunelerin görünümü.

Şekil 57’ de yarmada çekme testinden sonra numunelerin şekli görülmektedir. Lifsiz KYB numuneleri yine klasik bir göçme modu sergilemiştir. Hibrid lif eklenmesi ile numunelerde daha çok ezilme olayı meydana gelmiştir. Beton içerisinde rastgele dağılan lifler gevrek kırılmayı ve böylece numunelerin ortadan ikiye (bilindiği üzere beton gevrek kırılmada ortaya çıkan göçme modu) ayrılmasını önlemiştir. Lifleri bir arada tutan çimento matrisi ile lifler daha iyi bir gerilme transferi sağlamıştır. Böylece lifli numunelerde gevrek bir kırılma yerine numunelerde ezilme meydana gelmiştir.



Şekil 57. Yarmada çekme deneyi sonucunda numunelerin görünümü.

Şekil 55, Şekil 56 ve Şekil 57’ den anlaşılabacağı üzere her ne kadar çimento, agrega, kimyasal ile mineral katkı gibi ortak malzemeler olsa da eklenen liflerle HLKYB, eğilme ve çekme gerilmeleri altında lifli KYB’ den davranış olarak farklılık göstermektedir. HLKYB’ nin bu özelliği literatüre sunulan bu doktora tezinin de çıkış noktasını oluşturmaktadır. Küçük numuneler boyutunda gözlemlenen bu olaylar bir adım öteye taşınarak taşıyıcı eleman olan betonarme perde duvarlarda uygulanmış ve perde duvarların burulma davranışının iyileştirilmesi amaçlanmıştır.

Deneyisel Çalışma

Bu bölümde dokuz adet betonarme perde duvarın düzlem dışı burulma momenti altında davranışı deneyisel olarak ele alınmıştır. Her bir perde duvar yük kontrollü olarak deneye tabi tutulmuş olup her bir adımda +5 kN yük artımı ile deney, maksimum yükün %15 azalımına kadar devam ettirilmiştir. Deney süresince belirlenen noktalardan yük, deplasman ve şekil

değiştirme değerleri bilgisayar ortamında kaydedilmiştir. Kaydedilen bu değerler davranışın yorumlanması için formülasyonlarda kullanılarak ilgili tablo ve grafikler hazırlanmıştır.

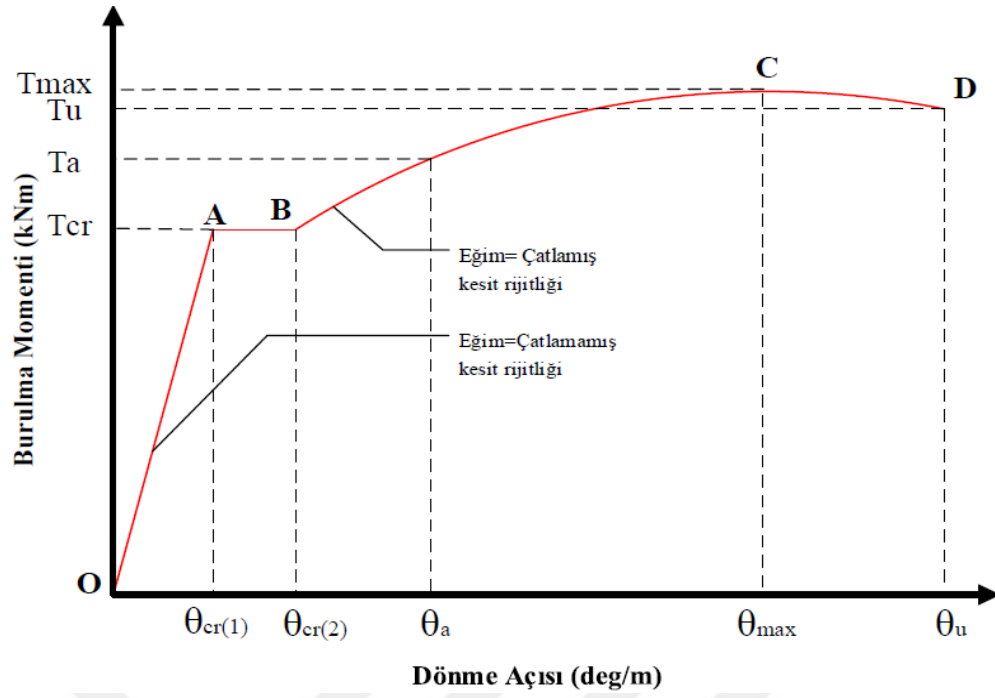
Bu bölümün alt başlıklarında burulma momenti uygulanan dokuz adet betonarme perde duvarın burulma davranışı ayrı ayrı ele alınmıştır. Her bir perde duvarın;

- * Burulma momenti (ilk çatlak anındaki, akma anındaki, maksimum ve nihai burulma momenti) ve dönme açısı (ilk çatlakla karşılık gelen, akma burulma momentine karşılık gelen, maksimum burulma momentine karşılık gelen ve nihai burulma momentine karşılık gelen dönme açısı) değerleri
- * Burulma momenti-dönme açısı grafiği
- * Çatlak oluşmadan önceki ve sonraki rijitlik değerleri
- * Burulma düktülite indeksi
- * Enerji sönümleme kapasitesi
- * Yatay ve düşey donatıların ilgili yerlerindeki yük-birim şekil değiştirme ve burulma momenti-birim şekil değiştirme grafikleri
- * Çatlak oluşumu, çatlak dağılımı ve plastik mafsallık boyu ile ilişkisi

maddeleri açıklanmıştır.

Bununla birlikte hibrid lif oranı, boyut etkisi ve yatay donatı oranının burulma davranışına etkisini irdelenmiştir. Bunun yüzden lif oranının etkisini irdellemek için SW1, SW2, SW3 ve SW4, SW5, SW6 ve SW7, SW8, SW9 numuneleri kendi aralarında karşılaştırılmıştır. Boyut etkisinin değerlendirilebilmesi için SW1 ile SW4, SW2 ile SW5 ve SW3 ile SW6 numuneleri karşılaştırılmıştır. Son olarak yatay donatı oranının etkisini yorumlamak için SW4 ile SW7, SW5 ile SW8 ve SW6 ile SW9 numuneleri karşılaştırılmıştır.

Perde duvarların davranışlarını ele almadan önce, uzun yıllar boyunca üzerinde araştırma yapılan betonarme elemanların burulma momenti altındaki klasik burulma momenti-dönme açısı grafiği **Şekil 58'** de görülmektedir.



Şekil 58. Klasik burulma momenti-dönme açısı grafiği.

Klasik bir burulma momenti-dönme açısı grafiğini OA, AB, BC ve CD olmak üzere dört parçaya ayırabiliriz. Grafik O noktasından başladıktan sonra doğrusal bir şekilde devam etmektedir. A noktasına gelindiğinde ise elemanda ilk çatlak oluşmakta ve doğrusallığını kaybetmektedir. Ayrıca OA doğrusal parçasının eğilimi çatlamamış kesitin burulma rijitliğini vermektedir. Bununla birlikte artan burulma momenti ile AB bölümü yataya yakın bir şekilde doğrusal olarak devam etmektedir. Daha sonra artan moment etkisinde doğrusallık kaybolmakta ve BC parçası artan bir parabol şeklini almaktadır. Bu arada eleman akma anına ulaşmaktadır. Maksimum burulma momenti kapasitesine ulaşan elemanda artık moment değeri azalmakta fakat dönme açısı değeri artmaya devam etmektedir. Nihayetinde eleman nihai burulma momenti değerine ulaşmakta ve artık moment karşılayamayacak seviyeye ulaşmaktadır. Nihai burulma momenti değeri bu çalışmada maksimum burulma momentinin %85' ine karşılık gelen değer olarak hesaplanmıştır. Ayrıca dikkat çekici bir nokta ise burulma momenti-dönme açısı grafiğinin betonarmede klasik yük-deplasman eğrisine benzemesidir.

Her bir deney numunesinin davranışını ele almadan önce dokuz adet perde duvarın deneysel sonuçları **Tablo 13'** de gösterilmiştir. **Tablo 13'** de görüldüğü üzere boyut etkisi, hibrid lif oranı ve yatay donatı oranı parametrelerinin perde duvar burulma davranışı üzerine etkisi mevcuttur. Bununla birlikte deney numunelerinde burulma dayanımı en fazla 57,12 kN.m ile SW3 numunesinde elde edilmiştir. En yüksek dönme açısına ise 15,56 deg/m değeri ile yine SW3 numunesinde ulaşılmıştır. 30,32 kN.m burulma momenti ve 4,83 deg/m dönme açısı değerleri ile en düşük dayanım ve dönme açısı SW7 numunesinde elde edilmiştir. Ayrıca

burulma davranışını yorumlamak için önemli bir faktör olan burulma düktilitesi indeksi de en fazla ve en düşük sırasıyla 10,84 ve 5,19 değerleri ile SW7 ve SW3 numunelerinde hesaplanmıştır. Numunelerin enerji sönümleme kapasiteleri ise akma anına kadar sönümlenen enerji ve toplam sönümlenen enerji olmak üzere iki şekilde hesaplanmıştır. Numunelerin akma anına kadar sönümledikleri enerji miktarlarına baktığımızı zaman, hibrid lif oranı, boyut etkisi ve yatay donatı oranının etkisi olduğunu görmekteyiz. Beton karışımında hibrid lif kullanımının ve bu oranın arttırılmasının enerji sönümleme kapasitesini arttırdığını söyleyebiliriz. Çatlak oluşmadan önce numunelerin burulma rijitliklerinin birbirine oldukça yakın olduğu **Tablo 13'** den görülmektedir. Fakat numunelerde çatlak oluşuktan sonra burulma rijitlikleri arasındaki fark artmaktadır. Çelik ve karbon lif hibrid karışımının beton karışımın kullanılması özellikle çatlak oluşuktan sonraki burulma rijitliği üzerinde belirleyici bir etkinliği olmuştur. Yani **Şekil 58'** deki klasik burulma momenti-dönme açısı grafiğinde OA parçasının perde duvar numunelerinde birbirine yakın çıktığı sonucuna varılmıştır. Deney parametrelerinin etkinliği A noktasından sonra daha belirleyici olmuştur.

Tablo 13. Deney Sonuçları

NUMUNE	T_{cr} (kN.m)	θ_{cr} (deg/m)	T_a (kN.m)	θ_a (deg/m)	T_{maks} (kN.m)	θ_{max} (deg/m)	T_u (kN.m)	θ_u (deg/m)
SW1	27,59	1,18	34,49	1,40	45,98	9,86	39,09	12,04
SW2	31,77	1,36	35,33	1,69	52,93	13,69	44,99	17,56
SW3	34,27	1,58	42,84	2,07	57,12	15,56	48,55	20,12
SW4	23,57	0,94	26,36	1,44	35,15	6,46	29,87	7,88
SW5	26,56	1,05	30,58	1,66	44,26	10,43	37,63	12,64
SW6	28,24	1,36	32,28	1,81	47,06	12,67	40,00	16,50
SW7	21,33	0,87	22,75	1,04	30,32	4,83	25,77	5,40
SW8	24,27	1,13	27,44	1,63	40,45	8,87	34,38	10,92
SW9	27,91	1,24	30,45	1,71	43,44	10,86	36,92	12,09

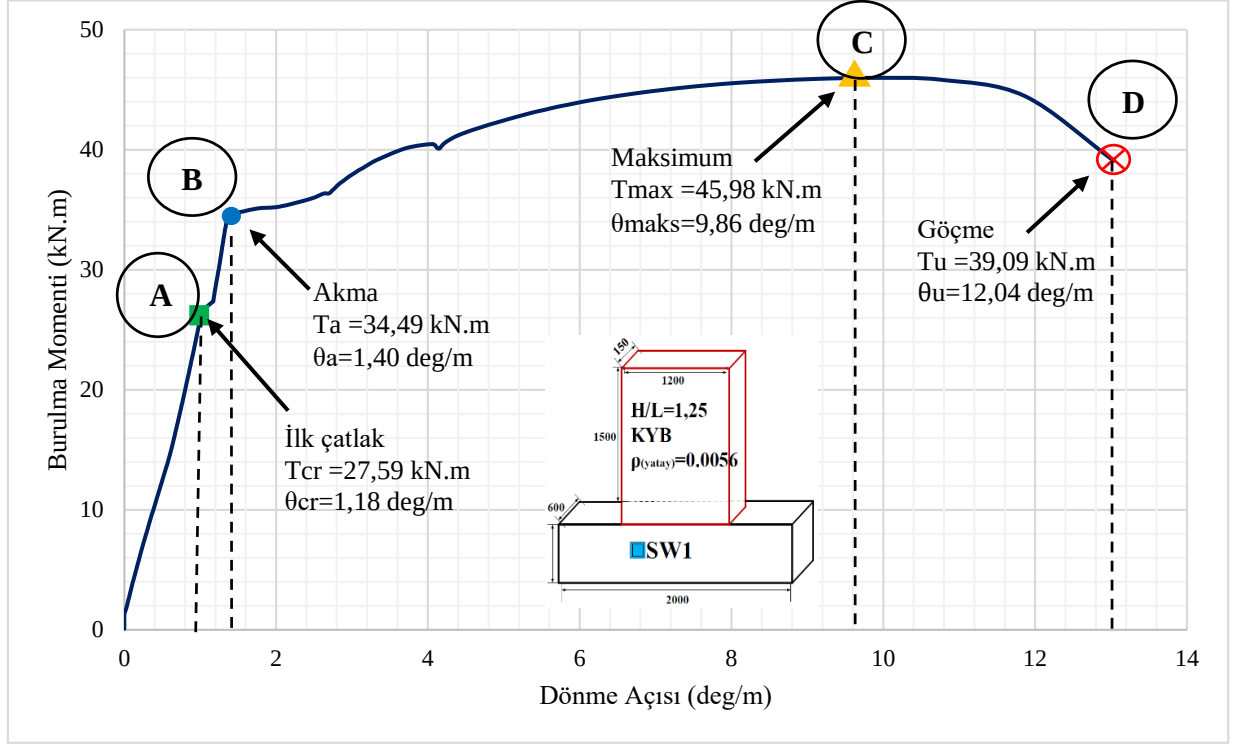
(T_{cr} : İlk çatlak anındaki burulma momenti, θ_{cr} : T_{cr} ' ye karşılık gelen dönme açısı, T_a : akma anındaki burulma momenti, θ_a : T_a ' ya karşılık gelen dönme açısı, T_{maks} : maksimum burulma momenti, θ_{max} : T_{maks} ' a karşılık gelen dönme açısı, T_u : nihai burulma momenti, θ_u : T_u ' ya karşılık gelen dönme açısı) (SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Tablo 13. Deney Sonuçları (Devamı)

NUMUNE	$K_{\text{çatlaktan-önce}}$ $\left(\frac{T_{cr}}{\theta_{cr}}\right)$	$K_{\text{çatlaktan-sonra}}$ $\left(\frac{T_{max}-T_{cr}}{\theta_{max}-\theta_{cr}}\right)$	$K_{\text{çatlaktan sonra}}$ $K_{\text{çatlaktan önce}}$	Burulma düktilite indeksi $(\mu_b) = \frac{\theta_u}{\theta_a}$	Enerji Sönümlleme Kapasiteleri (kN.deg)				
	(kN.m ² /deg)	(kN.m ² /deg)			İlk çatlğa kadar (E_{cr})	Akma anına kadar (E_a)	Maksimum burulma momentine kadar (E_{maks})	Maksimum ile göçme anı arasında (E_u)	Toplam (E_t)
SW1	23,34	2,12	0,0906	5,83	17,72	24,69	380,9	98,52	479,42
SW2	23,35	1,72	0,0735	8,54	23,04	34,35	615,74	196,80	812,54
SW3	21,69	1,63	0,0753	7,52	29,58	49,00	755,77	255,13	1010,90
SW4	22,44	2,55	0,1135	5,36	14,20	26,50	191,20	47,80	239,00
SW5	25,30	1,89	0,0746	6,83	16,42	34,47	387,77	93,74	481,51
SW6	20,76	1,66	0,0802	8,70	22,68	36,72	498,56	175,96	674,52
SW7	24,52	2,27	0,0927	5,05	12,90	16,64	124,28	16,211	140,49
SW8	27,44	1,63	0,0973	6,19	14,96	28,18	293,82	78,20	372,02
SW9	21,72	1,77	0,0817	6,85	18,85	32,41	398,04	49,87	447,91

SW1 numunesinin burulma davranışı

SW1 numunesi 1200 mm genişliği, 1500 mm yüksekliği ile H/L oranı 1,25 geometrilili ve KYB' den üretilen numunedir. SW1 numunesi 0,0088 boyuna donatı oranı ve minimum donatı oranının yaklaşık iki katı (0,0056) yatay donatı oranı ile üretilmiştir. SW1 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği Şekil 59' de görülmektedir.



Şekil 59. SW1 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği.

SW1 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiğine bakıldığı zaman, grafik artan yük ile doğrusal olarak başlamıştır. 27,59 kN.m burulma momenti değerinde betonarme perde de ilk çatlak meydana gelmiştir. Bu moment değeri yaklaşık 1,18 deg/m değerine karşılık gelmektedir. Bu kuvvet değeri perde duvarın basınç tarafından elde edilmiştir. Fakat çekme tarafındaki kuvvet değeri de yaklaşık olarak 23,5 kN değerindedir. İlk çatlak oluştuğu andaki perde duvarda kaydedilen dönme açısı değeri ise 1,18 deg/m' dir. 27,59 kN.m burulma değerinde ilk çatlak oluşuktan sonra artan kuvvetler ve dolayısıyla burulma momenti değeri ile perde duvarda diğer çatlaklar oluşmaya ve artmaya başlamıştır. Perde duvardaki çatlak oluşumu ve gelişimi ilerleyen bölümde daha detaylı olarak ele alınacaktır. Bununla birlikte SW1 numunesi 34,49 kN.m burulma momenti değerinde akma anına ulaşmıştır. Bu değer boyuna donatılara yerleştirilen gerilme ölçer pulları yardımı ile tespit edilmiştir. Gerilme pullarından elde edilen akma yükünden burulma momenti değeri hesaplanmıştır. Akma anındaki burulma

momentinde SW1 numunesinde 1,40 deg/m dönme açısı değerine ulaşmıştır. İlk çatlak oluşuktan akma anına kadar burulma momentinde %25 artış meydana gelmekle birlikte dönme açısında %18,64 oranında artış meydana gelmiştir. Betonarme perde duvarda akma meydana geldikten sonra burulma momenti-dönme açısı grafiğinde eğim azalmakta hatta yataya yakın hale gelmektedir. Bu zaman aralığında donatıdaki akma ile yük artışı azalmakta buna karşın dönme açısı değeri artmaktadır. Bir süre sonra yaklaşık olarak 2,73 deg/m dönme açısı ve 36,59 kN.m burulma momenti değerlerinde akma son bulmakta ve eğri parabol olarak tekrar artmaya başlamaktadır. 1,40 deg/m dönme açısı değerinde başlayan akma 2,73 deg/m değerinde son bulmaktadır.

Artan hem basınç hem de çekme kuvveti değerleri ile perde duvarda ötelenme oranı ve burulma momenti değerleri de artmaktadır. Bununla birlikte SW1 numunesi 45,98 kN.m burulma momenti kapasitesine ulaşmıştır. Akma meydana geldikten sonra burulma momenti yaklaşık %33 oranında artmıştır. 45,98 kN.m burulma momentinde perde duvar 9,86 deg/m dönme açısı değerine ulaşmıştır. Burulma momentinde akma anındaki moment değerinde meydana gelen %33' lük artışa karşın dönme değerinde akma anına göre 7 kat bir artış meydana gelmiştir. Maksimum burulma momenti değerine ulaştıktan sonra SW1 numunesinde burulma momentinde azalma meydana gelmiş olup 39,09 kN.m burulma momentinde deney sonlandırılmıştır. Böylece SW1 numunesinin nihai burulma momenti değeri 39,09 kN.m olarak kaydedilmiştir. Maksimum burulma momentinden sonra momentteki azalışa karşın perde duvarda dönme olayı artarak devam etmiştir. Nihai burulma momentinde perde elemanda 12,04 deg/m' lik dönme meydana gelmiştir. Maksimum burulma momentine karşılık gelen dönme değerinden ($\theta_{max} = 9,86 \text{ deg/m}$) sonra %22,11' lik bir artış meydana gelmiştir.

Betonarme yapı elemanlarında gevrek kırılmanın neden olduğu ani bir şekilde meydana gelen ve devam eden göçmenin engellenebilmesi için elemanın plastik deformasyon yapabilme kapasitesi oldukça önemlidir. Bunun için elemanın düktilitesi önemli bir parametre olarak karşımıza çıkmaktadır. Yani betonarme elemanın göçme sınır limitine ulaşma türü (gevrek veya sünek) yapının/elemanın güvenliği için kilit bir faktördür. Düktilite indeksi literatürde daha çok betonarme elemanlarda akma anındaki yer değiştirmesinin göçme anındaki yer değiştirmeye oranı olarak karşımıza çıkmaktadır. Fakat burulma momenti altındaki bir yapı elemanında yer değiştirme yerine elemanın dönme kapasitesi önem arz etmektedir. Hatta burulma momenti altında akma meydana geldikten sonra elemanın plastik dönme kapasitesi ve sonrasındaki dönme daha önemli olmaktadır. Burulma momenti altındaki düktilite indeksi de burulma düktilite indeksi olarak bu tez çalışmasında adlandırılacaktır. Bununla birlikte burulma düktilite indeksi, Texeira and Bernardo (2018)' nun çalışmasında ulaşılan ve Bernardo and Lopez

(2009)' in tanımladıkları, nihai dönmenin (nihai burulma momentine karşılık gelen dönme) akma anındaki dönmeye (akma anındaki burulma momentine karşılık gelen dönme) oranı formülü ile hesaplanmıştır (**Eşitlik 29**).

$$\mu_{\text{burulma}} = \frac{\theta_u}{\theta_a} \quad (29)$$

θ_u ve θ_a değerleri burulma momenti-dönme açısı grafiğinden alınmıştır. Texeira and Bernardo (2018) çalışmalarında akma anındaki burulma momentini alırken üç farklı şekilde olabileceğini belirtmişlerdir. (I). durum boyuna ve enine donatı aynı anda akmış ise akma noktası burulma momenti-dönme açısı grafiğinde tek bir noktadır ve bu nokta alınmalıdır. (II). durum, akma noktası için iki farklı nokta var ise ve bu noktalar birbirine oldukça yakınsa iki noktanın ortalaması alınmalıdır. (III). durum, eğer boyuna ve enine donatılar aynı anda akmamış ise akma noktası birbirine uzak iki noktadan meydana gelmiştir. Bu durumda burulma momenti-dönme açısı grafiğinin şekli önemlidir. Eğer grafiğin doğrusallığı ilk noktadan sonra kaybolmaya belirgin bir şekilde başlıyorsa, ilk nokta akma noktası olarak alınmalıdır. Eğer doğrusallık ikinci noktadan sonra kayboluyorsa, ya ikinci nokta akma noktası olarak alınmalıdır ya da iki nokta birbirine çok uzak değilse ortalama bir değer alınmalıdır. Bu tez çalışmasında düktilite indeksi hesaplanırken betonarme perde duvarların akma noktaları deneysel olarak tespit edilmiş olup ve akma noktaları birbirine yakın iki noktada olduğu tespit edilmiş olup yukarıda bahsedilen II. duruma göre seçilmiştir. Fakat diğer hesaplama ve yorumlarda perde duvarların akma noktası, akmanın ilk gerçekleştiği nokta kabul edilmiştir.

SW1 numunesinin burulma düktilite indeksi için akma anındaki dönme açısı 1,40 deg/m ve 2,73 deg/m değerlerinin ortalaması alınarak hesaplanmıştır. Ayrıca nihai dönme açısı da 12,04 deg/m değeri olarak burulma momenti-dönme açısı grafiğinden alınmıştır. Bu değerler ışığında SW1 numunesinin burulma düktilite indeksi 5,83 olarak hesaplanmıştır. Akam olayı, burulma momenti-dönme açısı grafiğine bakıldığı zaman önce boyuna donatıların aktığı sonra enine donatılarda akma meydana geldiği sonucunu varılmıştır. Burulma momenti altında perde duvarlarda en fazla köşe donatılar zorlandığı için ilk akma köşelerdeki boyuna donatılarda meydana gelmiştir. Bununla birlikte boyuna donatıda akma noktası betonarme perde duvarın plastik mafsallık bölgesinde oluşmuştur. Boyuna donatının akmasını enine donatı takip etmiştir.

Şekil 58' de ifade edildiği gibi klasik bir burulma momenti-dönme açısı grafiği lineer ve non-lineer olarak oluşmaktadır. Doğrusal kısım ve parabol kısım eğimleri de dolayısıyla bir birinden farklı olmaktadır. Bu çalışma kapsamında burulma momenti altındaki betonarme perde duvarların burulma momenti-dönme açısı grafiğinde çatlak oluşmadan önce grafik lineer bir

şekilde devam etmektedir. Bu bölümün eğimi de çatlaktan önce burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan önce}}$) olarak adlandırılmıştır. $K_{\text{çatlaktan önce}}$ değeri **Eşitlik 30** ile hesaplanmaktadır. Çatlak oluşuktan sonra burulma momenti-dönme açısı grafiğinin eğimi ise çatlama kesitin burulma rijitliğini ($K_{\text{çatlaktan sonra}}$) olarak adlandırılmakta ve **Eşitlik 31** ile hesaplanmıştır.

$$K_{\text{çatlaktan önce}} = \frac{T_{\text{cr}}}{\theta_{\text{cr}}} \quad (30)$$

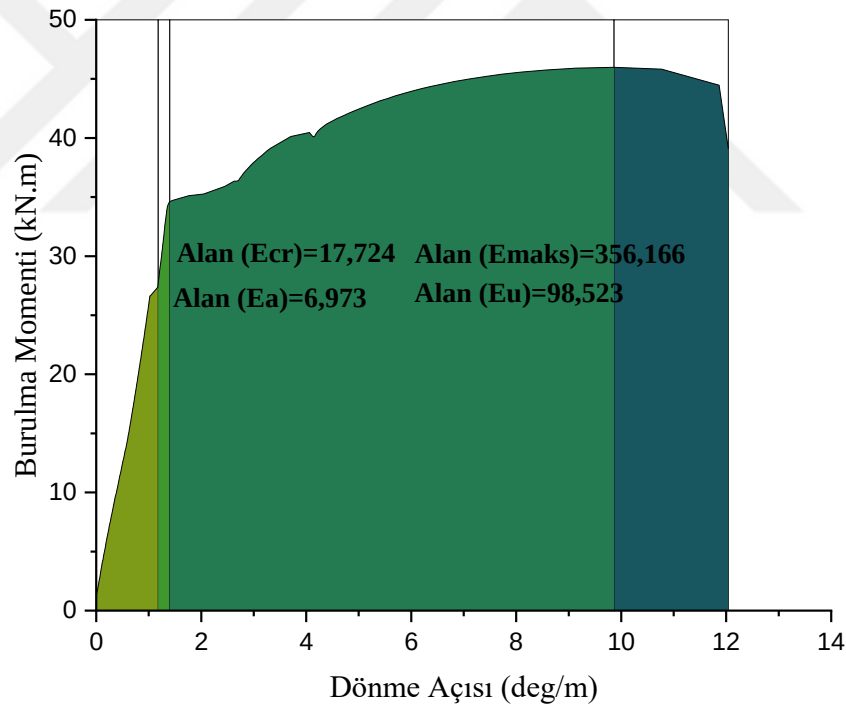
$$K_{\text{çatlaktan sonra}} = \frac{T_{\text{maks}} - T_{\text{cr}}}{\theta_{\text{maks}} - \theta_{\text{cr}}} \quad (31)$$

SW1 numunesinin ilk çatlak oluşmadan önceki burulma rijitliği 23,34 kN.m²/deg olarak hesaplanmıştır. Bu değer aynı zamanda burulma momenti-dönme açısı grafiğinin doğrusallığını kaybetmediği bölümün tanjant değerine de eşittir. Bununla birlikte SW1 numunesinin çatlak oluşuktan sonra ki burulma rijitliği 2,12 kN.m²/deg olarak hesaplanmıştır. Bu iki değer birbirine oranı ise 0,0906 olarak hesaplanmıştır. Çatlak öncesi burulma rijitliği, çatlak sonrası burulma rijitliğinin yaklaşık 11 katı olmaktadır. Böylece perde duvarda çatlak oluşmadan önce daha düşük seviyelerde dönme meydana gelmektedir. Fakat çatlak sonrası burulma rijitliğine bakıldığında zaman, çatlak oluşuktan sonra akma meydana gelen boyuna donatıda/donatıların katkısı ile plastik mafsallık etkisi ile dönmeler daha büyük değerlerde meydana gelmiştir. Bu da betonarmenin en temel olaylarından birisi olan betonarmede uyum (sabit kuvvet/moment değerleri altında artan yer değiştirmeler) kavramına benzemiştir. Yani, burulma momentinde kayda değer bir artış olmamasına rağmen deney elemanında dönmeler giderek artmıştır.

SW1 numunesinin deneysel olarak elde edilen bir diğer parametresi ise enerji sönmeme kapasitesidir. Betonarme, çelik vb. yapılarda deprem, rüzgâr vs. yatay yükler ve/veya düşey yüklerden dolayı bir enerji açığa çıkmaktadır. Yapının güvenli bir şekilde ayakta durabilmesi ve yapı ömrüne devam edebilmesi için açığa çıkan bu enerjinin yapı elemanları tarafından sönmelenmesi gerekmektedir. Böylece yapı ömrüne güvenli bir şekilde devam edebilir. Bu olayda yapı elemanları açığa çıkan bu enerjiyi genel olarak elastik bölgede ve plastik bölgede olmak üzere iki şekilde sönmleyebilmektedirler. Elastik bölgede yapı elemanlarında genel olarak kuvvet/eğilme, momenti/eğrilik/burulma, momenti-yer değiştirme/eğrilik/dönme açısı grafiklerinde, grafiğin lineer olan bölgesidir. Bilindiği üzere bu bölgede meydana gelebilecek yer değiştirme/dönme/hasarlar geriye kolayca dönebilmektedir. İkinci olarak ise yukarıda bahsedilen grafiklerde, grafiğin lineerliğini kaybedip non-lineer olduğu bölgeler plastik bölge olarak adlandırılmakta ve açığa çıkan enerji miktarı fazla olduğu zaman yapı elemanında bu bölgede enerji sönmelenmektedir. Bu olaylarda karşımıza

betonarme elemanlarda süneklik kavramını çıkarmaktadır. Süneklik, bir malzeme, kesit, eleman ya da bir yapının taşıma gücünde önemli bir azalma olmadan deformasyon yapabilme ve enerji tüketebilme özelliği olarak tanımlanabilir (Doğangün 2018). Bu bakımdan eğilme momenti altındaki elemanlara nazaran burulma etkisindeki elemanlarda süneklik veya başka bir deyişle enerji sönümlene kapasitesi daha önem arz etmektedir.

Bu çalışma kapsamında ise perde duvarların enerji sönümlene kapasiteleri burulma momenti-dönme açısı grafiğinin altında kalan alandan hesaplanmıştır. Perde duvarların elastik ve elastik ötesi enerji sönümlene kapasiteleri de ayrı ayrı hesaplanmıştır. Bunun için elemanların ilk çatlak anına kadar (E_{cr}) akma anına kadar (E_a), maksimum burulma momentine kadar (E_{maks}) ve maksimum burulma momenti ile göçme anındaki (E_u) sönümledikleri enerji ve toplam sönümlenen enerji ayrı ayrı hesaplanmıştır. Burulma momenti-dönme açısı grafiklerinin altında kalan alanlar ORIGIN 2021b bilgisayar programı kullanılarak alan hesaplaması yapılmıştır. **Şekil 60'** de SW1 numunesinin enerji sönümlene grafiği görülmektedir.



Şekil 60. SW1 numunesi enerji sönümlene grafiği

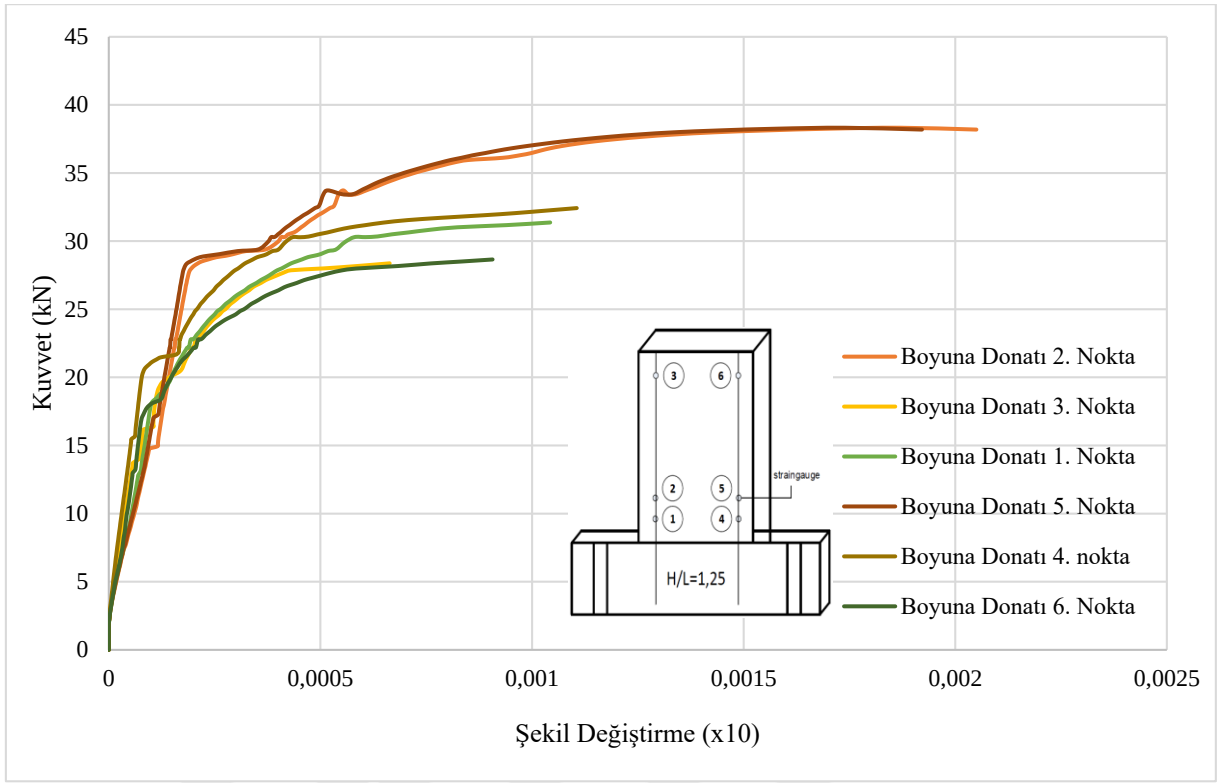
Şekil 60 ve **Tablo 13'** den görüldüğü üzere SW1 numunesinin ilk çatlak anına (E_{cr}) ve akma anına kadar (E_a) yani elastik bölgede sönümlediği enerji sırasıyla 17,72 kN.deg ve 24,69 kN.deg olarak hesaplanmıştır. Akma anına kadar sönümlenen enerji miktarı deney başlangıcından akmaya kadarki enerji miktarını göstermektedir. Akma meydana geldikten sonra yani elastik ötesi bölgeye geçildiğinde ise numunenin maksimum burulma momenti değerine kadar (E_{maks}) sönümlediği enerji miktarı 380,9 kN.deg olarak hesaplanmıştır.

Maksimum burulma momenti değerine kadar sönümlenen enerji, deney başlangıcından maksimum değere kadar olan miktarı göstermektedir. Maksimum burulma momenti geçildikten sonra yani numunenin göçme anına yaklaştıkça sönümlendiği enerji 98,53 kN.deg kadar olmuştur. Elastik ötesi bölgede, elastik bölgeye göre yaklaşık 18 kat daha fazla enerji sönümlenmiştir. SW1 numunesinin sönümlendiği toplam enerji miktarı (E_t) ise 479,42 kN.deg’ dir.

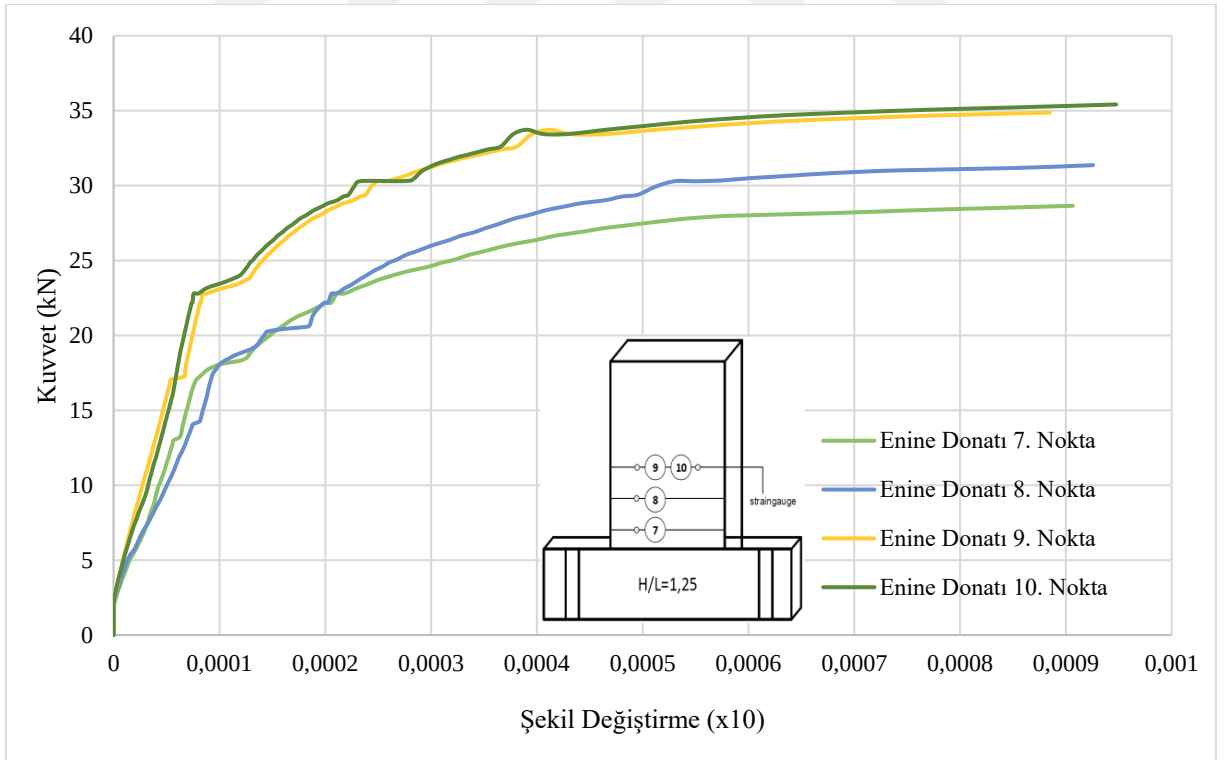
Betonarme perde duvarların davranışı değerlendirilirken üzerinde durulan bir diğer parametre de boyuna ve enine donatılardaki birim şekil değiştirmelerdir. Böylece burulma momenti altında betonarme perde duvarlarda hangi kesitlerin ve/veya noktaların daha kritik olduğu tespit edilmeye çalışılmıştır. Bu amaç doğrultusunda seçilen boyuna ve enine donatıların belli yerlerine gerilim ölçer pulları yerleştirilmiştir. Şekil değiştirme pulları yardımı ile donatıların kuvvet-şekil değiştirme ve burulma momenti-şekil değiştirme grafikleri çizilmiştir. Boyuna ve enine donatılardaki birim şekil değiştirmeler **Eşitlik 32** ile hesaplanmıştır. **Şekil 61** ve **Şekil 63’** e bakıldığında zaman boyuna donatılardaki şekil değiştirmeler ② ve ⑤ noktalarında maksimum değerleri almışlardır. Basınç ve çekme taraflarındaki ② ve ⑤ numaralı yerlerdeki şekil değiştirmeler beklenildiği gibi bir birlerine oldukça yakın çıkmışlardır. ② nolu yerdeki birim şekil değiştirme 0,02049 ve ⑤ nolu yerdeki birim şekil değiştirme ise 0,022 olarak hesaplanmıştır. Bunun birlikte perde tabanına doğru inildikçe boyuna donatılardaki birim şekil değiştirmeler de azalmıştır. Perde tabanından 100 mm yukarı yerleştirilen ① ve ④ nolu şekil değiştirme ölçerlerden sırasıyla 0,0104 ve 0,01106 değerleri kaydedilmiştir. Aynı boyuna donatı üzerinde yer alan ① ve ② nolu yerlere baktığımız zaman, ② nolu noktadan ①’ e doğru gidildiği zaman %49,24’ lük bir azalma meydana gelmiştir. Benzer şekilde ⑤ nolu noktadan ④’ e doğru gidildikçe %49,72’ lik bir azalma meydana gelmiştir.

$$\text{Birim şekil değiştirme } (\varepsilon) = \frac{(\text{Son boy} - \text{İlk boy})}{\text{İlk boy}} \quad (32)$$

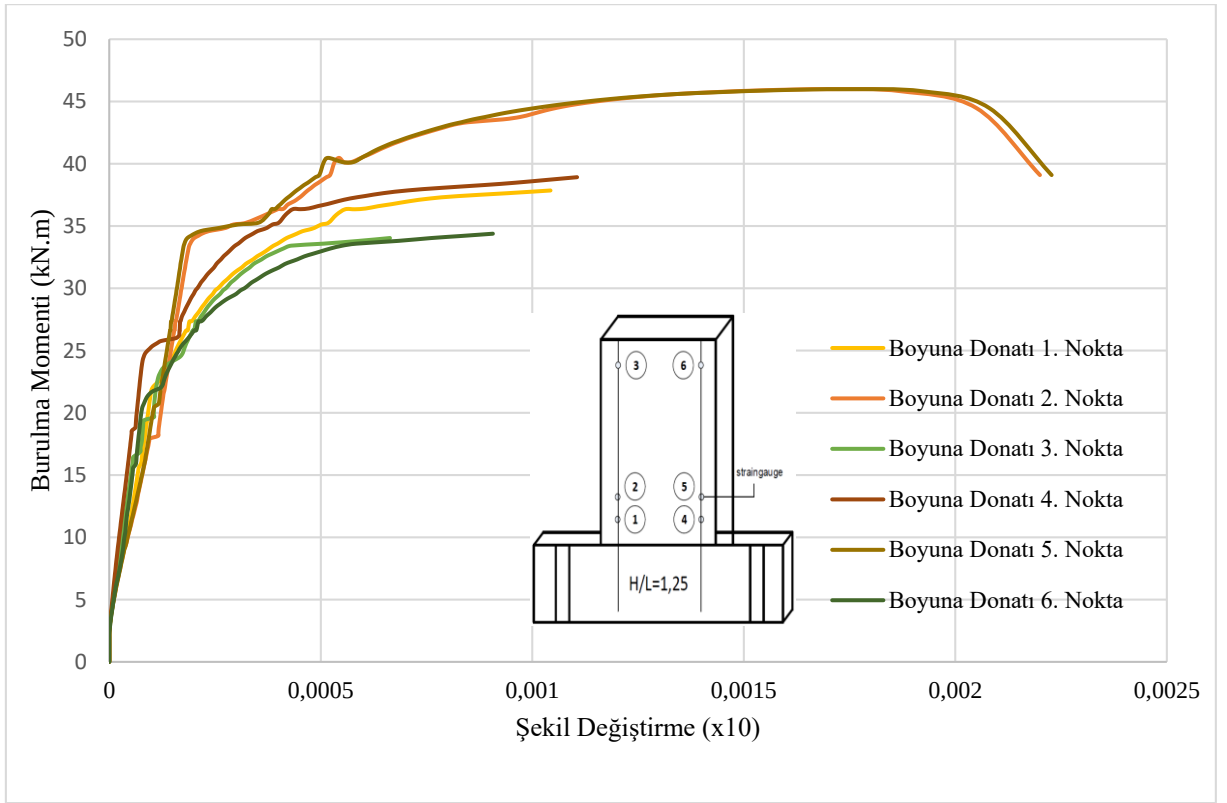
Boyuna donatılarda perde tabanından yukarı doğru gidildikçe birim şekil değiştirmeler de beklenildiği üzere azalmıştır. ③ ve ⑥ nolu yerlerdeki birim şekil değiştirmeler sırasıyla 0,00664 ve 0,00907 olarak hesaplanmıştır. 2 ve 5 nolu yerlerden ③ ve ⑥ nolu yerlere gidildikçe boyuna donatılarda sırasıyla %67,60 ve %58,77’ lik bir azalma meydana gelmiştir. Burulma momenti altında boyuna donatılarda en fazla zorlanma plastik mafsallık bölgesine meydana gelmiştir.



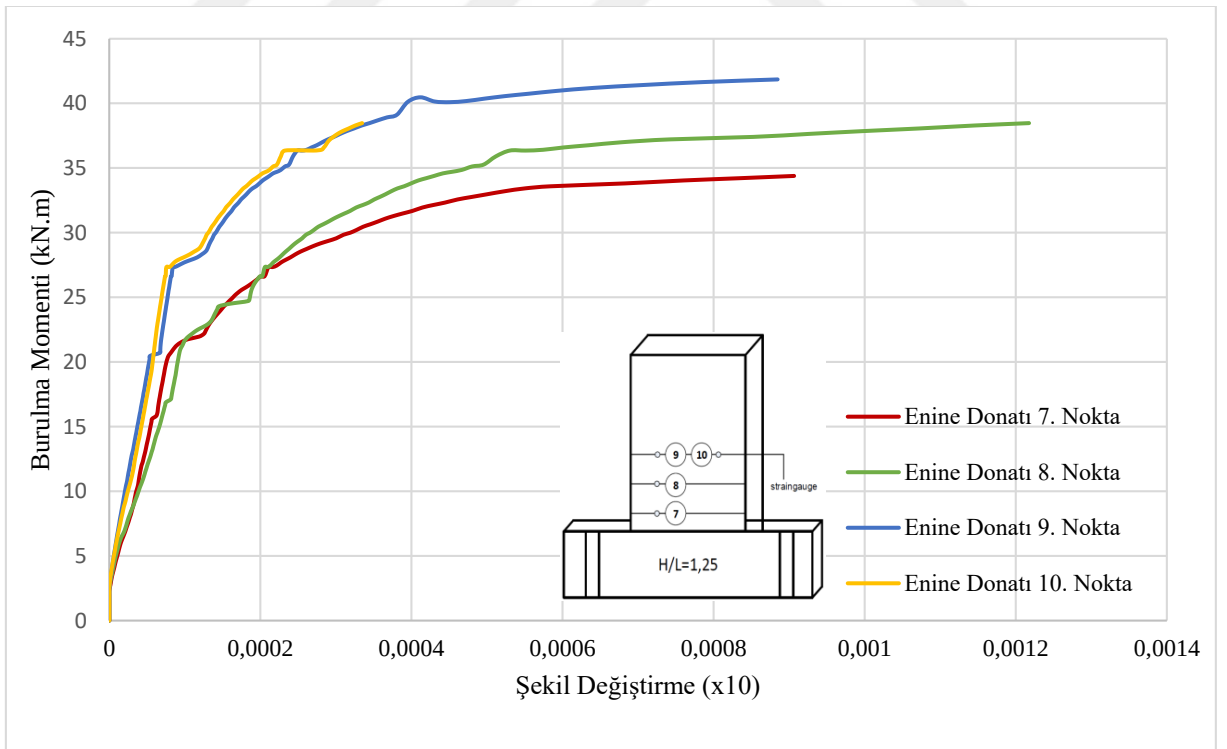
Şekil 61. SW1 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet-şekil değiştirme grafiği.



Şekil 62. SW1 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet-şekil değiştirme grafiği.



Şekil 63. SW1 numunesinin boyuna donatılarındaki burulma momenti-şekil değişirme grafiği.



Şekil 64. SW1 numunesinin enine donatılarındaki burulma momenti-şekil değişirme grafiği.

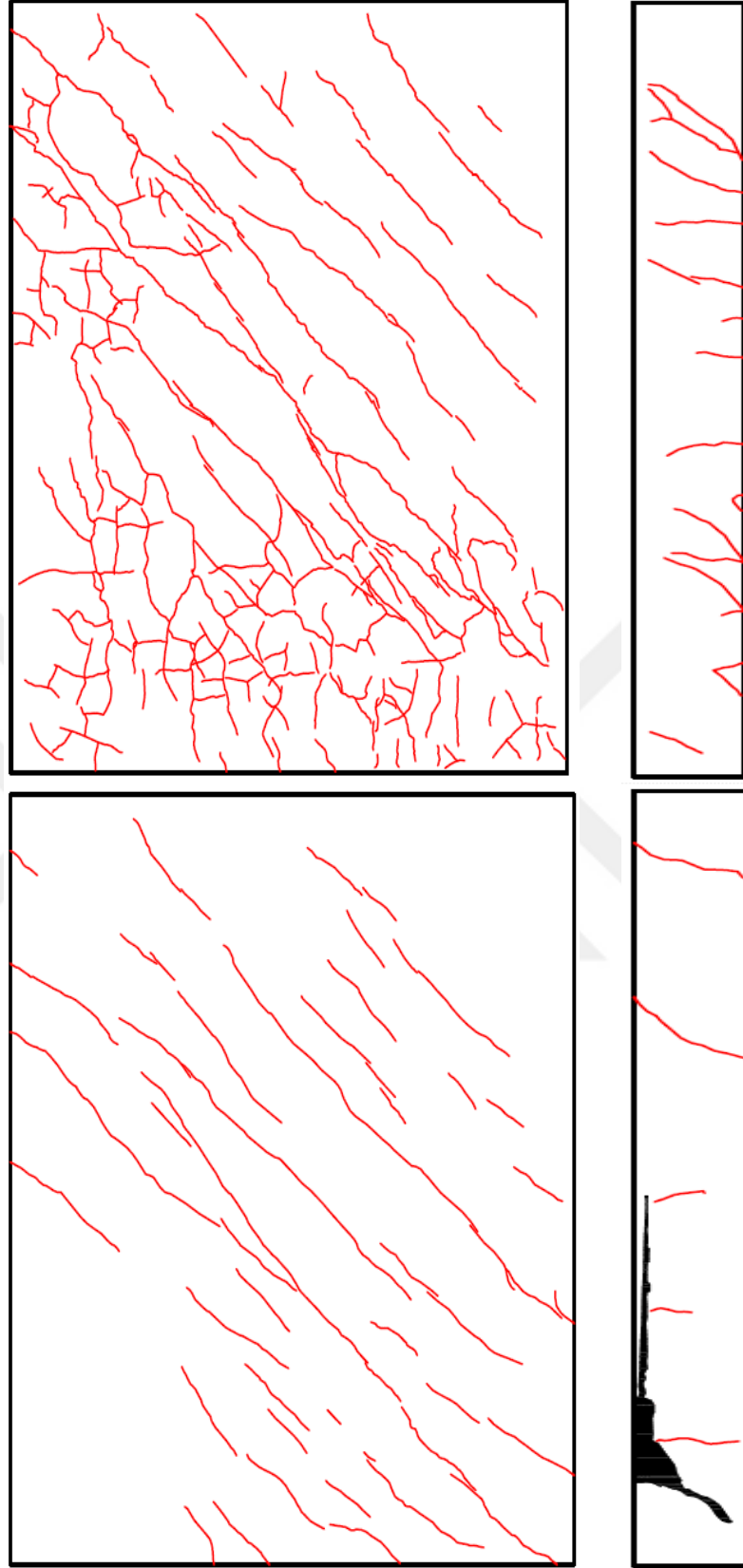
SW1 numunesinin enine donatılarına bakıldığı zaman (**Şekil 62** ve **Şekil 64**) 7 ve 8 nolu yerlerdeki birim şekil değiştirmeler sırasıyla 0,00907 ve 0,01218 olarak hesaplanmıştır. ⑨ ve ⑩ nolu yerlerdeki birim şekil değiştirmeler ise sırasıyla 0,00885 ve 0,00948 olarak hesaplanmıştır. Perde tabanından yukarı doğru gidildikçe yani ⑦ nolu yerden ⑧' e doğru enine donatıdaki birim şekil değiştirmede %34,29' luk bir artış meydana gelmiştir. Fakat bir üst sıradaki enine donatıya geçildiğinde (⑧ nolu yerden ⑨' a) birim şekil değiştirmede %27,34' lük azalma olmuştur. ⑨ ve ⑩ nolu yerlerde yani aynı enine donatının iki uç tarafındaki birim şekil değiştirmeler ise birbirine oldukça yakın çıkmıştır. Gerek boyuna gerekse de enine donatılardaki birim şekil değiştirmeler burulma momenti altındaki perde duvarlarda en çok zorlanan kesitleri göstermektedir. Böylece SW1 numunesinde burulma momentini etkisi ile en dış boyuna donatılarda beklenildiği gibi zorlanmalar meydana gelmiştir. Ayrıca boyuna donatıda perde tabanından yukarı doğru gidildikçe en fazla zorlanma plastik mafsallık bölgesinde meydana gelmiştir. Fakat boyuna donatıda en fazla birim şekil değiştirme momentin en fazla olduğu yer olan perde tabanında değil perde tabanının bir miktar yukarısındaki bölgede meydana gelmiştir. Enine donatılardaki şekil değiştirmelerde de benzer durum söz konusudur. En fazla şekil değiştirme perde duvar tabanına en yakın olan etriyede değil de bir üst sıradaki etriyede meydana gelmiştir.

SW1 numunesinin çatlak dağılımı ve deney numunesinin deneyden sonraki resimleri **Şekil 65'** da gösterilmiştir. Ayrıca **Şekil 66'** da çatlak dağılımının son halinin bilgisayar programı ile çizimi de gösterilmiştir. SW1 numunesinde ilk çatlak 25,59 kN.m burulma momenti ve 1,18 deg/m dönme açısı değerinde ortaya çıkmıştır. Numunede ilk çatlak perde plastik mafsallık bölgesinde gözlemlenmiştir. Oluşan ilk çatlak perde duvarda ön yüzeyinde ve çekme bölgesinde ortaya çıkmıştır. Burulma momentinin artması ile birlikte oluşan çatlaklarında sayısı ve mevcut çatlakların boyları artmaya başlamıştır. 41,25 kN.m burulma momenti değerinde özellikle plastik mafsallık bölgesinde ve perde gövdesinde çatlakların sayısı bir hayli artmıştır. Deney anında gözlemlenen çatlaklar diyagonal kesme çatlağı olup yatayla 45 derecelik bir açı yapacak şekilde oluşmuş olup bu yönde ilerlemiştir. 45,98 kN.m maksimum burulma momenti değerine ulaşıldığında çatlakların perde gövdesinde yayılması gözlemlenmiştir. 37,65 kN.m burulma momenti değerinde perde sağ ve sol yan yüzeylerinde çatlaklar oluşmaya başlamıştır. 43,87 kN.m burulma momenti değerinde ise sağ yan tarafta plastik mafsallık bölgesinde betonda kırılma ve dökülmeler meydana gelmiştir. 40,58 kN.m burulma momenti değerinde ise perde ön ve arka yüzeyinde oluşan çatlaklarda dallanmalar giderek artmıştır. Deney sonunda SW1 numunesinin ön yüzeyinde en uzun 810 mm ve arka yüzeyinde 1040 mm boyuna ulaşmıştır. SW1 numunesinde oluşan çatlakların açısı ise yaklaşık

olarak 40 ile 50 derece arasındadır. Çatlaklar özellikle plastik mafsal bölgesinde yoğunlaşmıştır.



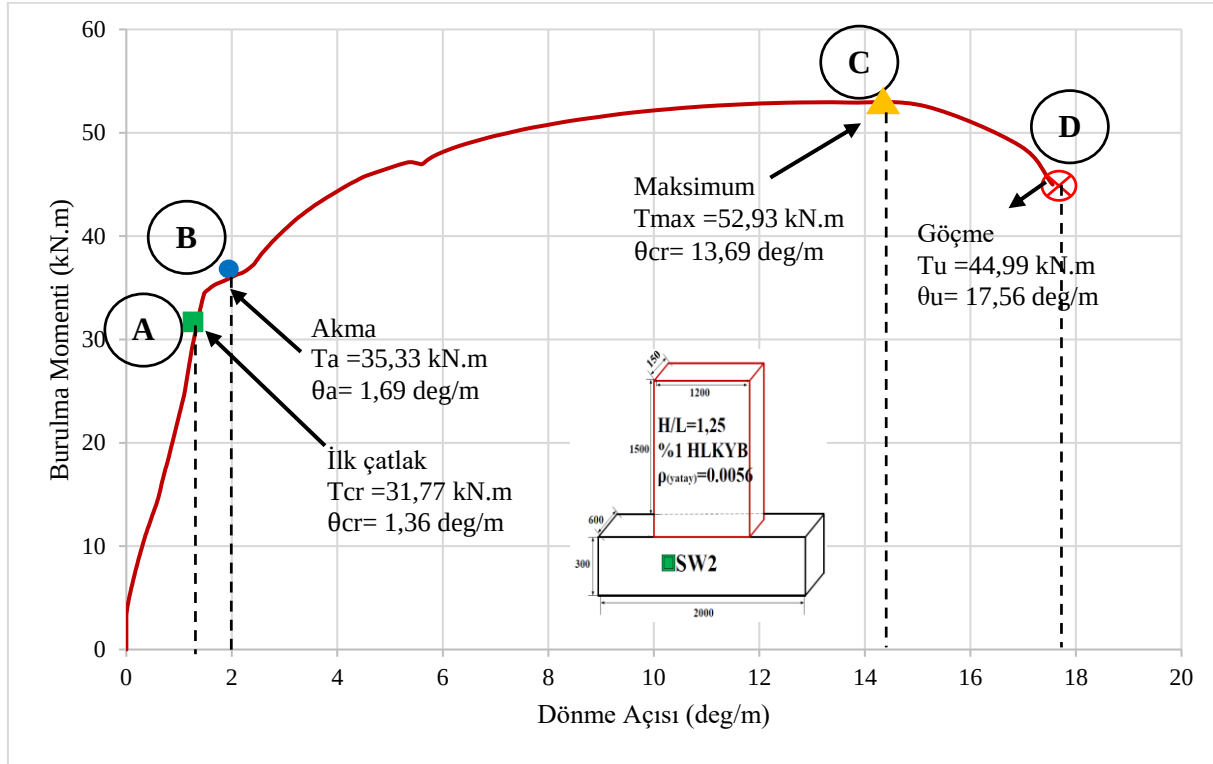
Şekil 65. SW1 numunesinin deneyden sonraki görünümü.



Şekil 66. Göçme moduna ulaşan SW1 numunesinin çatlak dağılımı.

SW2 numunesinin burulma davranışı

SW2 numunesi, 1200 mm genişliği, 1500 mm yüksekliği ile H/L oranı 1,25 olan ve %1,0 HLKYB' den üretilen numunedir. SW2 numunesinin boyuna ve enine donatı oranları sırasıyla 0,0088 ve 0,0056' dır. Burulma momenti uygulanan SW2 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği **Şekil 67'** de görülmektedir.



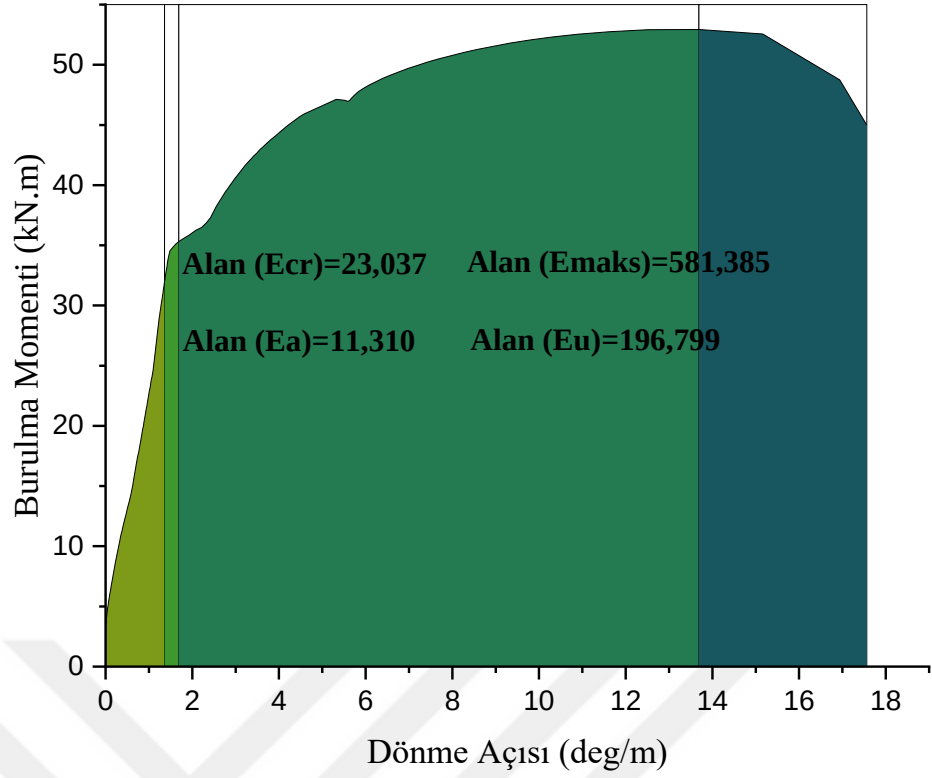
Şekil 67. SW2 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği.

SW2 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği de **Şekil 58'** deki klasik burulma momenti-dönme açısı grafiğine benzemektedir. Artan basınç ve çekme kuvvetleri etkisi ile oluşan burulma momenti ilk başta doğrusal olarak ilerlemektedir. 4 kN.m burulma değerine kadar perde duvar numunesinde dönme açıları çok küçük değerlerde kalmıştır. 4 kN.m burulma momentinden sonra grafikte kırılma meydana gelmiştir. Bu değerden sonra dönme açıları da başlangıç değerlerine göre daha fazla artış göstermiştir. Bununla birlikte perde duvarda ilk çatlak oluşuncaya kadar grafik doğrusal bir şekilde artış göstermiştir. 31,77 kN.m burulma momenti değerinde SW2 numunesinde ilk çatlak oluşmuştur. 31,77 kN.m burulma momentinde deney numunesi 1,36 deg/m' lik dönme yapmıştır. İlk çatlak oluşuktan sonra T_{cr} burulma momentinde %11,21' lik bir artış olduktan sonra 35,33 kN.m burulma momentinde akma meydana gelmiştir. SW2 numunesinde akma anından sonra grafikte de görüldüğü gibi bir süre boyunca burulma momentinde fazla bir artış olmamasında rağmen dönme açısı giderek

artmıştır. Buna göre 1,69 deg/m değerinde akma başlamış olup 2,42 deg/m değerinde son bulmuştur. Böylece burulma momenti-dönme açısı grafiğinin eğimi değişmektedir. Maksimum burulma momenti değerine kadar eğri artan parabol şeklini almaktadır. SW2 numunesinin maksimum burulma momenti kapasitesi ise 52,93 kN.m olarak hesaplanmıştır. Maksimum burulma momentine ulaşan deney numunesinde 13,96 deg/m' lik dönme açısı hesaplanmıştır. SW2 numunesinde akma anından maksimum burulma momenti değerine kadar %49,81' lik bir artış meydana gelmiştir. Benzer şekilde akma anındaki dönme açısı değerinde maksimum değere karşılık gelen dönme açısına kadar yaklaşık 8 kat bir artış olmuştur. Maksimum burulma momenti değerinden sonra burulma momentinde azalış meydana gelmiş olup SW2 numunesinin nihai burulma momenti değeri 44,99 kN.m olarak belirlenmiştir. Aynı zamanda burulma momentindeki azalışa rağmen dönme açısı artmıştır. $\theta_{max}=13,69$ deg/m' den sonra %28,27' lik bir artış olarak SW' numunesinin nihai dönme açısı (θ_u) 17,56 deg/m hesaplanmıştır.

SW2 numunesinde akma 1,69 deg/m değerinde başlayıp 2,73 deg/m değerinde son bulmuştur ve nihai burulma momenti 17,56 deg/m olduğundan, burulma düktilite indeksi 5,83 olarak hesaplanmıştır. SW2 numunesinde akma ilk önce kenar boyuna donatılarda başlamış olup daha sonra plastik mafsallık bölgesindeki enine donatıda devam etmiştir. Bununla birlikte SW2 numunesinde **Şekil 67'** dan da görüleceği üzere çatlak öncesi ve sonrası burulma rijitliği farklıdır. Grafiğin lineer bölgesinde hesaplanan çatlak öncesi burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan önce}}$) değeri 23,35 kN.m²/deg olarak hesaplanmıştır. Çatlak oluştuktan sonra grafiğin eğimi azalmıştır. Bu durumda da çatlaktan sonraki burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan sonra}}$) değeri 1,72 kN.m²/deg' dür. Çatlaktan önceki ve sonraki burulma rijitliklerinin oranı 0,0735 olarak hesaplanmıştır. Bununla birlikte deney numunesinin çatlaktan sonraki burulma rijitliği yaklaşık 13,5 daha azdır.

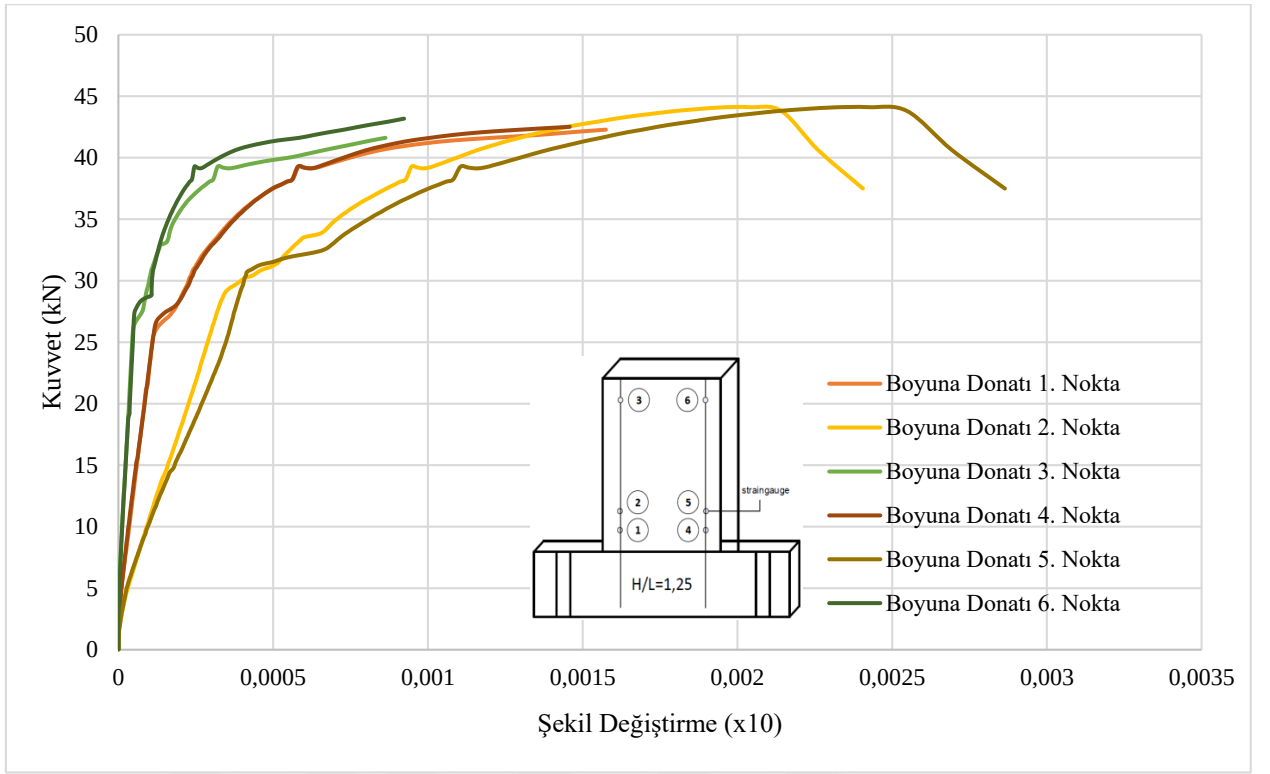
Şekil 68' de SW2 numunesinin enerji sönümlenme grafiği görülmektedir. **Şekil 68'** den de görüldüğü üzere deney numunesinin ilk çatlak anına kadar sönümlendiği enerji (E_{cr}) 23,02 kN.deg kadardır. Başlangıçtan akma anına kadar sönümlenen enerji (E_a) ise 34,35 kN.deg' dür.



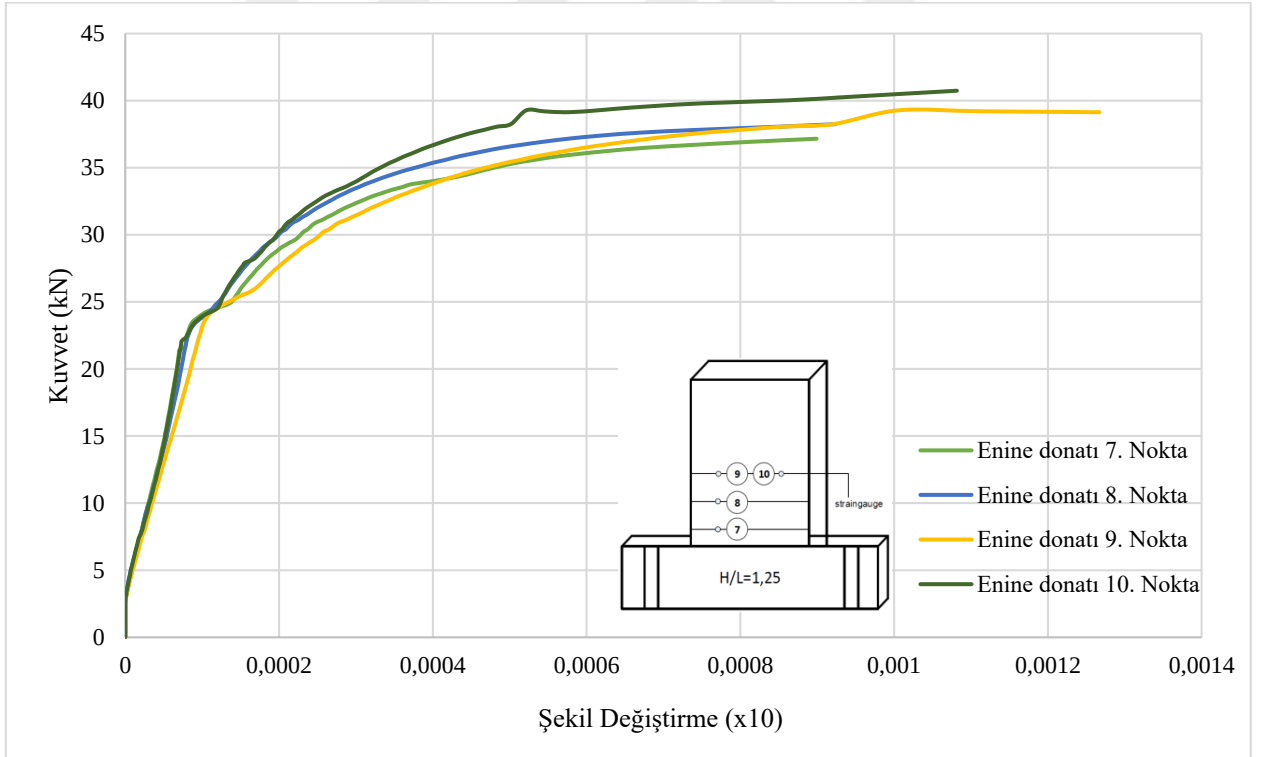
Şekil 68. SW2 numunesi enerji sönümleme grafiği.

Şekil 68 ve Tablo 13' den de görüldüğü üzere SW2 numunesinin maksimum burulma momenti değerine kadar 615,74 kN.deg enerji sönümlenmiştir. Akma noktasından sonra deney numunesinin sönümlediği enerji miktarı akmadan önceki enerji miktarına göre 22,6 kat daha fazladır. Bu da deney numunesinin, burulma momentindeki daha az değişimlere rağmen dönme açısındaki büyük değişimlerden kaynaklanmaktadır. SW2 numunesinin toplam enerji sönümleme kapasitesi ise (E_t) ise 812,54 kN.deg olarak hesaplanmıştır.

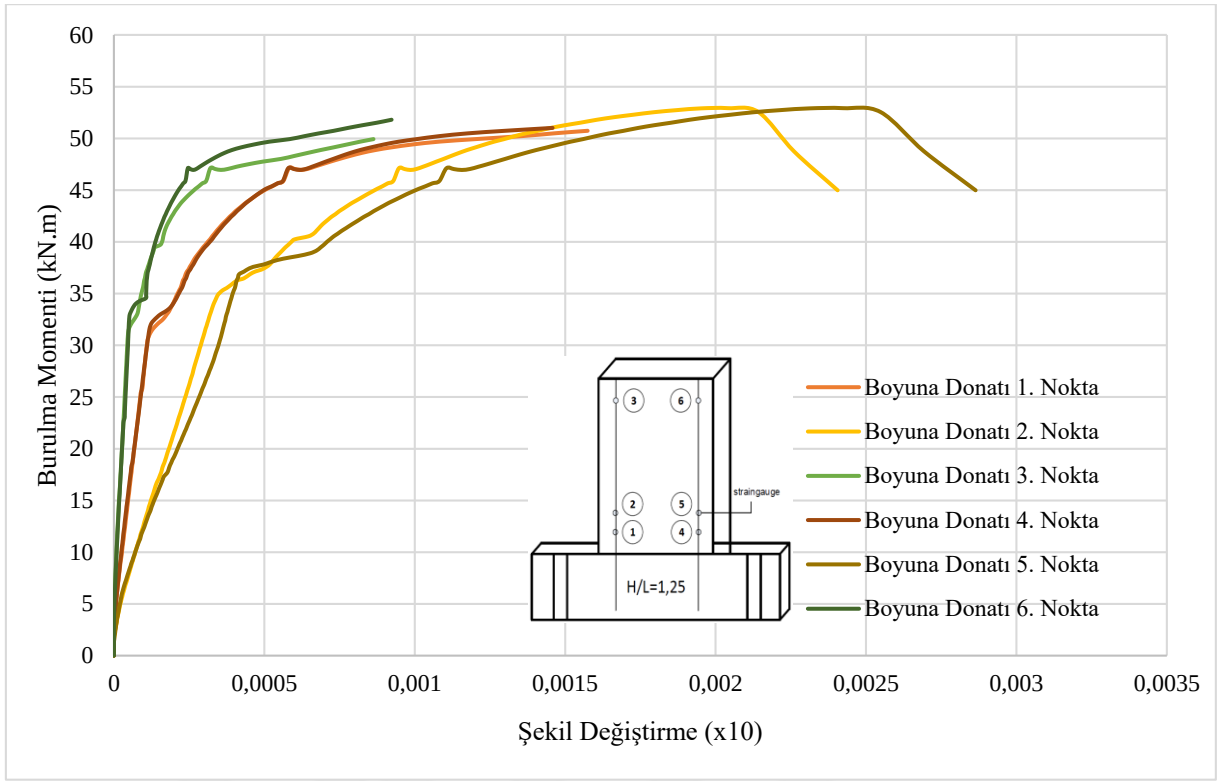
SW2 numunesindeki boyuna ve enine donatılardaki birim şekil değiştirmeler Eşitlik 32 ile hesaplanmıştır. Boyuna ve enine donatılardaki kuvvet-şekil değiştirme ve burulma momenti-şekil değiştirme grafikleri Şekil 69, Şekil 70, Şekil 71, Şekil 72' de görülmektedir.



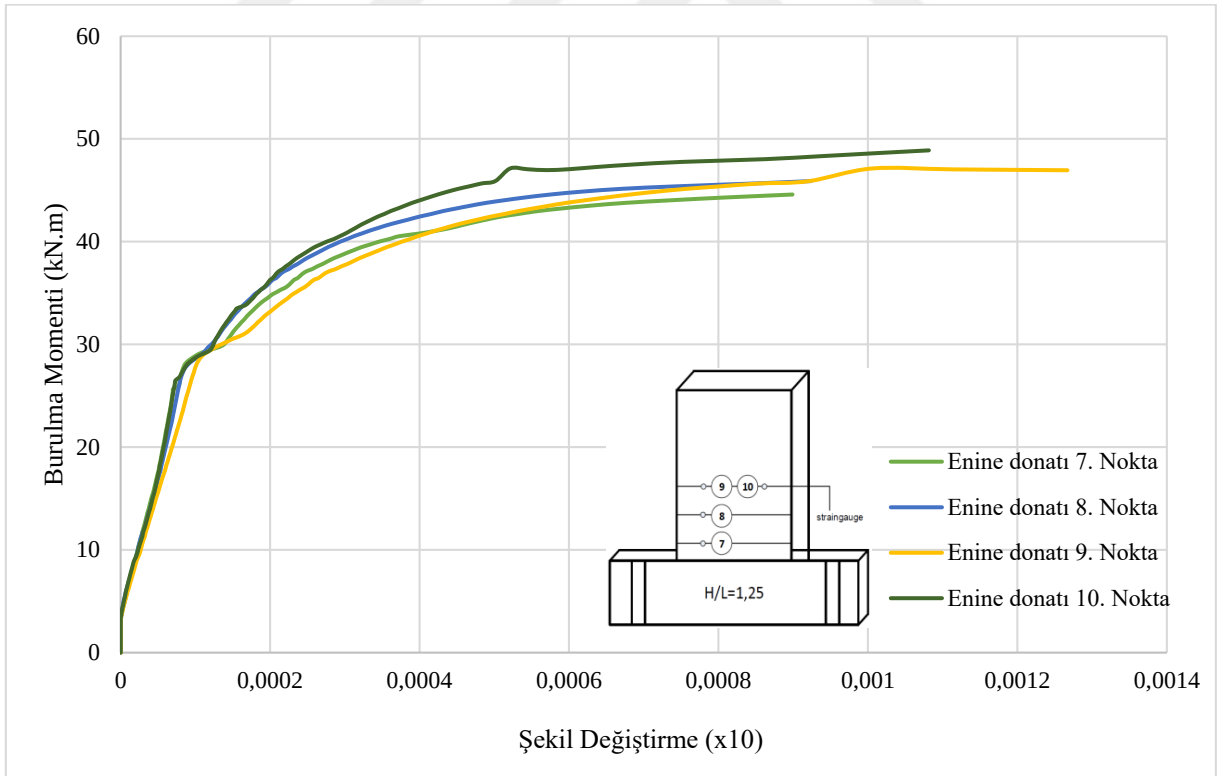
Şekil 69. SW2 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet-şekil değişirme grafiği.



Şekil 70. SW2 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet-şekil değişirme grafiği.



Şekil 71. SW2 numunesinin boyuna donatılarındaki burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.



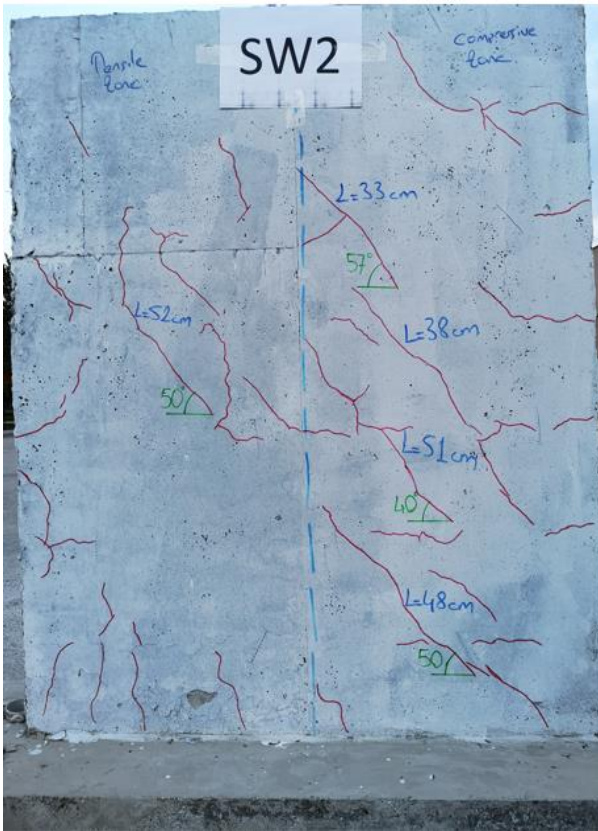
Şekil 72. SW2 numunesinin enine donatılarındaki burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.

Şekil 69 ve **Şekil 71**’ de görüldüğü üzere SW2 numunesinde boyuna donatılarda en fazla şekil değiştirme perde duvar plastik mafsallık bölgesinde meydana gelmiştir. En büyük şekil değiştirmeler perde duvarda ve ⑤ nolu şekil değiştirme ölçer pullarından hesaplanmıştır. ② ve ⑤ nolu noktalardaki gerilme değerleri sırasıyla 0,02406 ve 0,02500 olarak ölçülmüştür. Basınç ve çekme tarafındaki en dış boyuna donatılardaki bu değerler beklenildiği gibi birbirine yakın çıkmıştır. SW2 numunesinde ② ve ⑤ nolu yerlerden perde tabanına doğru gidildikçe yani 1 ve 4 nolu noktalarda hesaplanan şekil değiştirmeler azalmıştır. ① ve ④ nolu yerlerdeki şekil değiştirme değerleri sırasıyla 0,01575 ve 0,01458’ dür. ② ve ⑤ nolu yerlerden ① ve ④ nolu yerlere gidildikçe boyuna donatılardaki şekil değiştirmeler sırasıyla %34,54 ve %41,68’ lük bir azalış meydana gelmiştir. Benzer şekilde perde tabanından perde üst noktasına gidildikçe de boyuna donatılardaki şekil değiştirmeler azalmıştır. Fakat boyuna donatı üst noktalarındaki, yani ③ ve ⑥’ nolu noktalar, azalış daha fazladır. ③ ve ⑥ nolu noktalardaki şekil değiştirmeler sırasıyla 0,00863 ve 0,00923 olarak hesaplanmış olup bu değerler ② ve ⑤ noktasındaki değerlerden sırasıyla %63 ve %64,13 oranında azalmıştır.

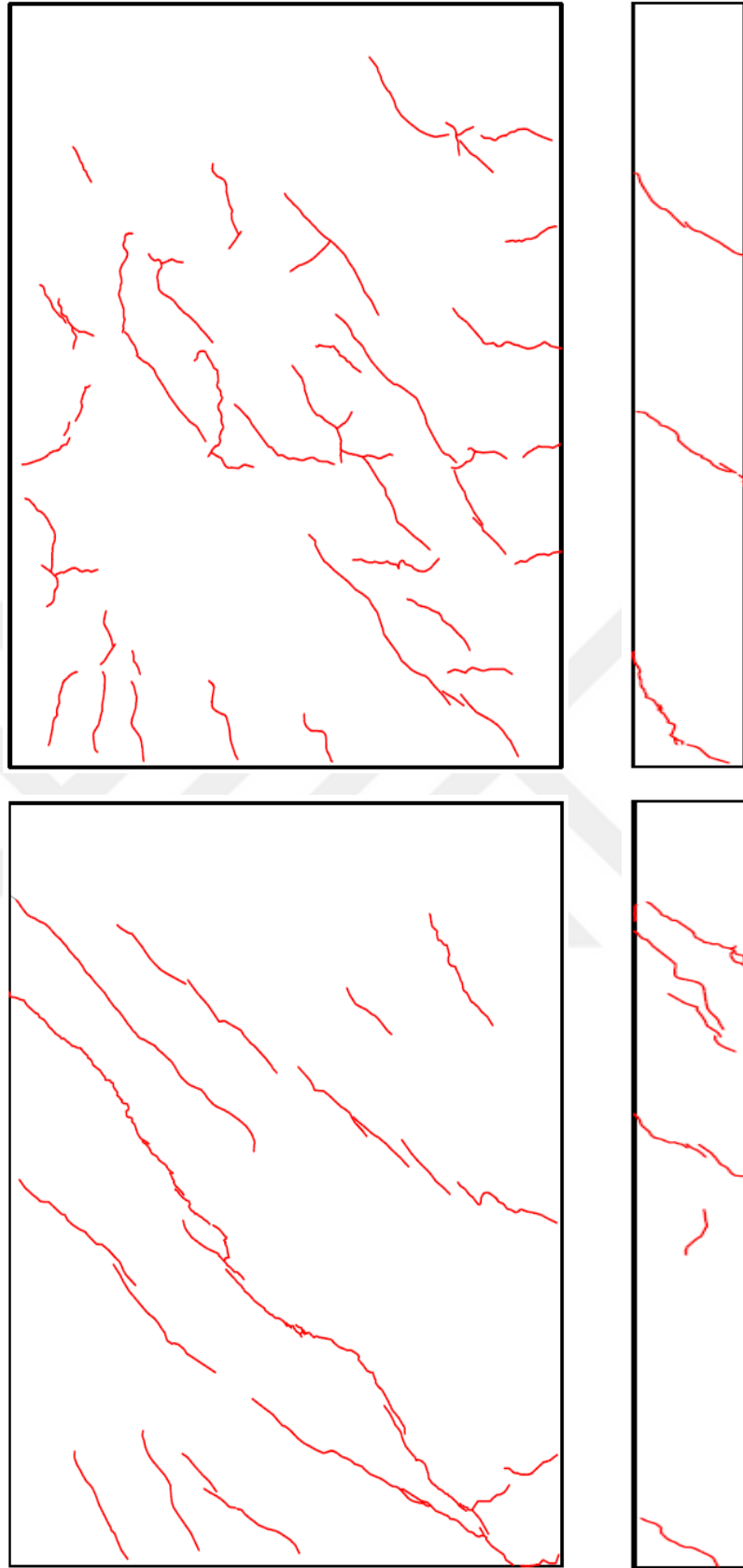
SW2 numunesinde enine donatılardaki şekil değiştirmeler, en alttaki yatay donatıdan yukarı doğru gidildikçe artmıştır. ⑦ noktasındaki ölçülen şekil değiştirme 0,0089’ dur. Bir üst etriyeye geçildiğinde şekil değiştirme %3,8 artarak 0,00924 olmuştur. Benzer şekilde ⑧ noktasında ⑨ noktasına geçildiğinde, yani perde tabanından yukarıdaki 3. etriyede, şekil değiştirme %37,12 artarak 0,001267 olarak hesaplanmıştır. ⑨ ve ⑩ noktaları aynı etriyenin iki uç tarafı olduğu için şekil değiştirme değerleri birbirine yakın çıkmıştır. ⑩ noktasındaki ölçülen şekil değiştirme ise 0,01082’ dür.

SW2 numunesini deney sonundaki çatlak dağılımı ve bilgisayar programı ile çizilen çatlakların şekli **Şekil 73** ve **Şekil 74**’ de görülmektedir. SW2 numunesinde ilk çatlak 31,77 kN.m burulma momenti değerinde kaydedilmiştir. Deney numunesinde kaydedilen ilk çatlak perde ön yüzeyinde çekme tarafında meydana gelmiştir. Plastik mafsallık bölgesine yakın bir konumda oluşmuştur. 34 kN.m burulma momenti seviyesinde perde gövdesinde çatlakların sayısı artmaya başlamıştır. Oluşan çatlaklar plastik mafsallık bölgesine doğru yönelmiştir. 43 kN.m burulma momenti seviyesinde ise perde gövdesindeki çatlakların sayısı ve uzunluğu da neredeyse maksimum seviyelere ulaşmıştır. 52,93 kN.m burulma momenti değerini geçtikten sonra göçme anına kadar perde duvar gövdesinde yeni oluşan pek fazla çatlak gözlemlenmemiştir. Bunun yerine mevcut çatlaklarda dallanmalar, boylarında uzama ve çatlak genişliklerinde artmalar meydana gelmiştir. Perde gövdesinde oluşan çatlaklar diyagonal kesme çatlağı şeklinde meydana gelmiştir. Perde ön yüzeyinde 800 mm ve 750 mm uzunlularında en uzun çatlaklar ölçülmüştür. Bununla birlikte perde ön yüzeyinde çatlaklar yatayla 40 ile 50

derece arasında aç ı yapm ışlardır. Perde duvar sa ğ yan taraf ında yatayla 30 ile 40 derecelik aç ılar yapacak şekilde çatlaklar meydana gelmi ştir. 51,48 kN.m burulma momenti seviyesinde perde duvar sa ğ taraf ının taban ında ise betonda kırılma ve dökülmeler meydana gelmi ştir. Perde duvar arka yüzeyinde ise yine yatayla 40 ile 50 derece arasında aç ı yapacak şekilde diyagonal kesme çatlakları meydana gelmi ştir. Perde arka yüzeyinde 510 mm ve 520 mm olmak üzere en uzun çatlaklar kaydedilmi ştir. Perde duvarda ilk çatlak olu ştuktan sonra 33,56 kN.m burulma momenti seviyesinde plastik mafs al bölgesine yakın bölgelerde çatlaklar gözlemlenmeye başlan m ıştır. Yakla şık olarak plastik mafs al bölgesinin üst sınır bölgelerinde olu şmu ştur bu çatlaklar. Daha sonra 41,78 kN.m burulma momenti seviyesinde plastik mafs al bölgesinde çatlaklar gözlemlenmi ştir. 52 kN.m maksimum burulma momenti de ğerine ula ştı ğ ında çatlaklarda dallanmalar başlan m ıştır. SW2 numunesinde yatay ya da yataya yakın şekilde çatlaklar gözlemlenmemi ştir. Bundan dolayı perde gövdesinde eğ ilme çatlaklarının olu şmad ı ğ ı kanaatine varılm ı ştır. Bunun yerine kontrolü nispeten daha zor olan kesme çatlakları perde gövdesinde hâkim olmu ştur. SW2 numunesinde çatlak dallanması ve çatlak geni şli ğ i SW1 numunesinden daha az olmu ştur. Özellikle perde plastik mafs al bölgesinde çatlak da ğ ılım ı lifler sayesinde kontrol altına alınm ı ştır. Lifli betonlu SW2 numunesinin plastik mafs al bölgesinde daha az sayıda ve geni şlik çatlak meydana gelmi ştir. Özellikle liflerin köprüleme etkisi ile çatlak da ğ ılım ı ve geni şli ğ i sınırlı kalm ı ştır.



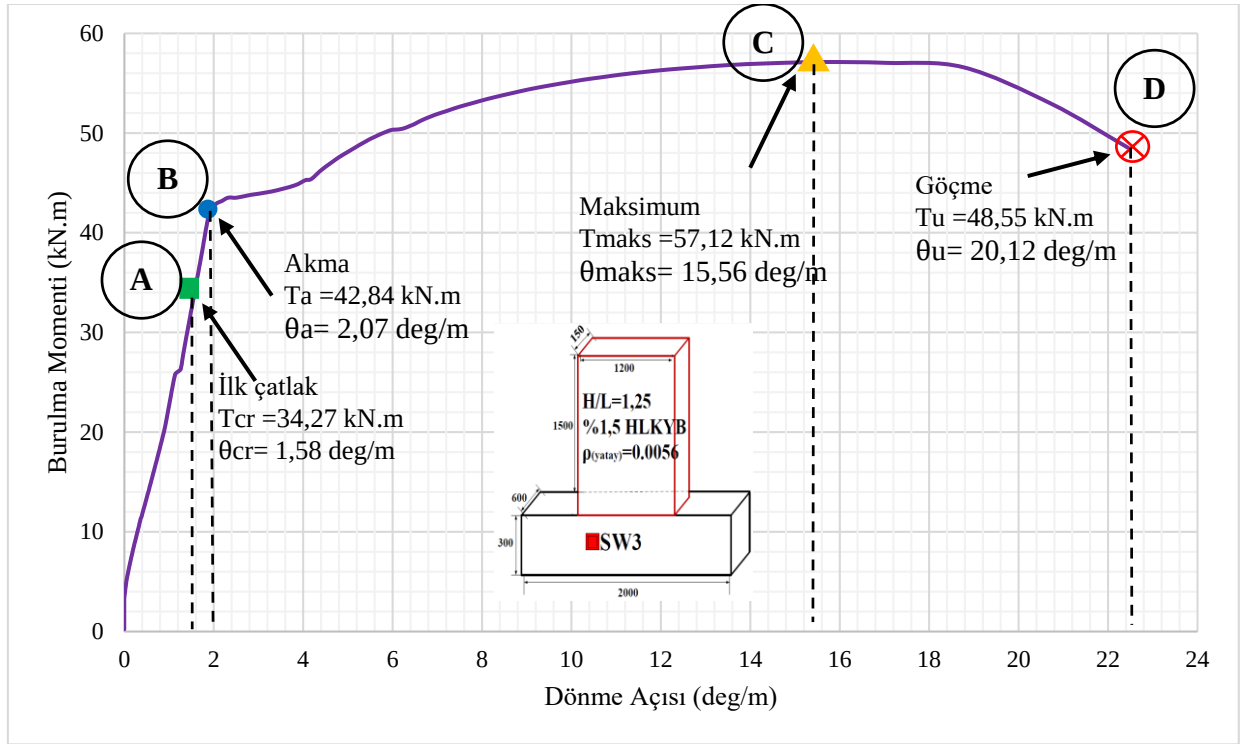
Şekil 73. SW2 numunesinin deneyden sonraki görünümü.



Şekil 74. Göçme moduna ulaşan SW2 numunesinin çatlak dağılımı.

SW3 numunesinin burulma davranışı

SW3 numunesi 1200 mm genişliğinde ve 1500 mm yüksekliğinde ($H/L=1,25$) ve %1,50 HLKYB' den üretilmiştir. Perde kalınlığı, SW1 ve SW2 numunelerinde olduğu gibi 150 mm' dir. Bununla birlikte boyuna donatı oranı 0,0088 ve enine donatı oranı 0,0056 (minimum yatay donatı oranının yaklaşık olarak iki katı)' dır. SW3 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği Şekil 75' de görülmektedir.



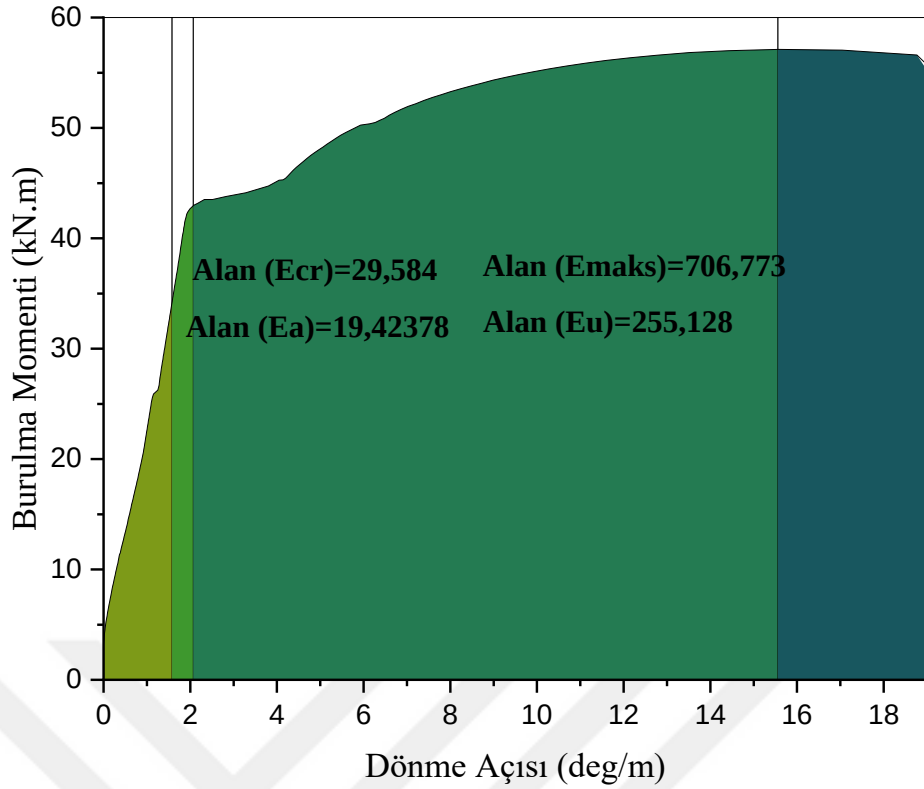
Şekil 75. SW3 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği

SW3 numunesinde 3,43 kN.m değerine kadar çok düşük seviyelerde dönmeler meydana gelmiştir. Bununla birlikte 3,43 kN.m' den sonra grafikte kırılma meydana gelmiştir. Artan kuvvetler etkisinde burulma momentindeki artış devam etmiştir. SW3 numunesinde ilk çatlak 34,27 kN.m burulma momenti değerinde oluşmuştur. İlk çatlak oluştuğu anda SW3 numunesinde 1,58 deg/m' lik dönme kaydedilmiştir. İlk çatlak oluştuğundan sonra grafik bir süre daha doğrusal devam etmesine rağmen akmadan sonra doğrusallığını kaybetmiştir. İlk çatlak oluştuğundan sonra %252' lik bir artış sonrasında akma gerçekleşmiştir. Akma 42,84 kN.m burulma momenti ve 2,07 deg/m dönme açısı değerlerinde meydana gelmiştir. SW3 numunesinde akma SW2 ve SW1 numunelerine göre daha geniş bir aralıkta meydana gelmiştir. 2,07 deg/m değerinde başlayan akma 3,28 deg/m değerinde son bulmuştur. Daha sonra akma burulma momentinden %33,33' lük bir artışla maksimum burulma momenti değerine ulaşılmıştır. SW3 numunesinin maksimum burulma momenti 57,12 kN.m olarak

hesaplanmıştır. Maksimum burulma momentine kadar, yaklaşık olarak 56,99 kN.m burulma momentinden sonra, grafik hemen hemen yatay konuma gelmektedir. Bu aralıkta burulma momentinde önemli bir artış olmamasına rağmen dönme açısındaki artış giderek artmıştır. Maksimum burulma momentine karşılık gelen dönme açısı (θ_{max}) 15,56 deg/m' dir. Bu değer akma anındaki dönme açısının yaklaşık 7,5 katıdır. Akma gerçekleşikten sonra burulma momentinde 1,33 kat bir artış olmasına rağmen dönme açısında 7,5 katlık bir artış meydana gelmiştir. Maksimum burulma momentine ulaşıldıktan sonra burulma momentinde azalma meydana gelmiş olup 48,55 kN.m değerinde SW3 numunesinin nihai burulma momentine ulaşılmıştır. Burulma momentindeki bu azalmaya rağmen nihai dönme açısı, θ_{max} ' dan sonra %29,31 artışla 20,12 deg/m değerine ulaşmıştır.

SW3 numunesinin burulma düktilite indeksi **Eşitlik 29'** a göre hesaplanmıştır. 2,07 deg/m değerinde başlayan akma 3,28 deg/m değerinde son bulmuş olup nihai dönme açısı da 20,12 olarak kaydedilmiştir. Böylece SW3 numunesinin burulma düktilite indeksi 7,52 olarak hesaplanmıştır. Akma başlangıç ve bitiş değerler arasında fark vardır. Böylece sw3 numunesinde boyuna ve enine donatılardaki akma aynı anda başlamamıştır yorumu yapılabilir. Şekil değiştirme değerlerine bakıldığı zaman ilk başta boyuna donatıda akma meydana geldiği daha sonra ise yatay donatıda akmanın olduğu görülmektedir. SW3 numunesinin çatlaktan önceki ve sonraki burulma rijitlikleri üzerinde durulduğu zaman ise **Şekil 75'** den de görüldüğü üzere grafite iki farklı eğim mevcuttur. Çatlaktan önceki burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan önce}}$) ve çatlaktan sonraki burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan sonra}}$) değerleri sırasıyla 21,69 kN.m²/deg ve 1,63 kN.m²/deg' dür. Çatlaktan sonraki burulma rijitliği yaklaşık olarak 13 kat azalmıştır. Çatlaktan sonraki burulma rijitliğinin çatlaktan önceki rijitliğe oranı ise 0,0753' dür.

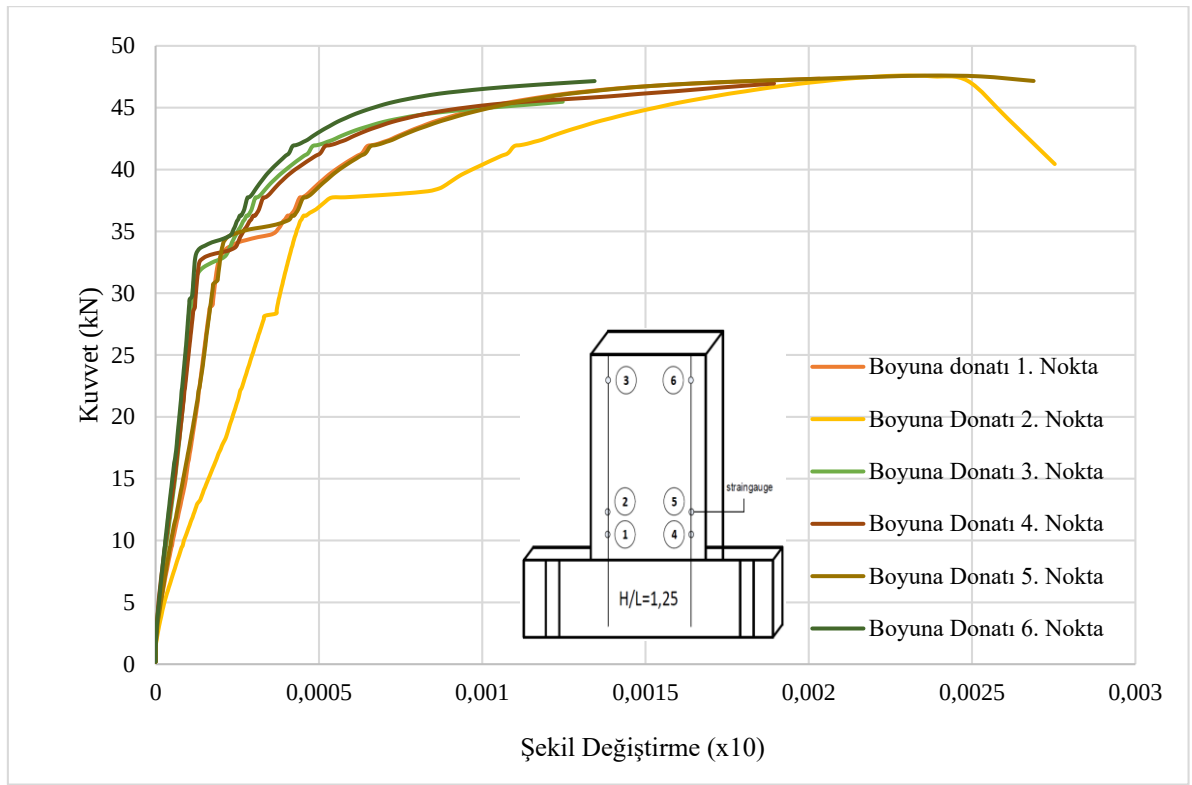
SW3 numunesinin enerji sönümleme kapasitesi ise burulma momenti-dönme açısı grafiğinin altında kalandan hesaplanmıştır. **Şekil 76'** de SW3 numunesinin enerji sönümleme grafiği görülmektedir. Grafikte ilk çatlak anına kadar (E_{cr}), akma anına kadar (E_a), maksimum burulma momentine kadar (E_{maks}) ve maksimum ile göçme arasındaki sönümlenen enerji (E_u) olmak üzere dört farklı alan mevcuttur. Ayrıca bu iki alanların toplamı toplam sönümlenen enerjiyi vermektedir.



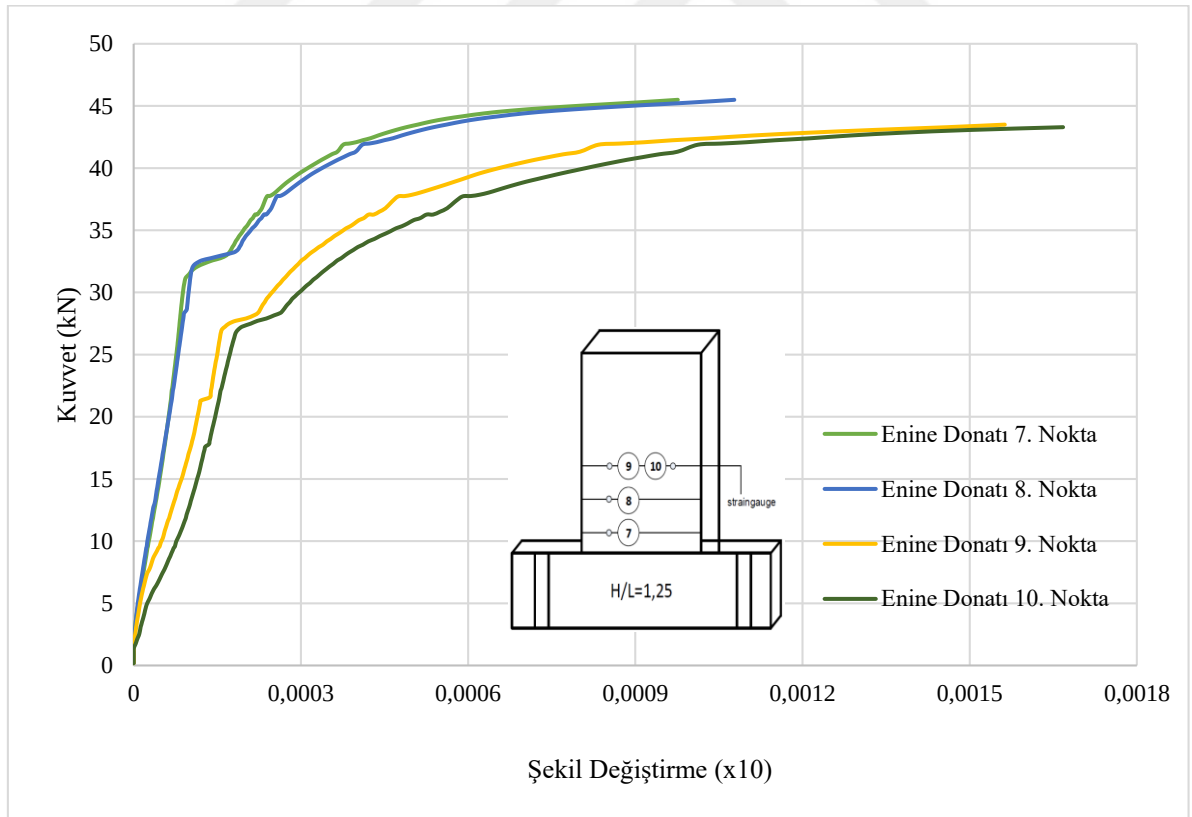
Şekil 76. SW3 numunesi enerji sönümleme grafiği

Şekil 76' den görüldüğü üzere ilk çatlak oluşuna kadar geçen sürede sönümlenen enerji 29,58 kN.deg kadardır. Devam eden süreçte %65,65' lük bir artışla akma anına kadar sönümlenen enerji (E_a) 48,97 kN.deg olarak hesaplanmıştır. Artan burulma momenti ve dönme açısı değerleri altında SW3 numunesinin maksimum burulma momentine kadar sönümlenen enerji de 755,77 kN.deg' dür. Akma anından sonra SW3 numunesi yaklaşık olarak 19,5 kat daha fazla enerji sönümlenmiştir. Bununla birlikte deney numunesinin deney boyunca sönümlendiği toplam enerji miktarı (E_t) ise 1010,83 kN.deg' dür. SW3 numunesi sönümlendiği toplam enerjinin, %4,85' ünü akma anında kadar %95,15' ünü akmadan sonra gerçekleştirmiştir. Ayrıca maksimum burulma momentine ulaştıktan sonra göçme meydana gelene kadar 255,13 kN.deg' lük enerji sönümlenmiştir.

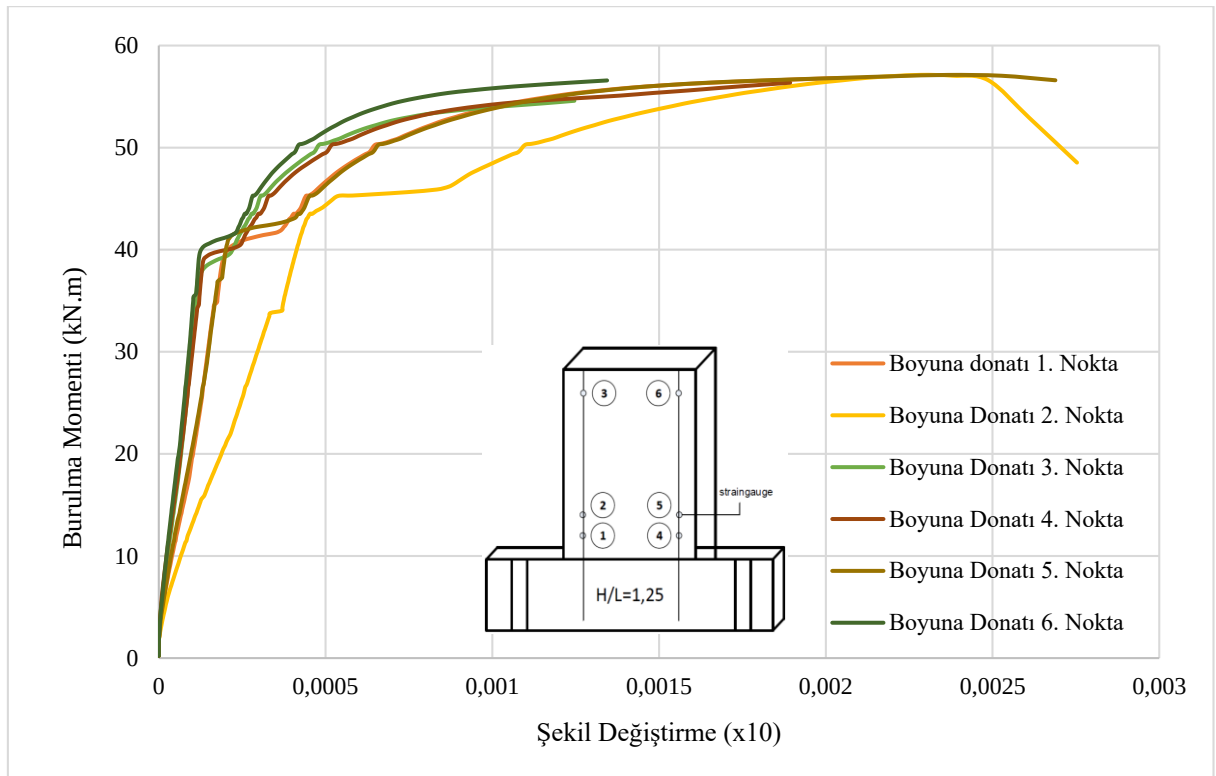
SW3 numunesinin boyuna ve enine donatılarında oluşan birim şekil değiştirmeler Eşitlik 32 ile hesaplanmıştır. Boyuna ve enine donatılardaki kuvvet şekil değiştirme ve burulma momenti-şekil değiştirme grafikleri Şekil 77, Şekil 78, Şekil 79 ve Şekil 80'de görülmektedir.



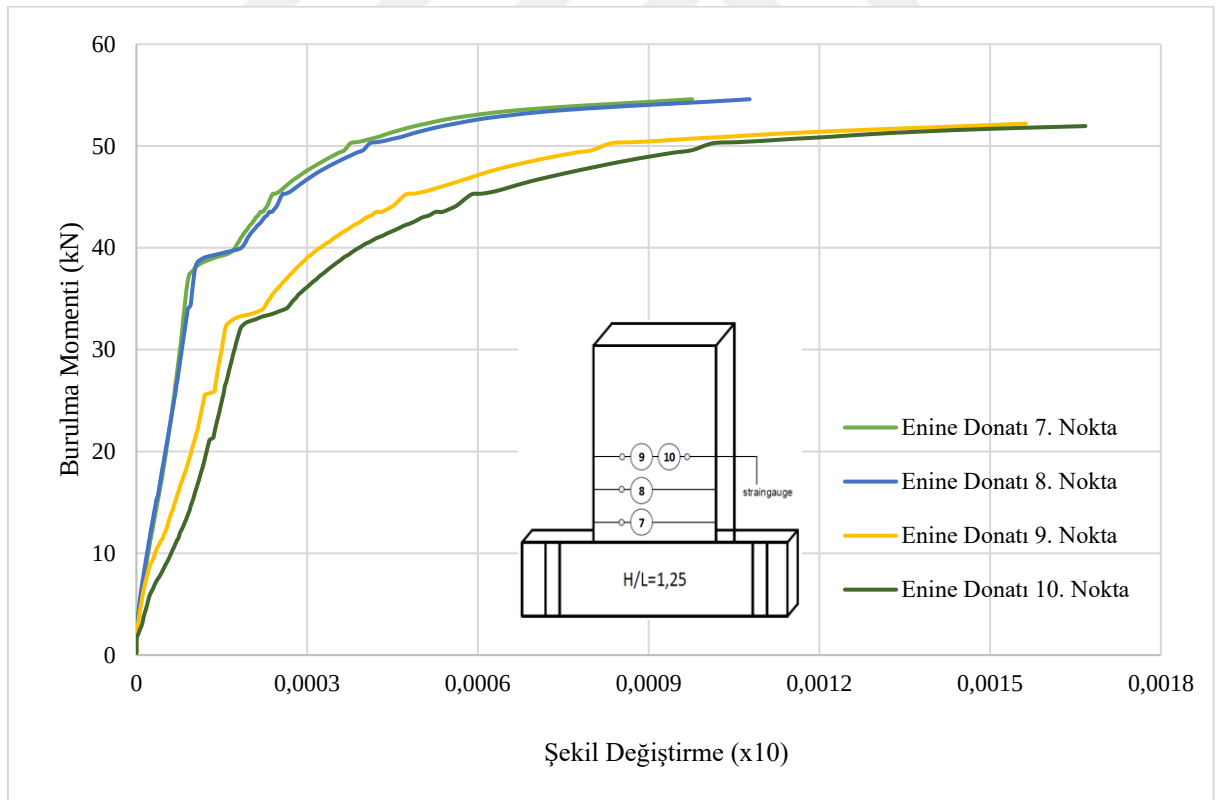
Şekil 77. SW3 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet-şekil değişirme grafiği.



Şekil 78. SW3 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet-şekil değişirme grafiği.



Şekil 79. SW3 numunesinin boyuna donatılarındaki burulma momenti-şekil değişirme grafiği.



Şekil 80. SW3 numunesinin enine donatılarındaki burulma momenti-şekil değişirme grafiği.

Diğer numunelerde olduğu gibi SW3 numunesinde de boyuna donatılardaki maksimum şekil değiştirmeler perde tabanından 450 mm yüksekliğe yerleştirilen noktalardan elde edilmiştir. ② ve ⑤ noktalarındaki şekil değiştirme ölçerlerden alınan değerlere göre bu noktalardaki şekil değiştirmeler sırasıyla 0,028 ve 0,027' dür. En dıştaki boyuna donatılardaki şekil değiştirmeler birbirine oldukça yakındır. Çünkü bu noktalar basınç ve çekme bölgelerindeki aynı noktalara yerleştirilmiştir. Bu noktalardan perde tabanına doğru inildikçe, perde tabanından 100 mm yukarıdaki noktalar, ① ve ④ noktalarında şekil değiştirmeler azalmaktadır. ① ve ④ noktalarındaki şekil değiştirmeler sırasıyla 0,020 ve 0,019 olarak ölçülmüştür. ② ve ⑤ noktalarından ① ve ④ noktalarına inildikçe boyuna donatılardaki şekil değiştirmeler sırasıyla %28,57 ve %29,63 oranında azalmıştır. Boyuna donatılardaki en düşük şekil değiştirmeler ise perde üst noktasından 400 mm aşağıdaki ③ ve ⑥ noktalarında ölçülmüştür. Bu noktalardaki şekil değiştirmeler ise ③ noktasında 0,012 ve 6 noktasına 0,0013 olarak hesaplanmıştır. ② ve ⑤ noktalarındaki şekil değiştirmelere göre ③ ve ⑥ noktalarındaki değerler sırasıyla %51,85 ve %57,14 oranında azalmıştır.

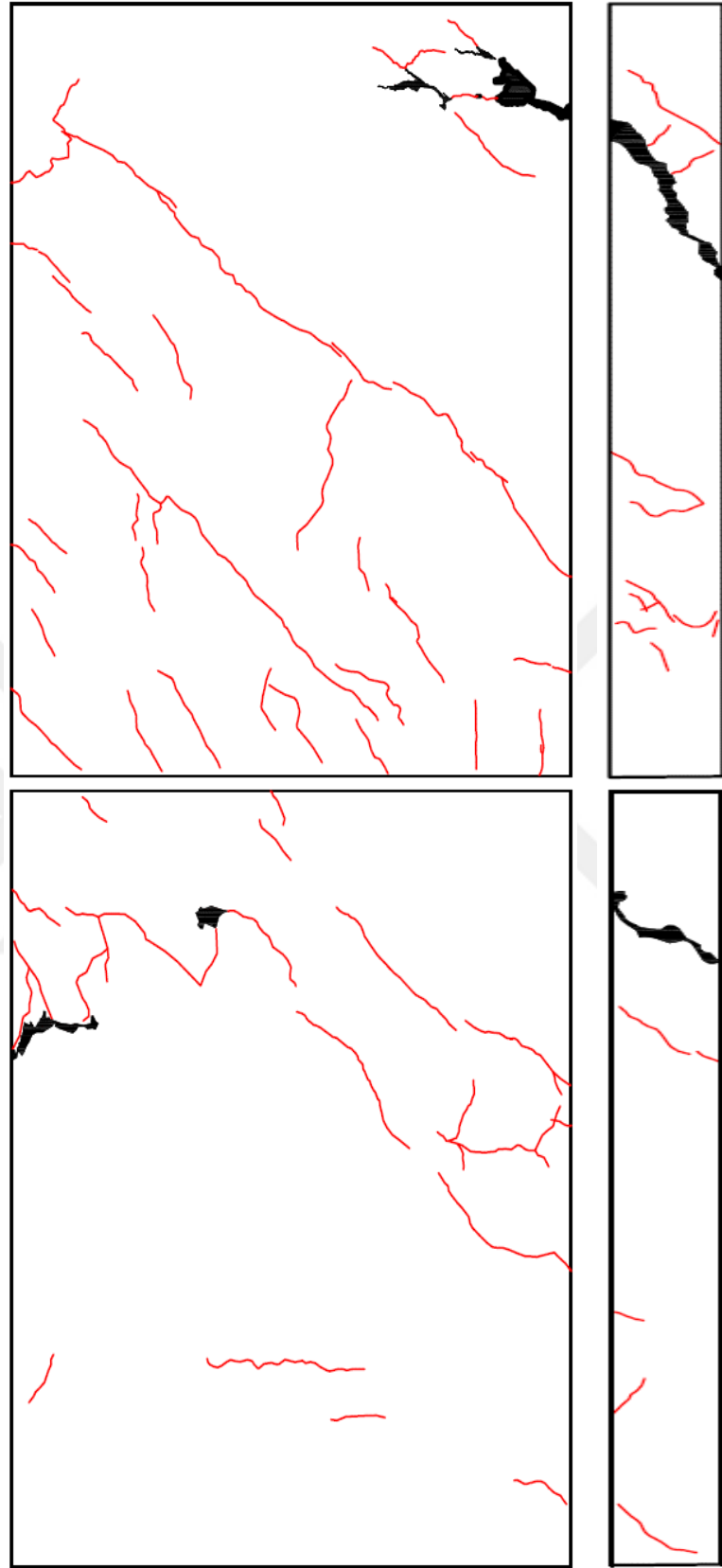
SW3 numunesinin yatay donatılardaki şekil değiştirmeler, **Şekil 78** ve **Şekil 80'** den görüldüğü üzere perde tabanındaki etriyeden yukarı çıkıldıkça artmaktadır. 7 ve 8 noktalarından ölçülen şekil değiştirmeler sırasıyla 0,00976 ve 0,00108 olarak kaydedilmiştir. Ayrıca ⑦ noktasından ⑧ noktasına, yani perde tabanındaki en alt yatay donatıdan ikinci sıradaki donatıya geçildiğinde, şekil değiştirme %10,66 oranında artmıştır. Perde tabanından üçüncü yatay donatıdaki şekil değiştirmelere bakıldığı zaman ⑨ ve ⑩ noktalarındaki şekil değiştirmeler sırasıyla 0,0167 ve 0,0156 olarak ölçülmüştür. ⑨ noktasındaki şekil değiştirme ⑧ noktasına göre %54,63 oranında artmıştır. Enine ve boyuna donatılardaki şekil değiştirmelerin maksimum değerleri perde duvarın plastik mafsallık bölgesinde meydana gelmiştir.

SW3 numunesinin deney sonundaki çatlak dağılımı ve bilgisayar yardımı ile çizilen çatlaklar **Şekil 81** ve **Şekil 82'** da gösterilmiştir. SW3 numunesinde ilk çatlak 34,27 kN.m burulma momentinde ve perde arka yüzeyinde kaydedilmiştir. Perde ön yüzeyinde ise ilk çatlak 35 kN.m burulma momenti seviyesinde kaydedilmiştir. Perde ön yüzeyinde çatlaklar çekme bölgesinde yoğunlaşmıştır. Çatlak uzunlukları diğer SW1 ve SW2 numunelerine göre daha kısa olmuştur. 370 mm uzunluğunda çatlaklar kaydedilmiştir. Çatlakların yatayla yaptıkları açı diğer iki numunede olduğu gibi 40 ile 50 derece arasında kalmıştır. SW3 numunesinde plastik mafsallık bölgesinde diğer numunelere göre daha sınırlı sayıda çatlak meydana gelmiştir. 55 kN.m burulma momenti seviyesinde çatlaklarda dallanmalar meydana gelmiştir. Perde duvar sağ ve sol taraflarda ise diğer numunelere oranla daha az sayıda ve uzunlukta çatlak meydana

gelmiştir. Özellikle 55 kN.m burulma momenti seviyesinde meydana gelmiştir. Perde numunesinin arka yüzeyinde ise ön yüzeyine nispeten daha fazla sayıda çatlak meydana gelmiştir. Arka yüzeyde ilk çatlak 34,27 kN.m burulma momentinde gözlemlenmiştir. SW1 ve SW2 numunelerinde olduğu gibi plastik mafsallık bölgesine yakın yerde oluşmuştur. Artan burulma momenti değeri ile çatlakların boylarında ve genişliklerinde artışlar gözlemlenmiştir. 840 mm ve 780 mm uzunluklarında çatlaklar kaydedilmiştir. Arka yüzeyde çatlakların yatayla yaptıkları açılar yaklaşık olarak 50 derecedir. SW3 numunesinde de yataya yakın eğilme çatlakları gözlemlenmemiştir. Arka yüzeyde plastik mafsallık bölgesinde daha fazla sayıda fakat kısa uzunluklarda çatlaklar meydana gelmiştir. Deney sonunda göçme burulma momentinden sonra yaklaşık olarak 50 kN.m burulma momenti değerinde, başlık bölgesinde ani bir kırılma meydana gelmiştir. **Şekil 81**' den de görüleceği üzere başlık bölgesinde betonda dökülmeler meydana gelmiştir. Göçme burulma momentinden sonra meydana gelen bu olayın yük aktarımında bir soruna neden olmadığı kanaatine varılmıştır. Bununla birlikte deney sonunda numunenin laboratuvar dışına taşınması aşamasında da başlık bölgesinde bir miktar daha hasar meydana gelmiştir. Lif oranının artması ile SW3 numunesinde çatlak dağılımının daha az sayıda ve genişlikte olduğu görülmektedir. Lif oranının %1,5' a çıkarılmasında çatlakların kontrol altına alınması %1,0 oranındakine göre daha fazla olmuştur. %1,5 hibrid lifli numunede çatlak dağılımı ve sayısı daha sınırlı sayıda kalmıştır.



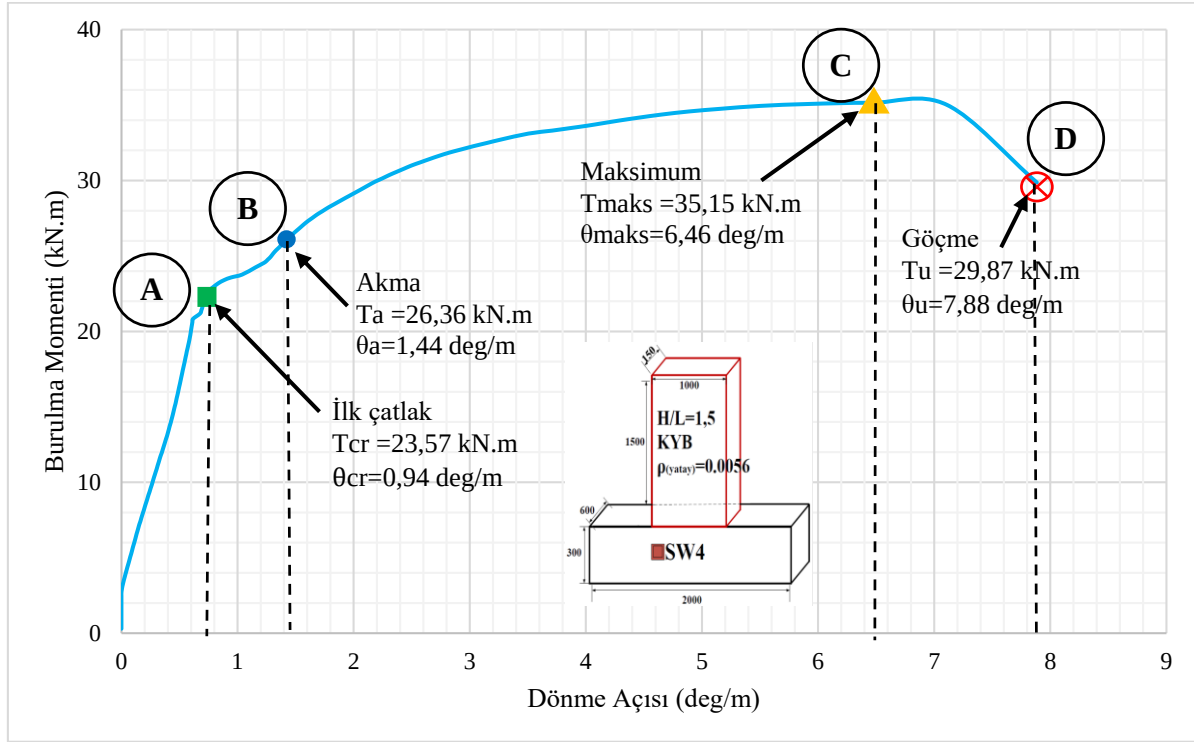
Şekil 81. SW3 numunesinin deneyden sonraki görünümü.



Şekil 82. Göçme moduna ulaşan SW3 numunesinin çatlak dağılımı.

SW4 numunesinin burulma davranışı

SW4 numunesi 1000 mm genişlikte ve 1500 mm yükseklikte olup H/L oranı 1,5 olarak KYB' den üretilmiştir. SW4 numunesinin boyuna ve enine donatı oranları sırasıyla 0,0090 ve 0,0056' dur. SW4 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği Şekil 83' de görülmektedir.



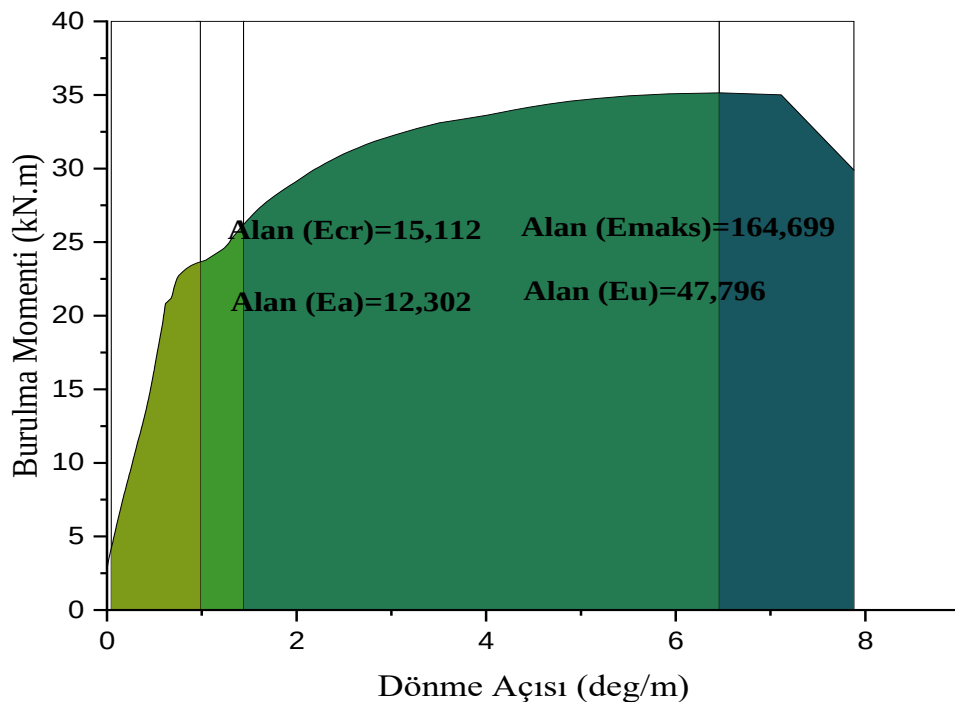
Şekil 83. SW4 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği.

SW4 numunesinde de diğer numunelere benzer şekilde deney başlangıcında 2,88 kN.m burulma momentine kadar önemli bir dönme açısı yapmamıştır. Yine diğer numunelerde olduğu gibi 2,88 kN.m' den sonra burulma momenti-dönme açısı grafiğinde kırılma meydana gelmiştir. Doğrusal olarak devam eden grafikte ilk çatlak 23,57 kN.m burulma momentinde meydana gelmiştir. 23,57 kN.m burulma momentinde SW4 numunesi 0,94 deg/m' lük dönme yapmıştır. Bu değerden sonra grafik bir süre daha doğrusal olarak devam etmiştir. SW4 numunesinde ilk çatlak oluşuktan sonra %11,84 artış meydana gelmiş olup 26,36 kN.m burulma momentinde akma meydana gelmiştir. Akma SW2 numunesine benzer şekilde olup kısa bir süre devam etmiştir. 26,36 kN.m burulma momentinde SW4 numunesi 1,44 deg/m' lük dönme yapmıştır. Akma dönme açısı değeri (θa), çatlak dönme açısından (θcr) %53,19 daha fazladır. 1,44 deg/m değerinde başlayan akma 1,50 deg/m değerinde son bulmuştur. Akma gerçekleştikten sonra burulma momenti-dönme açısı grafiği diğer grafiklerde olduğu gibi parabol şeklinde devam etmiştir. SW4 numunesinde maksimum burulma momenti 35,15 kN.m

olarak hesaplanmıştır. Bu değer akma anındaki burulma momentinden %33,35 daha fazladır. Maksimum burulma momentine karşılık dönme açısı ise SW4 numunesi için 6,46 deg/m olarak hesaplanmıştır. $\theta_{maks} = 6,46$ deg/m değeri θ_a ' dan 4,5 kat daha fazla olmuştur. Ayrıca SW numunesinin nihai burulma momenti ve dönme açısı değerleri sırasıyla 29,87 kN.m ve 7,88 deg/m olarak hesaplanmıştır. Nihai dönme açısı, maksimum dönme açısından %21,98 daha fazla çıkmıştır.

SW4 numunesinde burulma düktilite indeksi **Eşitlik 29'** a göre hesaplanmıştır. İki farklı akma noktası tespit edildiği için bu değerlerin ortalaması alınarak hesaplanmıştır. Akma 1,44 deg/m' de başlamış olup 1,50 deg/m' de son bulmuştur. Ayrıca nihai burulma dönmesi de 7,88 deg/m olduğundan SW4 numunesinin burulma düktilite indeksi 5,36 olarak hesaplanmıştır. SW4 numunesindeki akma noktaları birbirine oldukça yakın olduğu için boyuna ve yatay donatıların arasındaki akma birbirine yakın olmuştur. Ayrıca SW4 numunesinin çatlaktan önceki ($K_{\text{çatlaktan önce}}$) ve sonraki burulma rijitlikleri ($K_{\text{çatlaktan sonra}}$) ise sırasıyla 22,44 kN.m²/deg ve 2,55 kN.m²/deg olarak hesaplanmıştır. Çatlaktan sonraki burulma rijitliğinin, çatlaktan öncekine oranı da 0,1135' dür. Bununla birlikte çatlak oluşuktan sonraki rijitlik 8,8 kat azalmıştır.

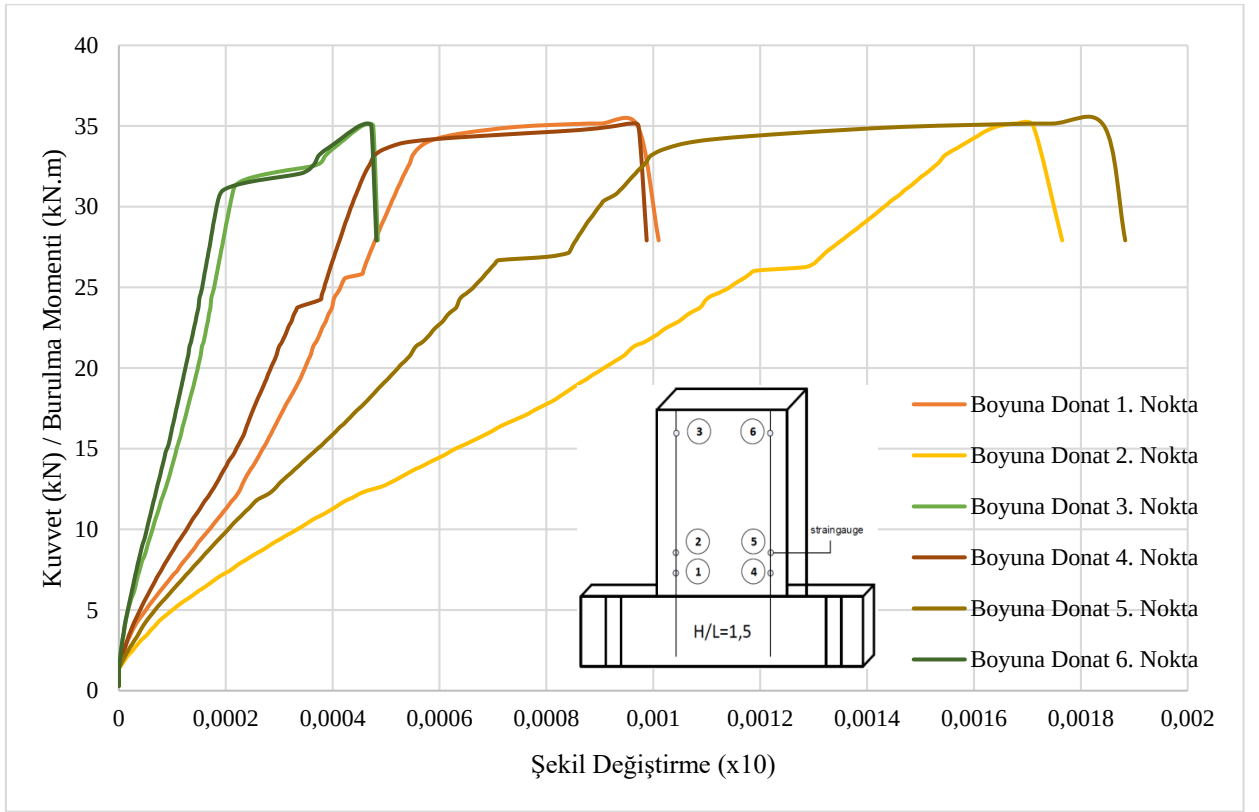
SW4 numunesinin enerji sönümleme kapasitesine bakıldığı zaman burulma momenti-dönme açısı grafiğinin altında kalan alandan hesaplanmıştır. Deney numunesinin enerji sönümleme grafiği **Şekil 84'** de görülmektedir.



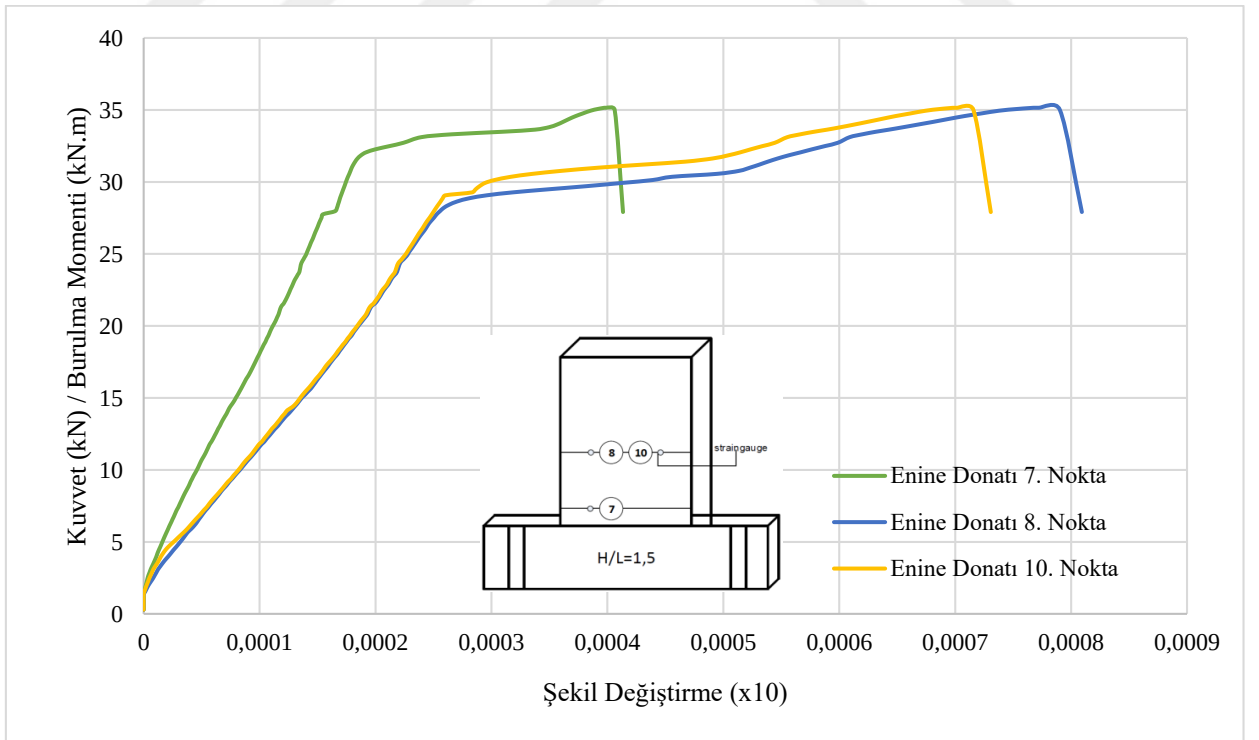
Şekil 84. SW4 numunesi enerji sönümleme grafiği.

Şekil 84' de görüldüğü üzere SW4 numunesinin ilk çatlak oluştuğu ana kadar (E_{cr}) ve akma anına kadar sönümlediği enerjiler sırasıyla 14,20 kN.deg ve 26,50 kN.deg' dür. Diğer bir değişle deney numunesinin lineer bölgesinde 26,50 kN.deg' lük enerji sönümlenmiştir. Deney başlangıcından maksimum burulma momenti değerine kadar ise 191,20 kN.deg kadar enerji sönümlenmiştir. Sönümlenen toplam enerji miktarı (E_t) ise 239,00 kN.deg' dür. Deney numunesinde maksimum burulma momenti kapasitesine ulaşıldıktan sonra göçme anına kadar 47,80 kN.deg enerji daha sönümlenmiştir. Akma olduktan sonra SW4 numunesinin sönümlediği enerji miktarı yaklaşık olarak 8 kat fazla olmuştur. Sönümlenen toplam enerjinin %11,17' lük bölümü akma anına kadar, %88,83' lük bölümü ise akma meydana geldikten sonra gerçekleşmiştir.

Şekil 85 ve Şekil 86' de ise SW4 numunesinin boyuna ve enine donatılarındaki burulma momenti-birim şekil değiştirmeler görülmektedir. SW4 numunesinde kuvvet/burulma momenti-şekil değiştirme grafikleri kuvvet 1000 mm genişlikten dolayı kuvvet ve burulma momentinin aynı olmasından dolayı aynı grafik üzerinde gösterilmiştir. SW4 numunesinde de diğer numunelerde olduğu gibi maksimum değerler plastik mafsallarda meydana gelmiştir. Perde tabanından 450 mm yükseklikteki ② ve ⑤ noktalarındaki birim şekil değiştirmeler sırasıyla 0,01765 ve 0,01843 olarak ölçülmüştür. Perde tabanından 100 mm yükseklikteki ① ve ④ noktalarındaki şekil değiştirmeler ise sırasıyla 0,00901 ve 0,00972 olarak ölçülmüştür. ② ve ⑤ noktalarındaki şekil değiştirmeler ① ve ④ noktalarındakilere göre sırasıyla %48,95 ve %47,26 daha düşüktür. Bununla birlikte perde tabanından yukarıya çıkıldıkça şekil değiştirmeler yine azalmaktadır. ③ ve ⑥ noktalarındaki birim şekil değiştirmeler de sırasıyla 0,00476 ve 0,00463 olarak hesaplanmıştır. Dolayısıyla bu noktalarda kaydedilen değerler ② ve ⑤ noktalarına göre sırasıyla %73,03 ve %74,88 oranlarında azalmıştır.



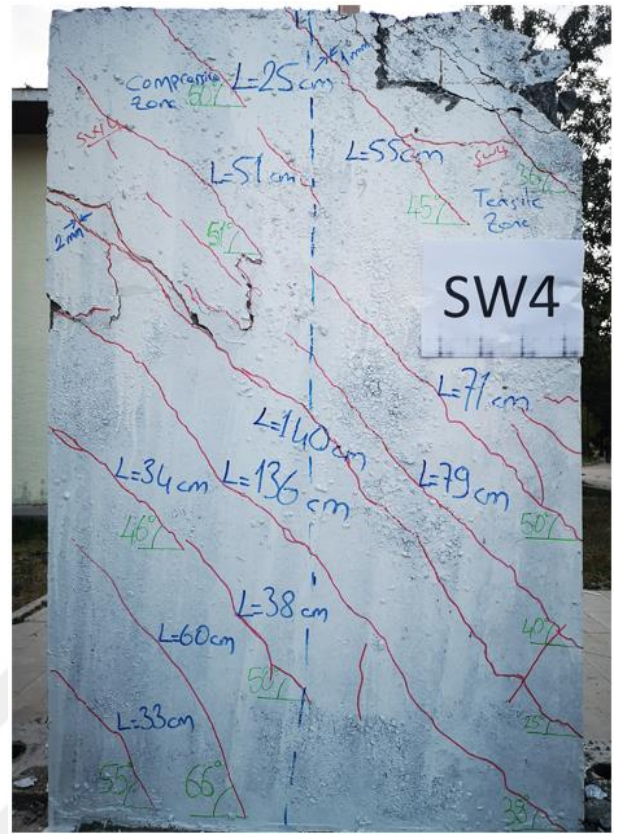
Şekil 85. SW4 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değişirme grafiği.



Şekil 86. SW4 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değişirme grafiği.

SW4 numunesinin yatay donatılarındaki birim şekil değiştirmeler de ((7) ve 8) noktalarındaki şekil değiştirmeler) 0,00399 ve 0,00772 olarak ölçülmüştür. 7) noktasından 8) noktasına çıkıldığında şekil değiştirmedeki artış %93,48 seviyesindedir. Bununla birlikte 8) ve 10) noktalarındaki şekil değiştirmeler aynı yatay donatının iki ucu olduğu için birbirine yakın çıkmıştır. 10) noktasında kaydedilen şekil değiştirme ise 0,00701' dır.

Şekil 87 ve **Şekil 88'** de SW4 numunesinin göçme modundaki görünümü ve bilgisayar programı ile çatlakların çizimi gösterilmiştir. SW4 numunemde ilk çatlak 23,57 kN.m burulma momentinde meydana gelmiştir. Deney numunesini ön yüzeyinde en uzun çatlak 1360 mm olarak kaydedilmiştir. Ön yüzeyde meydana gelen çatlaklar diyagonal kesme çatlağı şeklindedir. Bu yüzde oluşan çatlakların yatayla yapmış oldukları açılar da yaklaşık olarak 45 ve 50 derece arasındadır. 30 kN.m burulma momenti değerinde perde gövdesindeki çatlakların sayısı artmıştır. 35,15 kN.m maksimum burulma momenti değerinde de çatlak sayısı maksimum seviyeye ulaşmıştır. Bu moment değerinden sonra çatlak sayısından ziyade çatlakların boylarında artışlar gözlemlenmiştir. Perde duvar plastik mafsallık bölgesinde de çok sayıda çatlak meydana gelmiştir. Bununla birlikte çatlak uzunlukları da lifli betonlu numunelere göre daha fazla olmuştur. Perde duvar arka yüzeyinde ise ilk çatlak 35 kN.m burulma momenti seviyesinde gözlemlenmiştir. Arka yüzeydeki çatlaklar çekme bölgesinde yoğunlaşmıştır. 760 mm uzunluğunda ve yatayla 40 derece yapacak şekilde en uzun çatlak oluşmuştur. Perde arka yüzeyinde plastik mafsallık bölgesinde nispeten daha az sayıda çatlak oluşmuştur. Perde duvar sağ ve sol taraflarında 34 kN.m burulma momenti seviyesinde çatlaklar gözlemlenmiştir. SW4 numunesinde göçme yükünden sonra da deney devam ettirilmiş olup başlık bölgesinde betonda gevrek kırılmalar meydana gelmiştir. Bu bölgelerde betonda dökülmeler de gözlemlenilmiştir. SW4 numunesinde de yataya yakın çatlaklar gözlemlenmemiştir. Bununla birlikte liffsiz betonlu SW1 numunesinde olduğu gibi çatlakların sayısı oldukça fazladır.



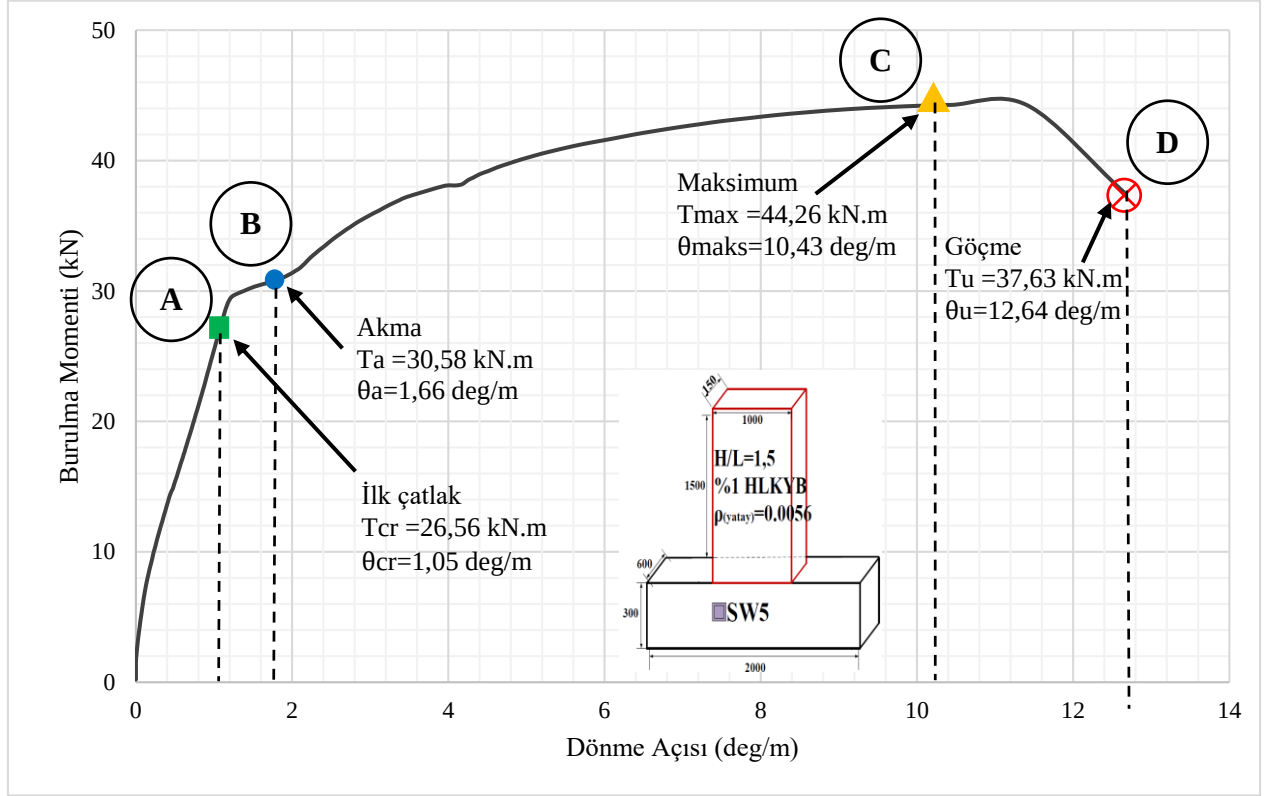
Şekil 87. SW4 numunesinin deneyden sonraki görünümü.



Şekil 88. Göçme moduna ulaşan SW4 numunesinin çatlak dağılımı.

SW5 numunesinin burulma davranışı

SW5 numunesi 1000 mm genişliğinde, 1500 mm yüksekliğinde olup H/L oranı 1,5' dir. SW5 numunesi 0,0096 boyuna donatı oranı, 0,0056 enine donatı oranıyla imal edilmiştir. Perde kalınlığı 150 mm' dir. Ayrıca deney numunesi %1,0 HLKYB' den üretilmiştir. SW5 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği **Şekil 89'** de görülmektedir.



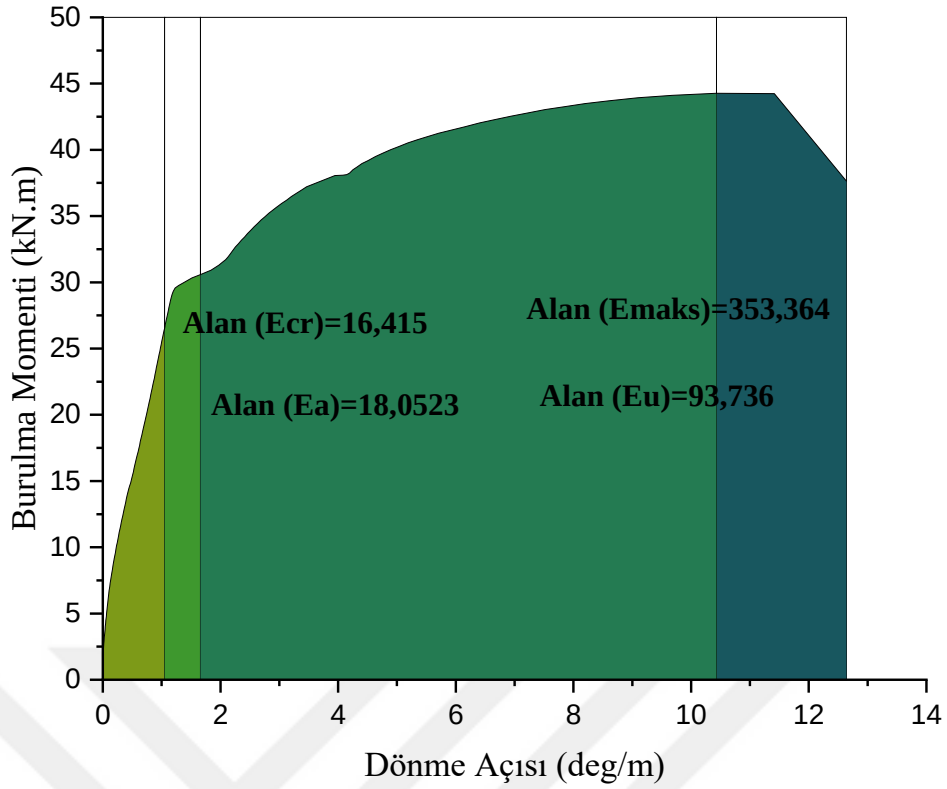
Şekil 89. SW5 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği

Şekil 89' de görüldüğü gibi SW5 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği **Şekil 58'** de verilen grafiğe benzemektedir. SW5 numunesinde SW2-3-4 numunelerinde görülen deney başlangıcındaki kırılma meydana gelmemiştir. Grafik diğer numunelerde olduğu gibi doğrusal bir şekilde başlamış olup 26,56 kN.m burulma momentine ulaştığında perde duvarda ilk çatlak oluşmuştur. Bununla birlikte ilk çatlak oluştuğu andaki perde duvarın yapmış olduğu dönme miktarı ise 1,05 deg/m olarak hesaplanmıştır. İlk çatlak oluşuktan sonra bir süre sonra deney numunesinde akma meydana gelmiştir. İlk çatlak oluşuktan sonra burulma momentinde %15,13' lük bir artış olduktan sonra, yani burulma momenti 30,58 kN.m değerine ulaşınca, akma gerçekleşmiştir. SW5 numunesinde akma burulmasına karşılık gelen dönme açısı 1,66 deg/m' dir. $\theta_{cr} = 1,05$ deg/m dönme açısında %58,09' luk bir artışla akma anındaki dönme açısı oluşmuştur. SW5 numunesinde akma yani grafiğin bu bölümünün yataya yakın bir konum aldığı aralık fazla uzun sürmemiştir. 1,66 deg/m dönme değerinde başlayan akma 2,04

deg/m' de son bulmuştur. Akma sonlandıktan sonra grafik tekrar parabol şeklini almıştır. **Şekil 89'** de görüldüğü gibi akma gerçekleştikten sonra uzun bir süre sonra deney numunesi maksimum burulma momenti kapasitesine ulaşmıştır. SW5 numunesinin maksimum burulma momenti kapasitesi 44,26 kN.m olarak ölçülmüştür. Akmaya neden olan burulma momentinden ($T_a = 30,58$ kN.m) %44,73' lük bir artış olduktan sonra SW5 numunesi maksimum burulma momenti kapasitesine ulaşmıştır. Ayrıca maksimum burulma momentine karşılık gelen dönme açısı ise 10,43 deg/m' dür. Yine benzer şekilde, maksimum burulma momentine karşılık gelen dönme açısı değeri akma anındaki dönme açısından yaklaşık olarak 6 kat daha fazladır. Grafikte görüldüğü gibi akma gerçekleştikten sonra burulma momentinde meydana gelen artış, dönme açısında meydana gelen artıştan daha düşüktür. Hatta grafik maksimum burulma momenti değerine yaklaştıkça bir müddet neredeyse yatay bir şekil almaktadır. **Şekil 89'** den de görüldüğü üzere, maksimum burulma momentinden sonra dayanımda azalma meydana gelmektedir. Bu azalıştan sonra burulma momentinin 37,63 kN.m değerine düşmesi ile deney numunesinde göçme meydana gelmiştir. Burulma momentindeki azalışa rağmen dönme açısında artış devam etmiştir. Nihai burulma momentine karşılık gelen dönme açısı ise 12,64 deg/m olarak hesaplanmıştır.

SW5 numunesinin burulma düktilesine baktığımız zaman, akma noktası 1,66 deg/m ve 2,04 deg/m' ün ortalaması alınarak hesaplanmış olup nihai dönme açısı ise 12,64 deg/m alınmıştır. Bu değerler ile SW5 numunesinin burulma düktilite indeksi 8,63 olarak hesaplanmıştır. SW5 numunesinin akma noktaları birbirine oldukça yakın çıkmıştır. Dolayısıyla boyuna donatıdaki akmayı yatay donatıdaki akma kısa süre içerisinde takip etmiştir. Ayrıca çatlaktan önceki burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan önce}}$) ve çatlaktan sonraki burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan sonra}}$) değerleri de sırasıyla 25,30 kN.m²/deg ve 1,89 kN.m²/deg olarak hesaplanmıştır. $K_{\text{çatlaktan sonra}}/K_{\text{çatlaktan önce}}$ oranı ise 0,0746' dur. Bununla birlikte **Şekil 89'** ye bakıldığında zaman burulma momenti-dönme açısı grafiğinin çatlaktan önceki ve sonraki burulma rijitlikleri bir diğer değişle grafiğin eğimleri arasında oldukça fark olmuştur. Çatlak meydana geldikten sonra SW5 numunesinin burulma rijitliği yaklaşık olarak 13,4 kat azalmıştır.

SW5 numunesini enerji sönümlemesine baktığımız zaman burulma momenti-dönme açısı grafiğinin altında kalandan hesaplanışı **Şekil 90'** de görülmektedir.



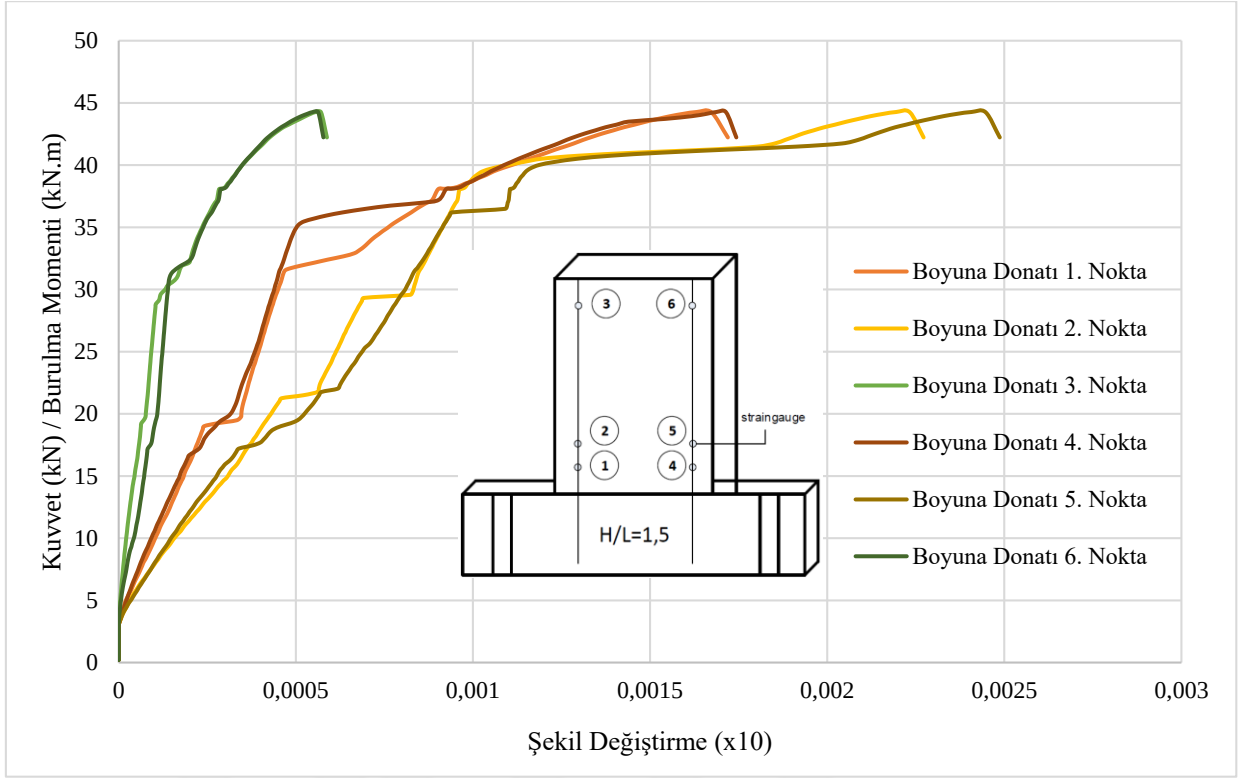
Şekil 90. SW5 numunesi enerji sönümleme grafiği.

Şekil 90' den görüldüğü gibi ilk çatlak oluşuna kadar sönümlenen enerji (E_{cr}) 16,42 kN.deg kadar olmuştur. SW5 numunesinde akma meydana gelene kadar (E_a) 34,47 kN.deg' lük enerji sönümlemiştir. Bununla birlikte akmadan sonra deney numunesinin sönümlediği enerji miktarı beklenildiği gibi daha fazla olmaktadır. Akmadan sonra sönümlenen enerji miktarı ise 447,04 kN.deg olarak gerçekleşmiştir. Diğer bir değişle akma meydan geldikten sonra sönümlenen enerji yaklaşık olarak 13 kat artmıştır. Maksimum burulma momenti kapasitesine kadar sönümlenen enerji de 387,77 kN.deg olmuştur. Grafikten de görüldüğü üzere akmadan sonraki bu enerji sönümlenmesinin nedene burulma momentindeki artışa nazaran dönme açısında meydana gelen artışa bağlıdır. SW5 numunesinin sönümlediği toplam enerji miktarı (E_t) ise 481,51 kN.deg olarak hesaplanmıştır. Sönümlenen toplam enerjinin %7,18 ve %92,82' lük miktarları sırasıyla akma anına ve akma anından sonra gerçekleşmiştir.

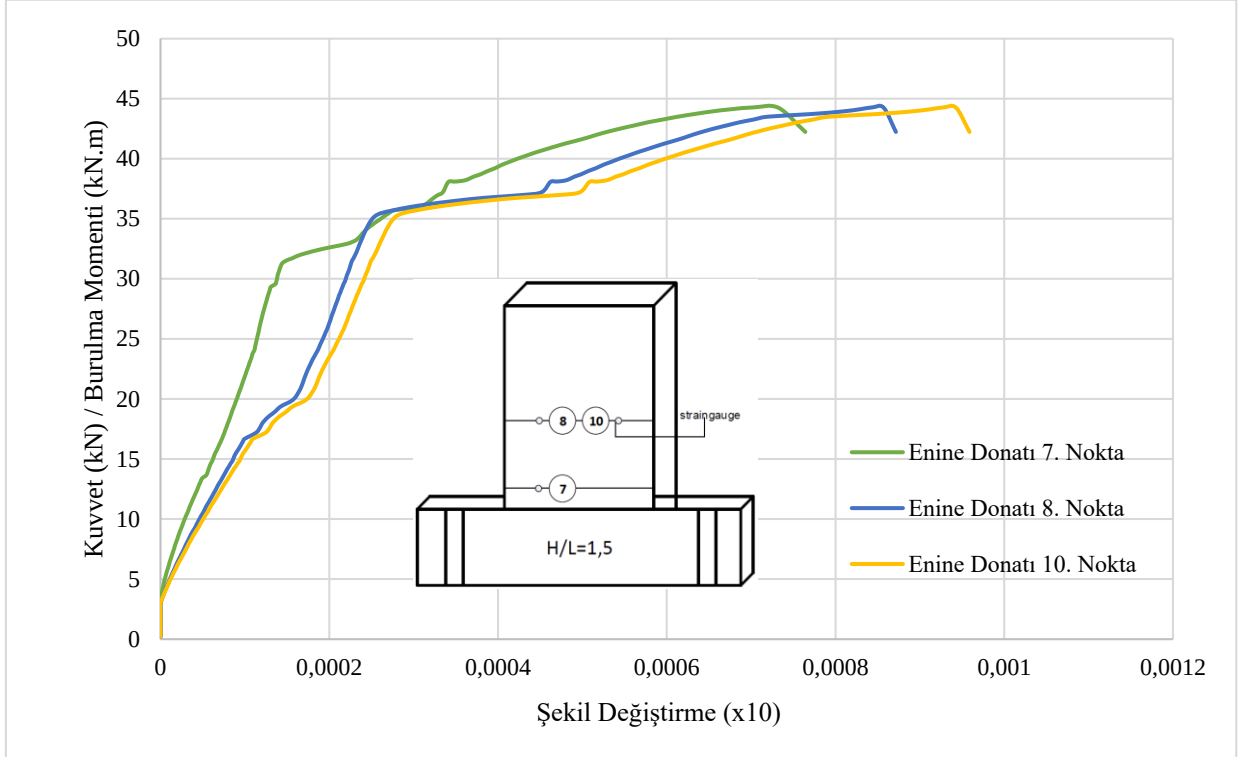
SW5 numunesinin boyuna ve enine donatılarındaki burulma momenti- birim şekil değiştirme grafikler Şekil 91 ve Şekil 92' de görülmektedir. Diğer numunelerde olduğu gibi SW5 numunesinde de boyuna donatılardaki şekil değiştirmeler plastik mafsallarda kaydedilmiştir. Perde tabanından 450 mm yükseklikteki ② ve ⑤ noktalarında maksimum şekil değiştirmeler ölçülmüştür. Bu noktalardaki şekil değiştirmeler sırasıyla 0,02234 ve 0,02447 olarak hesaplanmıştır. Bu noktalardan perde tabanına inildikçe, yani ① ve ④ noktalarında, kaydedilen şekil değiştirmelerde sırasıyla %26,95 ve %31,02' lük azalışlarla

0,01632 ve 0,01688 olarak ölçülmüştür. Bununla birlikte perde yüksekliği boyunca gidildikçe ③ ve ⑥ noktalarındaki şekil değiştirmeler de sırasıyla 0,00556 ve 0,005449' dur. Görüldüğü üzere boyuna donatıların üst bölgelerindeki şekil değiştirmeler azalmıştır. **Şekil 92'** da enine donatılarda meydana gelen şekil değiştirmeler görülmektedir. Perde tabanından yukarı doğru gidildikçe şekil değiştirmeler artmaktadır. ⑦, ⑧ ve ⑩ noktalarındaki şekil değiştirmeler de sırasıyla 0,00703, 0,00844 ve 0,00928 olarak ölçülmüştür. Ayrıca ⑧ ve ⑩ noktalarında ölçülen şekil değiştirmelerin ⑦ noktasına göre artış miktarları da sırasıyla %20,06 ve %32,01' dür.

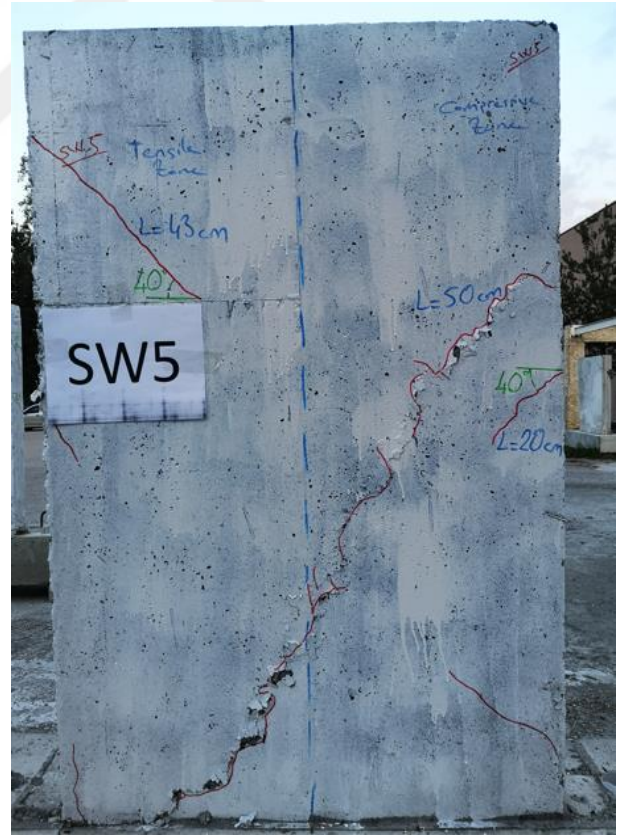
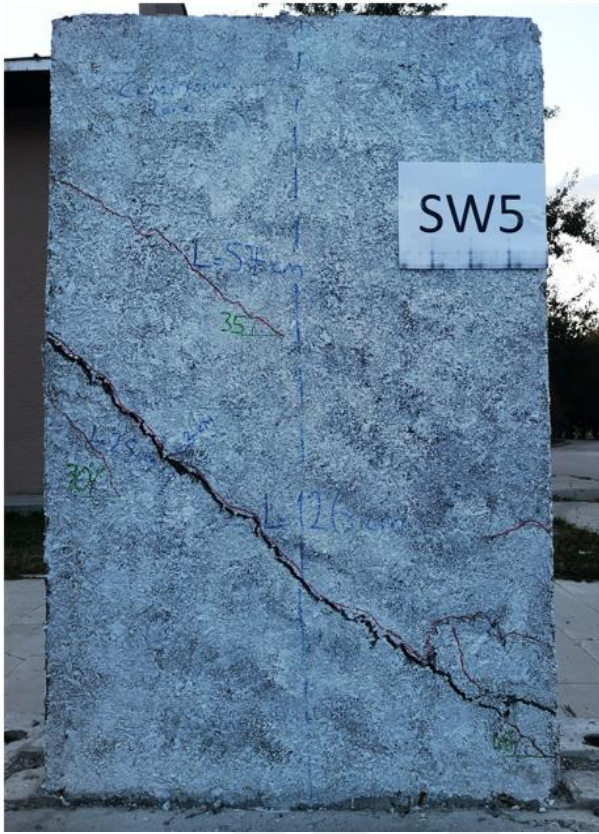
SW5 numunesinin deneyen sonraki çatlak dağılımı ve bilgisayar çizimi **Şekil 93** ve **Şekil 94'** de görülmektedir. SW5 numunesinde ilk çatlak 26,56 kN.m burulma moment değerinde kaydedilmiştir. İlk çatlak perde duvar ön yüzeyinde oluşmuştur. SW5 numunesindeki çatlak dağılımı SW4 numunesinden farklı bir şekilde gelişmiştir. Deney numunesinin ön ve arka yüzeyinde perde plastik mafsallık bölgesine yakın yerde başlayan tek bir çatlak oluşmuş ve artan burulma momenti değeri ile ilerlemiştir. Bununla birlikte çatlak genişliği de artmıştır. Boydan boya oluşan çatlak yatayla 45 derecelik açı yapacak şekilde diyagonal şekilde meydana gelmiştir. SW5 numunesindeki çatlak genişliği SW4 numunesinde göre daha fazla olmuş olup çatlak sayısı ise daha az olmuştur. Bu olaya karışırda kullanılan %1,0 oranındaki çelik ve karbon lifler neden olmuştur. Burulma momenti kapasitesine ulaşana kadar deney numunesinin bu diyagonal çatlaktan başka bölgelerindeki asal çekme ve basınç gerilmeleri liflerin katkısıyla betonun çekme mukavemetini aşamamıştır. Böylece deney boyunca tek bir diyagonal çatlak üzerinden çatlak gelişmesi olmuştur. Deney numunesinin sağ ve sol tarafında da çatlak sayısı yine çok az olmuştur. 43 kN.m burulma momenti seviyesinde perde tabanında betonda dökülmeler gözlemlenmiştir.



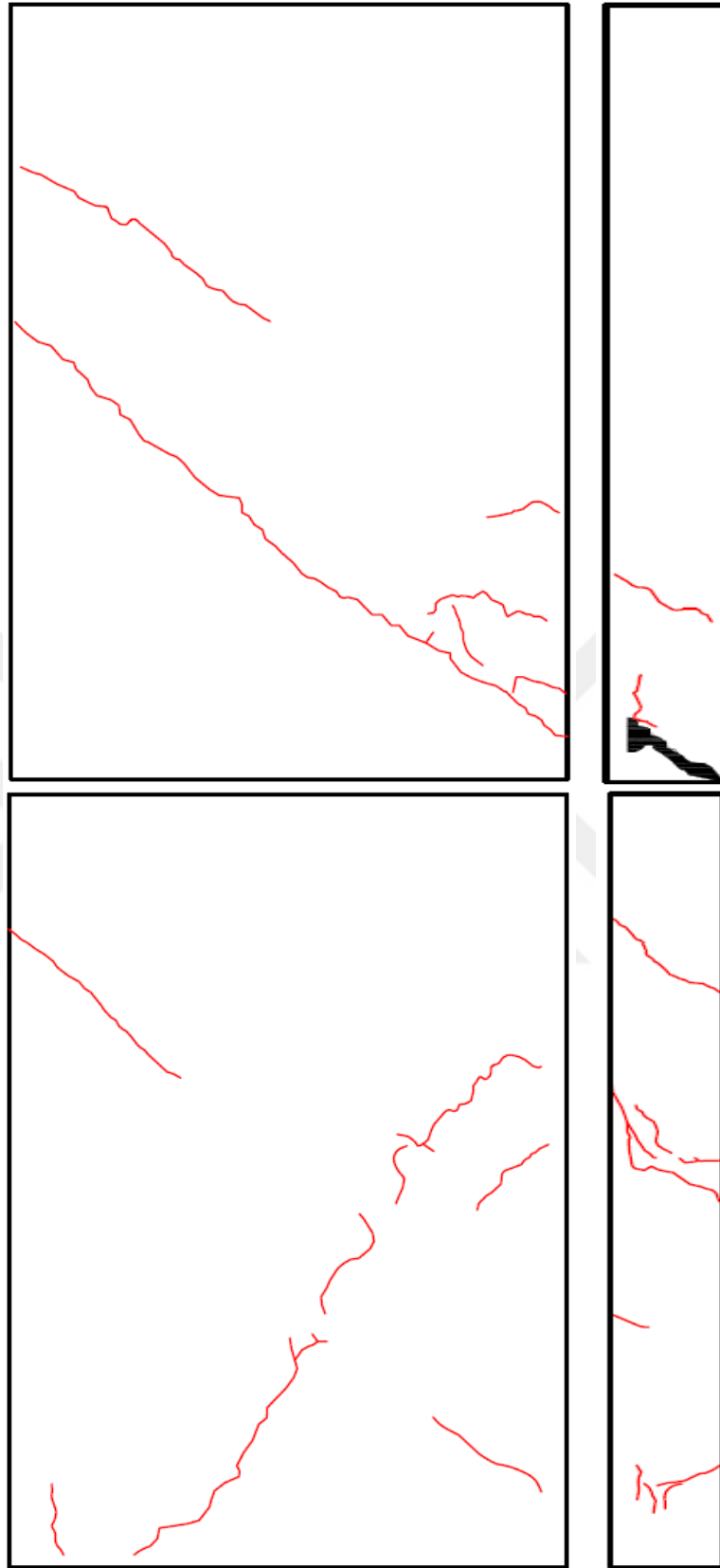
Şekil 91. SW5 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.



Şekil 92. SW5 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.



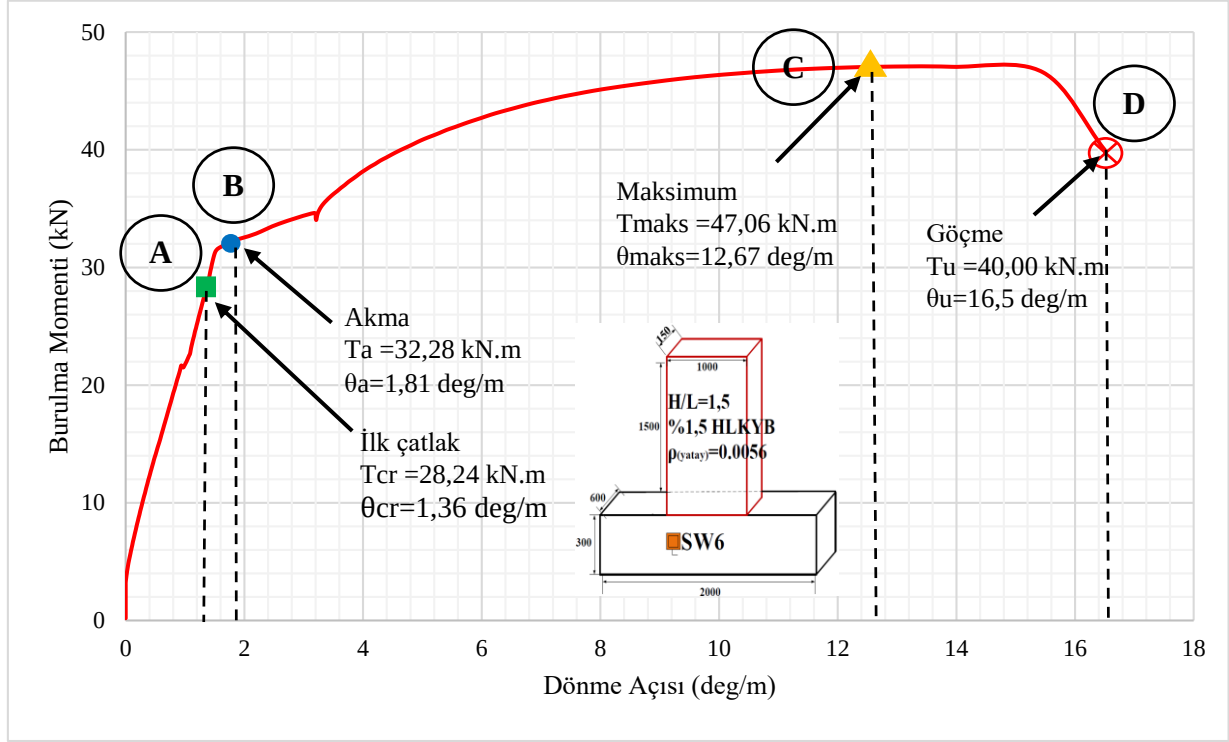
Şekil 93. SW5 numunesinin deneyden sonraki görünümü.



Şekil 94. Göçme moduna ulaşan SW5 numunesinin çatlak dağılımı.

SW6 numunesinin burulma davranışı

SW6 numunesi 1000 mm genişliğinde, 1500 mm yüksekliğinde ve 150 mm kalınlığında olup H/L oranı 1,5' dur. Bununla birlikte SW6 numunesi 0,0096 ve 0,0056 sırasıyla boyuna ve enine donatı oranı kullanılarak donatılandırılmış ve %1,5 HLKYB' den üretilmiştir. SW6 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği **Şekil 95'** da görülmektedir.



Şekil 95. SW6 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği

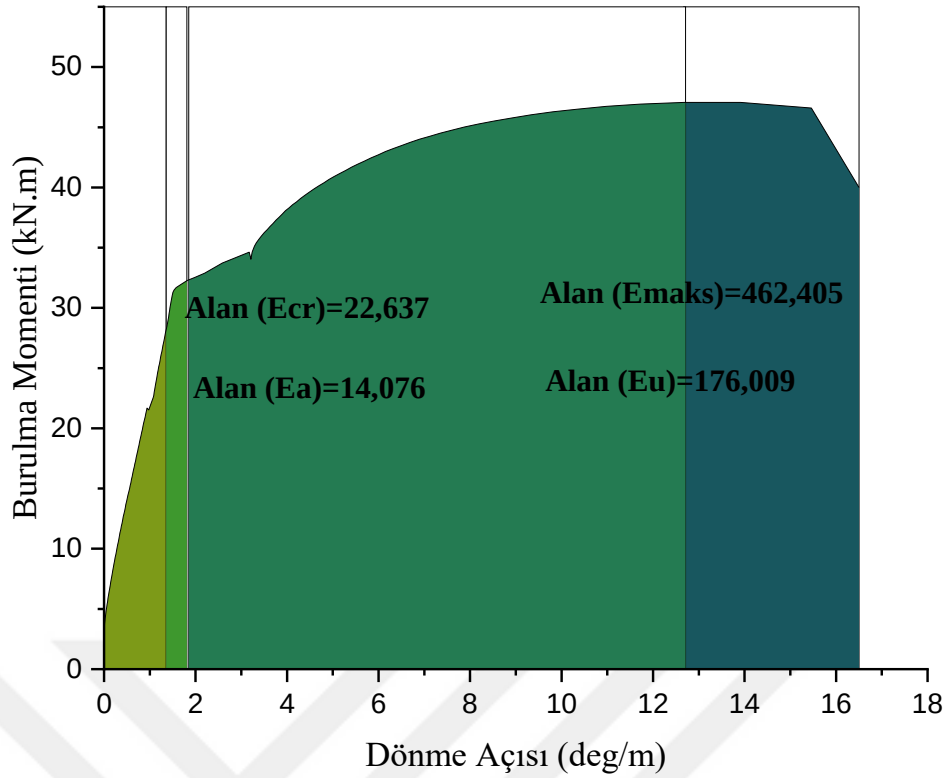
SW6 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği de diğer numunelerde olduğu gibi doğrusal bir şekilde başlamıştır. Bununla birlikte yaklaşık olarak 3,27 kN.m değerine kadar burulma momentindeki artışa rağmen dönme açısında önemli bir artış meydana gelmemiştir. Bu değerden sonra grafikte kırılma meydana gelmiştir. Daha sonra grafik, doğrusal bir şekilde devam etmiştir. 21,19 kN.m değerinde ise grafikte yine bir kırılma meydana gelmiştir. Fakat bu kırılma anında deney numunesinin elastik bölgesinde olması ve herhangi bir akma veya çatlak oluşmadığı için pompalardan ya da yük hücresinden kaynaklanan bir hata olduğu düşünülmektedir. SW6 numunesinde ilk çatlak 28,24 kN.m burulma momentinde oluşmuştur. Deney numunesinde ilk çatlak oluştuğu andaki dönme açısı ise 1,36 deg/m olarak hesaplanmıştır. İlk çatlak oluştuğundan kısa bir süre sonra deney numunesinde akma meydana gelmiştir. SW6 numunesinin akma anındaki burulma momenti ve bu moment değerine karşılık gelen dönme açısı sırasıyla 32,28 kN.m ve 1,81 deg/m' dir. Akma anındaki burulma momenti ve dönme açısı değerleri, ilk çatlak anındaki burulma momenti ve dönme açısı değerlerinden

sırasıyla %14,31 ve %33,09 daha fazladır. 1,81 deg/m değerinde başlayan akma bu noktaya çok yakın 1,98 deg/m değerinde son bulmuştur.

Akma burulma momentinden %45,79' lık burulma momentinde artış meydana geldikten sonra SW6 numunesinin burulma momenti kapasitesine ulaşılmıştır. Maksimum burulma momentine karşılık gelen dönme açısı değeri ise 12,67 deg/m olup bu değer akma anındaki dönme açısından yaklaşık 7 kat daha fazladır. Maksimum burulma momentinde sonra diğer numunelerde olduğu gibi SW6 numunesinde de burulma momentindeki azalışa rağmen dönme açısında artış devam ederek, göçme anına ulaşılmıştır. SW6 numunesinin nihai burulma momenti ve bu değere karşılık gelen dönme açısı sırasıyla 40,00 kN.m ve 16,50 deg/m olarak hesaplanmıştır. Maksimum momente karşılık gelen dönme açısında, nihai burulma momentine karşılık gelen dönme açısında kadar %30,22' lük bir artış meydana gelmiştir.

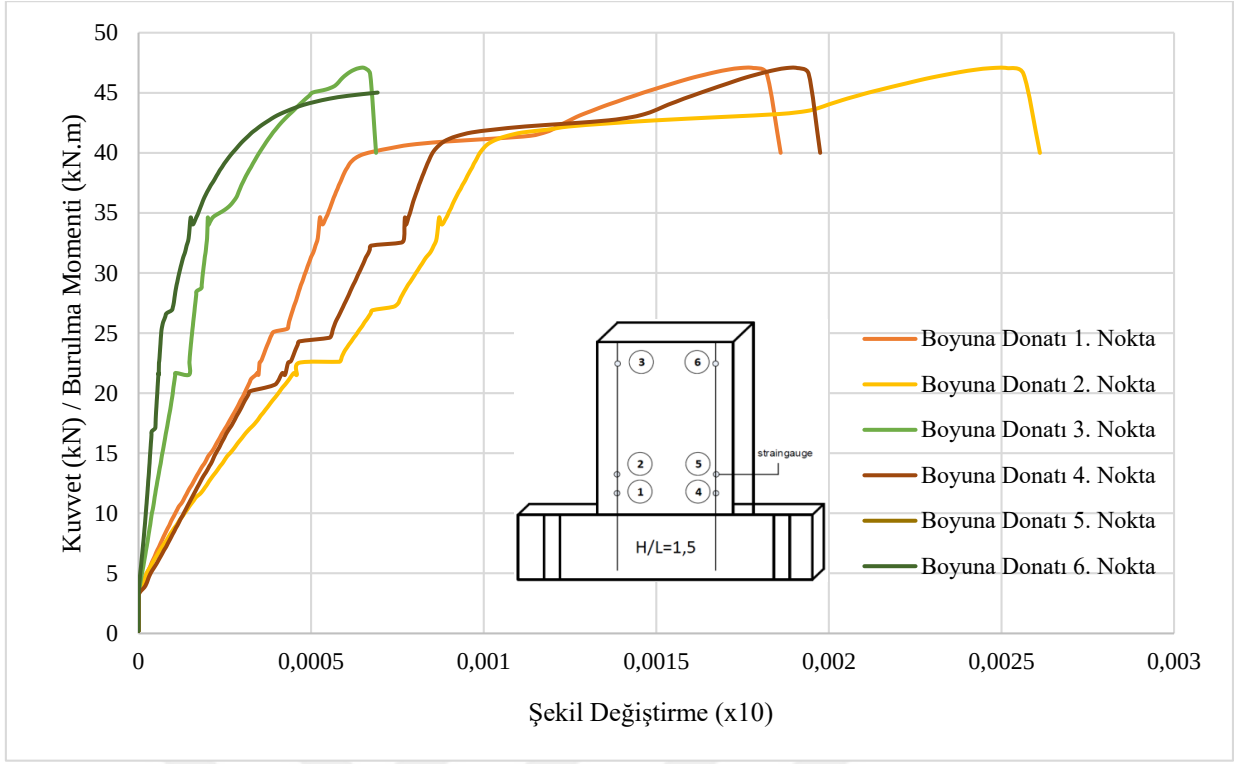
SW6 numunesinde akması 1,81 deg/m dönme açısında başlayıp 1,98 deg/m dönme açısında son bulmuştur. Böylece göçme anındaki dönme açısı da 16,50 deg/m olduğundan burulma düktilite indeksi 8,70 olarak hesaplanmıştır. **Şekil 95'** daki grafikten de görüldüğü üzere boyuna donatıda akma meydana geldikten sonra enine donatıdaki akma bir süre geç meydana gelmiştir. Dolayısıyla grafiğin bu bölümündeki eğim azalmıştır. Ayrıca çatlaktan önceki ($K_{\text{çatlaktan önce}}$) ve sonraki ($K_{\text{çatlaktan sonra}}$) burulma riitlikleri sırasıyla 20,76 kN.m²/deg ve 1,66 kN.m²/deg olarak hesaplanmıştır. SW6 numunesinde de beklenildiği gibi çatlak oluştuktan sonra burulma momenti-dönme açısı grafiğinin eğimi azalmıştır. Yani burulma rijitliğinde önemli bir azalma meydana gelmiştir. Çatlaktan sonraki burulma rijitliğinin öncekine oran 0,0802 olarak hesaplanmıştır. Çatlak oluştuktan sonra deney numunesinin rijitliği 12,5 kat azalmıştır. Bu da rijitlikte önemli azalma meydana geldiğini göstermektedir.

SW6 numunesinin enerji sönümlemesi grafiği ise **Şekil 96'** da görülmektedir. SW6 numunesinin ilk çatlak anına kadar sönümlendiği enerji miktarı (E_{cr}) 22,68 kN.deg olarak kaydedilmiştir. Akma anına kadar sönümlendiği enerji de (E_a) miktarı 36,72 kN.deg olarak hesaplanmıştır. Akma meydana geldikten sonra ise burulma momenti değerine nazaran dönme açısındaki artıştan dolayı maksimum burulma momentine kadar 461,84 kN.deg' lik enerji daha sönümlenmiştir. Maksimum burulma momentinden göçme anına kadar ise 175,96 kN.deg' lük enerji daha sönümlenmiştir. Deney boyunca göçme anına kadar 674,52 kN.deg' lük enerji sönümlenmiştir (E_t). Sönümlenen toplam enerjinin %5,48' lük bölümü akma anında kadar %94,52' lük bölümü ise akma anından sonra gerçekleşmiştir.

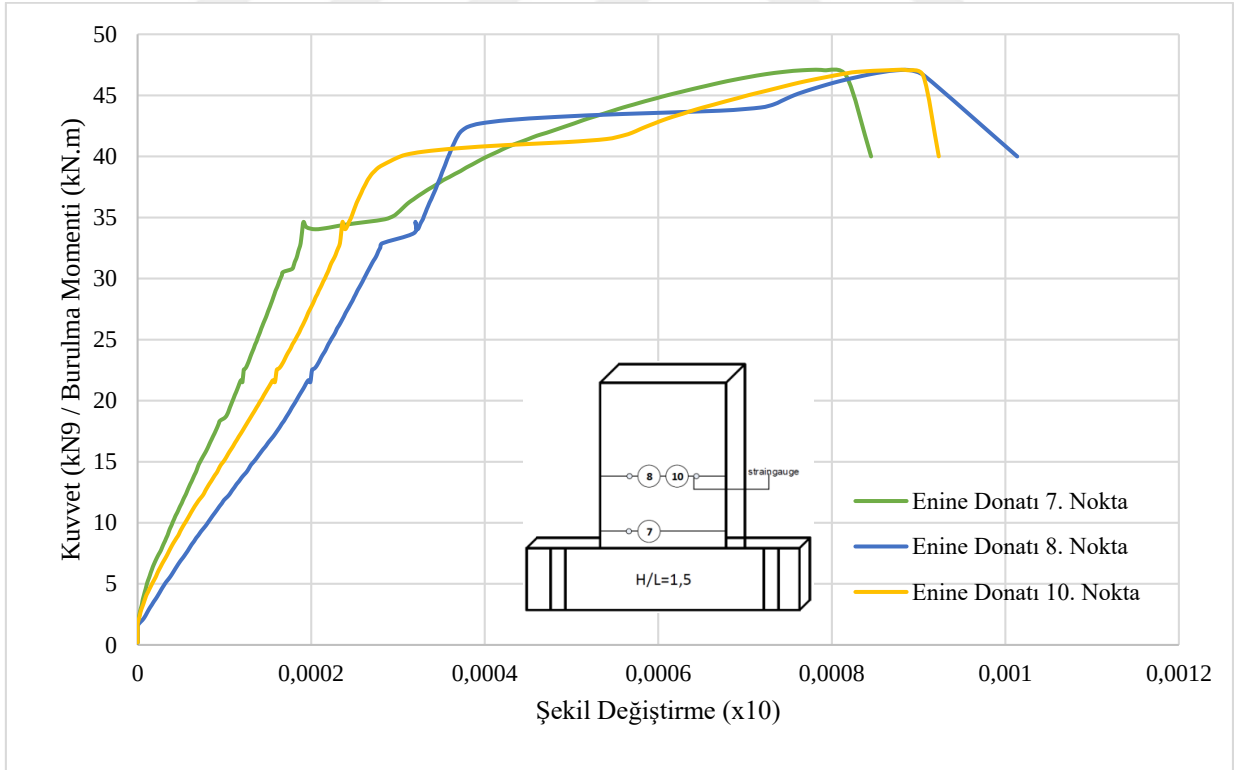


Şekil 96. SW6 numunesi enerji sönümleme grafiği.

Şekil 97 ve **Şekil 98**' de ise SW6 numunesinin boyuna ve enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-birim şekil değiştirme grafikleri görülmektedir. Bu deney numunesinde de **Şekil 97**' dan görüldüğü üzere kenar noktalarındaki boyuna donatılarda şekil değiştirmeler ② ve ⑤ noktalarında maksimuma ulaşmaktadır. Bu noktadan perde tabanına ve perde yüksekliğine doğru gidildikçe şekil değiştirme miktarları azalmaktadır. ② ve ⑤ noktalarında birim şekil değiştirmeler sırasıyla 0,02517 ve 0,02745' dür. Bu iki diğer beklenildiği gibi birbirine yakın çıkmıştır. Hemen hemen aynı büyüklükte fakat ters yönde etki eden kuvvet altında kaldığı için bu değerler birbirine yakın çıkmıştır. ① ve ④ noktalarında ise, ② ve ⑤ noktalarında göre sırasıyla %27,69 ve %30,46' lük azalışla 0,01820 ve 0,01909 değerlerini almıştır. Benzer şekilde ② ve ⑤ noktalarından perde yüksekliği boyunca gidildikçe ③ ve ⑥ noktalarındaki şekil değiştirmeler de 0,00655 ve 0,00693 değerlerini almıştır. Bu noktalardaki azalış da ② ve ⑤ noktalarına göre sırasıyla %73,98 ve %74,75 oranında olmuştur. Görüldüğü üzere perde üst noktasındaki azalış daha fazla olmaktadır.



Şekil 97. SW6 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değişirme grafiği.



Şekil 98. SW6 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değişirme grafiği.

Şekil 98' de görüldüğü üzere ise SW6 numunesinin enine donatılarındaki şekil değişimleri de perde tabanından yukarı doğru gidildikçe artmaktadır. ⑦ noktasındaki şekil değiştirme 0,00817'dür. Bununla birlikte bir üst etriyedeki şekil değiştirme ise 0,00907 olarak kaydedilmiştir. Diğer bir değişle en alttaki etriyeden bir üst sıradakine geçildiğinde şekil değiştirme değeri %11,02 oranında azalmıştır. ⑩ noktasında ölçülen şekil değiştirme değeri ise 0,00923'dür.

SW6 numunesinin çatlak dağılımı **Şekil 99'** da görülmektedir. Ayrıca bilgisayar programı ile çatlakların çizimi de **Şekil 100'** de görülmektedir. SW6 numunesinin ön yüzeyinde SW5 numunesine benzer bir durum meydana gelmiştir. Plastik mafsallık bölgesine yakın bir noktada ve 28,24 kN.m burulma momentinde başlayan çatlak 33,45 kN.m burulma momentinde ilerlemeye başlamıştır. Perde bu yüzeyinde özellikle %1,5 oranında kullanılan çelik ve karbon liflerin etkisi ile betonun zayıf olan çekme mukavemeti iyileştirilmiştir. Böylece perde bu yüzeyinde meydana gelen asal gerilmeler, liflerin yüksek elastisite modülü ve çekme dayanımı sayesinde karşılanmıştır. Perde duvar arka yüzeyinde ise özellikle 29,85 kN.m burulma momentinden sonra yatay yönde çatlaklar oluşmaya başlamıştır. Arka yüzeyde diğer numunelerden farklı olarak yatay çatlaklar da oluşmuştur. Böylece bu çatlakların perde duvarda eğilme momentinden kaynaklanan çatlaklar olduğunu kanaatine varılmıştır. Perde duvar sağ ve sol taraflarında ise 32,79 kN.m burulma momentinde çatlaklar meydana gelmiştir. Özellikle perde duvar sağ tarafındaki çatlaklar plastik mafsallık bölgesinde meydana gelmiştir.



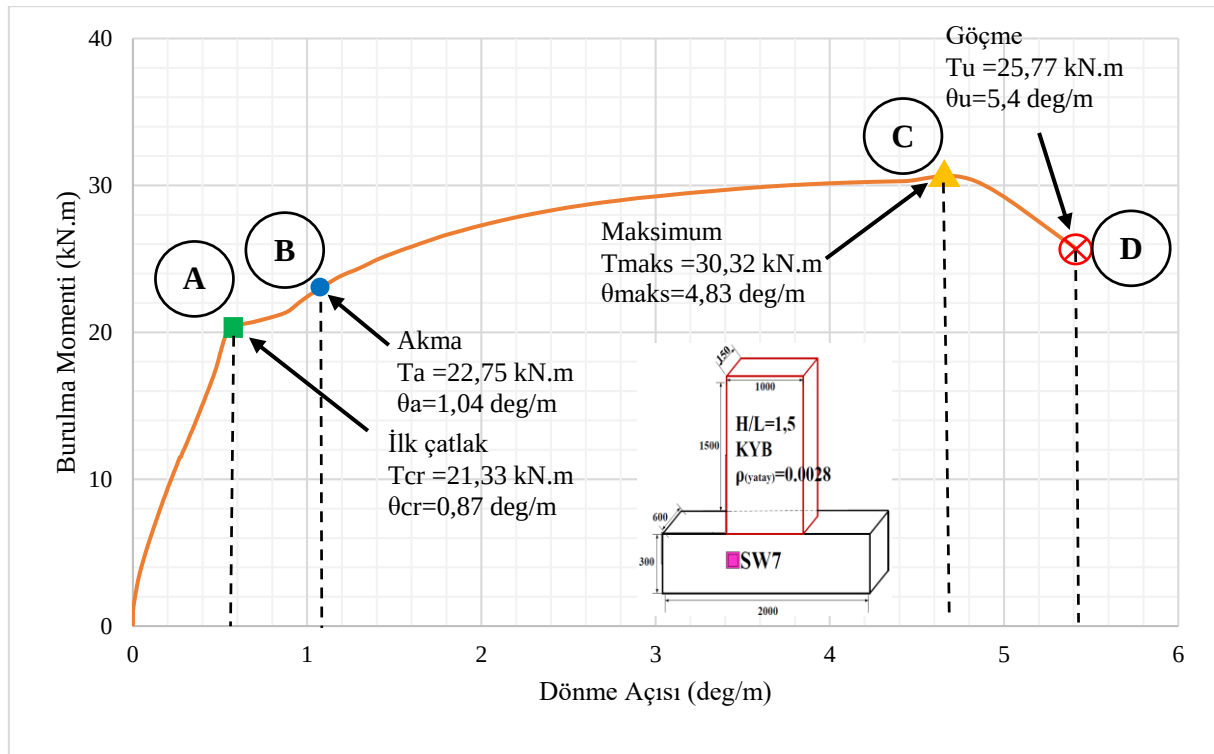
Şekil 99. SW6 numunesinin deneyden sonraki görünümü.



Şekil 100. Göçme moduna ulaşan SW6 numunesinin çatlak dağılımı.

SW7 numunesinin burulma davranışı

SW7 numunesi 1000 mm genişliğinde, 1500 mm yüksekliğinde ve 150 mm kalınlığında olup H/L oranı 1,5 olarak geometrisi dizayn edilmiştir. Bununla birlikte SW7 numunesinin donatı özellikleri; boyuna ve enine donatı oranları sırasıyla 0,0090 ve 0,0028 olarak seçilmiştir. Enine donatı oranı minimum donatı oranının da yaklaşık yarısı kadar azaltılmıştır. SW7 numunesi KYB' den üretilmiştir. SW7 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği **Şekil 101**' de görülmektedir.



Şekil 101. SW7 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği

SW7 numunesi **Şekil 101**' den de görüldüğü üzere klasik burulma momenti-dönme açısı grafiğine uygundur. Grafikte diğer numunelerin çoğunda olduğu gibi deney başlangıcında burulma momentindeki artışa rağmen dönme açısı değerlerinde fazla bir artış meydana gelmemiştir. Yaklaşık olarak 1,73 kN.m değerinden sonra dönme açısında deney başlangıcına göre daha fazla artışlar meydana gelmiştir. SW7 numunesinde ilk çatlak ise 21,33 kN.m burulma momenti değerinde meydana gelmiştir. Bu değere karşılık gelen dönme açısı ise 0,87 deg/m' dir. SW7 numunesinde ilk çatlak oluştuğu andaki dönme açısı değeri diğer numunelere göre daha düşük bir seviyede kalmıştır. İlk çatlak oluşuktan sonra buruma momentinde %6,66' lık bir artış daha olarak 22,75 kN.m burulma değerinde akma meydana gelmiştir. İlk çatlak oluştuğu andaki burulma momenti ile akma anındaki burulma momenti değerleri arasındaki

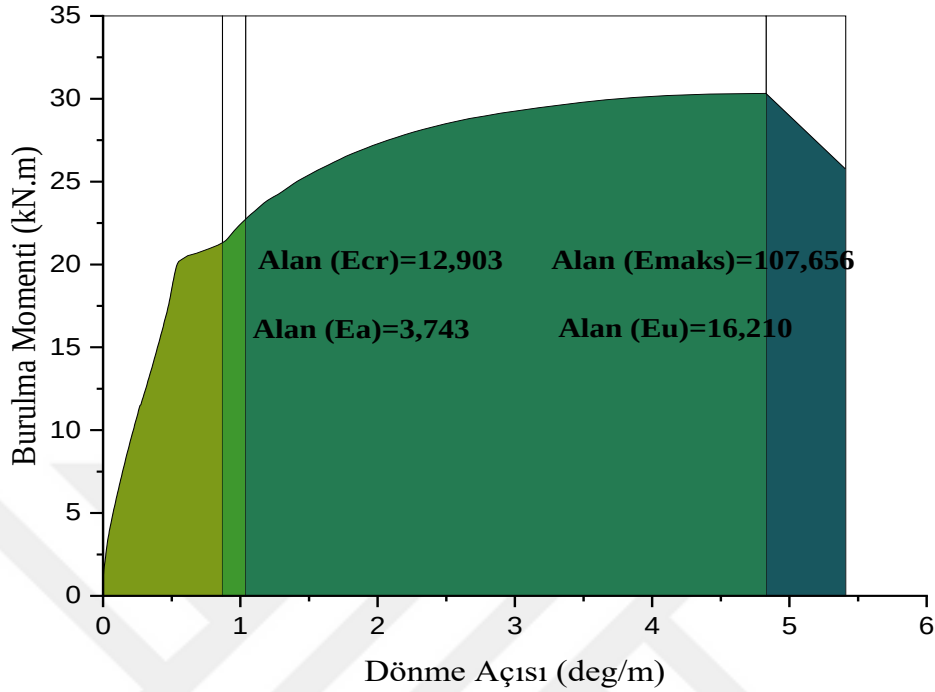
fark diğer numunelere göre SW7 numunesinde daha azdır. Bu da yatay donatıdaki azalmadan kaynaklanmaktadır. İlk çatlak oluşuktan sonra boyuna donatıda ve daha sonra enine donatı akma meydana gelmesi beklenmektedir. Fakat SW7 numunesinde plastik mafsallık bölgesindeki yatay donatı oranı ve adedi azaldığı için ilk çatlaktan kısa bir süre sonra akma gerçekleşmiştir. Akma anındaki dönme açısı değeri ise 1,04 deg/m olarak hesaplanmıştır. Akma anındaki dönme açısı, ilk çatlak anındaki dönme açısından %19,54 daha fazladır. 1,04 deg/m dönme değerinde başlayan akma bu noktaya çok yakın bir değerde 1,10 deg/m' de son bulmuştur.

Şekil 101' den görüldüğü üzere akma anından sonra diğer numunelere benzer olarak burulma momentinde dönme açısına nazaran daha düşük seviyelerde artış meydana gelmiştir. Akma burulma momentinden sonra %33,27' lük bir artış meydana gelmiş olup SW7 numunesinin maksimum burulma momenti değeri 30,32 kN.m olarak ölçülmüştür. Burulma momentindeki %33,27' lük artışa göre dönme açısında yaklaşık olarak 5,5 katlık bir artış meydana gelmiştir. Maksimum burulma momentinde SW7 numunesi 4,83 deg/m' lük bir dönme yapmıştır. SW7 numunesinde maksimum burulma momentinden sonra dayanım kaybı diğer numunelere göre daha hızlı bir şekilde olmuştur. Bu azalma ile SW7 numunesinin nihai burulma momenti değeri 25,77 kN.m olarak ölçülmüştür. Nihai burulma momentine karşılık gelen dönme açısı ise 5,40 deg/m' dir.

SW7 numunesinin burulma düktilitesi 5,05 olarak hesaplanmıştır. Akma 1,04 deg/m' de başlamış olup 1,10 deg/m dönme açısında son bulmuştur. Görüldüğü üzere akma birbirine çok yakın iki noktada meydana gelmiştir. Böylece, boyuna donatıda başlayan akma kısa süre sonra yatay donatıdaki akma takip etmiştir. Ayrıca çatlak oluşmadan önceki burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan önce}}$) 24,52 kN.m²/deg ve çatlak oluşuktan sonraki burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan sonra}}$) de 2,27 kN.m²/deg olarak hesaplanmıştır. Diğer numunelerde olduğu gibi SW7 numunesinde de çatlak oluşuktan sonra rijitlik önemli ölçüde azalmıştır. Çatlak oluşuktan sonraki rijitlik 10,8 kat azalmıştır.

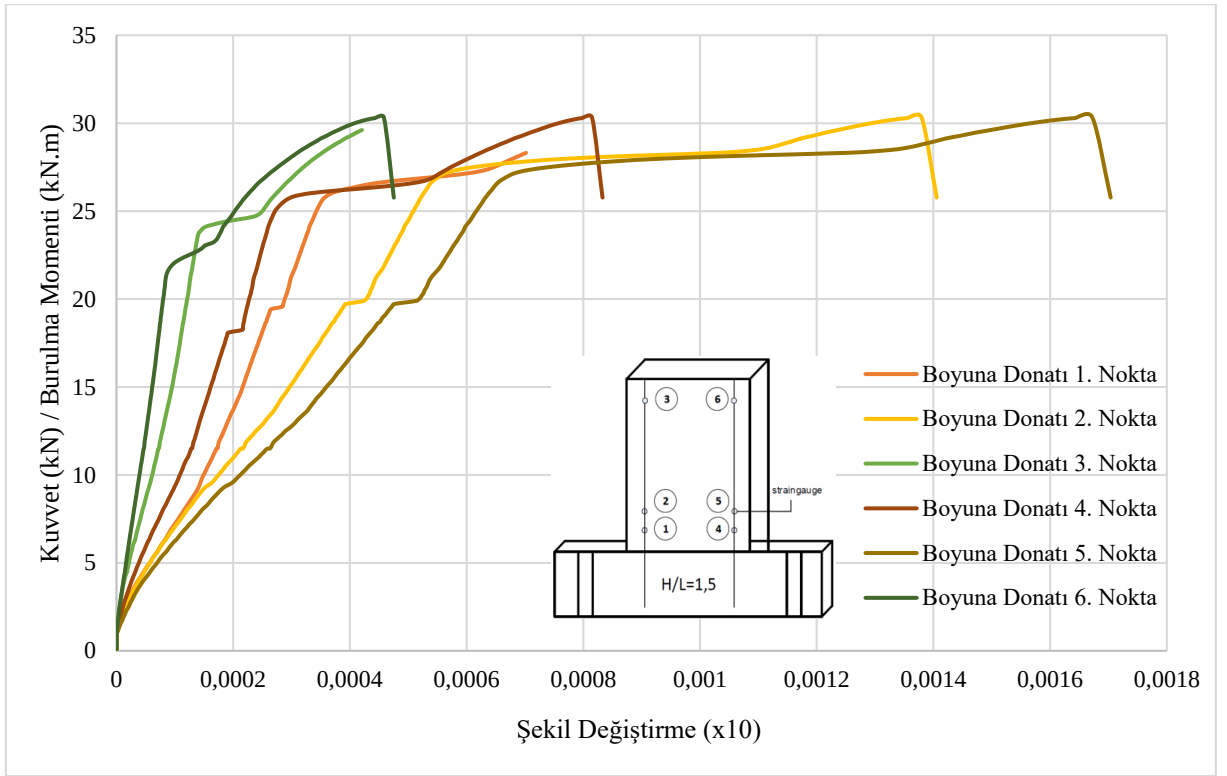
Şekil 102' da ise deney numunesinin sönmlediği enerji miktarı grafiği görülmektedir. Burulma momenti-dönme açısı grafiğinin altında kalan alan dört parçaya ayrılmıştır. Böylece ilk çatlak kadar, akma anına kadar, maksimum burulma momentine kadar ve maksimum burulma momentinde sonra göçmeye kadar ki sönmlenen enerji miktarları hesaplanmıştır. SW7 numunesinde ilk çatlak anına kadar (E_{cr}) ve akma anına kadar (E_a) sırasıyla 12,90 kN.deg ve 16,64 kN.deg' lük bir enerji sönmlemiştir. Akma anından göçme anına kadar ise sönmlenen enerjinin daha fazla olduğu **Şekil 102'** dan görülmektedir. Bu bölümde 123,85 kN.deg' lük bir enerji sönmlemesi söz konusudur. Dolayısıyla SW7 numunesinin göçme anına kadar sönmlediği enerji miktarı 140,49 kN.deg olarak hesaplanmıştır. Maksimum burulma

momentinden göçme anına kadar ise 16,21 kN.deg enerji daha sönümlenmiştir. Sönümlenen toplam enerjinin %11,86' luk bölümü akmadan önce %88,14' lük bölümü ise akmadan sonra sönümlenmiştir.

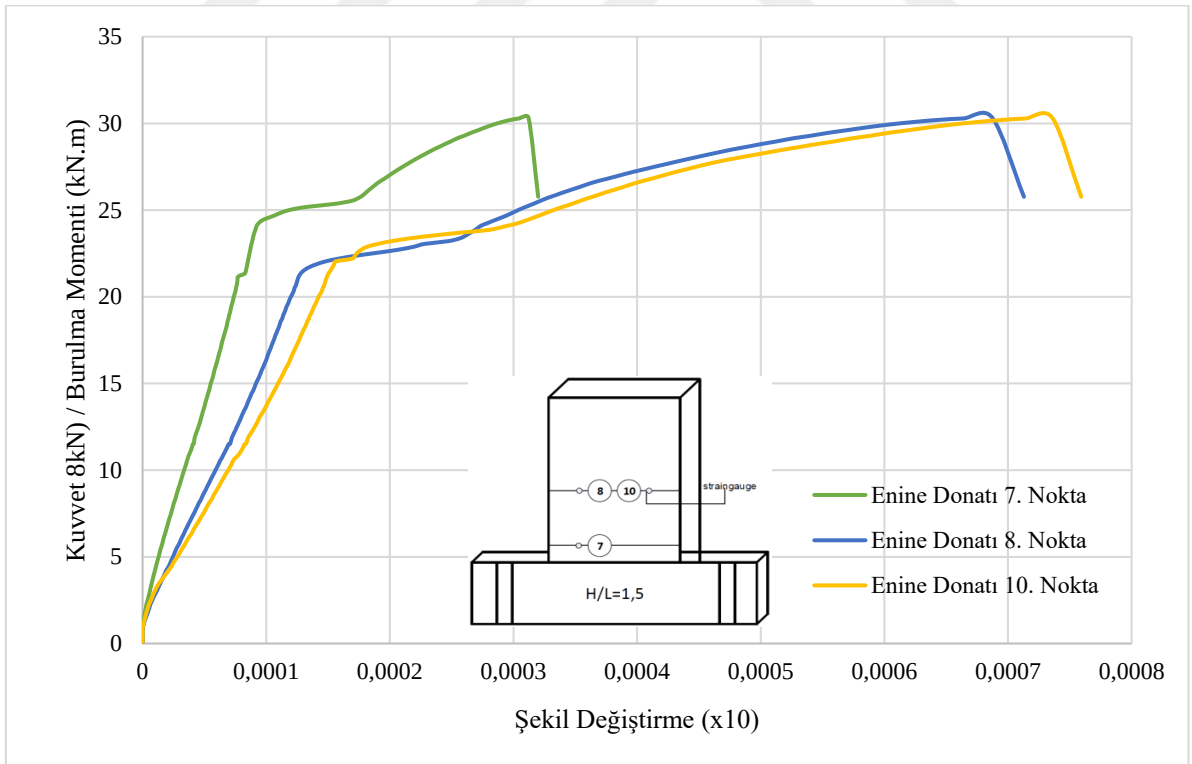


Şekil 102. SW7 numunesi enerji sönümleme grafiği.

SW7 numunesinin boyuna ve enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-dönme açısı grafikleri ise **Şekil 103** ve **Şekil 104'** de görülmektedir. Bu grafikler de incelendiği zaman beklenildiği üzere maksimum şekil değiştirmeler perde duvar plastik mafsallık bölgesinde oluşmuştur. Bu bölgede bulunan ② ve ⑤ noktalarındaki şekil değiştirmeler sırasıyla 0,0141 ve 0,0138 olarak hesaplanmıştır. Perde tabanına doğru gidildikçe bu şekil değiştirme değerlerinin azaldığını görmekteyiz. ① ve ④ noktalarındaki şekil değiştirmeler de sırasıyla 0,0070 ve 0,00815 olarak ölçülmüştür. Bu noktalardaki şekil değiştirme değerleri ② ve ⑤ noktalarındaki değerlere göre de sırasıyla %50,35 ve %40,94 oranlarında azalmıştır. ③ ve ⑥ noktalarındaki şekil değiştirme değerleri de sırasıyla 0,0042 ve 0,00458 olarak kaydedilmiştir. ③ ve ⑥ noktasındaki şekil değiştirmeler ② ve ⑤ noktalarındaki değerlere göre sırasıyla %70,12 ve %66,81 oranında azalmıştır.



Şekil 103. SW7 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.



Şekil 104. SW7 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değiştirme grafiği.

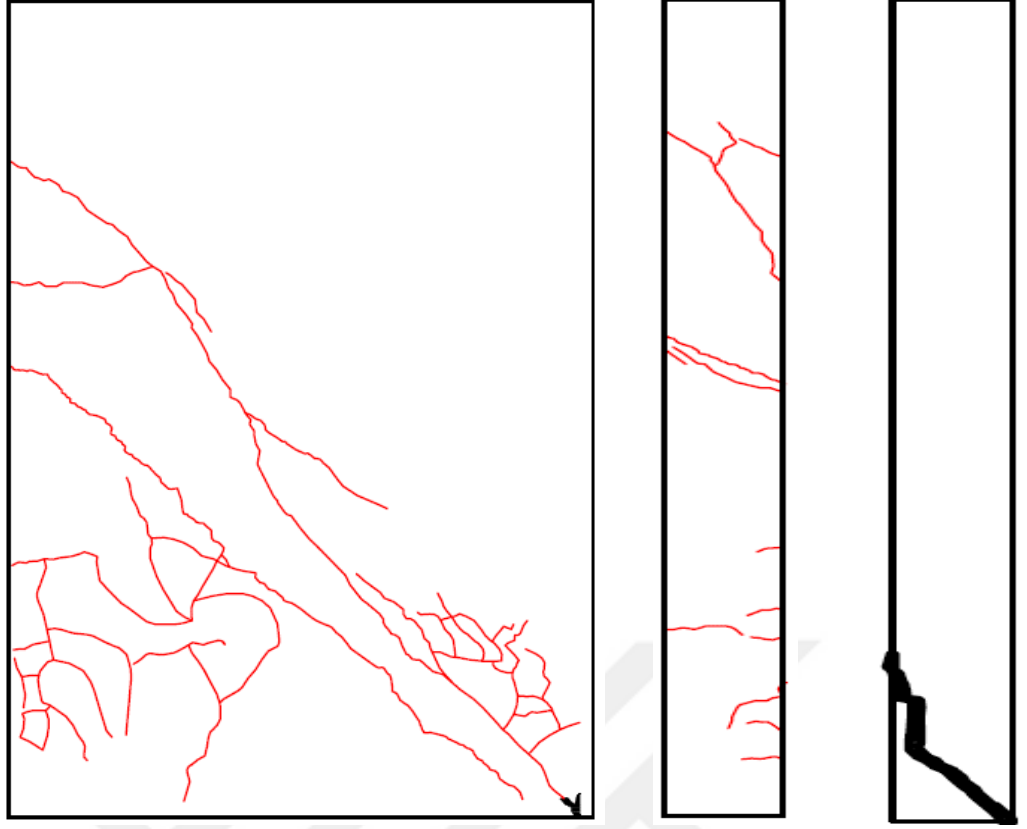
Şekil 104' den enine donatılardaki şekil değiştirme değerlerine bakıldığında zaman perde tabanından yukarı doğru gidildikçe şekil değiştirmeler azalmaktadır. ⑦ noktasındaki şekil

değiştirme 0,00312 olarak hesaplanmıştır. ⑧ ve ⑩ noktalarındaki şekil değiştirmeler ise 0,00713 ve 0,00759' dır. ⑧ noktasındaki şekil değiştirme ⑦ noktasındaki değere göre %128,52 oranında artmıştır.

Göçme moduna ulaşan SW7 numunesinin çatlak dağılımı **Şekil 105'** da ve bilgisayar programı ile çatlakların çizimi de **Şekil 106'** de görülmektedir. Deney numunesinde ilk çatlak 21,33 kN.m burulma momenti değerinde ve perde duvar ön yüzeyinin üst bölgesinde oluşmuştur. SW7 numunesinin ön yüzeyinde perde üst bölgesinden başlayıp perde tabanında son bulan ve 1570 mm uzunluğunda diyagonal bir çatlak oluşmuştur. 23,78 kN.m momentinde ise 1250 mm uzunluğuna ulaşan ikinci çatlak başlamıştır. Artan burulma momenti altında ilk çatlakta boy uzaması ve akabinde 26,54 kN.m' de perde plastik mafsalsal bölgesinde çatlak genişliğinde artış başlamıştır. Birincil ve ikincil bu çatlaklar yatayla 45 derecelik bir açı yapmışlardır. Birincil çatlak göçmeden biraz önceki değer kN.m burulma momentinde yaklaşık 2,5 cm çatlakta genişlemeye neden olmuştur. Birincil çatlağı üst bölgeye yakın bölümde de çatlak genişliği 1,5 cm' ye kadar çıkmaktadır. 125 mm uzunluğundaki ikincil çatlakta ise 2 mm çatlak genişliğine ulaşılmıştır. 28,13 kN.m burulma momentinde üçüncü ve dördüncü çatlaklar da meydana gelmiştir. Maksimum burulma momenti değerine yaklaşırken çatlaklarda dallanma meydana gelmiştir. Perde duvar arka yüzeyinde ise yine deney numunesinin boydan boya geçen ve yatayla yaklaşık olarak 45 derecelik açı yapan diyagonal bir çatlak kaydedilmiştir. 22,69 kN.m değerinde ise ikincil 24,87 kN.m' de ise üçüncü çatlaklar meydana gelmiştir. Artan burulma momenti ile SW7 numunesinin arka yüzeyinde de ön yüzeyine yakın olarak 2,2 cm çatlak genişliği ölçülmüştür. İkincil ve üçüncü çatlaklarda ise 1,8 mm ve 1,3 mm çatlak genişliğine ulaşılmıştır. Diğer lifsiz beton numunelerinde olduğu gibi SW7 numunesinde de çatlaklar plastik mafsalsal bölgesinde yoğunlaşmıştır. Sağ tarafta ise 29,63 kN.m burulma momentinde perde tabanında betonda dökülmeler gözlenmiştir. Çatlak genişliği mm boyutunda ölçülmüştür. Perde son tarafında ise ilk çatlaklar perde üst bölgesine yakın noktalarda meydana gelmiştir.



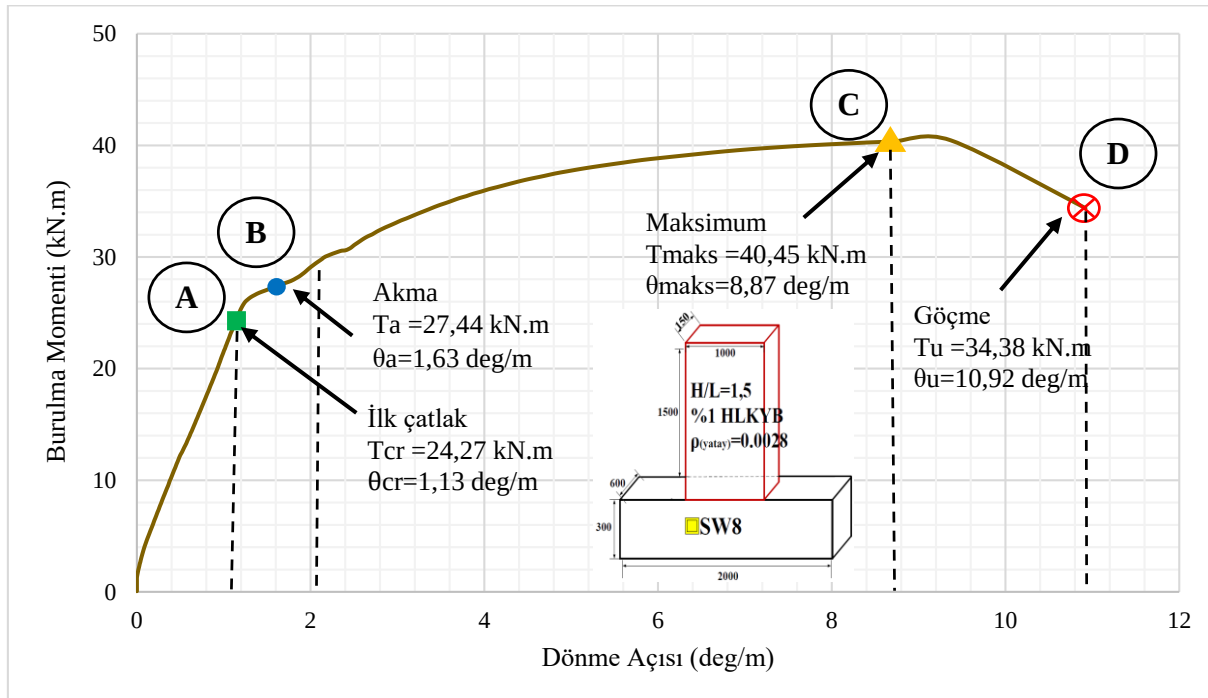
Şekil 105. SW7 numunesinin deneyden sonraki görünümü.



Şekil 106. Göçme moduna ulaşan SW7 numunesinin çatlak dağılımı.

SW8 numunesinin burulma davranışı

SW8 numunesi 1000 mm genişliğinde, 1500 mm yüksekliğinde ve 150 mm kalınlığında olup H/L oranı 1,5' dir. SW8 numunesinde de SW7 numunesindeki gibi yatay donatı oranı minimum donatının yaklaşık olarak yarısına indirilmiştir. Boyuna ve enine donatı oranları sırasıyla 0,0090 ve 0,0028 olarak tercih edilmiştir. SW8 numunesi %1,0 HLKYB' den üretilmiştir. Böylece yatay donatı oranındaki azalışın davranışa olumsuz etkisi hibrid lif kullanımı ile tolere edilmeye çalışılmıştır. SW8 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği Şekil 107' de görülmektedir.



Şekil 107. SW8 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği.

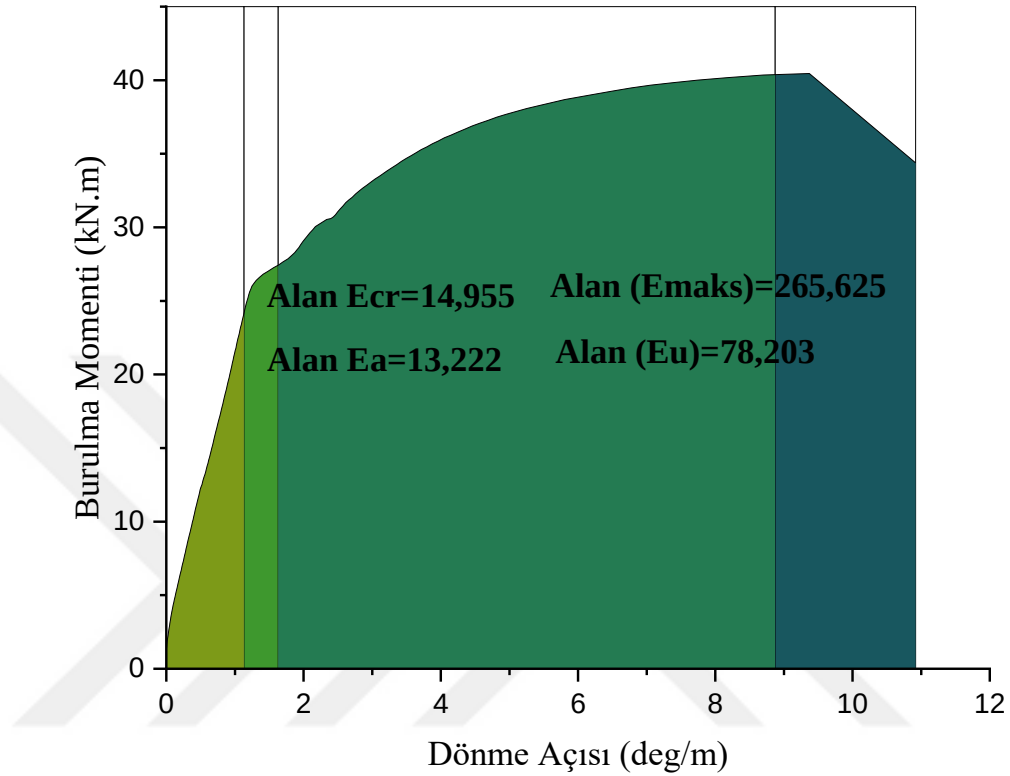
Şekil 107' de görüldüğü üzere SW8 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiğinde artan burulma momenti ile dönme açıları da artış meydana gelmekte ve grafik ilk başta doğrusal olarak devam etmektedir. SW8 numunesinde ilk çatlak 24,27 kN.m burulma momenti değerinde olmuştur. İlk çatlak anında deney numunesinde meydana gelen dönme açısı değeri ise 1,13' dür. İlk çatlak oluştuğundan sonra burulma momentinde %13,06'lık bir artış meydana geldikten sonra deney numunesinde akma meydana gelmiştir. Deney numunesinin akma burulma momenti 27,44 kN.m olarak ölçülmüştür. Akma anındaki dönme açısı değeri ise 1,63 deg/m' dir. İlk çatlak oluştuğundan sonra akma anındaki dönme açısına kadar %44,25'lik bir artış meydana gelmiştir. 1,63 deg/m değerinde başlayan akma 1,90 deg/m değerinde son bulmuştur.

Akma meydana geldikten sonra diğer numunelere benzer şekilde grafiğin lineerliği kaybolmakta ve artan parabol şeklinde devam etmektedir. SW8 numunesinde maksimum burulma momenti kapasitesi 40,45 kN.m' dir. Maksimum burulma momentine karşılık gelen dönme açısı ise 8,87 deg/m' dür. Maksimum burulma momenti ve bu momente karşılık gelen dönme açısı değerleri, akma anındaki burulma momenti ve dönme açısına göre sırasıyla %47,41 ve yaklaşık olarak 5,5 kat daha fazladır. SW8 numunesinde **Şekil 107'** e bakıldığı zaman maksimum burulma momenti olarak hesaplanan 40,45 kN.m burulma momenti değerinden sonra grafikte bir miktar daha artış olmuştur. Fakat bu nokta maksimum burulma momenti olarak göz önüne alınmamıştır. Çünkü maksimum burulma momentine ulaşan perde duvarda, bu değerden sonra çok ani bir azalma oluşmamaktadır. Bunun yerine grafik bir süre daha yatay konuma yakın şekilde devam etmektedir. Dolayısıyla maksimum değerden sonraki nokta deney teçhizatından kaynaklanan bir sorun olduğu düşünülmektedir. Dolayısıyla bu nokta maksimum değer olarak göz önüne alınmamıştır. Maksimum burulma momentinden sonra grafikte burulma momentinde azalış olmasına rağmen, dönme açısında artış devam etmiştir. SW8 numunesinin nihai burulma momenti değeri de 34,38 kN.m olarak hesaplanmıştır. Bu burulma momenti değerine karşılık gelen dönme açısı ise 10,92 deg/m' dür. Maksimum burulma momentine karşılık gelen dönme açısından, nihai dönme açısına kadar %23,11' lük bir artış meydana gelmiştir.

SW8 numunesinde akma anındaki dönme açısı noktaları 1,63 deg/m ve 1,90 deg/m ve nihai dönme açısı 10,92 deg/m olmak üzere burulma düktilite indeksi 6,19 olarak hesaplanmıştır. Akma noktaları arasındaki fark SW8 numunesinde birbirine yakın olmuştur. Böylece boyuna ve enine donatıdaki akma olayları bir birlerine yakın zaman diliminde meydana gelmiştir. Bununla birlikte burulma rijitliklerine bakıldığı zaman çatlaktan önceki rijitlik değeri 27,44 kN.m²/deg ve çatlak oluşuktan sonraki rijitlik ise 1,63 kN.m²/deg olarak hesaplanmıştır. Deney numunesinde çatlak oluşuktan sonra rijitlik değeri 15 kat azalmıştır. Çatlaktan sonraki rijitliğin çatlaktan önceki rijitliğe oranı da 0,0973 olarak hesaplanmıştır.

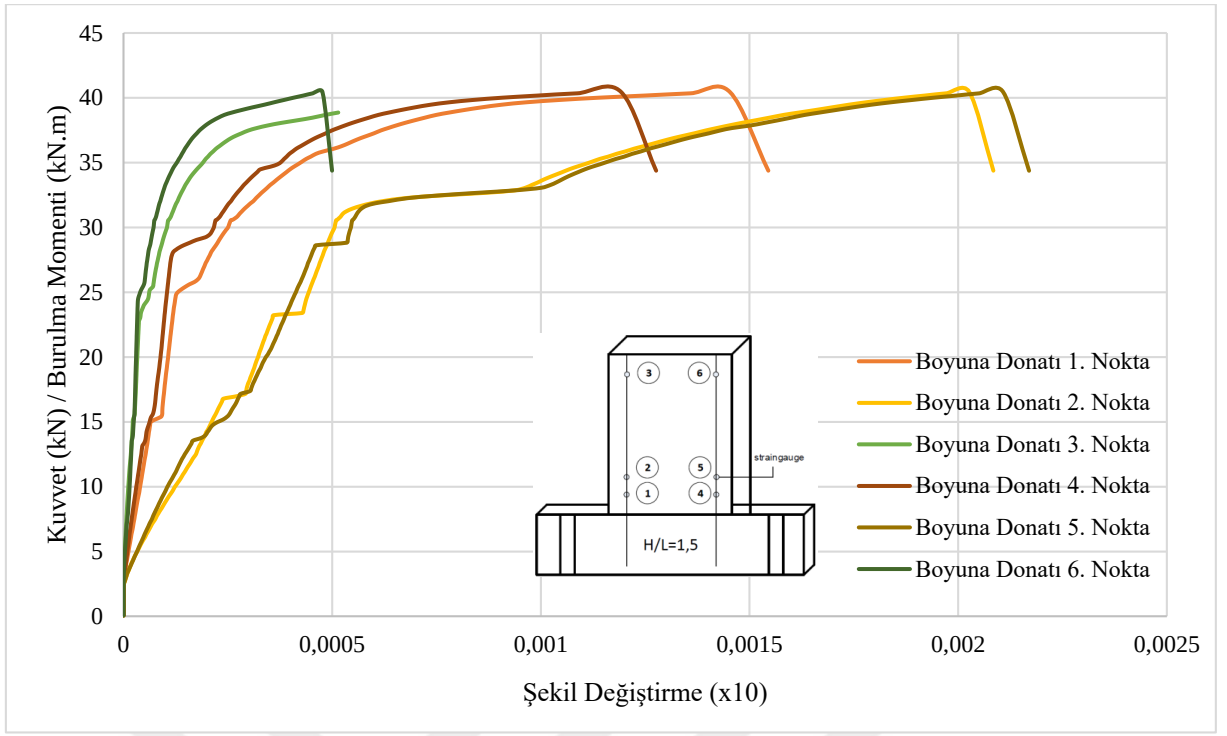
SW8 numunesinin enerji sönümleme kapasitesi yine burulma momenti-dönme açısı grafiğinin altında kalan alandan hesaplanmıştır. **Şekil 108'** de SW8 numunesinin enerji sönümleme grafiği görülmektedir. İlk çatlak meydana gelene kadar sönümlenen enerji (E_{cr}) 14,96 kN.deg olarak hesaplanmıştır. İlk çatlak meydana geldikten sonra akma anına kadar %88,43'lük artış meydana gelerek 28,17 kN.deg olmaktadır. Maksimum burulma momenti değerine kadar ise deney numunesinde 293,81 kN.deg' lük bir enerji sönümlenmiştir. Son olarak maksimum değerden göçme anına kadar da 78,20 kN.deg miktarında enerji sönümlenmiştir. SW8 numunesinin göçme anına kadar sönümlendiği toplam enerji 372,01

kN.deg olarak hesaplanmıştır. Sönümlenen toplam enerjisinin %4' lük bölümü ilk çatlak oluşuna kadar, %7,57' lük bölümü akma anına kadar, %78,81' lük bölümü maksimum burulma momenti değerine ulaşınca kadar ve %9,62' lük kısmı da maksimum ile göçme anı arasında sönümlenmiştir.

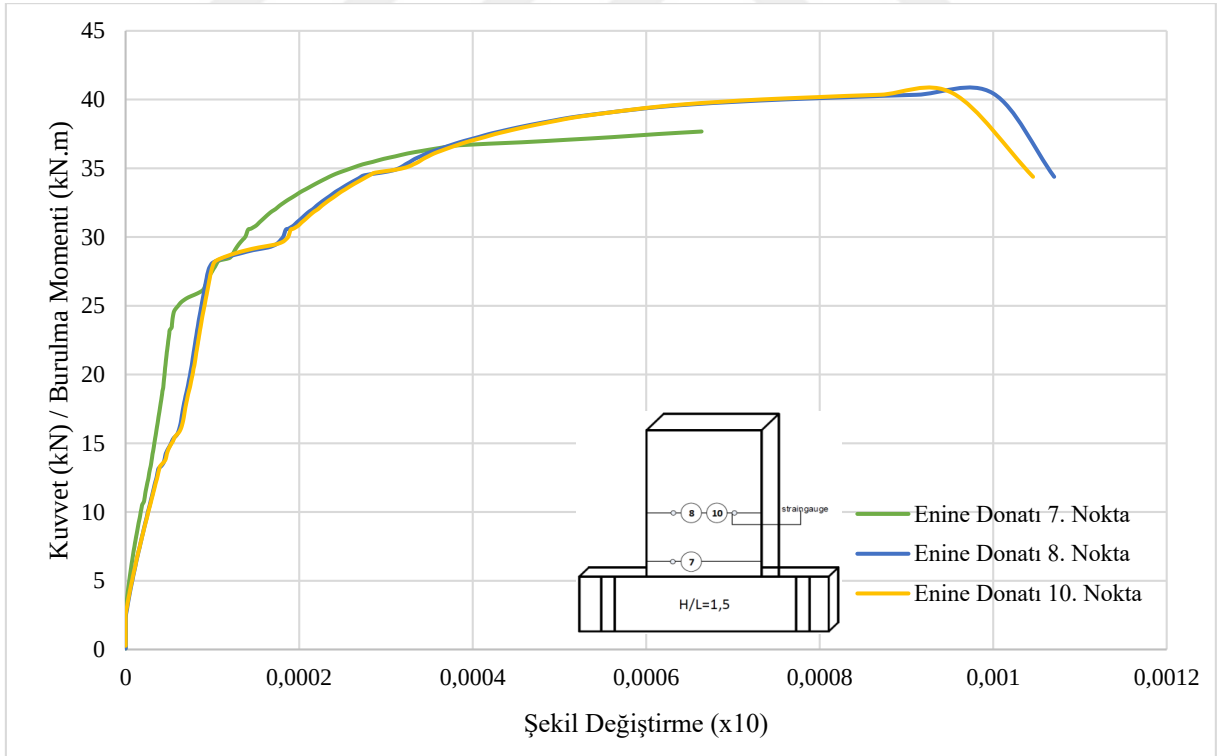


Şekil 108. SW8 numunesi enerji sönümleme grafiği.

SW8 numunesinin boyuna ve enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değiştirme grafikleri **Şekil 109** ve **Şekil 110**' de görülmektedir. SW8 numunesinin kenar boyuna donatısındaki ② ve ⑤ noktalarında ölçülen birime şekil değiştirmeler sırasıyla 0,02027 ve 0,02170' dür. ① ve ④ noktalarında ölçülen şekil değiştirmeler de sırasıyla 0,01453 ve 0,01360' dür. ② ve ⑤ noktalarındaki şekil değiştirmeler ① ve ④ noktalarına göre sırasıyla %28,32 ve %37,33 oranlarında azalmıştır. ③ ve ⑥ noktalarında kaydedilen birim şekil değiştirmeler ise sırasıyla 0,00515 ve 0,00499' dür.



Şekil 109. SW8 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değişirme grafiği.



Şekil 110. SW8 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değişirme grafiği.

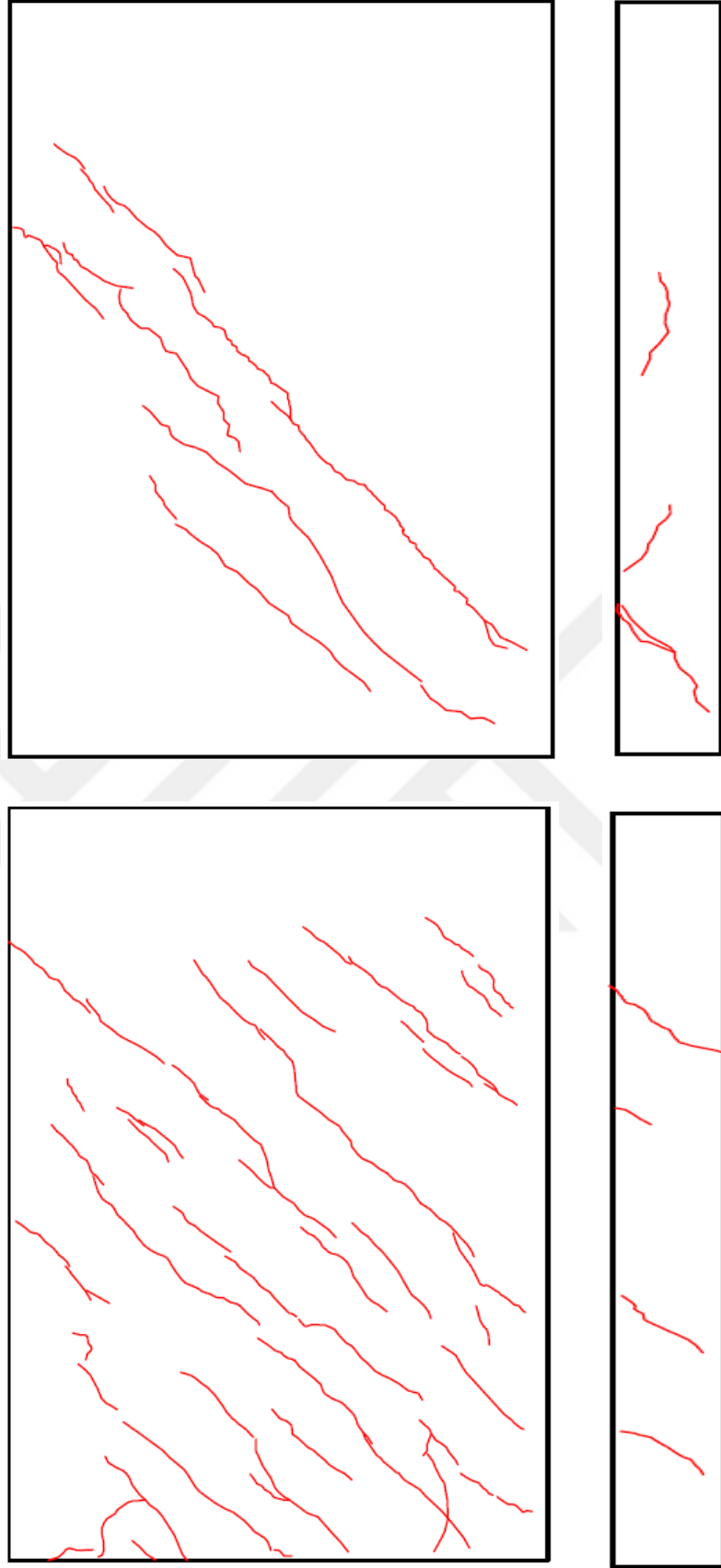
SW8 numunesinin enine donatılarında oluşan birim şekil değıştirmeler de ⑦ ve ⑧ noktalarında 0,00664 ve 0,0100 olarak ölçölmüştür. ⑦ notasından ⑧ noktasına geçildiğinde %84,94 oranında artmıştır. ⑩ noktasında ise 0,01120 olarak ölçölmüştür.

SW8 numunesinin göçme modundaki çatlak dağılımı ve çatlakların bilgisayar çizimi **Şekil 111** ve **Şekil 112'** da görölmektedir. **Şekil 111'** de göröldüğü üzere perde ön yüzeyinde yatayla yaklaşık olarak 50 derece yapan çatlaklar oluşmuştur. Bu çatlaklar diyagonal şekilde perde gövdesine yayılmıştır. Arka yüzeyde ise en uzun 650 mm olmak üzere diyagonal kesme çatlakları oluşmuştur. 24,27 kN.m burulma momentinde ilk çatlak oluşmuştur. 28,74 kN.m burulma momentinde ise ikincil ve 29,68 kN.m' de de üçüncü çatlak meydana gelmiştir. Arka yüzeyde oluşan çatlaklar da yatayla 40 ile 50 derece arasında açılar yapmıştır. Ön yüzeydeki çatlak uzunlukları ortalama 400 mm civarında olmuştur.





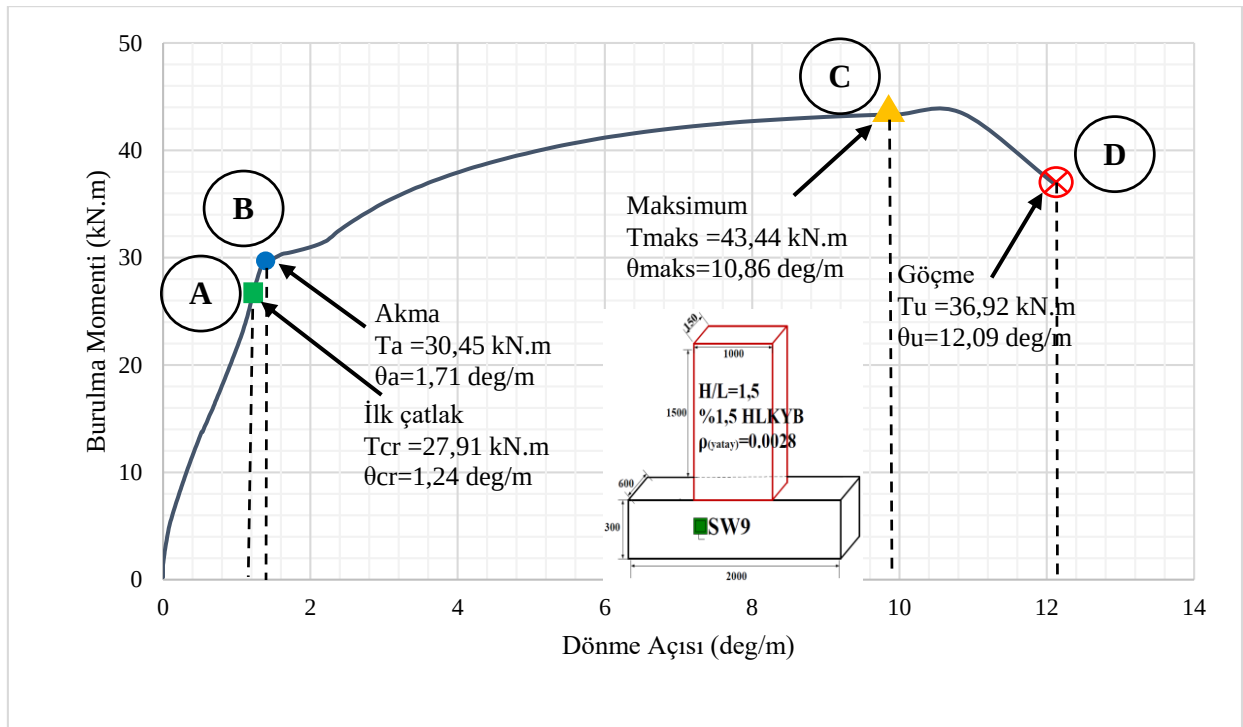
Şekil 111. SW8 numunesinin deneyden sonraki görünümü.



Şekil 112. Göçme moduna ulaşan SW8 numunesinin çatlak dağılımı.

SW9 numunesinin burulma davranışı

SW9 numunesi 1000 mm genişlikte, 1500 mm yükseklikte ve 150 mm kalınlıktadır. SW9 numunesini H/L oranı 1,5 olup %1,5 HLKYB' den üretilmiştir. Boyuna ve enine donatı oranları sırasıyla 0,0096 ve 0,0028' dür. SW9 numunesinde de yatay donatı oranı minimum değerin yaklaşık yarısına indirilmiştir. Böylece minimum donatı oranında kalınarak burulma momenti ve dönme açısındaki azalışın hibrid lif ile tolere edilmesi amaçlanmıştır. **Şekil 113'** de SW9 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği görülmektedir.



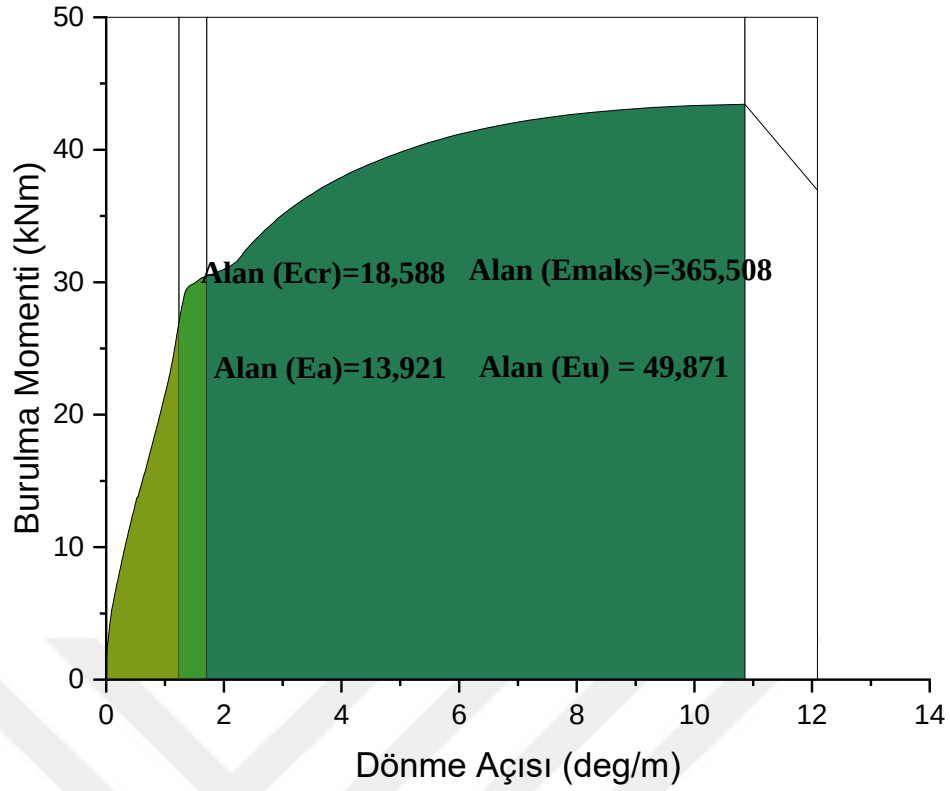
Şekil 113. SW9 numunesinin burulma momenti-dönme açısı grafiği.

SW9 numunesinin de burulma momenti-dönme açısı grafiği diğer numunelerde olduğu gibi doğrusal bir şekilde başlamıştır. Deney numunesindeki ilk çatlak grafiğin lineer bölümünde meydana gelmiştir. İlk çatlak ve bu çatlaka karşılık gelen dönme açısı sırasıyla 27,91 kN.m ve 1,24 deg/m olarak hesaplanmıştır. Bu burulma momenti değerinden kısa bir süre sonra ad deney numunesinde akma meydana gelmiştir. Bununla beraber deney numunesinde akma 30,45 kN.m burulma momenti değerinde meydana gelmiştir. Akma anında SW9 numunesinde 1,71 deg/m' lük dönme hesaplanmıştır. Akma anındaki burulma momenti ve dönme açısı değerleri, ilk çatlak anındaki aynı değerlere göre sırasıyla %9,1 ve %37,90' lık bir artış meydana gelmiştir. Burada dikkat edilmesi gereken bir nokta ise burulma momentinde %9,1' lük bir artış meydana gelmesine rağmen, dönme açısında %37,90' lık çok daha fazla bir artış meydana gelmiştir. SW9 numunesinde 1,71 deg/m' de başlayan akma 1,82 deg/m değerinde son bulmuştur.

Akmadan sonra burulma momentinde ve dönme açısındaki artış non-lineer bir şekilde devam etmiştir. Akma anından sonra burulma momentinde %42,66' lık bir artış meydana gelmiştir. Böylece SW9 numunesinin maksimum burulma momenti kapasitesi 43,44 kN.m değerine ulaşmıştır. Maksimum burulma momentine karşılık gelen dönme açısı ise 10,86 deg/m olarak ölçülmüştür. Akma anındaki dönme açısında göre, maksimum burulmadaki dönme açısı yaklaşık olarak 6 kat daha fazla olmuştur. Maksimum burulma momenti kapasitesine ulaşıldıktan sonra burulma momentinde kısa bir süre artış meydana gelmiştir. Fakat SW8 numunesinde olduğu gibi SW9 numunesinde de bu değer maksimum burulma momenti olarak alınmamıştır. Maksimum burulma momentinden sonra diğer numunelerde olduğu gibi burulma momentinde azalış, dönme açısı değerinde ise artış meydana gelmiştir. SW9 numunesinin nihai burulma momenti değeri 36,92 kN.m olarak hesaplanmıştır. Bununla birlikte bu değere karşılık gelen dönme açısı ise 12,09 deg/m' dür. Nihai dönme açısı değeri, maksimum burulma momentine karşılık gelen dönme açısına göre %11,33' lük bir artış meydana gelmiştir.

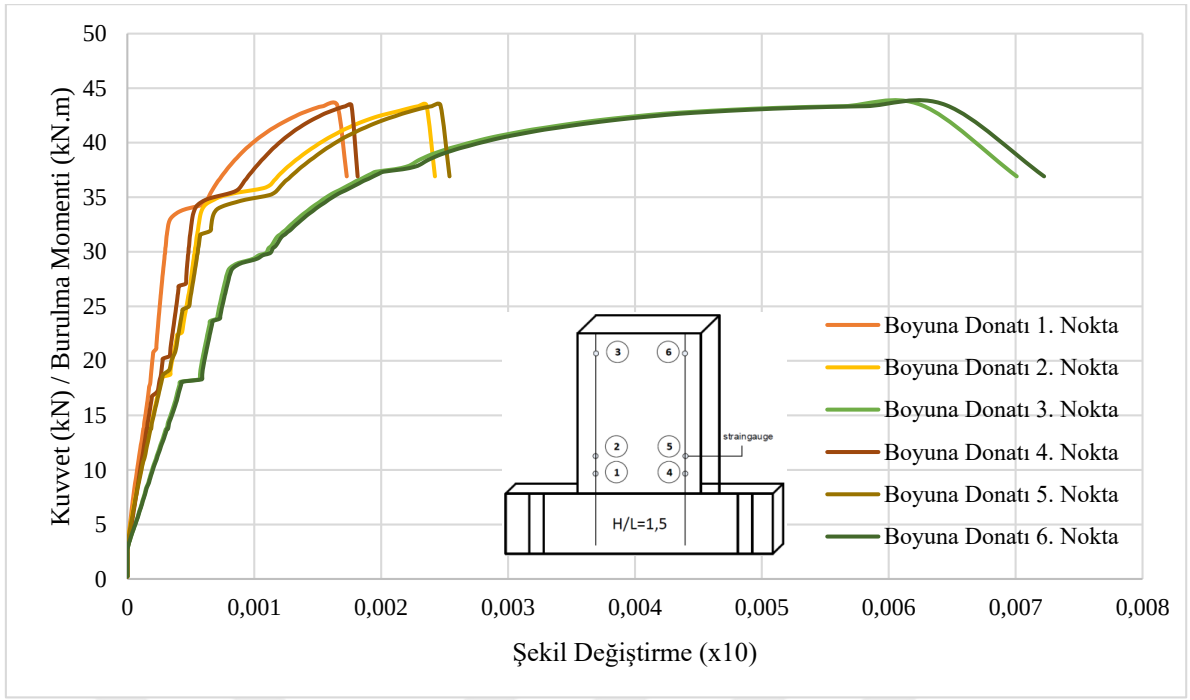
SW9 numunesinde akma 1,71 deg/m dönme açısında başlamış olup 1,82 deg/m değerinde son bulmuştur. Göçme anındaki dönme açısı da 12.09 deg/m olduğundan düktilite indeksi 6,85 olarak hesaplanmıştır. SW9 numunesinde akma noktaları birbirine yakın oluşmuştur. Çatlak oluşmadan önceki burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan önce}}$) 21,72 kN.m²/deg ve çatlakan sonraki burulma rijitliği ($K_{\text{çatlaktan sonra}}$) de 1,77 kN.m²/deg olarak hesaplanmıştır. $K_{\text{çatlaktan sonra}} / K_{\text{çatlaktan önce}}$ oranı da 0,0817' dür. Çatlak oluşuktan sonra burulma rijitliği yaklaşık 12 kat azalmıştır.

Şekil 114' de SW9 numunesinin enerji sönümlleme grafiği görülmektedir. Deney başlangıcından ilk çatlak oluştuğu ana kadar sönümlenen enerji miktarı 18, 85 kN.deg' dür. Deney başlangıcından akma anına kadar sönümlenen enerji miktarı ise 32,41 kN.deg kadardır. Deney başlangıcından maksimum burulma momenti değerine kadar SW9 numunesinin sönümlediği enerji miktarı da 398,04 kN.deg kadardır. Akma anından sonra %91,86 oranında daha fazla enerji sönümlenmiştir. Maksimum burulma momentinden göçme anına kadar da 49,7 kN.deg' lük bir enerji sönümlenmiştir. Böylece SW9 numunesinin sönümlediği toplam enerji miktarı 447,91 kN.deg' dür.

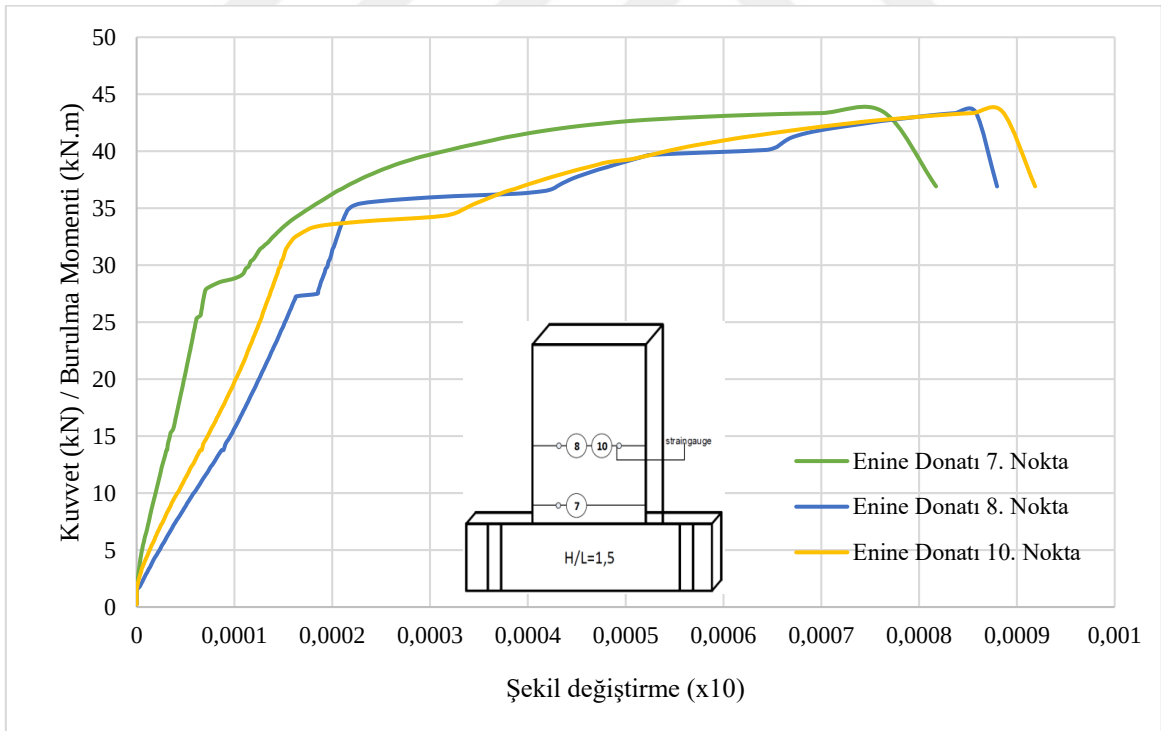


Şekil 114. SW9 numunesi enerji sönümleme grafiği.

Şekil 115 ve Şekil 116' da SW9 numunesinin boyuna ve enine donatılarındaki birim şekil değiştirmeler görülmektedir. Boyuna donatıdaki ② ve ⑤ noktalarındaki birim şekil değiştirmeler sırasıyla 0,02356 ve 0,02539 olarak hesaplanmıştır. ① ve ④ noktalarındaki şekil değiştirmeler ise 0,01653 ve 0,01765 olarak hesaplanmıştır. Perde yüksekliği boyunca ③ ve ⑥ noktalarındaki şekil değiştirmeler de sırasıyla 0,06260 ve 0,06453 olarak hesaplanmıştır.



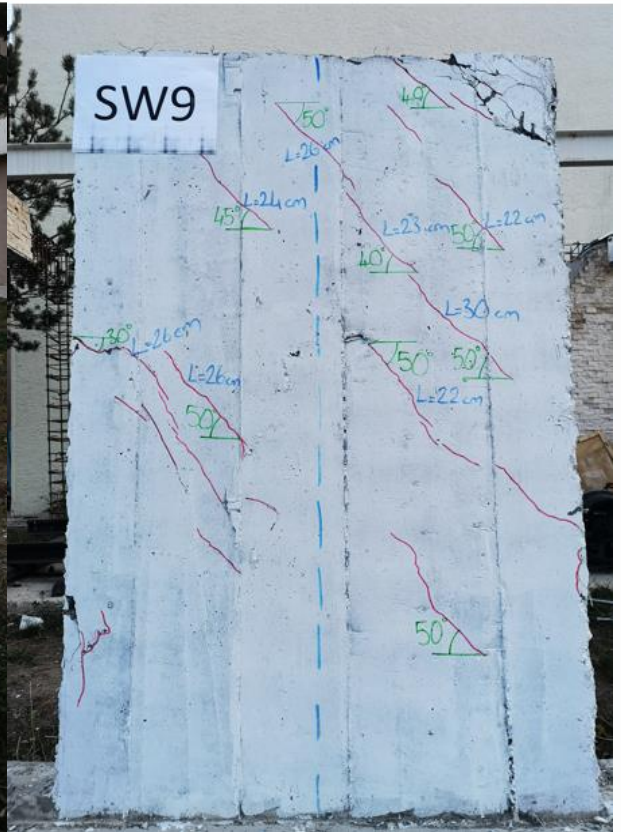
Şekil 115. SW9 numunesinin boyuna donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değişirme grafiği.



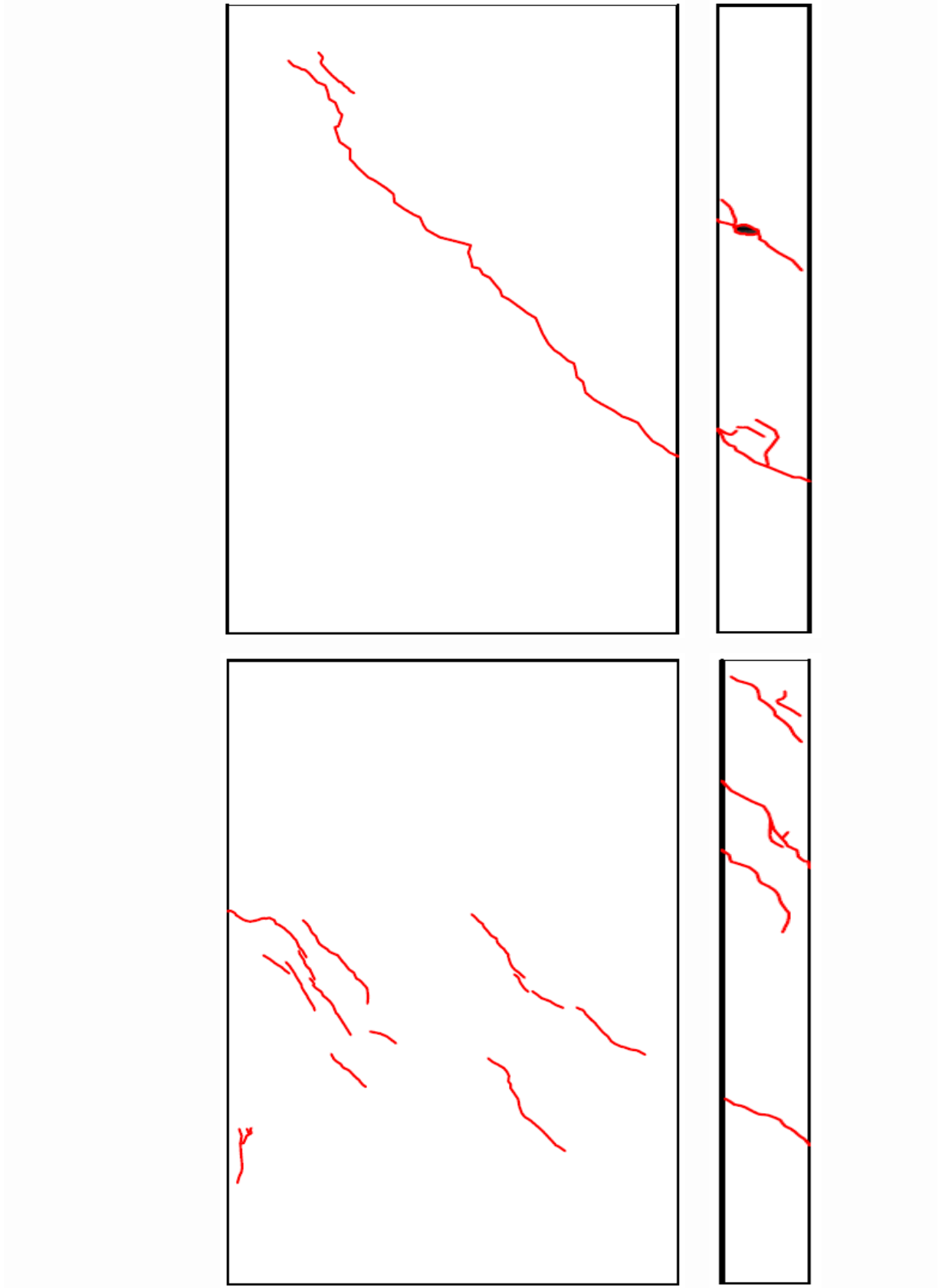
Şekil 116. SW9 numunesinin enine donatılarındaki kuvvet/burulma momenti-şekil değişirme grafiği.

Şekil 116' da görüldüğü üzere enine donatılardaki şekil değiştirmeler perde tabanından yukarı doğru çıkıldıkça (en alttaki etriyeden yukarıdaki etriyeye doğru) şekil değiştirmeler artmıştır. ⑦ ve ⑧ noktalarındaki şekil değiştirmeler de sırasıyla 0,07637 ve 0,00858 olarak hesaplanmıştır. ⑩ noktasındaki şekil değiştirme de 0,00886 olarak hesaplanmıştır.

Şekil 117 ve **Şekil 118''** de SW9 numunesinin göçme anındaki çatlak resim ve çizimleri görülmektedir. SW9 numunesinin arka yüzeyinde SW5 numunesine benzer şekilde diyagonal şekilde tek bir çatlak oluşmuştur. Perde duvar arka yüzeyinde ise boyları ortalama 250 mm olan çatlaklar meydana gelmiştir. Deney numunesinde ilk çatlak 27,91 kN.m burulma momentinde oluşmuştur. Perde ön yüzeyinde başlayan çatlak artan burulma momenti değeri ile perde alt bölgesine doğru ilerlemiştir. 43 kN.m maksimum burulma momentinde çatlak genişliği yaklaşık olarak 150 mm genişliğe ulaşmıştır. Sağ ve sol yan yüzeylerde ise 28,74 kN.m burulma momentinde çatlak oluşmaya başlamıştır. Özellikle sağ yüzeyde plastik mafsal bölgesinde 42 kN.m burulma momentinde betonda dökülmeler gözlemlenmiştir. Bu yüzeylerdeki çatlaklar da yatayla yaklaşık olarak 50 derecelik açılar yapmışlardır. Perde arka yüzeyinde 28 kN.m burulma momentinde birincil ve 31 kN.m burulma momentinde de ikincil ve 33 kN.m burulma momentinde de üçüncül çatlaklar gözlemlenmiştir.



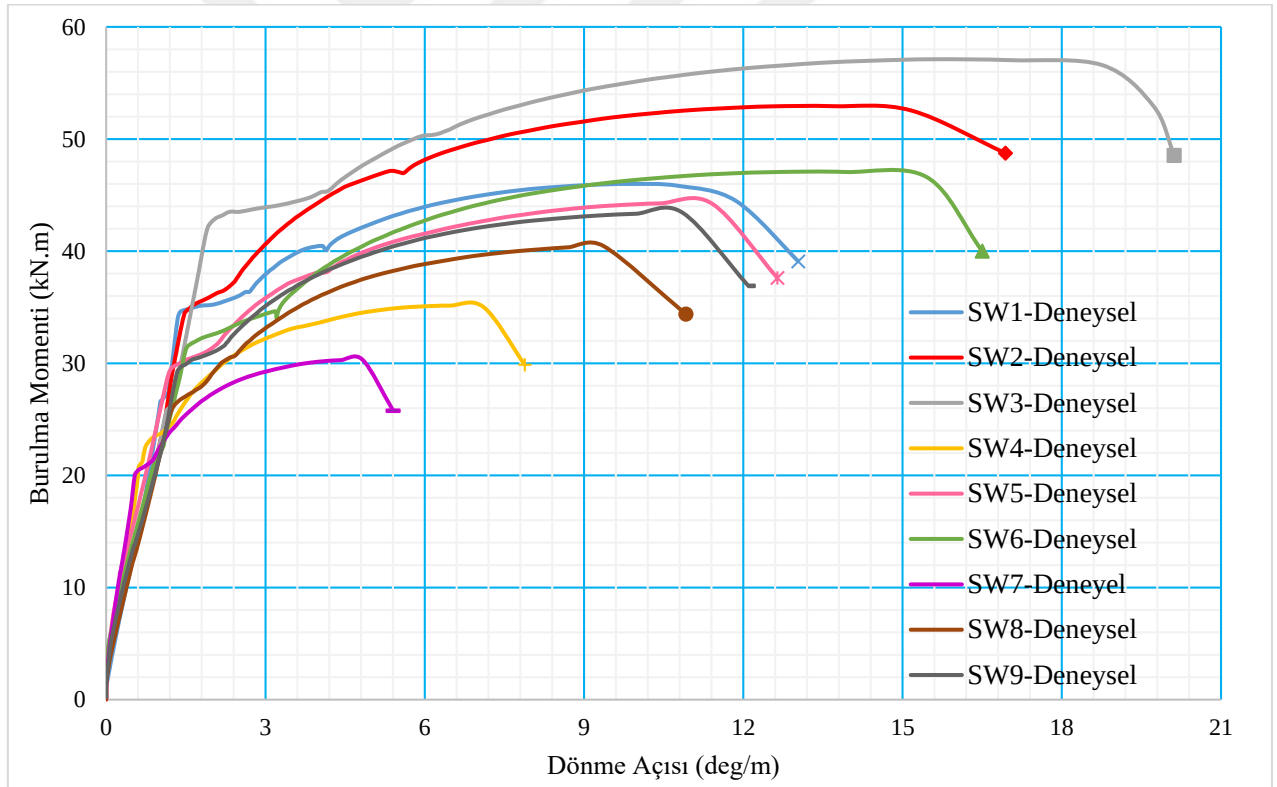
Şekil 117. SW9 numunesinin deneyden sonraki görünümü.



Şekil 118. Göçme moduna ulaşan SW9 numunesinin çatlak dağılımı.

Deney Sonuçlarının Karşılaştırılması

Bu bölümde burulma davranışı deneysel olarak incelenen dokuz adet betonarme perde duvarın davranışları karşılaştırılacaktır. Her bir numunenin burulma davranışı geçen bölümde ele alınmıştır. Bu tez çalışmasının ana parametreleri olarak seçilen hibrid lif oranı, boyut etkisi ve yatay donatı oranı parametrelerinin betonarme perde duvarların burulma davranışına etkisi irdelenmiştir. Bu amaçla hibrid lif oranının perde burulma davranışına etkisini incelemek için SW1~9 arasındaki deney numuneleri kullanılmıştır. Bu deney numuneleri de kendi aralarında SW1~3, SW4~6 ve SW7~9 şeklinde gruplandırılmıştır. Bu deney numunelerinin kendi aralarında, parametreleri lif oranı hariç aynıdır. Boyut etkisinin burulma davranışı üzerindeki etkisi için de SW1 ile SW4, SW2 ile SW5 ve SW3 ile SW6 numuneleri karşılaştırılmıştır. Bu deney numunelerinin H/L oranları hariç diğer parametreleri aynıdır. Yatay donatı oranının burulma davranışına etkisini incelemek için de SW4 ile SW7, SW5 ile SW8 ve SW6 ile SW9 numunelerinin deneysel sonuçları karşılaştırılmıştır.

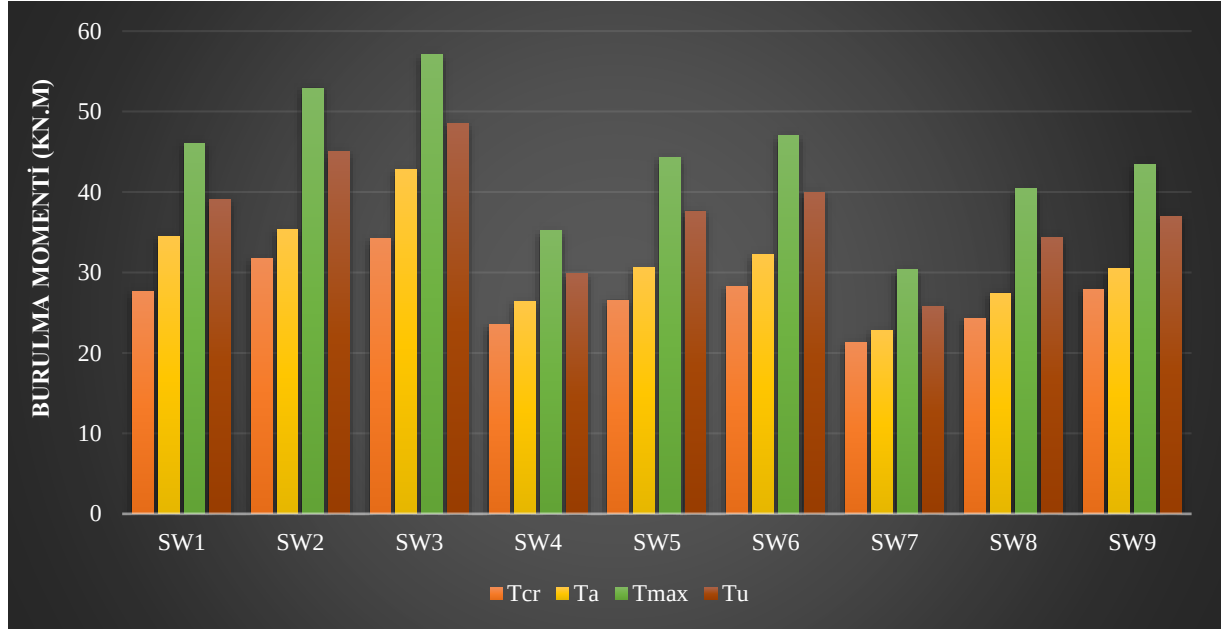


(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 119. Deney numunelerinin burulma momenti-dönme açısı grafikleri

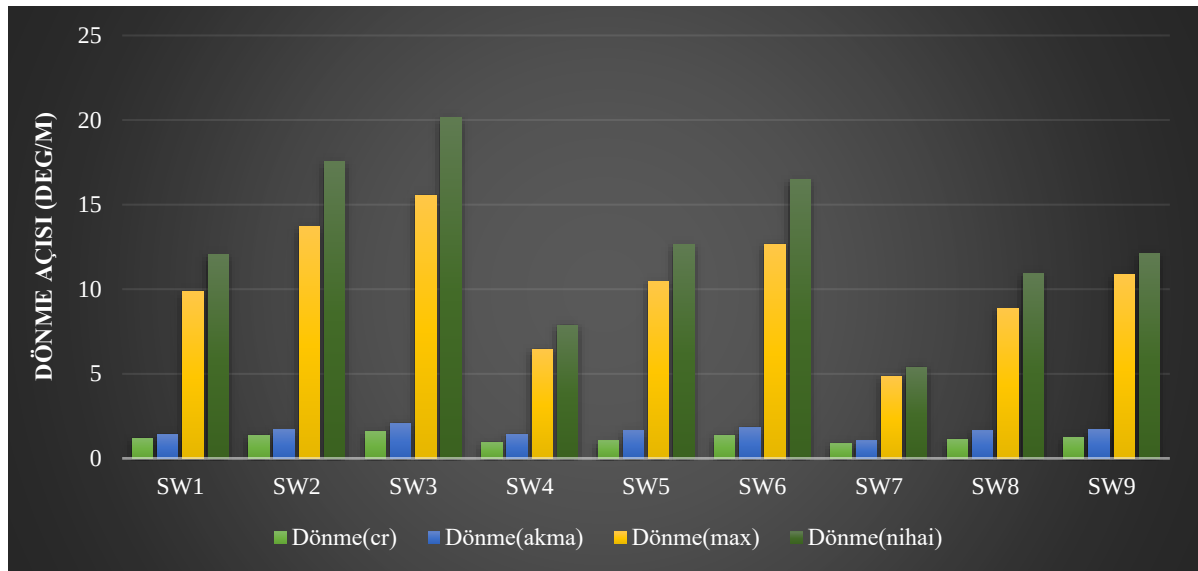
Tablo 13' deki burulma momenti ve dönme açısı değerleri baz alındığında SW1~9 numunelerinin burulma momenti parametreleri (T_{cr} , T_a , T_{maks} , T_u , θ_{cr} , θ_a , θ_{maks} , θ_u) **Şekil 120** ve

Şekil 121’ de grafik haline getirilmiştir. Şekil 122’ da deney numunelerinin sönümledikleri enerji miktarları gösterilmektedir. Enerji sönümleme değerleri burulma momenti-dönme açısı grafiği altında kalan alanlardan hesaplanmış olup dört farklı alan ayrı ayrı sunulmuştur.



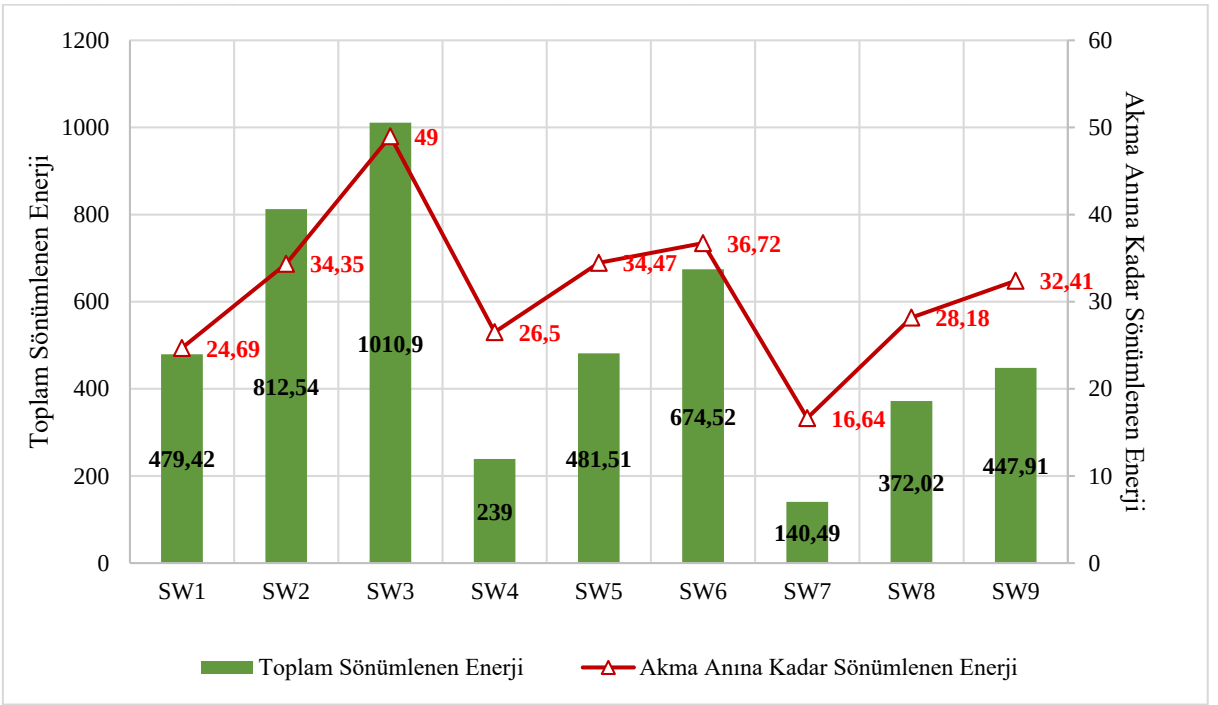
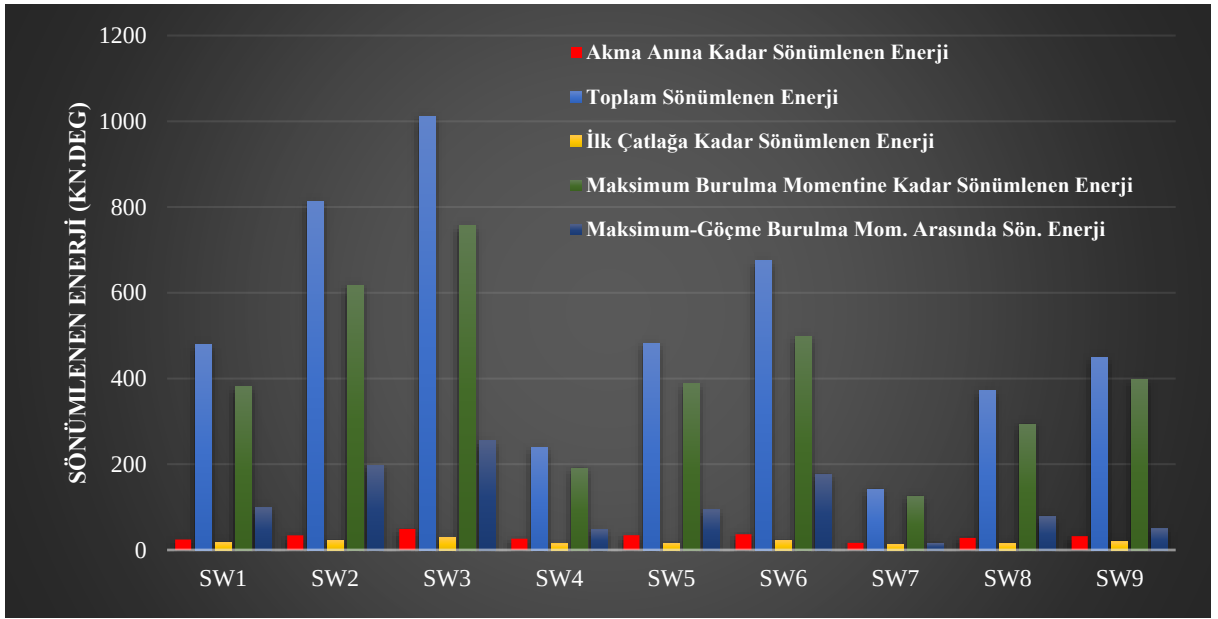
(SW1: HLO= %, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 120. Deney numunelerinin burulma momenti değerleri.



(SW1: HLO= %, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 121. Deney numunelerinin dönme açısı değerleri.

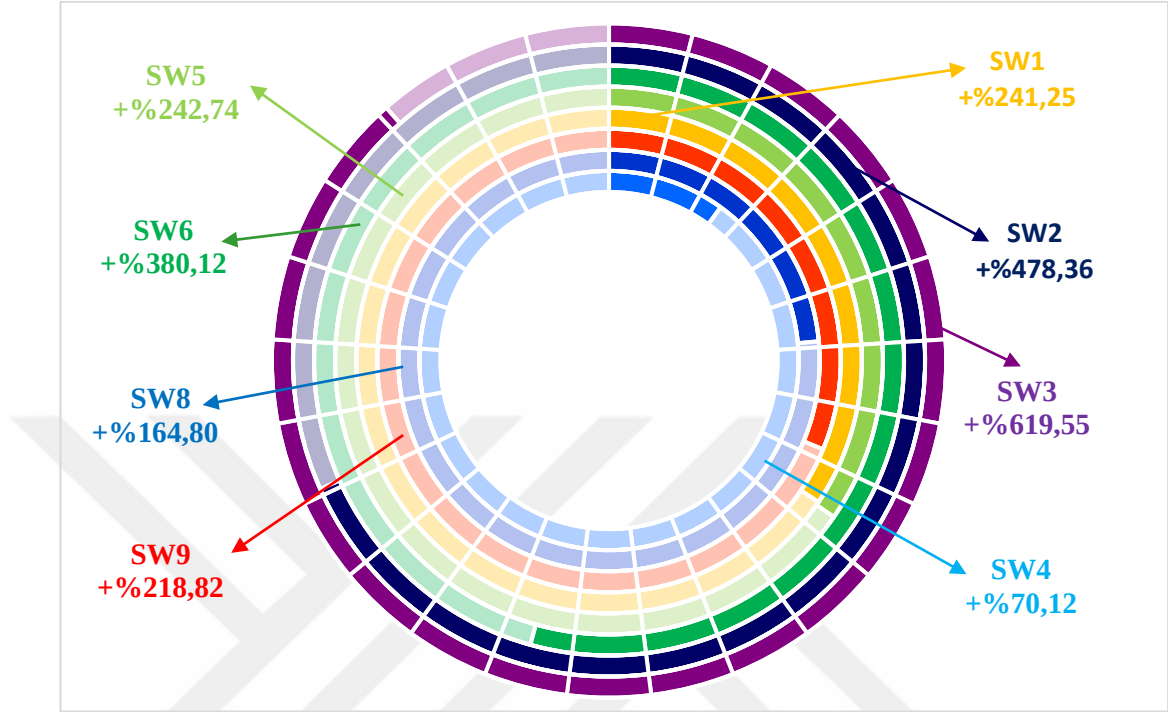


(SW1: HLO= %, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 122. Deney numunelerinin enerji sönümleme değerleri.

Deney numunelerinin enerji sönümleme kapasitelerine bakıldığı zaman, SW7 numunesinde en az enerji sönümlenmiştir. SW7 numunesini referans numune olarak kabul edersek diğer numunelerin SW7' ye göre sönümledikleri toplam enerji miktarındaki yüzdelik artış **Şekil 123'** de gösterilmiştir. SW7 numunesi 140,49 kN.deg miktarında bir enerji sönümlenmiştir. SW7 numunesine oranla en fazla enerji sönümleyen numune %619,55 artışla SW3 numunesidir. SW4 numunesinin sönümlediği toplam enerji miktarı da SW7' ye oranla

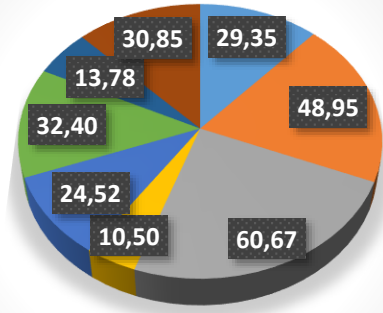
%70,12 daha fazladır. Hibrid lif oranı, boyut etkisi ve yatay donatı oranının burulma momenti altındaki betonarme perde duvarlarda sönümlenen toplam enerji üzerinde oldukça etkili olduğu görülmektedir.



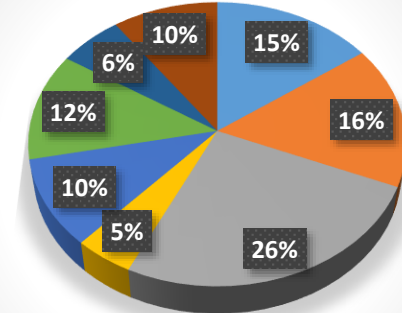
Şekil 123. SW7 numunesine göre diğer numunelerin sönümledikleri toplam enerji miktarındaki yüzdelik artış.

Şekil 120, Şekil 121 ve Şekil 122’ dan hibrid lif oranı, boyut etkisi ve yatay donatı oranının burulma davranışına etkileri görülmektedir. Şekil 120’ den görüldüğü üzere burulma momenti kapasitesi (T_{max}) en yüksek SW3 numunesinde kaydedilmiştir. Burulma momenti kapasitesi en düşük numune de SW7’ dür. İlerleyen başlıklarda bu parametrelerin davranışa etkisi daha detaylı olarak ele alınmıştır. Benzer şekilde en yüksek ve en düşük dönme açıları da sırasıyla SW3 ve SW7 numunelerinde elde edilmiştir. Enerji sönümleme kapasitesi bakımından en yüksek değere de yine SW3 numunesinde ulaşılmıştır. Hem boyut etkisi hem hibrid lif oranı bakımından en yüksek değerler SW3 numunesinde kaydedilmiştir.

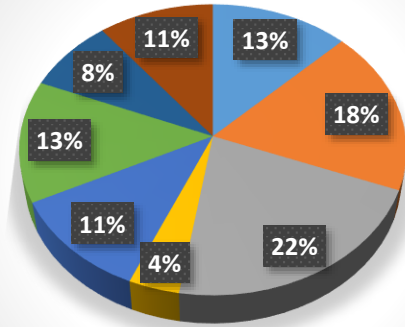
Dokuz adet betonarme perde duvar numunesinde en düşük burulma momenti ve dönme açısı değerleri SW7 numunesinde kaydedilmiştir. Dolayısıyla SW7 numunesi referans alınarak diğer numunelerde ulaşılan burulma momenti ve dönme açısı değerlerinin yüzdelik artışları Şekil 124 ve Şekil 125’ da gösterilmiştir.

T_{cr} Yüzdelik Değişim (%)

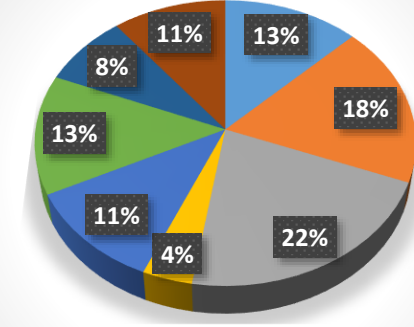
SW1 SW2 SW3 SW4 SW5 SW6 SW8 SW9

a) SW7 numunesine göre T_{cr} yüzdelik değişimleri**T_a Yüzdelik Değişim (%)**

SW1 SW2 SW3 SW4 SW5 SW6 SW8 SW9

b) SW7 numunesine göre T_a yüzdelik değişimleri**T_{maks} Yüzdelik Değişim (%)**

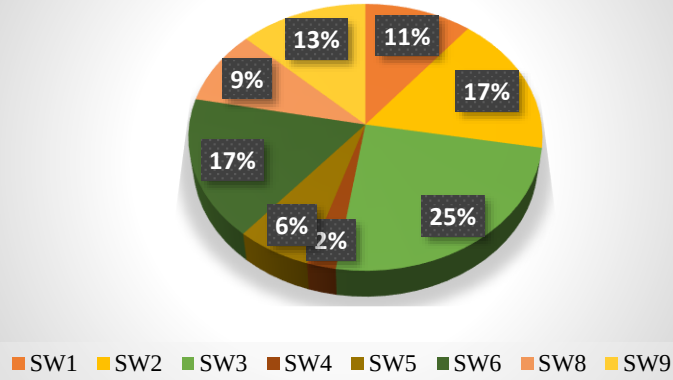
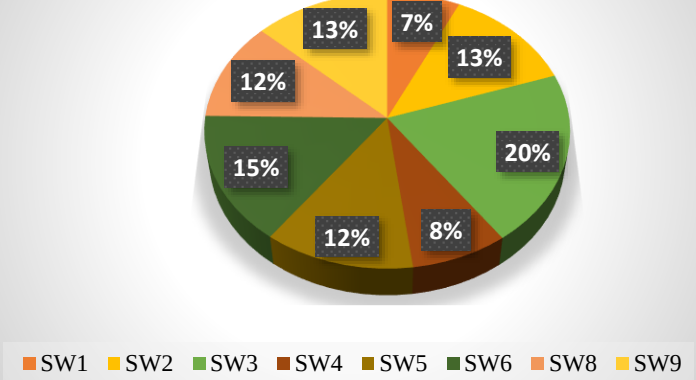
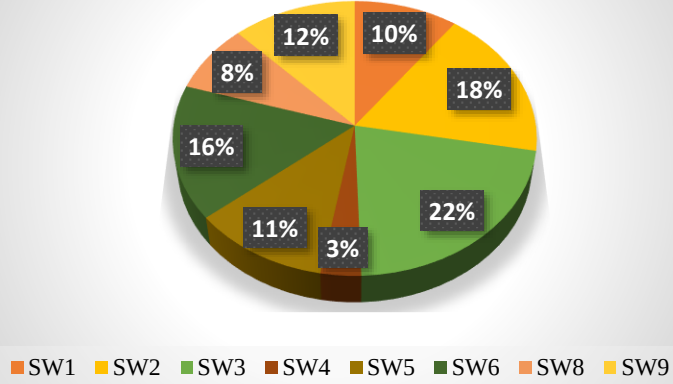
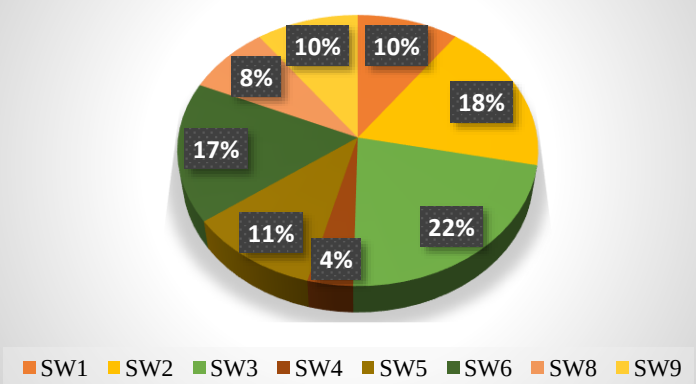
SW1 SW2 SW3 SW4 SW5 SW6 SW8 SW9

c) SW7 numunesine göre T_{maks} yüzdelik değişimleri**T_u Yüzdelik Değişim (%)**

SW1 SW2 SW3 SW4 SW5 SW6 SW8 SW9

d) SW7 numunesine göre T_u yüzdelik değişimleri

Şekil 124. Minimum burulma momenti değerlerine sahip numuneye göre burulma momentindeki değişimler.

Dönme_(cr) Yüzdelik Değişim (%)a) SW7 numunesine göre θ_{cr} yüzdelik değişimleriDönme_(akma) Yüzdelik Değişim (%)b) SW7 numunesine göre θ_a yüzdelik değişimleriDönme_(maks) Yüzdelik Değişim (%)c) SW7 numunesine göre θ_{maks} yüzdelik değişimleriDönme_(nihai) Yüzdelik Değişim (%)d) SW7 numunesine göre θ_u yüzdelik değişimleri

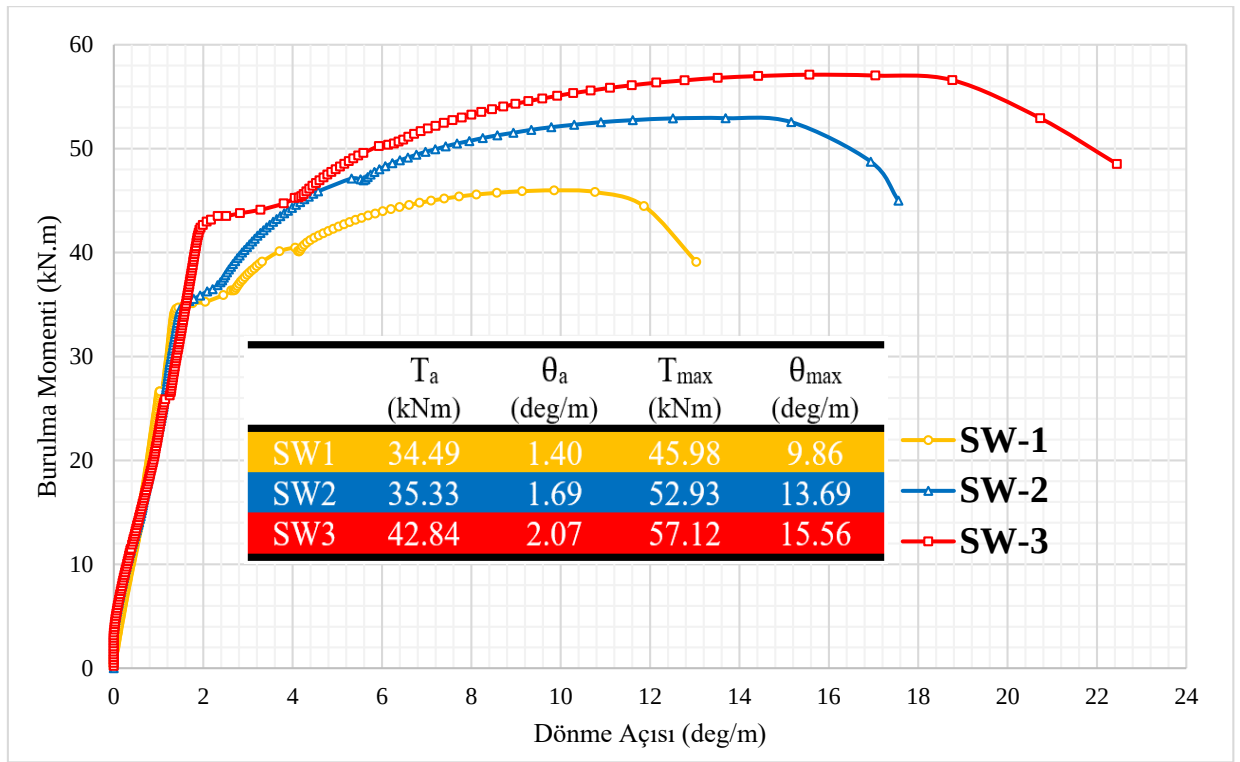
Şekil 125. Minimum burulma momenti değerlerine sahip numuneye göre burulma momentindeki değişimler.

Hibrid lif oranının burulma momentine etkisi

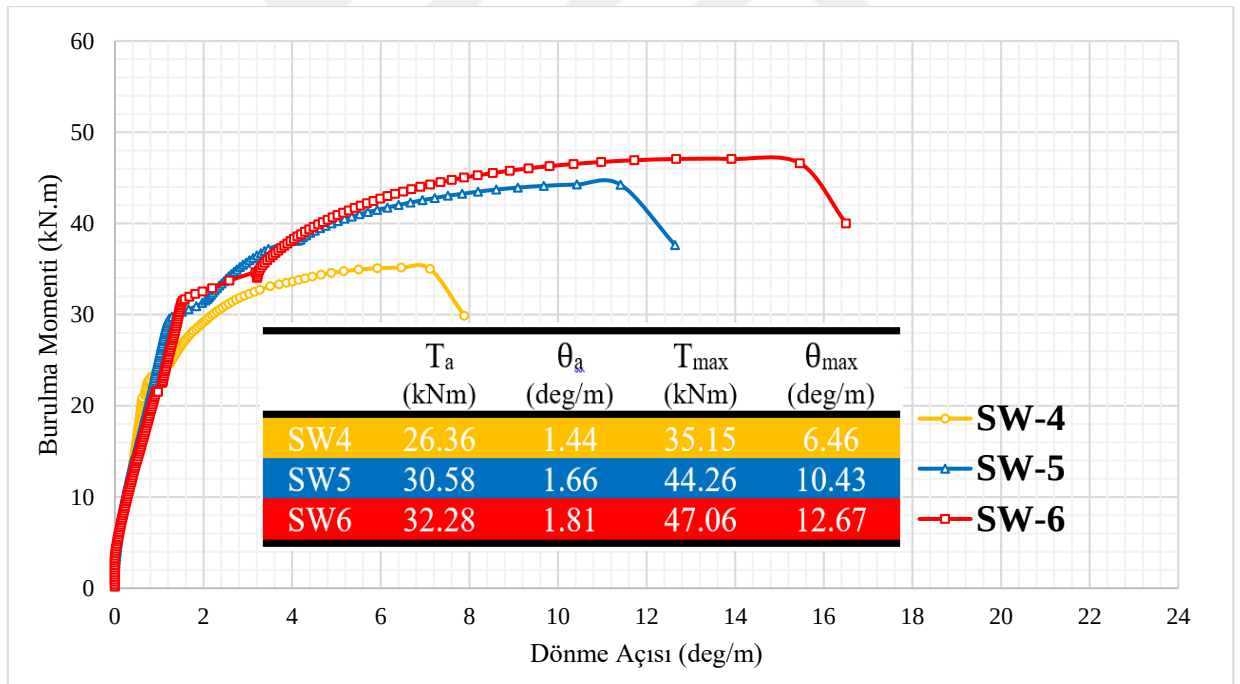
Hibrid lif oranının betonarme perdelerin burulma davranışına etkisini irdelemek için, deney numuneleri KYB, %1,0 HLKYB ve %1,5 HLKYB beton türlerinden imal edilmiştir. Lif oranının etkisi için dokuz adet deney numunesi üçerli gruplar halinde değerlendirilecektir. Örneğin SW1, SW2 ve SW3 numunelerinin geometrisi, yatay ve düşey donatı oranları aynı olmasına rağmen üretildikleri beton türü farklıdır. Benzer şekilde SW4, SW5 ve SW6 numunelerinin de geometri ve donatı oranları aynı olmasına rağmen kullanılan beton türü farklıdır. Perde duvarlar üçerli gruplar halinde değerlendirilmesine rağmen, davranışın daha kolay değerlendirilebilmesi için bu başlık altında sunulan bazı grafiklerde deney sonuçları birlikte sunulmuştur.

Şekil 126' de deney numunelerinin burulma momenti-dönme açısı grafikleri görülmektedir. **Şekil 126'** da görüldüğü üzere diğer parametrelerin aynı olması koşuluyla hibrid lif kullanımı burulma momentini arttırmıştır. Bununla birlikte lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması perde duvarın burulma momentini arttırmıştır. Ayrıca perde duvarlarda hibrid lif kullanılması daha sünek bir davranışa neden olmuştur. Hibrid lif kullanımı deney numunelerinin lineer bölgelerinde önemli bir etkiye neden olmamıştır. Fakat non-lineer bölgeye geçildiğinde liflerin etkinliği daha belirgin olmaktadır. Diğer bir değişle de deney numunelerinde ilk çatlak oluşuna kadar liflerin etkinliği ortaya çıkmamıştır. İlk çatlak oluşuktan sonra ise lif etkinliği görülmektedir. Burulma momenti-dönme açısı grafiklerinin eğimlerine bakıldığı zaman da benzer duruma görülmektedir. Çatlak oluşmadan önce deney numunelerinin grafiklerinin eğimleri birbirine oldukça yakındır. Çatlak oluşuktan sonra ise grafiklerin eğimleri farklılık göstermektedir. Fakat burada dikkat çeken deney numunesi SW7' dür. SW7 numunesi SW8 ve SW9 numunelerinin lineer bölgelerinde farklılık göstermektedir. Yatay donatı oranının minimum değere indirilmesi ile KYB betonundan üretilen SW7 numunesi lifli betonlu numunelere göre liner bölgenin eğimi farklı olmuştur. Hibrid lif eklenmesi ile deney numunelerinin lineer bölgelerindeki eğim arttırılmıştır. Böylece lifler yatay donatı oranındaki azalmayı tolere etmişlerdir. (SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 126' da bir diğer dikkat çekici nokta ise akma meydana geldiği bölgedir. Lifli betonla üretilen numunelerde akmanın olduğu bölgeler, KYB' li numunelere göre daha fazla sürmüştür. Boyuna donatılarda başlayan akma yatay donatıların takip ettiği düşünülürse lifler donatılardaki akmanın olduğu noktalarda gerilmeleri kendi üzerlerine almış olup akmayı geciktirmişlerdir. Böylece bu bölgelerde ki eğim de farklılık göstermektedir. Maksimum burulma momentine ulaşan deney numunelerinde göçme lifsiz betonlu perde duvarlarda daha hızlı olarak gerçekleşmiştir. Özellikle deney numunelerinin θ_{maks} ile θ_u arasındaki yüzdelik değişimlere bakıldığı zaman lifli betonlu numunelerde aradaki fark daha fazladır. Lifli betonun çekme dayanımının lif katkısız betona göre daha yüksek olmasından dolayı lifli betonlu üretilen numuneler de θ_{maks} ile θ_u arasında daha fazla dönme gerçekleşmiştir.

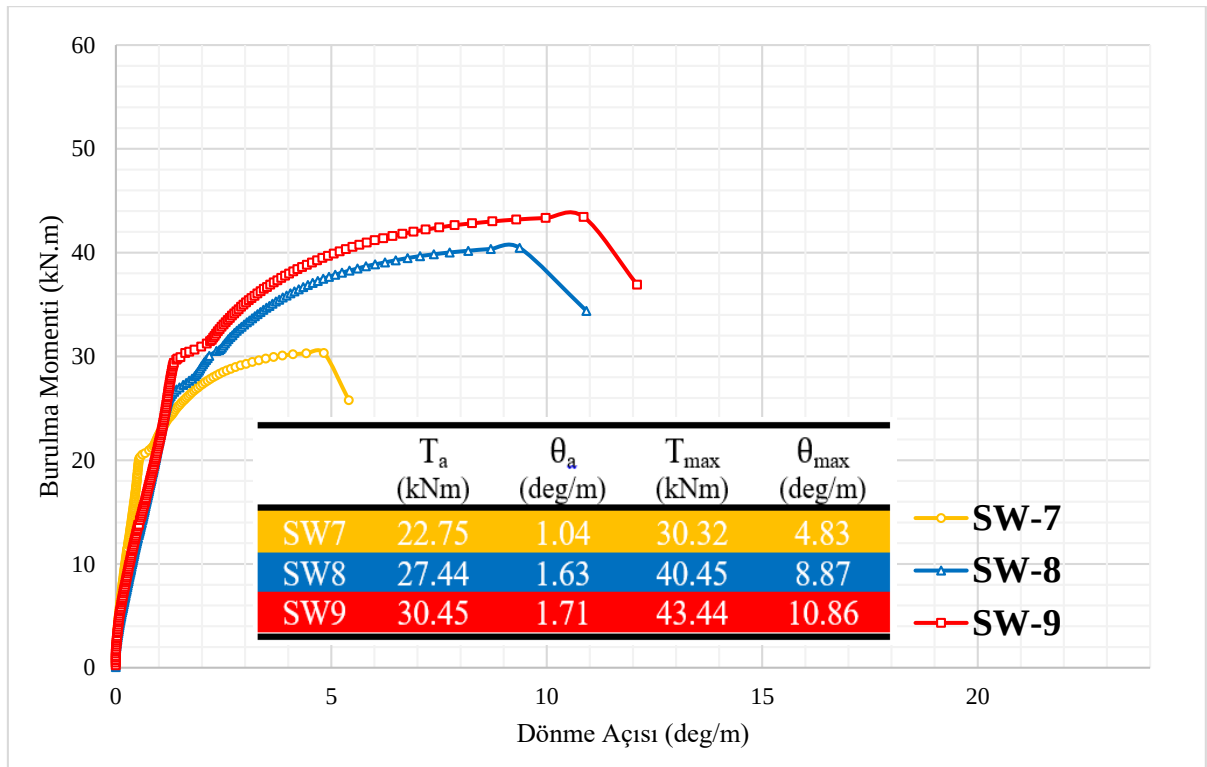


a) SW1, SW2 ve SW3 numuneleri



b) SW4, SW5 ve SW6 numuneleri

Şekil 126. Hibrid lif oranının burulma momenti-dönme açısı grafiklerine etkisi.



c) SW7, SW8 ve SW9 numuneleri

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 126. (Devamı) Hibrid lif oranının burulma momenti-dönme açısı grafiklerine etkisi.

Şekil 127' de deney numunelerinin burulma momenti parametrelerinin (T_{cr} , T_a , T_{maks} , T_u , θ_{cr} , θ_a , θ_{maks} , θ_u) yüzdelik değişimleri görülmektedir. **Şekil 127'** deki yüzdelik değişimler **Tablo 13'** deki burulma momenti ve dönme açısı değerlerine göre çizilmiştir. Grafiklerdeki yüzdelik oranlar üç perde numunesinin kendi aralarındaki değişimi göstermektedir. Bununla birlikte değerler aynı grafik üzerinde gösterilerek okuyucuya kolaylık sağlamak amaçlanmıştır. Örneğin **Şekil 127.a'** da SW1, SW2 ve SW3 grubunda en düşük kritik burulma momenti değeri ölçüldüğü için SW1, SW2 ve SW3 numunelerine göre referans numunesi seçilmiştir. **Şekil 127.a'** da %15,15' lük oran, SW2 numunesinin T_{cr} değerinin, SW1 numunesinin T_{cr} değerine göre %15,15 daha fazla olduğunu göstermektedir. Benzer şekilde SW3 numunesinin T_{cr} değeri, SW1 numunesininkine göre %24,21 daha fazla ölçülmüştür. Yine **Şekil 127.a** grafiğinde SW4 numunesi, SW5 ve SW6 numunelerine göre referans seçildiği için grafikte gösterilmemiştir. SW5 ve SW6 numunelerinin T_{cr} değerleri SW4 numunesininkine göre sırasıyla %12,69 ve %19,81 daha fazla çıkmıştır. SW8 ve SW9 numunelerini T_{cr} değerleri de SW7' ninkine göre sırasıyla %13,78 ve %30,85 daha fazla çıkmıştır. **Şekil 127.a'** dan anlaşılabacağı üzere KYB karışımına hibrid lif eklenmesi deney numunelerinde oluşan ilk çatlak yükünü arttırmıştır. Lif

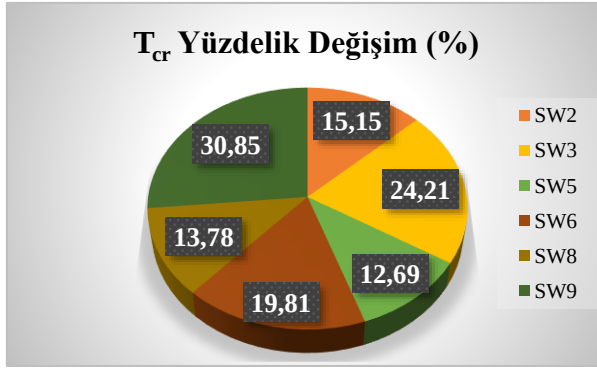
oranının arttırılması da ilk çatlak burulma momenti değerini arttırmıştır. Fakat bu artış oranı lifsiz betondan lifli betona geçişteki kadar fazla olmamıştır. Örneğin SW1 numunesine ($T_{cr}=27,59$) %1,0 oranında hibrid lif eklenmesi ile ilk çatlak burulma momenti değeri %15,15 (SW2 $T_{cr}= 31,77$) arttırılmıştır. SW2 numunesindeki hibrid lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması T_{cr} değerini %7,87 oranında arttırmıştır. Lif oranının %50 oranında arttırılması T_{cr} değerini %7,87 oranında arttırabilmiştir. Benzer durum diğer numunelerde de söz konusudur. SW4 numunesine %1,0 oranında hibrid lif eklenmesi T_{cr} değerini %12,69 oranında arttırmasına karşın lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması T_{cr} değerini %6,33 oranında arttırmıştır. SW7 numunesine %1,0 ve %1,5 oranında hibrid lif eklenmesi T_{cr} değerlerini sırasıyla %13,78 ve %30,85 oranında arttırmıştır. Fakat SW8 numunesindeki lif oranının arttırılması T_{cr} değerini %15 oranında arttırmıştır.

Şekil 127.b' ye bakıldığı zaman her üçlü gruptaki en düşük değerler referans alınarak akma anındaki burulma momenti değerlerinin yüzdelik değişimleri gösterilmiştir. Deney numunelerinde lif kullanılması akma anındaki burulma momenti üzerinde de belirgin bir şekilde etkisini göstermektedir. Hibrid lif eklenmesi T_a değerini referans numunelerine göre %2,44 ve %33,85 oranları arasında arttırmıştır. Hibrid lif eklenmesinin deney numuneleri üzerindeki etkisi T_{cr} değerine göre T_a değerinde daha fazla bir artışa neden olmuştur. **Şekil 127c** ve d' de de görüldüğü üzere beton karışımına hibrid lif eklenmesi T_{maks} ve T_u değerlerinin de artmasına neden olmuştur. Lif kullanımının burulma momenti kapasitesi üzerinde önemli bir etkisi olduğu söylenebilir. Bununla birlikte genel olarak lif oranının %50 oranında arttırılma dayanımda beklenen artışı sağlamamıştır. Lif oranının %50 oranında artmasına karşın burulma momenti değerlerindeki artış daha düşük seviyelerde kalmıştır.

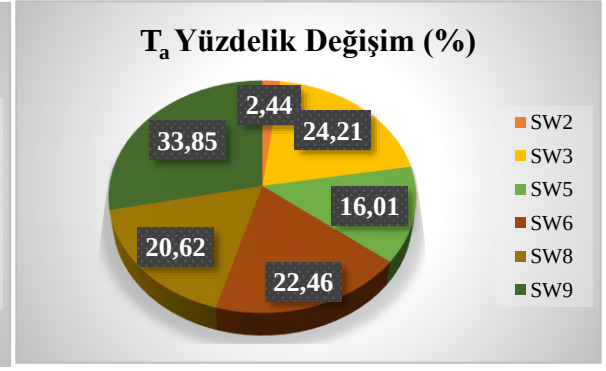
Şekil 127.e, f, g ve h' de ise hibrid lif kullanımının deney numunelerinin dönme açısı üzerindeki etkisini göstermektedir. Hibrid lif kullanımının burulma momenti değerlerinde olduğu gibi dönme açısı değerleri üzerinde de belirleyici etkileri olmuştur. **Şekil 127.e'** de görüldüğü üzere SW2 numunesinde %1,0 oranında hibrid lif kullanılması SW1 referans numunesine göre ilk çatlak oluştuğu andaki dönme açısını %15,25 oranında arttırmaktadır. Benzer şekilde SW3 numunesinde %1,5 oranında hibrid lif kullanılması θ_{cr} değerini SW1 numunesine göre %33,90 oranında arttırmıştır. KYB betonunda %1,0 oranında lif kullanılması ile üretilen SW2, SW5 ve SW8 numunelerinin SW1, SW4 ve SW7 numunelerine göre θ_{cr} değerleri sırasıyla %15,09, %11,70 ve %29,89 oranlarında daha fazla çıkmıştır. Hibrid lif oranının %1,5' a çıkarılması ile üretilen SW3, SW6 ve SW9 numunelerinin θ_{cr} değerleri ise SW2, SW5 ve SW8 numunelerine göre sırasıyla %16,17, %29,52 ve %9,73 oranında arttırmıştır. Dolayısıyla lif oranının %50 oranında arttırılması kritik dönme açısı değerini aynı

ölçüde arttırmamıştır. Hibrid lif kullanımının akma anındaki ve T_{maks} ’ a karşılık gelen dönme açısı değerleri üzerinde de önemli bir etkisi olmuştur. **Şekil 127.g**’ de görüldüğü üzere hibrid lif kullanımı SW6 numunesinin θ_{maks} değerini SW4’ e göre %96,13 oranında arttırmıştır. Hatta SW9 numunesindeki bu artış oranı %124,84 olmuştur. Diğer dönme açısı değerlerinde olduğu gibi hibrid lif kullanımının θ_u üzerinde de önemli bir etkisi olmuştur. **Şekil 127.g** incelendiğinde hibrid lif kullanımı %100’ ün üzerinde artışa dahi neden olduğu görülmektedir.

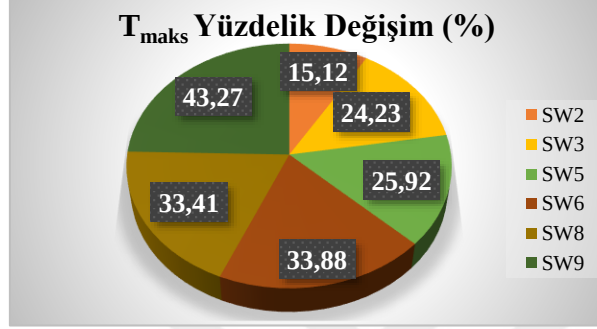
Hibrid lif kullanımının burulma momenti değerlerine nazaran dönme açısı değerleri üzerine etkisi daha fazladır. Lif kullanımının referans numunelere göre burulma momenti değerlerini ortalama %15 ile %30 arasında değiştirirken, dönme açısı değerlerini ortalama %40 ile %60 oranında hatta SW6, SW8 ve SW9 numunelerinde %100’ ün üzerinde arttırmıştır. Böylece deney numunelerinin dönme açısı kapasiteleri üzerinde lif kullanımının önemli bir etkisi olduğu sonucuna varılmıştır.



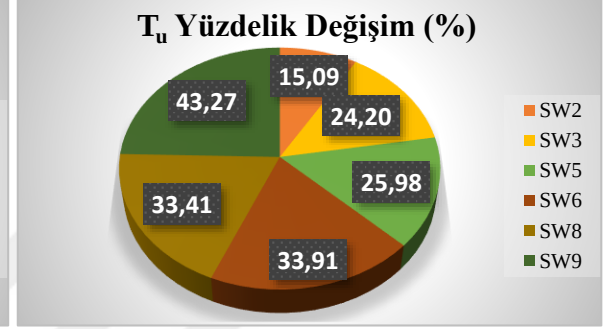
a) T_{cr} Değeri Yüzelik Değişimi



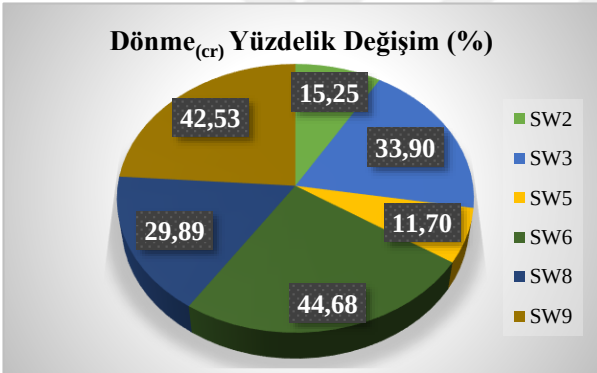
b) T_a Değeri Yüzelik Değişimi



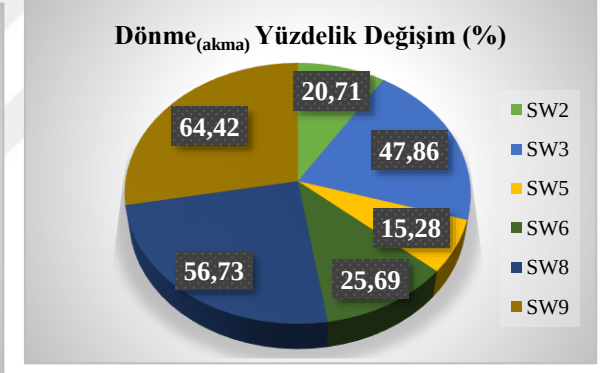
c) T_{maks} Değeri Yüzelik Değişimi



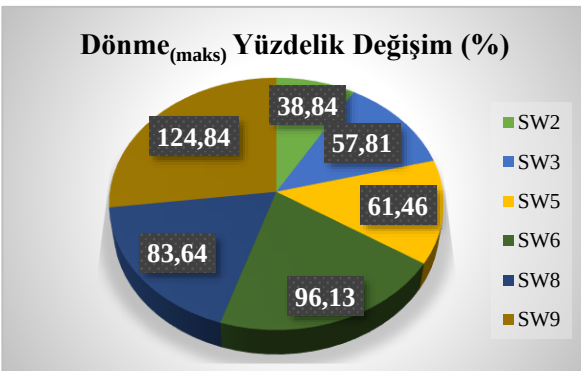
d) T_u Değeri Yüzelik Değişimi



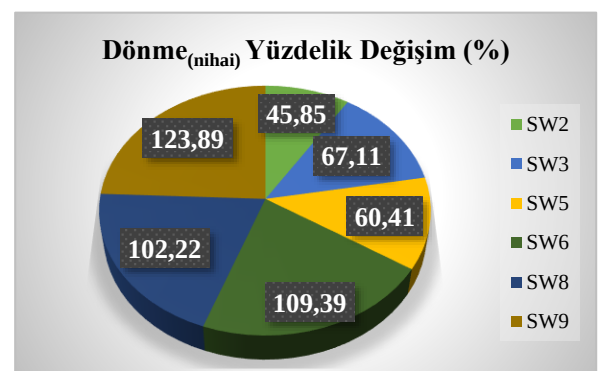
e) Kritik Dönme açısı yüzdelik değişimi



f) Akma Anındaki Dönme açısı yüzdelik değişimi



g) Maksimum Dönme açısı yüzdelik değişimi

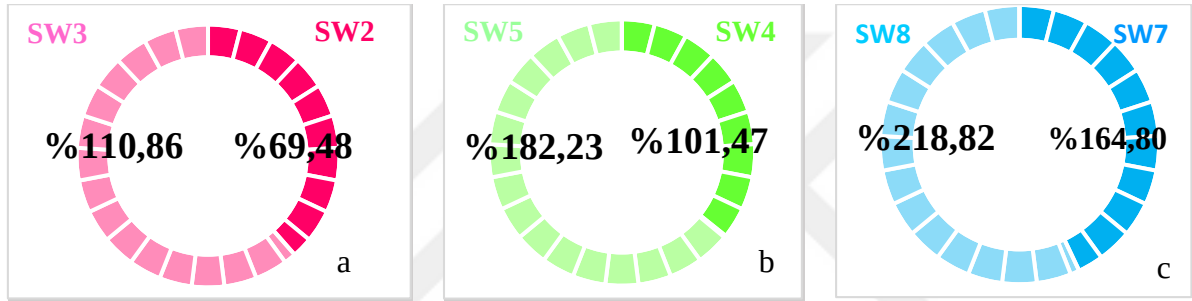


h) Nihai Dönme açısı yüzdelik değişimi

Şekil 127. Hibrid lif oranının burulma momenti parametrelerine etkisi.

Şekil 128' de hibrid lif kullanımının toplam enerji sönümleme kapasitesi üzerindeki etkisi görülmektedir. KYB' den üretilen SW1 numunesinde toplam sönümlenen enerji miktarı 479,42 kN.deg' dür. KYB karışımına %1,0 ve %1,5 oranında hibrid lif eklenmesi ile sönümlenen toplam enerji miktarları sırasıyla %69,48 ve %110,86 oranında artmıştır. SW5 ve SW6 numunelerinin SW4 numunesine göre sönümledikleri toplam enerji miktarı ise sırasıyla %101,47 ve %182,23 oranında daha fazladır. Benzer şekilde SW8 ve SW9 numunelerinin sönümledikleri toplam enerji SW7' ye göre sırasıyla %164,80 ve %218,82 daha fazladır. SW1~3 grubuna bakıldığı zaman, KYB karışımına %1,0 oranında hibrid lif eklenmesi sönümlenen enerjiyi %69,48 oranında arttırmasına karşın hibrid lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılmasında sönümlenen enerji (SW2' nin SW3' e göre) %24,41 oranında artmıştır. SW4~6 grubunda, %1,0 hibrid lif eklenmesi sönümlenen toplam enerjiyi %101,47 oranında arttırmasına karşın lif oranının %1,5' a çıkarılması (SW5' ün SW6' ya göre) sönümlenen enerjiyi %40, 08 oranında arttırmıştır. SW7~9 grubunda ise, toplam sönümlenen enerji %1,0 hibrid lif eklenmesi ile %164,80 oranında artmış olup lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması sönümlenen enerjinin %20,40 oranında artışa neden olmuştur. Dolayısıyla lifsiz betona %1,0 oranında çelik ve karbondan oluşan hibrid lif eklenmesi burulma momentine maruz kalan betonarme perde duvarların toplam sönümlenen enerji miktarı üzerinde önemli bir etkiye neden olmuştur. Hibrid lif oranının %50 oranında arttırılması bir artışa neden olmuştur fakat bu artış lifsiz betonlu numuneler ile %1,0 lifli betonlu numuneler arasındaki artış kadar fazla olmamıştır. Yüksek elastisite modülünü sahip çelik ve karbon lifler özellikle kesme kuvveti ve bundan kaynaklanan burulma momentinin kesitte en çok zorlamaya neden olduğu bölgelerde beton, donatı ve lif iş birliği ile bu gerilemeler karşılanmıştır. Lifsiz betonlu numunelerde bu gerilmeler basınç tarafında beton ile donatı ve çekme tarafında ise donatı tarafından karşılanmıştır. Lifli betonlu numunelerde ise lifler özellikle çatlak oluştuğu anda bu çatlaklar arasında köprüleme etkisi göstererek gerilmeleri kendi üzerlerine almışlardır. Bu durumda lifli betonlu numuneler daha fazla dönme ve burulma momenti kapasitesine ulaşmışlardır. Burulma momenti-dönme açısı grafiklerine dikkat edilirse çatlamış betonun rijitliği azalmaktadır. Bu noktadan sonra burulma momentindeki artıştan ziyade dönme açısında önemli artışlar meydana gelmiştir. Lifli betonlu numunelerin dönme açısı kapasitelerini liflerin sağladığı görülmektedir. Özellikle perde duvar plastik mafsallık bölgelerinde çelik ve karbon lifler boyuna ve enine donatılarda akmanın meydana geldiği noktalarda üzerlerine gerilmeleri alarak donatıların daha yüksek burulma momenti seviyelerinde akmalarına neden olmuştur. Bununla birlikte basınç tarafında da yine lifler betonda ilk çatlak oluşuktan sonra etkinliğini göstermiştir. Kancalı şekilde kullanılan çelik lifler ve betona gömülü olan karbon lifler betonla iyi bir aderans sağlamışlardır. Böylece çatlamış kesitin gerilme karşılamasına yardımcı olmuşlardır. Karbon

ve çelik lifler betonda oluşan çatlağın ilerlemesini de yavaşlatmışlardır. Özellikle perde duvarların davranışını belirleyen plastik mafsallık bölgelerinde liflerin bu etkinliklerinde dolayı burulma momenti ve dönme açısı kapasiteleri artmıştır. Bundan dolayıdır ki burulma momenti-dönme açısı grafiği altında kalandan hesaplanan toplam sönmölenen enerji miktarı lifli betonlu numunelerde daha yüksek seviyelerde olmuştur. Lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması ise sönmölenen enerjiyi arttırmıştır fakat bu artış ilk duruma göre daha düşük seviyede kalmıştır. Karışımında hacimce artan lifler karışım içerisinde yer yer topaklanmaya neden olmuştur. Bazı bölgelerde ise lifler fazla hacimden dolayı homojen bir dağılımın sağlanamamasına neden olmuştur. Bundan dolayı lif hacminin artırılması bir noktadan sonra ilk duruma göre etkili olamamıştır.



Şekil 128. Enerji sönmöleme kapasitelerinin karşılaştırılması a) SW2 ve SW3 numunelerinin SW1 numunesine göre b) SW5 ve SW6 numunelerinin SW4 numunesine göre c) SW8 ve SW9 numunelerinin SW7 numunesine göre sönmölenen toplam enerji miktarındaki değişim

Burulma momenti-dönme açısı grafiğinin altında kalan alanın dört parçaya ayrıldığından yukarıda bahsedilmişti. **Tablo 14'** de hibrid lif oranının E_{cr} , E_a , E_{maks} ve E_u değerleri üzerindeki etkisi görölmektedir. **Tablo 14'** de her üçlü kendi arasında değerlendirilmiştir. Dolayısıyla o gruptaki en düşük değere sahip deney numunesi referans olarak alınmış olup yüzdelik artışlar tabloda gösterilmiştir. **Tablo 15'** de ise hibrid lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması ile enerji sönmöleme kapasiteleri arasındaki artış ve azalış yüzdelik olarak gösterilmiştir.

Tablo 14. Hibrid Lif Oranındaki Değişimin E_{cr} , E_a , E_{maks} ve E_u Değerlerine Yüzdelik Etkisi (%)

	SW1' e göre		SW4' e göre		SW7' ye göre	
	SW2	SW3	SW5	SW6	SW8	SW9
E_{cr}	30,00	66,93	14,00	57,5	15,97	46,12
E_a	39,13	98,46	30,08	38,57	69,35	94,77
E_{maks}	61,66	98,42	102,81	160,75	136,42	220,28
E_u	99,76	158,96	96,11	268,12	382,65	207,78

E_{cr} : İlk çatlak anına kadar sönmölenen enerji, E_a : Akma anına kadar sönmölenen enerji, E_{maks} : Maksimum burulma momentine kadar sönmölenen enerji, E_u : Maksimum burulma momentinden sonra göçme anına kadar sönmölenen enerji

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Tablo 14' den göröldüğü üzere lif oranının arttırılması SW1~3 grubunda ilk çatlak anına kadar sönmölenen enerji miktarını %30 ve %66,93 oranlarında arttırmıştır. Bu durum diğer gruplarda da geçerlidir. **Tablo 13'** e bakıldığında zaman deney numunelerinin ilk çatlak anındaki burulma momenti değerleri birbirine oldukça yakındır. Fakat ilk çatlak oluştuktan sonra liflerin etkinliği daha belirgin hale gelmiştir. Akma anına kadar sönmölenen enerji miktarında da lif oranının artması bu ana kadar sönmölenen enerji miktarını da arttırmıştır. Bunun nedeni ise ilk çatlak oluştuktan sonra liflerin de etkinliği ile boyuna ve enine donatılardaki gerilmelerin azalması ve akmanın gecikmesidir. Maksimum burulma momenti değerine kadar sönmölenen enerji miktarı da en fazla SW7 ile SW9 numuneleri arasında meydana gelmiştir. Minimum yatay donatı oranı ile donatılandırılan SW7 numunesinin burulma momenti kapasitesi de düşük olmuştur. Dolayısıyla bu ana kadar sönmölenen enerji miktarı da düşük bir seviyede kalmıştır. SW7 numunesinde %1,5 oranında lif kullanılması ile sönmölenen enerji miktarı oranı %220,28 oranında artmıştır. Böylece minimum yatay donatı oranının negatif etkisi tolere edilmiştir. **Tablo 14'** da dikkat çeken bir diğer husus ise maksimum burulma momentine ulaşıldıktan sonra göçme anına kadar geçen sürede de önemli bir miktar enerji daha sönmölenmiştir. SW7 numunesine göre SW8 numunesinin E_u değeri %382,65 oranında artış meydana gelmiştir. SW1~3 grubunda ise, SW2 ve SW3 numunelerinin SW1 numunesine göre E_u değerleri sırasıyla %99,76 ve %158,96 oranlarında artmıştır. **Tablo 14'** daki referans numunelerine göre en fazla artışlar E_u değerlerinde meydana gelmiştir. Maksimum burulma momenti kapasitesine ulaşan deney numunelerinde bu andan sonra burulma momentinde azalış dönme açısında ise artış meydana gelmiştir. Bu artışların en fazla olduğu numuneler de lifli betonlar üretilen numunelerdir. Liflerin katkısı ile deney numunelerinde dönme olayı azalan burulma momentine rağmen devam etmiştir. **Tablo 15'** den göröldüğü üzere lif oranının %50 oranında arttırılması E_{cr} , E_a , E_{maks} ve E_u değerleri de artmıştır. Fakat bu artış oranları lif oranının %0' dan %1,0' e çıkarıldığındaki kadar etki etmemiştir.

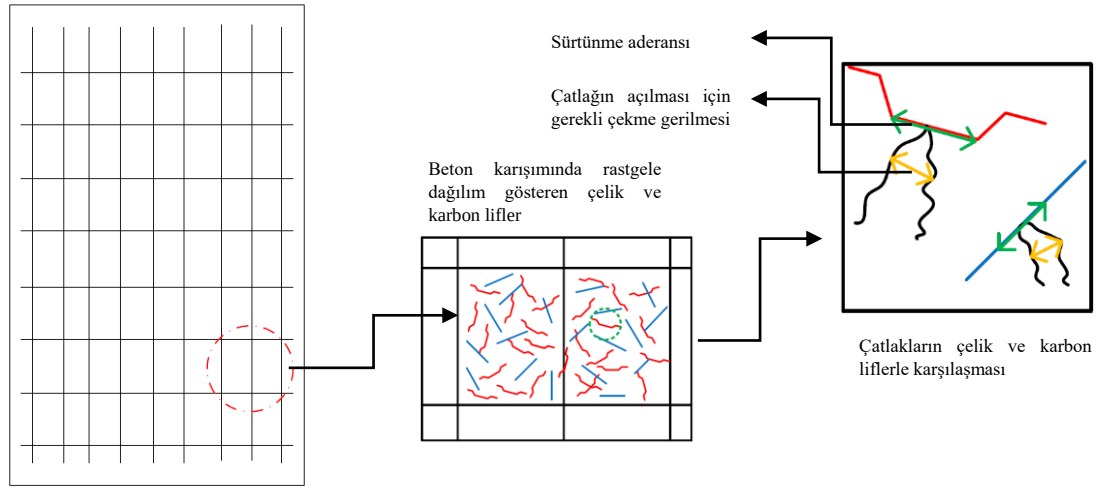
Tablo 15. Hibrid Lif Oranının %1,0' den %1,5' a Çıkarılmasının T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u Değerlerine Yüzdelik Etkisi (%)

	SW2 ile SW3	SW5 ile SW6	SW8 ile SW9
E_{cr}	28,39	38,12	26,00
E_a	42,65	6,53	15,01
E_{maks}	22,74	28,57	35,47
E_u	29,64	87,71	-36,23

E_{cr} : İlk çatlak anına kadar sönmölenen enerji, E_a : Akma anına kadar sönmölenen enerji, E_{maks} : Maksimum burulma momentine kadar sönmölenen enerji, E_u : Maksimum burulma momentinden sonra göçme anına kadar sönmölenen enerji

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Betonarme perde duvar numunelerinin plastik mafsall bölgelerinde ilerleyen kesme çatlağı, beton karışımında rastgele dağılan çelik/karbon lifler karşılaştığında, çatlağın lifi geçmesi için çatlağın ilerlemesi ve açılmasını sağlayan çekme gerilmesinin lifin yüzeyindeki sürtünme aderansından fazla olması gerekmektedir (**Şekil 129**). Liflerin sahip olduğu yüksek elastisite modülünden dolayı çatlağın ilerlemesi zorlaşmakta ve daha yüksek gerilmelere ihtiyaç duymaktadır. Lif yüzeyi, pürüzlülük, lif yüzey alanı da bu olay üzerinde oldukça etkiye sahiptir. Bir diğer önemli nokta ise, plastik mafsall dönmeleri arttıkça çatlaklardan dolayı betonun kesme kapasitesi düşmektedir. Karışımında kullanılan karbon ve çelik lifler çatlaklar arası köprüleme etkisi ile betonun kesme kapasitesini arttırmıştır. Böylece lifli betonlu numunelerin burulma momenti performansları liffsiz betonlu numunelere göre daha yüksek olmuştur. Ayrıca lifli betonlu numuneler göçme burulma momentine ulaşmadan önce liffsiz betonlara göre daha büyük dönme değerleri yaparak daha düktil bir davranış sergilemişlerdir. Bu da nüfusunun büyük çoğunluğunun deprem riski altında olduğu ölkemiz için yapıların göçmeden önce büyük deformasyonlar yapabilme kabiliyeti adına lifli beton teknolojisi ve perde duvar uygulamasının birleştirilmesi için oldukça önemlidir.



Şekil 129. Çelik ve karbon liflerin çatlak köprüleme etkisi.

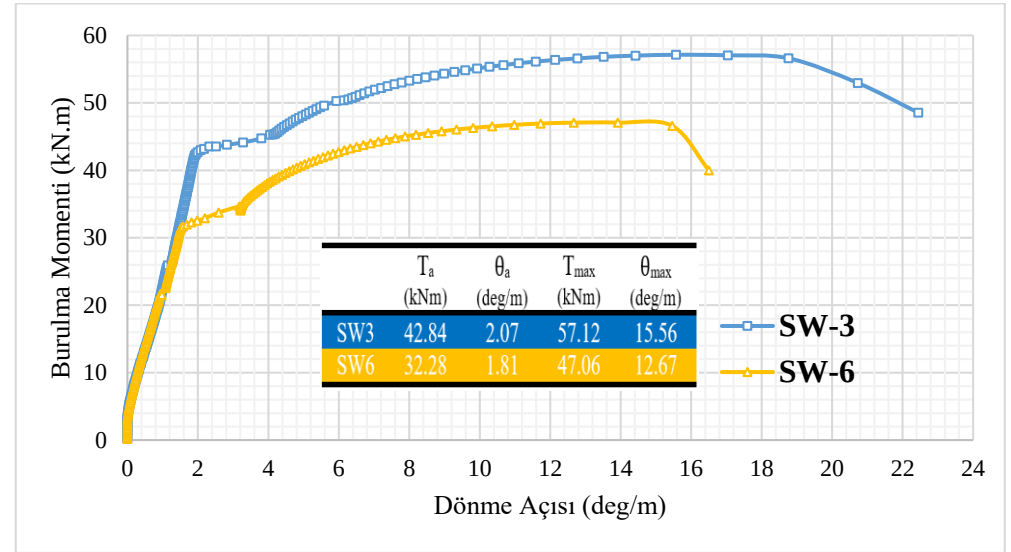
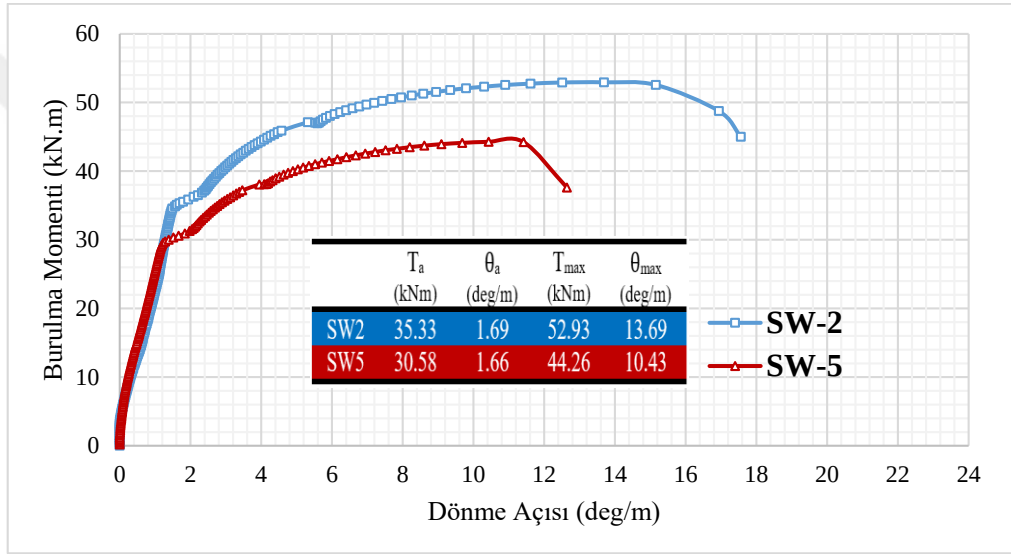
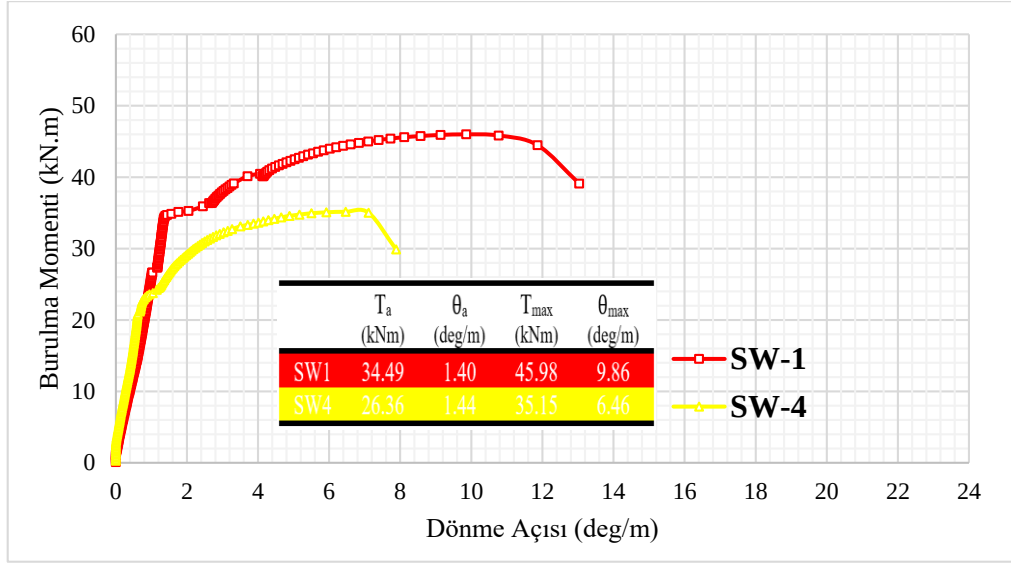
Bununla birlikte lif miktarının artırılması betonla lifler arasındaki ihtiyaç duyulan aderansı da arttırmaktadır. %1,0 hibrid lifli betonda metreküpte 8 kg karbon, 35 kg çelik lif, %1,5 hibrid lifli betonda da metreküpte 12 kg karbon ve 53 kg çelik lif (bkz. **Tablo 9**) kullanılmıştır. Dolayısıyla %1,5 lifli betondaki beton ve lifler arasındaki aderansın tam olarak sağlanması daha zor olacaktır. Ayrıca aderansın sağlanmasının zor olmasının yanında liflerin sıyrılması da %1,0 karışımındaki liflere göre daha kolay olmuştur. Bundan dolayı lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması, %0' dan %1,0' e çıkarılması kadar etkili olamamıştır. %1,5 hibrid lifli numunelerde liflerin matristen sıyrılması %1,0 hibrid lifli numunelere göre daha kolay olmuştur. Ganesan *et. al.* (2014) betonarme perde duvarlarda lif kullanımının kesme kapasitesini, enerji sönümleme kapasitesini arttırdığını belirtmiştir. Bu çalışmada da benzer şekilde lif oranının %0' dan artırılması dayanımı iyileştirmiştir. Lif oranının artırılmasının (%0,5' den %1,0' e çıkarmak) perde duvarların kapasitesi üzerinde ilk durum kadar etkili olmadığını belirtmiştir. Hung and Hsieh (2020) de lifli betonarme perde duvarlar üzerine yaptığı çalışmada karışıma lif eklenmesinin dayanımı arttırdığını fakat bu lif oranının artırılmasının dayanımı yine de arttırdığını ama ilk durum ki kadar etkili olmadığını belirtmiştir. Lu *et al.* (2018) ve Zhao *et al.* (2018) perde duvarlarda lif kullanımının attırdığını ve perde duvarların daha duktıl bir davranış sergilediğini belirtmişlerdir bununla beraber lif oranının artırılmasının ise ilk duruma göre daha az etkili olduğunu da bildirmişlerdir.

Perde boyutları oranının burulma momentine etkisi

Boyut etkisinin betonarme perdelerin burulma davranışına etkisini irdelemek için deney numunelerinin H/L oranları 1,25 ve 1,50 olacak şekilde seçilmiştir. Bu amaçla boyut etkisini irdelemek için SW1 ile SW4, SW2 ile SW5 ve SW3 ile SW6 numuneleri kendi aralarında karşılaştırılmıştır. Örneğin SW1 numunesi ile SW4 numunesi arasındaki tek fark perde duvar

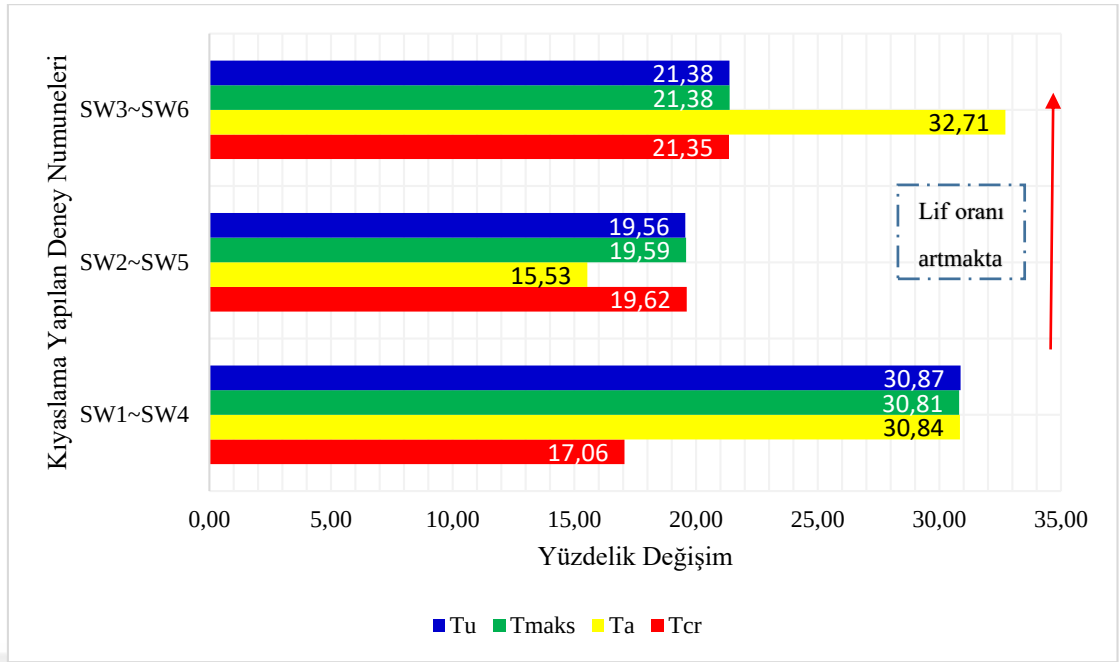
genişliğidir. Böylece KYB betonlu numunelerin burulma davranışına en kesit değişimine etkisi irdelenmiştir. SW2 ile SW5 numunelerinde ise %1,0 hibrid lif KYB’ den üretilen numunelerde boyut etkisi irdelenmiştir. SW3 ile SW6 arasında ise minimum yatay donatı oranının iki katında kalınarak ve hibrid lif kullanarak en kesit değişiminin burulma davranışına etkisi incelenmiştir.

Şekil 130’ de boyut etkisinin burulma momenti-dönme açısı grafiklerine etkisi gösterilmiştir. Grafiklerden görüldüğü üzere perde duvarların en kesitleri arttıkça burulma momenti kapasiteleri ve dönme açısı değerleri de artmaktadır. Ayrıca en kesitin artması betonarme perde duvarların daha sünek bir davranış sergilemesine neden olmuştur. Grafiklerde deney numunelerinin lineer bölgelerindeki eğimleri bir birleri ile hemen hemen aynıdır. Ayrıca grafiklerin lineer bölgeden non-lineer bölgeye geçtiği noktalar en kesite göre değişmektedir. En kesitin daha büyük olduğu numunelerde bu geçiş bölgesi daha büyük burulma momenti değerlerinde meydana gelmiştir.

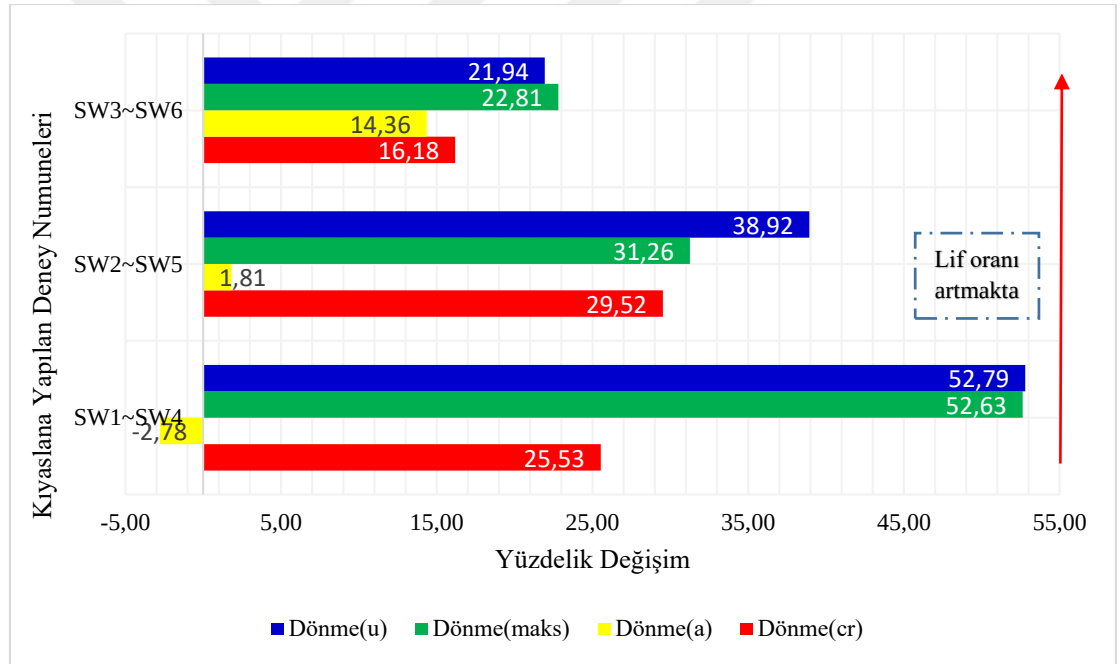


Şekil 130. SW1-SW4 ve SW2-SW5 ve SW3-SW6 numunelerinin burulma momenti-dönme açısı grafikleri.

Şekil 131’ de en kesit değişiminin burulma momenti parametrelerine etkisinin yüzdelik değişimleri görülmektedir. Bu amaçla deney numuneleri ikiye ayrılarak bir birleri ile karşılaştırılmıştır. KYB betonundan üretilen SW1 ile SW4 numunelerinde en kesitin arttırılması T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u değerlerini arttırmıştır. T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u değerlerinde sırasıyla %17,06, %30,84, %30,81 ve %30,87 oranında artış olmuştur. Bu burulma momenti değerlerine karşılık gelen dönme açılarına baktığımız zaman, akma anındaki dönme açısında %2,78 oranında bir azalma söz konusudur. KYB ile üretilen SW4 numunesinin en kesiti SW1 numunesine göre daha küçük olsa da akma daha yüksek bir değerde gerçekleşmiştir. Bunların birlikte en kesitin arttırılması θ_{cr} , θ_{maks} ve θ_u değerlerini sırasıyla %25,53, %52,63 ve %52,79 oranlarında arttırmıştır. %1,0 HLKYB’ den üretilen SW2 ile SW5 numunelerinde de en kesitin arttırılması benzer bir etkiye neden olmuştur. %1,0 HLKYB’ li ve $H/L = 1,5$ olan SW5 numunesinde H/L oranının 1,25’ e düşürülmesi T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u değerlerini sırasıyla %19,62, %15,53, %19,59 ve %19,56 oranlarında arttırmıştır. H/L oranının azaltılması, bir diğer ifade ile en kesitin arttırılması, θ_{cr} , θ_a , θ_{maks} ve θ_u dönme açılarını da sırasıyla %29,52, %1,81, %32,26 ve %38,92 oranlarında arttırmıştır. %1,5 hibrid lif grubuna baktığımız zaman diğer gruplardakine benzer durum söz konusudur. H/L oranının azaltılması burulma momenti ve dönme açısı değerlerini arttırmıştır. SW3 numunesinin (%1,5 HLKYB ve $H/L = 1,25$) SW6 numunesine (%1,5HLKYB ve $H/L = 1,5$) göre T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u değerlerini sırasıyla %21,35, %32,71, %21,38 ve %21,38; θ_{cr} , θ_a , θ_{maks} ve θ_u dönme açılarını da sırasıyla %16,18, %14,36, %22,81 ve %21,97 oranlarında daha fazladır. **Şekil 131.a**’ ya bakıldığı zaman H/L oranının azaltılması burulma momenti değerlerini arttırdığı görülmekte fakat bu artış oranı lif oranı arttıkça azalmaktadır. Deney numunelerinde H/L oranı, perde genişliğinin azaltılıp yada arttırılması ile sağlanmıştır. Aynı şekilde **Şekil 131.b**’ den görüldüğü üzere H/L oranının azaltılması burulma momenti değerlerini arttırmakta fakat lif oranındaki artış bu farkı azalmaktadır. Karbon ve çelik lifler boyut etkisinin dayanıma olumsuz etkilerini tolere etmektedir.



a) Burulma momenti değerlerindeki değişim

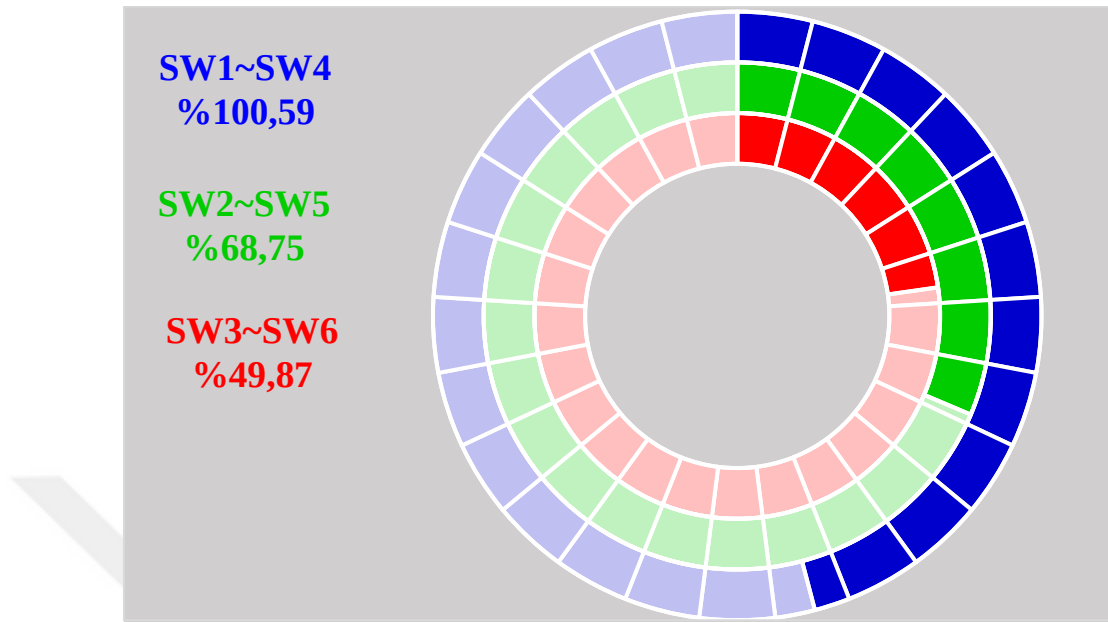


b) Dönme açılarındaki değişim

Şekil 131. Boyut etkisinin burulma momenti parametrelerine etkisinin yüzdelik değişimi.

Şekil 132' de en kesitteki değişimin toplam sönümlenen enerji miktarına etkisi gösterilmiştir. Deney numuneleri ikiye ayrılarak bir birleri ile karşılaştırılmıştır. **Şekil 132'** da görüldüğü üzere KYB' li numunelerde (SW1 ile SW4) H/L oranının azaltılması sönümlenen toplam enerjiyi %100,59 oranında arttırmıştır. %1,0 HLKYB' li SW2 ile SW5 numunelerinde ise H/L oranının 1,5' dan 1,25' e düşürülmesi sönümlenen toplam enerjiyi %68,75 oranında

arttırmıştır. %1,5 HLKYB' li SW3 ile SW6 arasında ise en kesitin arttırılması %49,87 oranında daha fazla enerji sönümlenmesine neden olmuştur.



(SW1: HLO= %, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 132. Perde boyut oranlarının sönümlenen toplam enerji miktarına yüzdelik etkisi.

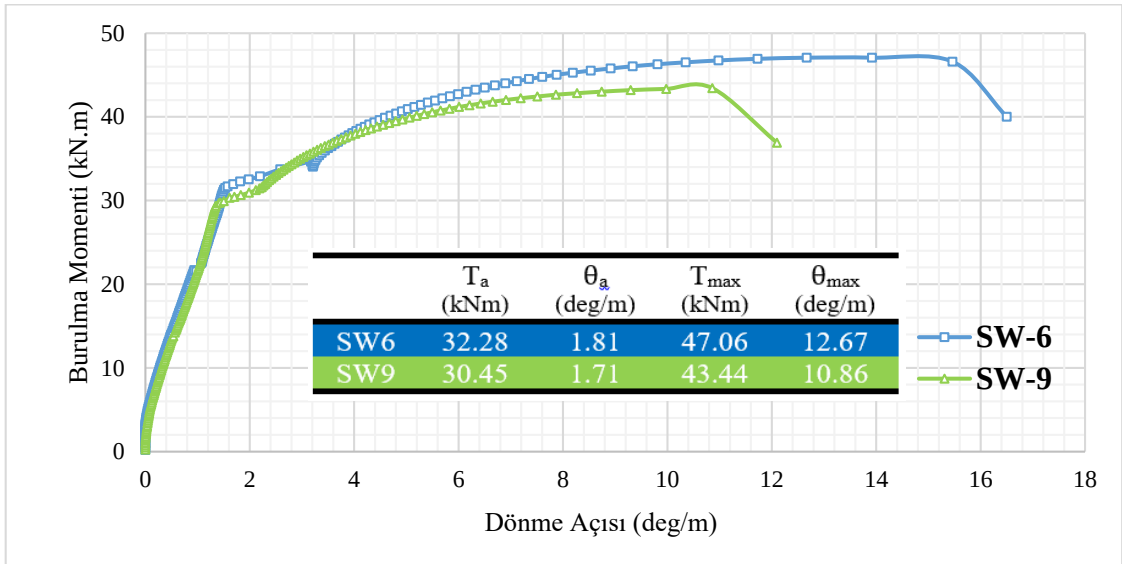
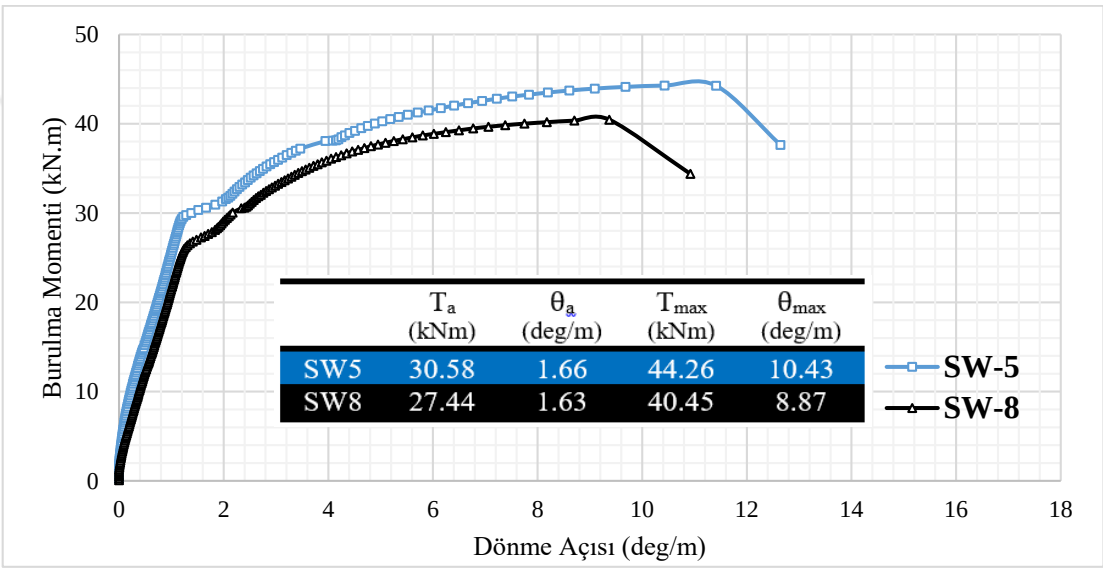
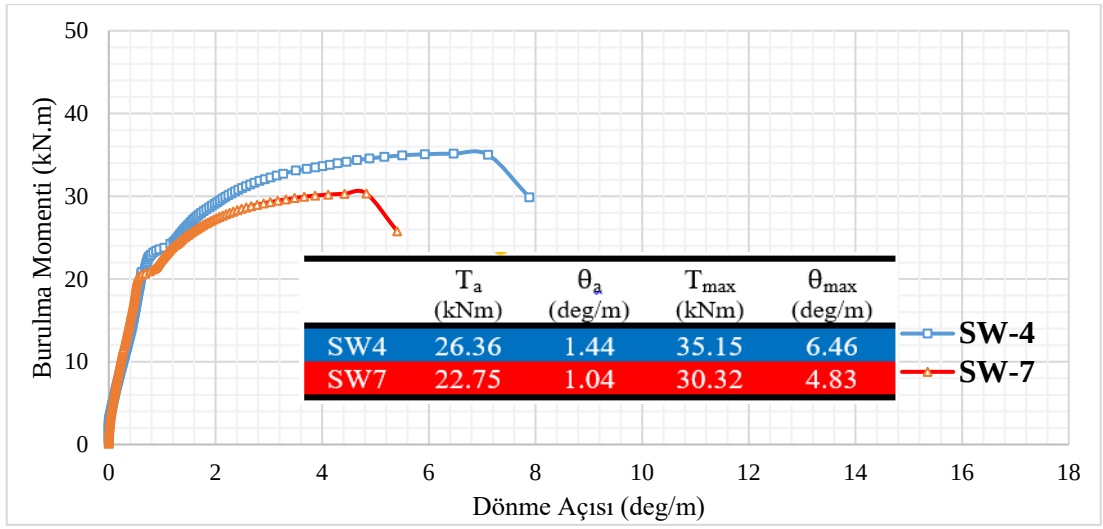
H/L oranı büyük olan perde duvar numunelerinde kesme kuvvetleri ve burulma momentleri daha büyük değerlere çıkmıştır. Betonarme perde duvar numunelerinin kesit alanlarının artması ile perde gövdesindeki kesme kuvvetleri ve gerilmelerin yayılma için daha büyük bir ortama ihtiyaç duymuştur. Böylece kesit alanının arttırılması ya da H/L oranının azaltılması burulma momenti performansını arttırmıştır. Hidalgo *et al.* (2002) ve Li *et al.* (2018) çalışmasında da tekrarlı tersinir yükleme altındaki betonarme perde duvarların kesit alanının arttırılmasının dayanımı arttırdığını belirtmiştir.

Yatay donatı oranının burulma momentine etkisi

Yatay donatı oranının burulma momenti davranışına etkisini incelemek ve bu etkinin hibrid lif kullanım oranı ile ilişkisini irdelemek için SW4 ile SW7, SW5 ile SW8 ve SW6 ile SW9 numuneleri karşılaştırılmıştır. Bu amaçla SW7~9 grubu yatay donatı oranı ile SW4~6 grubu da yatay donatı oranının iki katı ile donatılandırılmıştır. Gerek ulusal gerekse de uluslararası yönetmeliklerde betonarme perde duvarlar için minimum yatay donatı 0,0025 olarak önerilmektedir. Bu çalışmada da yatay donatı oranı kesit geometrisi de göz önüne alınarak 0,0028 yatay donatı oranında kalınabilmektedir. Yatay donatı oranının burulma

davranışına etkisini anlayabilmek için de diğer deney grubunda bu oran iki katına, yani 0,0056, çıkarılmıştır. Ayrıca yatay donatı oranının azaltılması burulma dayanımını azaltacağı ön görülmüş olup bu azalmanın hibrid lif kullanımı ve hibrid lif oranının arttırılması ile ilişkisi ele alınmıştır. Hibrid lif kullanımının yatay donatı oranından kaynaklanan burulma momenti dayanımındaki azalışı tolere ederek özellikle perde duvarlardaki betonun yerleşmesi sorununun önüne geçilmesi de amaçlanmıştır. Bu amaçla **Şekil 133**' de yatay donatı oranının etkinliği için seçilen deney numunelerinin burulma momenti-dönme açısı grafikleri ikişerli gruplar halinde sunulmuştur.

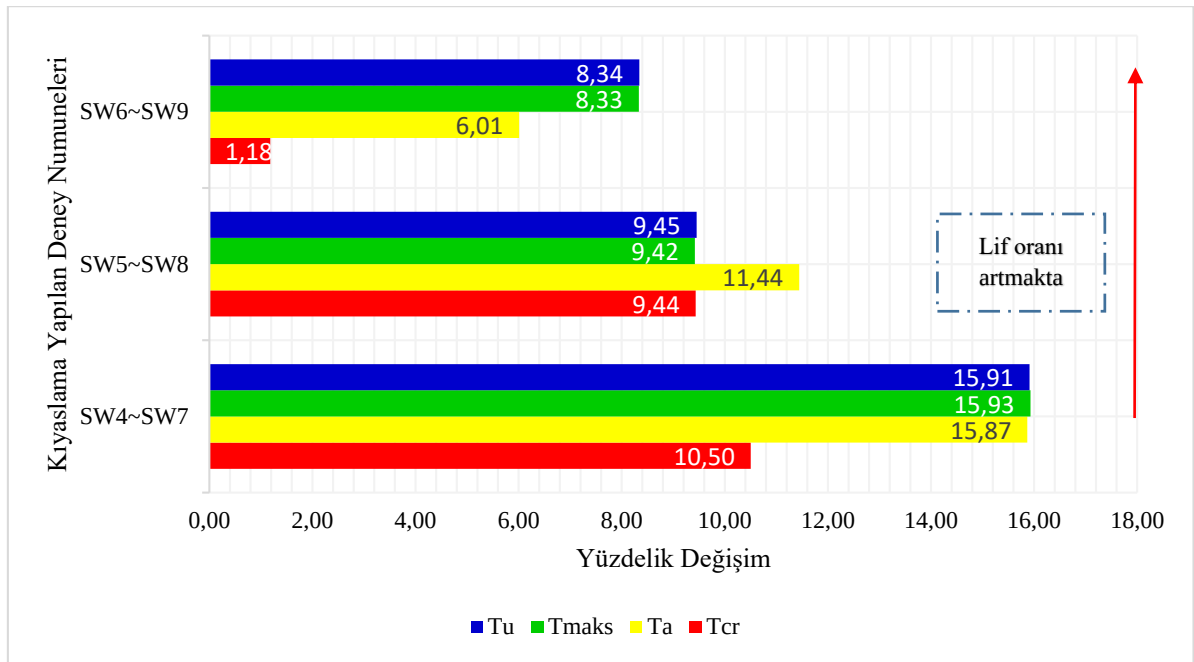




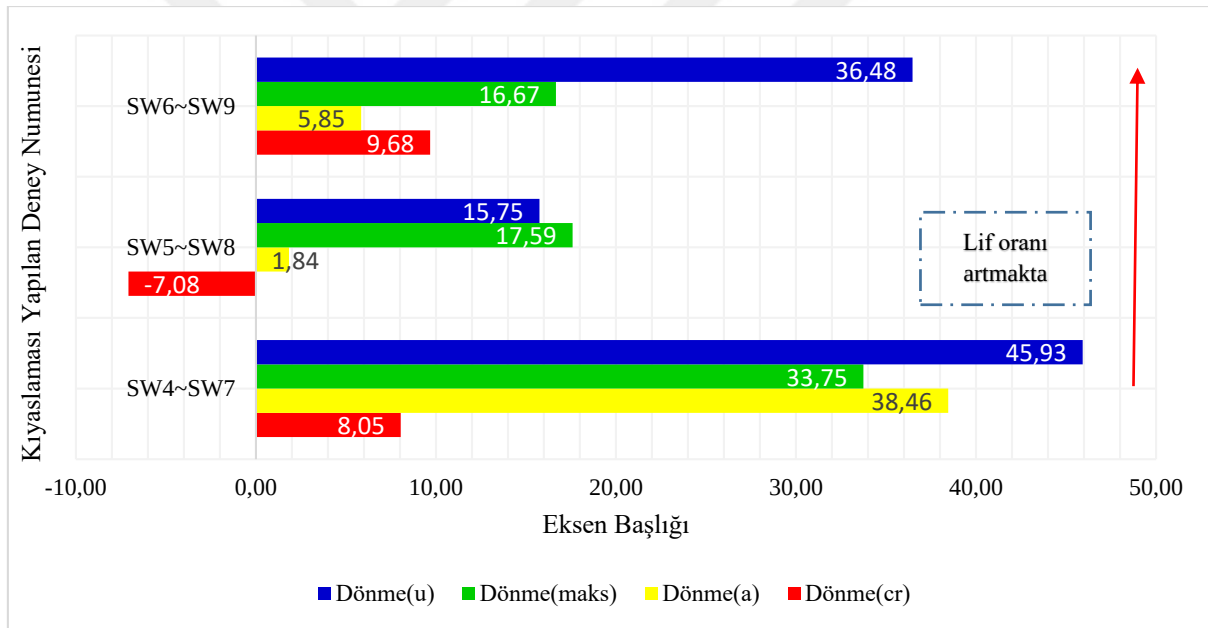
Şekil 133. SW4-SW7 ve SW5-SW8 ve SW6-SW9 numunelerinin burulma momenti-dönme açısı grafikleri.

Yatay donatı oranının azaltılması gerek lıfslz gerekse de lıfli betonlu numunelerde burulma dayanımını azaltmıřtır (**řekil 133**). Yatay donatı oranının fazla olduđu numuneler daha sűnek bir davranıř sergilemiřtir. Deney numunelerinin lineer bűlgelerinde sergiledikleri davranıř hemen hemen aynı olmuřtur. Grafiklerdeki farklılık űzelikle ilk çatlak ve/veya akma meydana geldikten sonra ortaya çıkmıřtır. Dolayısıyla lineer bűlgede yatay donatı oranının űnemli bir etkisinin olmadığı gűrűlmektedir. Yatay donatı oranının arttırılması da burulma dayanımını ve dűnme açısı kapasitelerini arttırmıřtır. Dikkat edilmesi gereken bir diđer nokta ise yatay donatı oranının fazla olduđu numunelerde akmanın meydana geldiđi bűlge grafik űzerinde daha geniř olmuřtur. Plastik mafsalsal bűlgesinde daha az sayıda yatay donatı olmasından dolayı minimum donatı oranında kalınan numunelerde akma grafik űzerinde daha kısa olmuřtur. Boyuna donatı aktıktan sonra yatay donatıdaki akma bu deney numunelerinde (SW7~9) daha kısa olmuřtur. űzellikle çekme bűlgesinde gerilmelere maruz kalan plastik mafsalsal bűlgesindeki yatay donatı sayısı az olduđu için bu gerilmelerin akma noktasına ulařma sűresi de kısalırmıřtır. Yatay donatı oranının fazla olduđu numunelerde ise (SW4~6) plastik mafsalsal bűlgesine ű adet etriye dűřmektedir. SW7~9 numunelerinde ise bu sayı iki adettir. Plastik mafsalsal bűlgelerinde bu yatay donatı sayıları akmada űnemli bir rol oynamıřtır.

řekil 134' de ise yatay donatı oranının burulma momenti ve dűnme açısı deđerlerine etkisinin yűzdelik deđerini gűsterilmiřtir. Karřılařtırmalar yatay donatı oranı daha dűřűk olan SW7~9 numuneleri referans alınarak yapılmıřtır. űrneđin, SW7 numunesinin burulma momenti, T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u deđerleri, SW4 numunesindeki aynı deđerlere kıyasla sırasıyla %10,50; %15,87; %15,93 ve %15,91 oranlarında daha fazladır. Bu numunelerin dűnme açıları, θ_{cr} , θ_a , θ_{maks} ve θ_u , SW7 numunesinde sırasıyla %8,05; %38,46; %33,75 ve %45,93 oranlarında daha fazladır. SW5 numunesinin burulma momenti deđerleri, T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u ve dűnme açısı deđerleri, θ_a , θ_{maks} ve θ_u , SW8 numunesine gűre %9,44; %11,44; %9,42; %9,45 ve %1,84; %17,5; %15,75 oranında fazladır. Fakar θ_{cr} dűnme açısı %7,08 oranında azalmıřtır. İlk atlak oluřtuđu andaki nokta grafiklerde de linner bűlgede kaldıđı için bu deđer űzerinde yatay donatı oranındaki deđerimin űnemli bir etkiye sahip olmadığı gűrűlmektedir. SW6 ve SW9 numunelerine bakıldıđı zaman yatay donatı oranının iki katına çıkarılması T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u burulma momentlerini %1,1; %6,01; %8,33 ve %8,34 ile , θ_{cr} , θ_a , θ_{maks} ve θ_u dűnme açılarını da %9,68; %5,85; %16,67 ve %36,48 oranlarında arttırmıřtır. Yatay donatı oranının azaltılması dayanımda da azalmalara neden olmuřtur ancak dayanım azalması hibrid lif kullanılarak kontrol altına alınmıřtır. Lifli betonlu numunelerdeki yűzdelik deđerimler daha dűřűk seviyelerde kalmıřtır. űzellikle davranıřı belirleyen plastik mafsalsal bűlgesinde liflerin basınç ve çekme bűlgelerindeki etkinliđinden dolayı yatay donatıdaki azalıř tolere edilmiřtir. Bűylece lifli betonlu numunelerdeki farklar daha az olmuřtur.



a) Burulma momenti değerlerindeki değişim

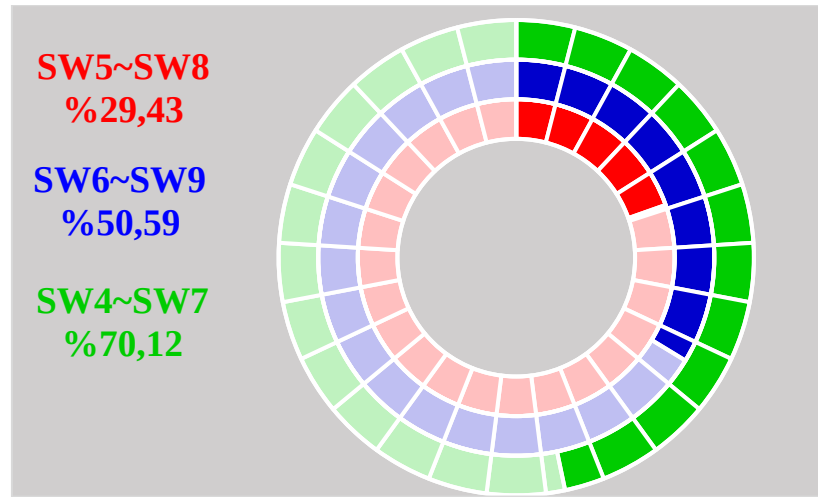


b) Dönme açılarındaki değişim

Şekil 134. Yatay donatı oranının burulma momenti parametrelerine etkisinin yüzdelik değişimi

Burulma momenti-dönme açısı grafiklerinin altında kalan alandan hesaplanan sönmölenen enerji miktarları üzerinde de yatay donatı oranındaki değişim etkili olmuştur. **Şekil 135'** da ikili olarak değerlendirilen perde duvarların birbirine göre sönmöledikleri toplam enerji miktarındaki değişim yüzdelik olarak gösterilmiştir. Lifsiz betondan üretilen SW4 ve SW7 numunelerinde yatay donatı oranının iki katına çıkarılması sönmölenen toplam enerji miktarını %70,12 oranında arttırmıştır. %1,0 lifli betonla üretilen SW5 ile SW8 numunelerinin enerji

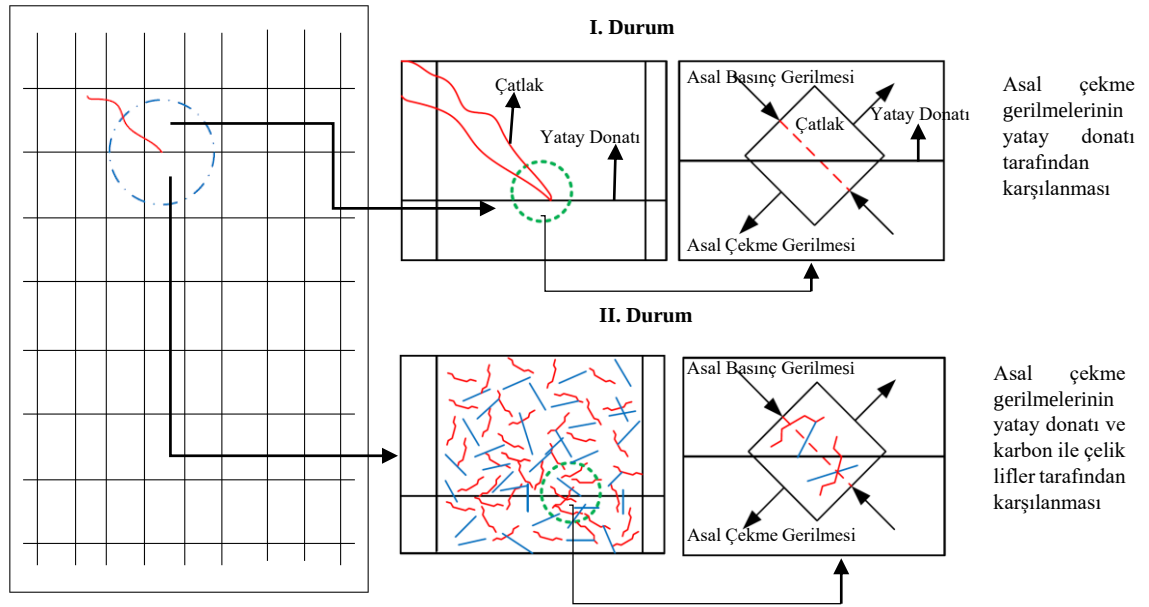
sönümlmeleri arasındaki fark %29,43 oranında olmuştur. Lif oranının %1,5' a çıkarılması ile üretilene SW6 ile SW9 numuneleri arasında yatay donatı oranının iki katına çıkarılması sönümlenen enerjiyi %50,59 oranında arttırmıştır. Bu deney numunelerinde dikkat edilmesi gereken nokta ise, hibrid lif oranı ve boyut etkisinde lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması %0' dan %1,0' e çıkarılması kadar etkili olamamıştı. Fakat bu grupta %1,5 lif oranındaki grupta sönümlenen enerji miktarındaki değişim daha fazla olmuştur. Plastik mafsal bölgesindeki iki adet yatay donatı olduğu göz önüne alınırsa, bu yatay donatılar arasındaki lif hacmi %1,5 olan numunede daha fazla olmuştur. Örneğin SW5 ve SW8 numunelerinde plastik mafsal bölgesindeki iki adet yatay donatıda arasında x kg hibrid lif olduğunu varsayalım. SW6 ve SW9 numunelerinde yatay donatı oranı yarıya indirilmesine rağmen plastik mafsal bölgesinde yine iki adet yatay donatı olmaktadır. Bu iki adet yatay donatı arasında ise a.x kg hibrid lif olmaktadır. SW6 ve SW9 numunelerin %1,5 oranında hibrid lif olduğu düşünülürse a katsayısı 1' den büyük olacaktır. Yani SW6 ve SW9 numunelerindeki plastik mafsal bölgesindeki iki yatay donatı arasında daha fazla hibrid lif olacaktır. Bu noktada dikkat edilmesi gereken bir diğer husus da bu numunelerde yatay donatılar arasındaki mesafe daha fazla olduğu için topaklanma ve heterojenlik daha az olacaktır. Dolayısıyla hibrid diğer başlıklarda olduğunun aksine (hibrid lif oranının ve boyut etkisinin sönümlenen toplam enerji miktarı üzerindeki etkisi) %1,5 hibrid lifli numunelerdeki değişim %1,0 oranındaki numunelerden daha fazla olmuştur.



(SW1: HLO= %, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 135. Yatay donatı oranının sönümlenen toplam enerji miktarına yüzdelik etkisi.

Yatay donatı oranının azaltılması ile betonarme perde duvar numunelerinin burulma momenti altındaki karakteristik değerleri (T , θ , enerji sönümleme gibi) azalmaktadır. Burulma momentine sebep olan kesme kuvvetleri perde duvar gövdelerinde çekme ve basınç yönünde gerilmelere neden olmuşlardır. Bu çekme ve basınç kuvvetlerinin de perde gövdesinde sanal bir kafes sistemi ile taşındığını varsayalım. Bununla birlikte bu çekme ve basınç gerilmelerinden dolayı perde gövdesinde olduğu varsayılan kafeslerde asal gerilmelere neden olacaktır. Özellikle betonun zayıf çekme dayanımından dolayı asal çekme gerilmeleri bu noktada önem arz etmektedir. Kafes sistemindeki bu asal çekme gerilmelerin donatı ve betonla birlikte karşılanması gerekmektedir. Burada iki nokta dikkat çekmektedir. Birincisi bu asal gerilmelerin ki perde gövdesinde yaklaşık olarak 45 derecelik açıyla ilerleyen, yatay donatılar tarafından karşılanması gerekmektedir. İkincisi ise, yatay donatıların katkısının yanı sıra bu asal gerilmelerin beton tarafından da karşılanması gerekmektedir (**Şekil 136**). Böylece yatay donatı oranının minimum oranda kullanılması ile iki katı oranda kullanılması arasında fark olmuştur. Donatı oranının iki katına çıkarıldığı numunelerde bu asal çekme gerilmelerini daha fazla yatay donatı karşılamıştır. Dolayısıyla yatay donatı oranının minimum duruma göre iki katına çıkarılması numunelerin burulma momenti kapasiteleri ve değerleri daha yüksek olmuştur. Fakat lifsiz betonda betonun katkısı sınırlı bir düzeyde kalmıştır. Yatay donatı oranının minimum olduğu fakat %1,0 ve %1,5 oranında hibridli lif kullanılan numunelerde yukarıda bahsedilen ikinci durumda olduğu gibi lifli betonun asal çekme gerilmelerinin karşılanmasında etkisi olmuştur. Böylece yatay donatı oranında kalınmasına rağmen lifli betonunun katkısı ile dayanımdaki azalmalar tolere edilmiştir. Ayrıca asal çekme doğrultusundaki betonun da gevrekliği liflerin kullanılması ile azaltılmıştır. Böylece lifli betonlu numuneler beton açısından daha sünek bir davranış sergilemişlerdir. Betonun zayıf olan çekme dayanımı liflerle geliştirilmiştir. Hidalgo *et al.* (2002) betonarme perde duvarlarda enine donatı oranının değiştirilmesinin perde duvar performansı üzerinde etkili olduğunu belirtmiştir. Yatay donatı oranının arttırılmasının dayanım, enerji sönümleme kapasitesi vb. parametreleri arttırdığını belirtmişlerdir.

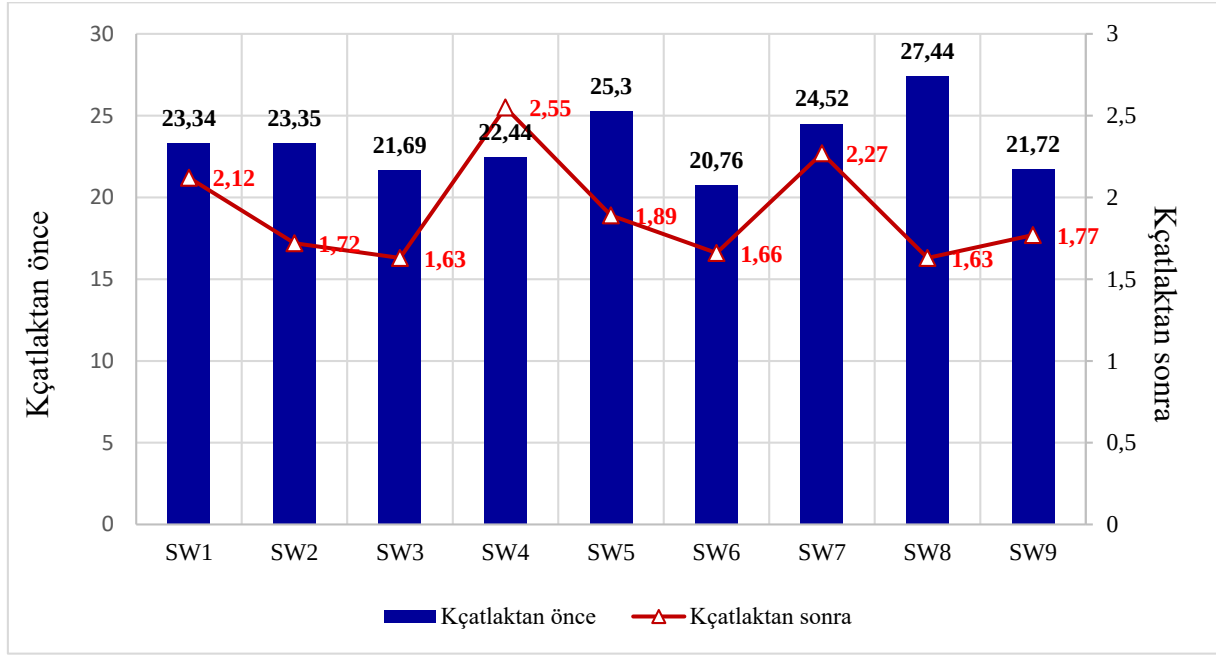


Şekil 136. Asal çekme ve basınç gerilmesi yatay donatı ilişkisi

Hibrid lif oranı, perde boyutlarının ve yatay donatı oranının diğer deney parametrelerine etkisi

Bu bölümde hibrid lif oranı, boyut oranı ve yatay donatı oranının çatlaktan önceki ve sonraki burulma rijitliğine ve burulma düktilite indeksine etkisi ele alınmıştır. **Şekil 137'** de deney numunelerinin burulma düktilitesi üzerindeki etkisi görülmektedir. Çatlaktan önceki burulma rijitliği en fazla ve en düşük numuneler sırasıyla SW8 ve SW6' dur. Çatlaktan sonraki rijitliklere bakıldığı zaman en yüksek değer SW4, en düşük değer ise SW3 ve SW8 numunelerinde elde edilmiştir. SW1~3, SW4~6 ve SW7~9 gruplarında çatlaktan önceki burulma rijitlikleri bir birlerine oldukça yakın çıkmıştır. Hibrid lif oranının çatlaktan önceki burulma rijitliği üzerindeki az bir etki olduğu kanısına varılmıştır. Bununla birlikte SW4~6 ve SW7~9 gruplarında da benzer durum söz konusudur. Beton sınıfının çatlaktan önceki rijitlik üzerinde önemli bir etkisinin olmadığı anlaşılmaktadır. Fakat çatlaktan sonraki rijitlik değerlerine bakıldığı zaman diğer bir deyişle burulma momenti-dönme açısı grafiklerinin eğimi değiştiğinde liflilerin etkinliği daha belirgin hale gelmektedir. Lif oranının artması ile çatlak oluştuktan sonraki rijitlik değeri azalmaktadır. SW3 numunesinin $K_{\text{çatlaktan sonra}}$ değeri, SW1 ve SW2 numunelerine göre sırasıyla %30,07 ve %5,52 daha azdır. SW6 numunesinin $K_{\text{çatlaktan sonra}}$ değeri, SW4 ve SW5 numuneninkinden sırasıyla %53,61 ve %13,86 daha azdır. Burada da görüldüğü üzere lifsiz betona %1,0 oranında lif eklenmesi ile $K_{\text{çatlaktan sonra}}$ değerinde yaklaşık olarak %30 ve %53 oranlarında önemli bir artış sağlanmıştır. Fakat lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması aynı oranda artışa sebep olamamıştır. Buradaki artış miktarı ise yaklaşık olarak %5 ve %13 oranlarında daha düşük seviyede kalmıştır. Bu iki grubun tersine SW7~9 grubunda

aynı azalış trendi yoktur. SW9 numunesinin $K_{\text{çatlaktan sonra}}$ değeri SW7 numunesinden %28,25 daha düşük olmasına rağmen SW8 numunesinden %7,91 oranında daha fazladır. Yatay donatı oranının minimum kullanıldığı bu grupta fazla miktarda lifin olumlu etkisinden söz edilebilir. İki yatay donatı arasındaki lif miktarının (özellikle plastik mafsal bölgesinde) fazla olması SW9 numunesine daha fazla dönme açısı yapabilme kabiliyeti sağlamıştır. Bununla birlikte daha yüksek rijitliğe ulaşılmıştır.

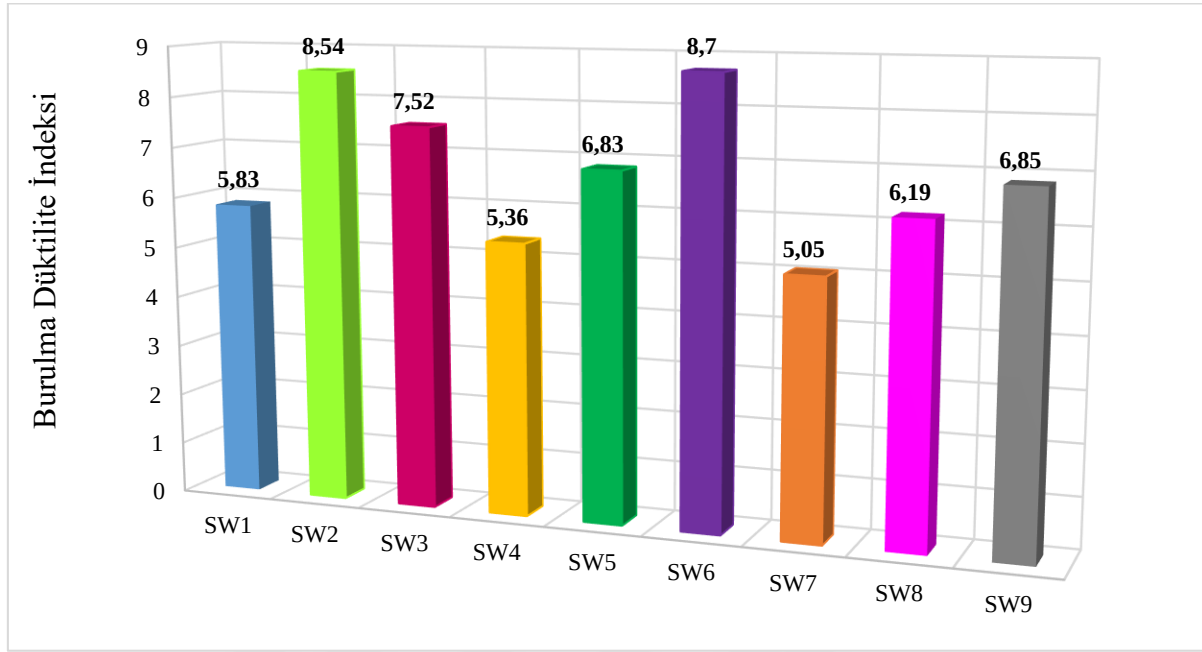


(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 137. Çatlaktan önce ve sonraki burulma rijitlikleri.

SW1 ile SW4, SW2 ile SW5, SW3 ile SW6 numunelerinin çatlaktan önceki burulma rijitlikleri birbirine oldukça yakındır. Böylece boyut etkisinin çatlaktan önceki burulma rijitliği üzerinde belirleyici bir etkisinin olmadığı kanısına varılmıştır. Çatlaktan sonra burulma rijitliğinde ise SW4 numunesini $K_{\text{çatlaktan sonra}}$ değeri SW1' inkinden %20,28 daha fazladır. Hibrid lif oranının %1,0 olduğu SW2 ile SW5 grubunda ise, SW5' ün $K_{\text{çatlaktan sonra}}$ değeri %9,88 oranında daha fazladır. %1,5 hibrid lifli SW3 ile SW6' da ise, SW6' nın $K_{\text{çatlaktan sonra}}$ değeri SW3' den %1,84 daha fazladır. Lif oranının artması numuneler arasındaki çatlaktan sonraki rijitlik artış oranını azaltmıştır. Dolayısıyla liflerin varlığı boyut etkisinin olumsuz etkisini azaltmıştır. Yatay donatı oranının arttırılması $K_{\text{çatlaktan önce}}$ değeri üzerinde önemli bir etkiye sahip olmamıştır. Fakat ilk çatlak oluşuktan sonraki burulma rijitliğine bakıldığı zaman, SW4 ve SW5 numunelerinin $K_{\text{çatlaktan sonra}}$ değerleri SW7 ve SW8' den sırasıyla %10,98 ve %15,95

oranlarında daha fazladır. SW6 numunesinde ise tam ters bir durum söz konusudur. SW6' nın çatlaktan sonraki rijitliği SW9' dan %6,62 oranında daha azdır.



(SW1: HLO= %, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 138. Burulma düktilite indeksi.

Şekil 138' de deney numunelerinin burulma düktilite indeksi değerleri görülmektedir. SW6 numunesinde en yüksek, SW7 numunesinde ise en düşük burulma düktilite indeksi değerlerine ulaşılmıştır. **Şekil 138'** de SW4~6 ve SW7~9 gruplarında lif oranının artması ile burulma düktilite indeksinin de arttığı görülmektedir.

Deney numunelerinin boyuna ve enine donatılarına yerleştirilen şekil değiştirme pulları ile donatılardaki şekil değiştirmeler kaydedilmiştir. **Şekil 139, Şekil 140, Şekil 141 ve Hata! Başvuru kaynağı bulunamadı.** da boyuna ve enine donatıda kaydedilen maksimum şekil değiştirmeler gösterilmiştir. Perde yüksekliği veya genişliği boyunca şekil değiştirmelerin maksimum değerleri burulma momenti-şekil değiştirme grafiklerinden alınmıştır. Böylece perde yüksekliği veya genişliği boyunca ilgili noktada ulaşılan maksimum şekil değiştirme değeri grafikte işaretlenmiştir. Ayrıca grafikler çizilirken karşılaştırmanın daha kolay olması açısından sağ ve sol taraftaki boyuna donatılar ayrı grafiklerde gösterilmiştir. ①, ② ve ③ noktaları perde duvarın sol taraftaki ④, ⑤ ve ⑥ noktaları da perde duvarın sağ taraftaki en dış boyuna donatıyı göstermektedir. Enine donatı grafiklerinde ise perde tabanından itibaren birinci, ikinci ve üçüncü sıradaki etriyeleri göstermektedir.

Şekil 139, Şekil 140 ve Şekil 141' de görüldüğü üzere boyuna donatılardaki şekil değiştirmeler perde üst bölgesine yakın ③ ve ⑥ noktalarında minimum değerlere sahiptir. Plastik mafsallık bölgesine geçildiğinde ② ve ⑤ noktalarında maksimum değerlere ulaşmıştır. Perde tabanına doğru gidildikçe ise şekil değiştirmeler de azalma görülmüştür. Böylece şekil değiştirmelerin perde duvarların plastik mafsallık bölgelerinde kritik değerlere ulaştığı görülmektedir.

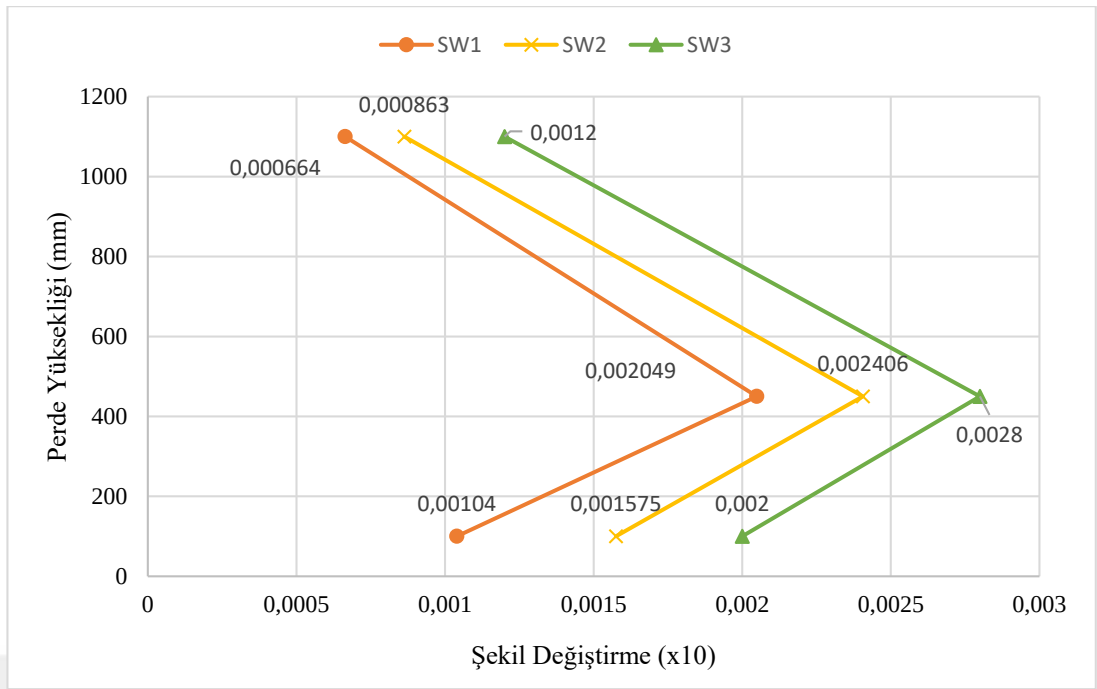
Perde duvarlarda lif oranının artırılması boyuna donatıların şekil değiştirme kapasitelerini arttırmıştır. Lifli betonlu numunelerdeki boyuna donatılar daha fazla şekil değiştirme değerlerine ulaşmıştır. Özellikle ② ve ⑤ noktalarında yani maksimum şekil değiştirme değerlerinin ölçüldüğü noktalarda liflerin etkinliği görülmektedir. SW1~3 grubunda lif oranının %1,0 ve %1,5 oranında kullanılması ② ve ⑤ noktalarındaki şekil değiştirmeyi sırasıyla %17,42, %36,65 (② noktası için) ve %13,64, %22,73 (⑤ noktası için) oranlarında arttırmıştır. SW4~6 grubunda ise, lif oranının %1,0 ve %1,5' a çıkarılması ② noktasındaki şekil değiştirmeleri %26,57 ve %42,61 oranlarında; ⑤ noktasında ise %32,77 ve %48,94 oranlarında arttırmıştır. SW7~9 grubuna bakıldığında zaman, lif oranının %1,0 ve %1,5' e çıkarılması ② noktasında %43,76 ve %67,09 oranlarında, ⑤ noktasında ise %57,25 ve %83,99 oranlarında arttırmıştır. Artış oranlarından da görüldüğü üzere lif kullanılımasının boyuna donatılardaki şekil değiştirmeleri önemli ölçüde arttırdığı görülmektedir. Çelik ve karbon liflerin yüksek elastisite modülünden ve yüksek çekme dayanımından dolayı boyuna donatılara yakın noktalarda çekme gerilmelerini karşılamaları etkili olmuştur.

Perde duvarlardaki H/L oranının 1,5' dan 1,25' e düşürülmesi; SW1 numunesinin ② noktasındaki maksimum şekil değiştirme, SW4 numunesinin aynı noktasına göre %16,09, ⑤ noktasında ise %19,37 oranlarında daha fazla olmuştur. SW2 numunesinin ② ve ⑤ noktalarındaki maksimum şekil değiştirme ise SW5 numunesinin aynı noktalarına göre sırasıyla %7,70 ve %2,17 oranlarında arttırmıştır. SW3 numunesinin ② ve ⑤ noktalarındaki şekil değiştirmeler de SW6 numunesinden sırasıyla %11,24 ve %1,64 oranlarında arttırmıştır. Bu artış değerlerinden görüldüğü gibi deney numunelerinin boyut etkisinin değiştirilmesi boyuna donatılardaki maksimum şekil değiştirmeleri etkilemiştir.

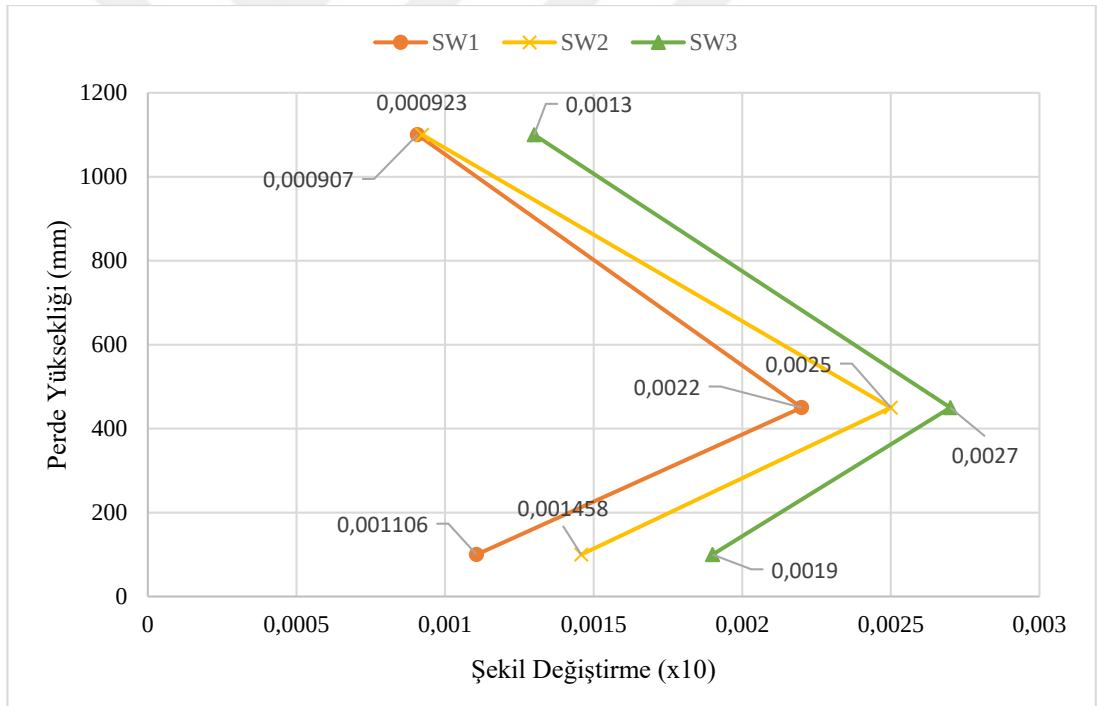
Yatay donatı oranındaki değişim de benzer şekilde boyuna donatılardaki maksimum şekil değiştirmeleri etkilemiştir. SW4 numunesinin ② ve ⑤ noktalarındaki maksimum şekil değiştirmeler SW7 numunesine göre %25,18 ve %33,55 oranlarında daha fazladır. SW5 ile SW8 numunelerine bakıldığında zaman da yatay donatı oranının iki katına çıkarılması ② ve ⑤ noktalarındaki maksimum şekil değiştirmeleri sırasıyla %10,21 ve %12,76 oranlarında arttırmıştır. SW6 numunesinin ② ve ⑤ noktalarındaki maksimum şekil değiştirmeler de SW9

numunesinin aynı noktalarından sırasıyla %6,83 ve %8,11 daha fazladır. Yatay donatı oranının azaltılması boyuna donatılardaki maksimum şekil değiştirmeleri arttırmasına rağmen hibrid lif kullanılması ile aradaki fark azaltılmıştır. SW4 ile SW7 numunelerindeki yatay donatıdan kaynaklanan fark yaklaşık %25-30 seviyesinde olmasına karşın SW5 ile SW8 numunelerindeki bu fark yaklaşık olarak %10 seviyesinde kalmıştır. Burada SW5 ile SW8 numunelerinin %1,0 oranında hibrid liften üretildiği unutulmamalıdır. %1,5 oranında hibrid liften üretilen SW6 ve SW9 numunelerinde ise yatay donatı oranından kaynaklanan fark %7 seviyelerindedir. Görüldüğü üzere hibrid lif oranının arttırılması yatay donatı oranından kaynaklanan farkı tolere etmiştir.



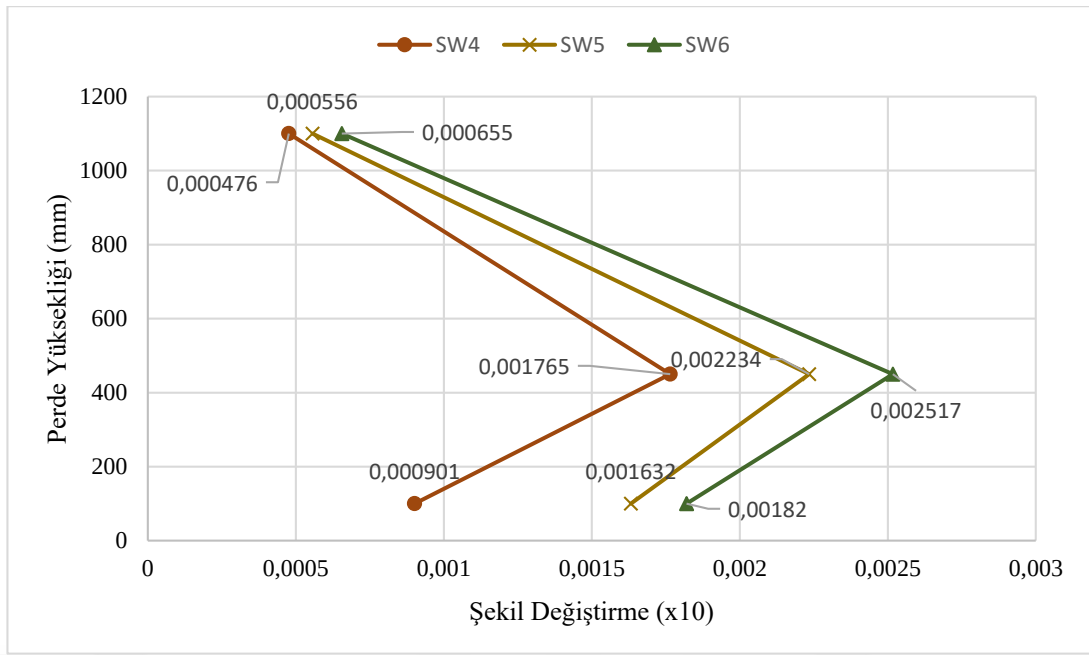


a)) 1, 2 ve 3 noktalarındaki şekil değiştirmeler

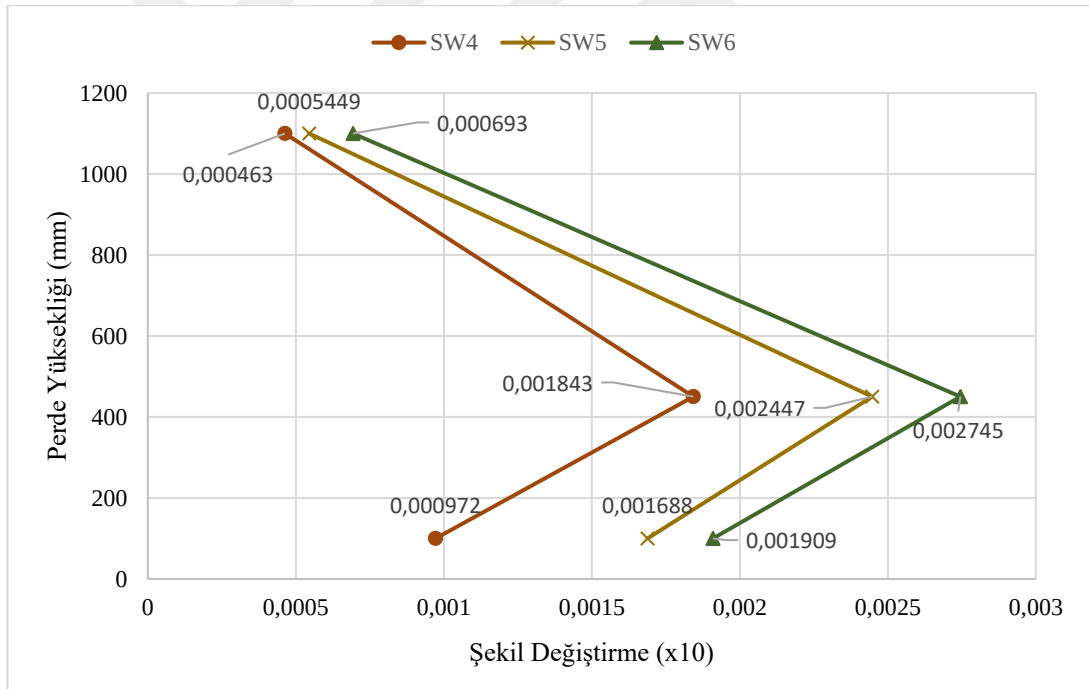


b) 4, 5 ve 6 noktalarındaki şekil değiştirmeler

Şekil 139. SW1, SW2 ve SW3 numunelerinin boyuna donatılarındaki şekil değiştirmeler.



a) 1, 2 ve 3 noktalarındaki şekil değiştirmeler

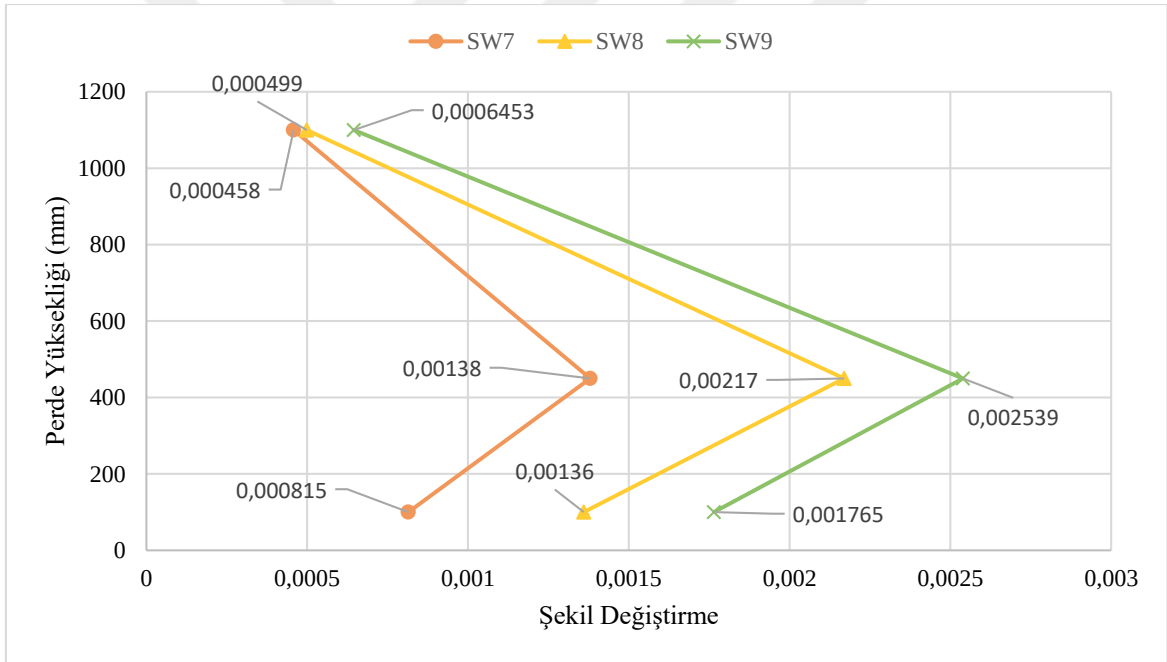


b) 4, 5 ve 6 noktalarındaki şekil değiştirmeler

Şekil 140. SW4, SW5 ve SW6 numunelerinin boyuna donatılarındaki şekil değiştirmeler.

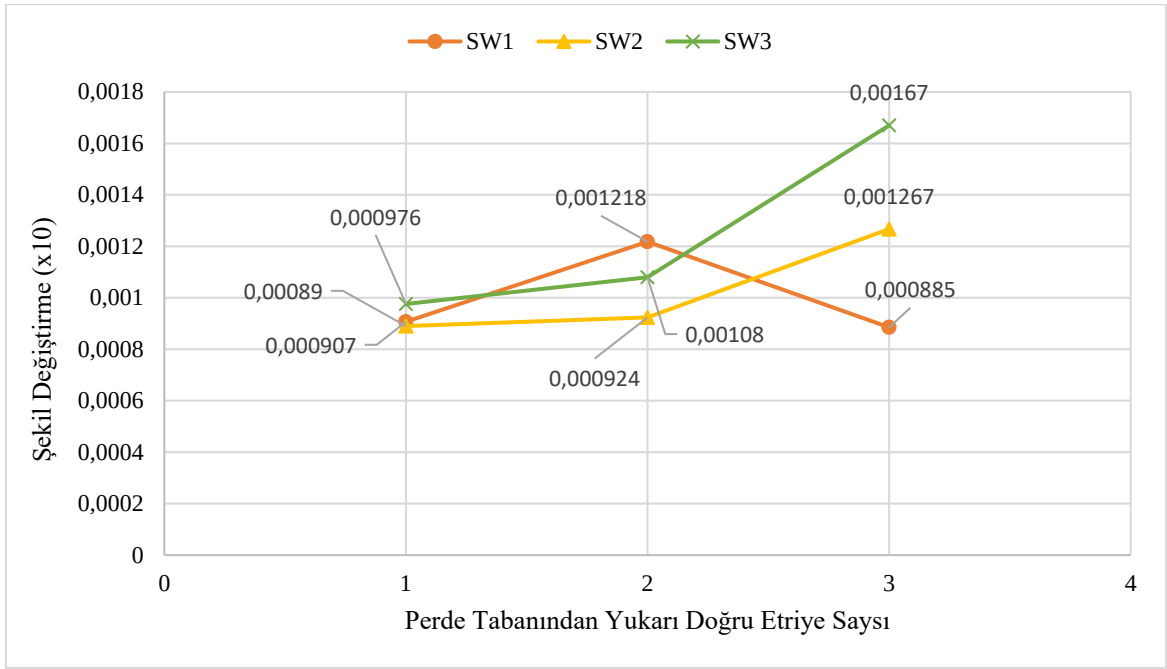


a) 1, 2 ve 3 noktalarındaki şekil değiştirmeler

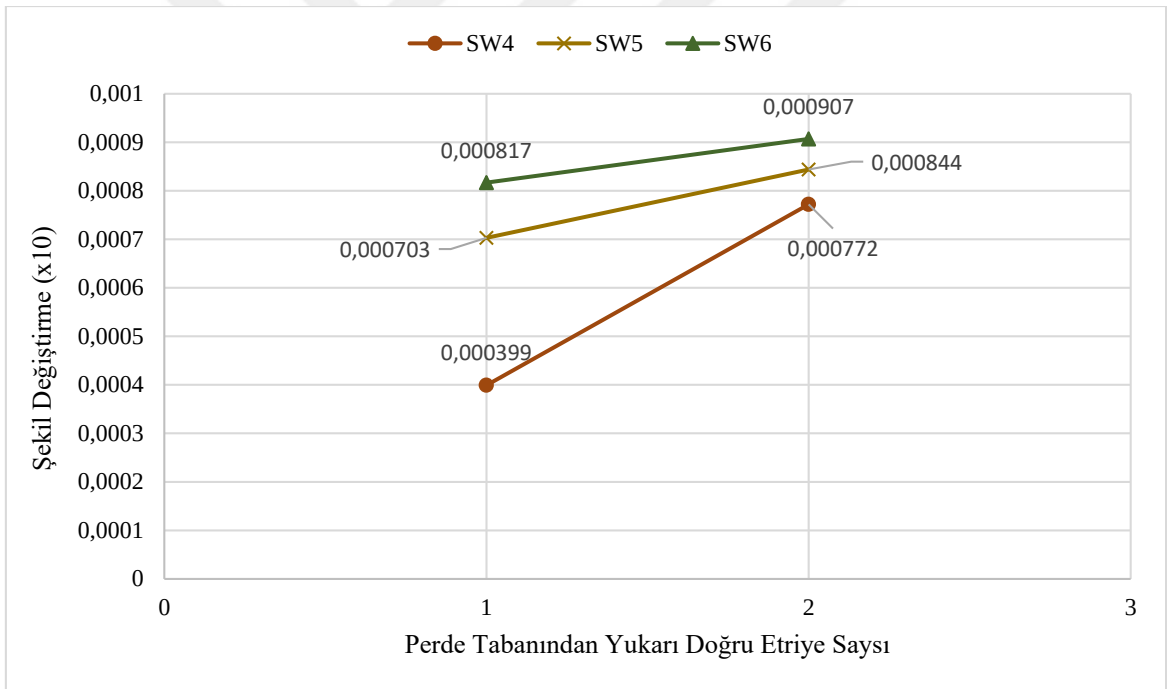


b) 4, 5 ve 6 noktalarındaki şekil değiştirmeler

Şekil 141. SW7, SW8 ve SW9 numunelerinin boyuna donatılarındaki şekil değiştirmeler.

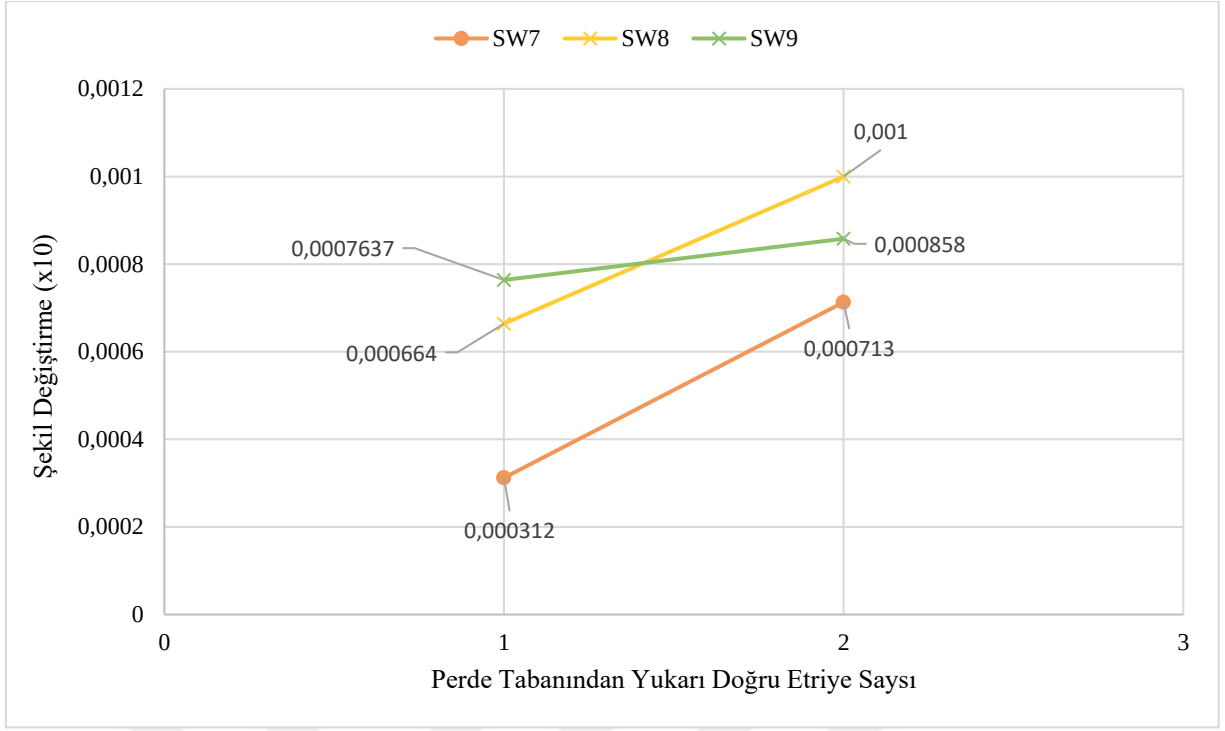


a) SW1 – SW2 – SW3 numuneleri



b) SW4 – SW5 – SW6 numuneleri

Şekil 142. Numunelerinin enine donatılarının şekil değiştirmeleri.



c) SW7 – SW8 – SW9 numuneleri

Şekil 142. (Devamı) Numunelerinin enine donatılarının şekil değiştirmeleri.

Yatay donatılardaki şekil değiştirmelere bakıldığında zaman **Şekil 142.a'** da görüldüğü üzere SW2 ve SW3 numunelerinde lif oranının arttırılması perde tabanından yukarı doğru çıkıldıkça maksimum şekil değiştirmeleri arttırmıştır. SW1 numunesinde ise ikinci etriyeden üçüncü etriyeye çıkıldığında şekil değiştirme azalmıştır. SW4~9 numunelerinde hibrid lif oranının arttırılması, perde tabanından yukarı doğru gidildikçe yatay donatılardaki maksimum şekil değiştirmeleri arttırmıştır. Perde duvar numunelerinin plastik mafsal bölgelerinde perde tabanına en yakın etriyenin yerine, plastik mafsal bölgesinin orta noktasına yakın bölgede maksimum şekil değiştirmeler kaydedilmiştir. SW3 numunesinin ⑦, ⑧ ve ⑨ noktalarındaki maksimum şekil değiştirmeler SW1 ve SW2 numunelerine göre sırasıyla %7,61 %11,33 ve %88,70 (SW1 numunesine göre) ve %9,66, %16,88 ve %31,81 oranlarına daha fazladır. Benzer şekilde diğer numunelerde olduğu gibi hibrid lif kullanılması yatay donatıdan kaynaklanan farklar azalmıştır.

Deneyisel burulma momenti değerlerinin standartlar ile karşılaştırılması

Tez çalışmasının bu bölümünde deneyisel olarak elde edilen burulma momenti verileri, ulusal ve uluslararası standartlarla karşılaştırılması yapılmıştır. Bunun için Türk, Amerikan ve Avrupa Standartlarının üzerinde durulmuştur. Türk Standardı olarak TS500-2000, Amerikan Standardı olarak ACI318-19 ve Avrupa Standardı olarak da EuroCode-2 baz alınarak Türk

Standartları Enstitüsü (TSE) tarafından hazırlanan TS EN 1992-1-1' den faydalanılmıştır. Tezin gerin kalan bölümünde TS EN 1992-1-1 yerine EuroCode-2 olarak bahsedilecektir.

Yukarıda bahsedilen yönetmeliklerden Türk Yönetmeliği bu tez çalışmasının Türkiye' de yapılmasından dolayı, Amerikan ve Avrupa Standartları da uluslararası literatürde en fazla tercih edilen standartlar olduğu için tercih sebebi olmuştur. Deneysel sonuçların standartlarla karşılaştırılmasında ilk çatlağa neden olan kritik burulma momenti (T_{cr}) ve burulma momenti kapasitesi (T_{maks}) değerleri kullanılacaktır. Deneysel çalışma neticesinde elde edilen akma anındaki burulma momenti (T_a) ve nihai burulma momenti (T_u) değerlerinin standartlarda karşılığı bulunmadığı için karşılaştırılması yapılamamıştır. Ayrıca standartlarda burulma dönme açısı formülleri ile de karşılaşılmamıştır. Bundan dolayı deneysel dönme açısı değerlerinin karşılaştırılması da yapılamamıştır.

TS500-2000, ACI318-19 ve EuroCode-2' de burulma momenti için üç adet formül mevcuttur. Kritik burulma momenti, yatay donatının dikkate alındığı burulma momenti dayanımı ve düşey donatının dikkate alındığı burulma momenti dayanımı olmak üzere üç adet formül vardır. Betonarme elemanlarda ilk çatlak oluştuğundan sonra gerek moment-yer değiştirme gerekse de burulma momenti-dönme açısı ya da moment-eğrilik gibi davranışın özetlendiği grafiklerde kırılmalar meydana gelmektedir. Bir diğer değişle bu kırılma betonarme elemanın rijitliğinde bir değişimin olduğunun habercisidir. Hatta burulma momentinden kaynaklanan çatlaklar, eğilme ve kesme çatlaklarına göre elemanın rijitliğini daha fazla etkilemektedir. T_{cr} değerinin ihmal edilmesi ile burulma momenti-dönme açısı grafiğinin doğrusal elastik kabul edilmesi önemli hatalara neden olabilir. Bundan dolayı betonarme perde duvarların burulma momenti hesaplarında ilk çatlağa neden olan burulma momenti (T_{cr}) önemlidir. Burulma momenti altında betonarme elemanlarda yatay ve düşey donatılar da birisinin kesitte yokluğunu diğerinin tamamlamamasından dolayı aynı ölçüde önemlidir. Dolayısıyla burulma momenti dayanımında standartlar hem yatay donatı için hem de düşey donatı için iki farklı formül sunmuşlardır. Bu çalışmada da yatay ve düşey donatının dikkate alındığı T_{maks} değerleri ayrı ayrı hesaplanmıştır.

TS500-2000 standardına göre teorik ve deneysel burulma momenti değerlerinin karşılaştırılması

TS500-2000' de burulma momentinden kaynaklanan asal çekme gerilmelerinin donatılar, asal basınç gerilmelerinin de beton tarafından karşılanması gerektiği belirtilmiştir. Bu bağlamda TS500-2000' de kesitin burulma çatlama dayanımı (T_{cr}) **Eşitlik 33'** de belirtildiği gibi hesaplanması gerekmektedir.

$$T_{cr} = 1,35f_{ctd}S \quad (33)$$

$$S = \frac{b_w^2 h}{3} \text{ (Dikdörtgen kesitler için)} \quad (34)$$

Eşitlik 33' de f_{ctd} betonun tasarım çekme dayanımını, S burulma dayanım momentini göstermektedir. Burada dikkat edilmesi gereken nokta ise f_{ctd} değeri deneysel olarak elde edildiği için formüllerde KYB için 1,97 MPa, %1,0 HLKYB için 2,13 MPa ve %1,5 HLKYB için de 2,16 MPa olarak alınmıştır. **Eşitlik 33'** deki S burulma dayanım momenti, TS500-2000 yönetmeliğinde değişik kesitler için yaklaşık burulma dayanımı tablosundan dikdörtgen kesitler için verilen formülden hesaplanmıştır.

Burulma momenti altındaki betonarme perde duvarlarda tasarım burulma momenti (T_d) değeri de **Eşitlik 35 ve 36'** ye göre hesaplanmıştır. **Eşitlik 35'** de boyuna donatının esas alınması ile **Eşitlik 36'** de yatay donatının esas alınması ile tasarım burulma momentinin hesaplanması gösterilmiştir. Bu iki tasarım burulma momentinin bir biri ile karıştırılmaması için boyuna donatının dikkate alındığı moment değeri T_{d-b} ile yatay donatının dikkate alındığı moment değeri ise T_{d-y} ile gösterilmiştir.

$$T_{d-b} = \frac{2A_{sl}A_e f_{yd}}{u_e} \quad (35)$$

$$T_{d-y} = \frac{2A_{ot}A_e f_{ywd}}{s} \quad (36)$$

Eşitlik 35 ve 36' da, A_{sl} burulma için gerekli boyuna donatıyı, A_e kesit köşelerindeki donatı merkezini birleştiren sınır içinde kalan alanı, f_{yd} ve f_{ywd} boyuna ve enine donatının tasarım akma dayanımını, u_e , A_e alanının çevre uzunluğunu, A_{ot} burulma için gerekli etriye kesit alanını ve s etriye aralığını göstermektedir. f_{yd} ve f_{ywd} boyuna ve enine donatının tasarım akma dayanımları deneysel olarak edildikleri için deneysel veriler kullanılmıştır. f_{ywd} değeri 421,48 MPa (484,7/1,15) ve f_{yd} değeri de 417,22 MPa (479,81/1,15) olarak alınmıştır. Bununla birlikte SW1~6 numuneleri için etriye aralığı 205 mm, SW7~9 numuneleri için de 478 mm olarak alınmıştır.

TS500-2000' e göre hesaplanan burulma momenti değerleri ve deneysel sonuçlar **Tablo 16'** de görülmektedir. Deneysel veriler ile teorik sonuçların karşılaştırılması da **Tablo 17'** de gösterilmiştir.

Tablo 16. Deneyssel ve TS500-2000' e göre Hesaplanan Burulma Momenti Değerleri

	$T_{cr-deneyssel}$	$T_{cr-teorik}$	$T_{maks-deneyssel}$	T_{d-b}	T_{d-y}
SW1	27,59	23,94	45,98		
SW2	31,77	25,88	52,93	55,10	33,14
SW3	34,27	26,24	57,12		
SW4	23,57	19,95	35,15		
SW5	26,56	21,57	44,26		27,32
SW6	28,24	21,87	47,06	46,51	
SW7	21,33	19,95	30,32		
SW8	24,27	21,57	40,45		11,72
SW9	27,91	21,87	43,44		

Tüm birimler kNm' dir.

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

TS500-2000' ne göre hesaplanan kritik burulma momentine en yakın değer SW7 numunesinde elde edilmiştir. Aradaki farkın en fazla olduğu numune ise SW3 numunesinde ulaşılmıştır. **Tablo 16'** ya bakıldığında zaman hibrid lif oranının artması ile deneyssel ve teorik kritik burulma momentleri değerleri arasındaki fark da artmaktadır. **Eşitlik 33 ve 34'** ye bakıldığında zaman TS500-2000' de kritik burulma momentleri değerinin hesaplanmasında eleman kesiti ve betonun çekme dayanımının dikkate alındığını görmekteyiz. Fakat hibrid lif betonlu numunelerde her ne kadar deneyssel tasarım eksenel çekme dayanımı kullanılmış olsa da liflerin köprüleme etkisi kesitteki asal çekme ve basınç gerilmelerini karşılamada beton ve donatılara yardım etmiştir. Böylece deneyssel ve teorik kritik burulma momentleri değerleri arasındaki fark lifli betonlu perdelerde daha fazla olmuştur. Teorik formülde perde duvar kesiti etkili olduğu için boyut etkisinin sonuçlarda farklılık oluşturması beklenene bir sonuçtur. Fakat boyut etkisi ile birlikte lif kullanılması teorik ve deneyssel sonuçlar arasındaki farka da yansımıştır. Yatay donatı oranının minimuma indirilmesi ile deneyssel ve teorik kritik burulma momentleri değerleri arasındaki farkın artmasına neden olmuştur. Yatay donatı oranının yarıyı indirildiği SW7 numunesi ile SW4 numunesine bakıldığında zaman, bu iki numunenin deneyssel ve teorik sonuçları arasındaki fark sırasıyla %7 ile %18' dür. SW5 ile SW8 ve SW6 ve SW9 numunelerinin deneyssel ve teorik kritik burulma momentleri değerleri arasındaki fark artmıştır.

Tablo 17. TS500-2000' e göre Hesaplanan Teorik ile Deneysel Sonuçların Karşılaştırılması

	$\frac{T_{cr-deneysel}}{T_{cr-teorik}}$	$\frac{T_{maks-deneysel}}{T_{d-b}}$	$\frac{T_{maks-deneysel}}{T_{d-y}}$
SW1	1,15	0,83	1,39
SW2	1,23	0,96	1,60
SW3	1,31	1,04	1,72
SW4	1,18	0,76	1,29
SW5	1,23	0,95	1,62
SW6	1,29	1,01	1,72
SW7	1,07	0,65	2,59
SW8	1,13	0,87	3,45
SW9	1,28	0,93	3,71

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Boyuna donatının dikkate alınarak hesaplanan teorik ve deneysel burulma momenti değerlerine bakıldığında zaman SW3 ile SW6 numunelerinin deneysel ve teorik sonuçlarının birbirine oldukça yakın çıktığı görülmektedir. Ayrıca bu numunelerin deneysel değerleri teorik değerlerde yüksek çıkmıştır. Diğer numunelerde ise teorik sonuçlar deneysellerden daha yüksek çıkmıştır. Yatay donatıya göre hesaplanan teorik burulma momenti değerleri deneysel sonuçlardan çok daha düşük çıkmıştır. Hatta yatay donatı oranının minimum tutulduğu SW7, SW8 ve SW9 numunelerinde teorik ile deneysel arasındaki farklar yaklaşık olarak 2,5 ve 3,5 ve 4 kat daha fazla olmuştur. Boyuna donatıya göre hesaplanan teorik değerler enine donatıya göre hesaplanana göre deneysel sonuçlara daha yakın çıkmıştır.

ACI318-19 Standardına Göre Teorik ve Deneysel Burulma Momenti Değerlerinin Karşılaştırılması

ACI318-19 standardına Bölüm 22,7' de burulma momenti altındaki elemanlar için kritik burulma momenti ve burulma momenti kapasitesi formülleri mevcuttur. ACI318-19 da kritik burulma momenti hesabında kesitin eksenel yüke maruz kalıp ya da kalmadığı dikkate alınmaktadır. Dolayısıyla kritik burulma momenti hesabı için iki formül sunulmuştur. Bu tez çalışmasında betonarme perde duvarlara eksenel yük uygulanmadığı için eksenel yükün dikkate alınmadığı formül kullanılmıştır. ACI318-19' a göre teorik kritik burulma momenti **Eşitlik 37'** ye göre hesaplanmıştır.

$$T_{cr} = 0,33\lambda\sqrt{f_c} \left(\frac{A_{cp}^2}{p_{cp}} \right) \quad (37)$$

Eşitlik 37' de λ değeri düzeltme katsayısı olarak kullanılmıştır. Normal beton ile hafif beton arasında dayanım düzeltme katsayısı görevi görmektedir. ACI319-18' 'ün yorum bölümünde λ katsayısı için hafif betonun mekanik özelliklerinin normal betonla karşılaştırıldığı zaman çekme/basınç dayanımlarının daha düşük olacağı belirtilmiştir. Dolayısıyla hafif betonlu elemanların kritik burulma momenti hesabında λ düzeltme katsayısı kullanılması gerektiği belirtilmiştir. Bu çalışmada normal beton kullanıldığı için λ katsayısı 1 olarak alınmıştır. A_{cp} perde duvar beton kesit alanını, p_{cp} perde duvar kesitinin çevre uzunluğunu göstermektedir.

Eşitlik 38 ve 39' da burulma momenti dayanımının ACI318-19' a göre hesaplama yöntemi görülmektedir. ACI318-19 standardında da TS500-2000 yönetmeliğine benzer şekilde yatay ve boyuna donatının dikkate alınması ile iki tür formül vardır. **Eşitlik 38** boyuna donatının dikkate alındığı **Eşitlik 38'** de yatay donatının dikkate alındığı durumdaki burulma momenti dayanımını göstermektedir. Boyuna ve enine donatıya göre hesaplanan burulma momentlerinin karıştırılmaması için boyuna donatının dikkate alındığı burulma dayanımı T_{n-b} ile yatay donatının dikkate alındığı burulma momenti dayanımı için T_{n-y} semböleri kullanılmıştır.

$$T_{n-b} = \frac{2A_0A_t f_y}{P_h} \tan\theta \quad (38)$$

$$T_{n-y} = \frac{2A_0A_t f_{yt}}{s} \cot\theta \quad (39)$$

$$A_0 = 0,85A_{oh} \quad (40)$$

Eşitlik 38 ve 39' da, A_0 kesitte burulma momentinden kaynaklanan kesme kuvvetlerinin kesitte izlediği yolun içinde kalan alanı göstermektedir. **Eşitlik 40'** da gösterildiği gibi A_0 değeri $0,85A_{oh}$ formülünden hesaplanabilir. Çünkü kesitte A_0 ' ın bulunması oldukça zordur. Dolayısıyla $0,85A_{oh}$ formülünden daha kolay bir şekilde hesaplanmaktadır. A_{oh} etriyenin merkezinden geçen çizginin içinde kalan alanı, A_t bir tane etriyenin kesit alanını, f_y ve f_{yt} sırasıyla boyuna ve enine donatının akma dayanımını, p_h A_{oh} ' ın çevre uzunluğunu, s yatay donatı aralığını ve θ açısı da basınç çubuklarının eğimini göstermektedir. θ açısı formüllerde 45 derece olarak alınmıştır. f_y ve f_{yt} akma dayanımları için deneysel verilerden elde edilen sonuçlar kullanılmıştır.

ACI318-19' a göre hesaplanan teorik burulma momenti değerleri ile deneysel sonuçlar **Tablo 18'** de gösterilmiştir. Deneysel ve teorik sonuçların karşılaştırılması ise **Tablo 19'** da sunulmuştur.

Tablo 18. Deneysel ve ACI318-19' a göre Hesaplanan Burulma Momenti Değerleri

	$T_{cr-deneysel}$	$T_{cr-teorik}$	$T_{maks-deneysel}$	T_{n-b}	T_{n-y}
SW1	27,59		45,98		
SW2	31,77	21,69	52,93	56,65	34,34
SW3	34,27		57,12		
SW4	23,57		35,15		
SW5	26,56		44,26		28,34
SW6	28,24		47,06		
SW7	21,33	17,68	30,32	47,78	
SW8	24,27		40,45		12,15
SW9	27,91		43,44		

Tüm birimler kN.m' dir

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

ACI318-19' a göre hesaplanan kritik burulma momentine en yakın deneysel sonuç SW7 numunesinde elde edilmiştir. Bununla birlikte deneysel ile teorik sonuç arasındaki en fazla farkın olduğu numune ise SW6' dır. Hibrid lif oranının artması deneysel ve teorik sonuçlar arasındaki farkın açılmasına neden olmuştur. Deneysel kritik burulma momenti değerleri teorik değerlerden bütün numunelerde daha fazla olmuştur. ACI318-19 kritik burulma momenti değerinin hesaplanmasında betonun basınç dayanımını dikkate almaktadır. Deney numunelerinin beton basınç dayanımlarının aynı olmasına rağmen hibrid liflerden dolayı çekme ve eğilme dayanımları farklıdır. Dolayısıyla bu fark deney numunelerinin kritik burulma momenti değeri üzerinde etkili olmuştur.

Tablo 19. ACI318-19’ a göre Hesaplanan Teorik Ve Deneysel Sonuçların Karşılaştırılması

	$\frac{T_{cr-deneysel}}{T_{cr-teorik}}$	$\frac{T_{maks-deneysel}}{T_{n-b}}$	$\frac{T_{maks-deneysel}}{T_{n-y}}$
SW1	1,27	0,81	1,34
SW2	1,46	0,93	1,54
SW3	1,58	1,01	1,66
SW4	1,33	0,74	1,24
SW5	1,50	0,93	1,56
SW6	1,60	0,98	1,66
SW7	1,21	0,63	2,49
SW8	1,37	0,85	3,33
SW9	1,58	0,91	3,57

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Deneysel ve teorik burulma momenti değerlerinin karşılaştırılmasında ise TS500-2000 standardındaki duruma benzerlik söz konusudur. Yatay donatının dikkate alındığı teorik sonuçlar deneysel sonuçlardan küçük, boyuna donatıya göre hesaplanan teorik sonuçlar ise deneysel sonuçlardan daha büyük çıkmıştır. SW3 numunesinin deneysel sonucu ile boyuna donatıya göre hesaplanan teorik sonuç birbirine oldukça yakın çıkmıştır. Boyuna donatıya göre hesaplanan teorik sonuca en uzak sonuç ise SW7 numunesinde hesaplanmıştır. Boyuna donatıya göre hesaplanan burulma momenti kapasitesi hesabında dikkate alınan değerler her grupta aynı olmasına rağmen yine de deneysel ile teorik sonuçlar arasında farklar mevcuttur. Yataya donatı oranının esas alındığı teorik burulma momenti dayanımında da dikkate alınan parametreler aynı olmasına rağmen deneysel ile aralarındaki farklar farklı olmuştur. Bu farkların KYB ve HLKYB’ nin karakteristik özelliklerinin formüllerde dikkate alınmamasından kaynaklandığı düşünülmektedir.

Eurocode-2’ ye Standardına Göre Teorik ve Deneysel Burulma Momenti Değerlerinin Karşılaştırılması

Euroce-2’ de de diğer yönetmeliklerde olduğu gibi burulma momenti altındaki elemanın kritik burulma momenti ve burulma momenti dayanımı için formüller sunulmuştur. Fakat Eurocode-2’ de burulma momenti dayanımını veren formül bir tanedir. Türk ve Amerikan Standardlarında olduğu gibi yatay ve düşey donatı için ayrı ayrı burulma momenti dayanımı formülü yoktur. Eurocode-2’ ye göre kritik burulma momenti **Eşitlik 41’** e göre hesaplanmaktadır.

$$T_{Rd,cr} = 2 \cdot v \cdot \alpha_{cw} \cdot f_{ctd} \cdot A_k \cdot t_{ef,i} \cdot \sin\theta \cdot \cos\theta \quad (41)$$

$$v = 0,6 \left(1 - \frac{f_{ck}}{250} \right) \quad (42)$$

Eşitlik 41' de v kesme çatlağı oluşmuş betonda dayanım azaltma faktörünü göstermekte olup **Eşitlik 42'** den hesaplanmaktadır. f_{ctd} ve f_{ck} sırasıyla betonun tasarım basınç ve karakteristik basınç dayanımlarını göstermektedir. α_{cw} basınç bölgesinde oluşan gerilme durumunu dikkate almak için kullanılan katsayıyı, A_k İçte kalan boşluk alanları da dâhil olmak üzere, birbirine bağlantılı cidarların merkez hatları ile çevrelenen alanı. $t_{ef,i}$ efektif cidar kalınlığı, θ basınç çubuklarının eğimini göstermektedir.

Burulma dayanımının Eurocode-2' ye göre hesaplanması **Eşitlik 43'** de gösterilmiştir. A_{sl} boyuna donatı en kesit alanını, f_{yd} boyuna donatı tasarım akma dayanımını, u_k A_k ' nın çevre uzunluğunu göstermektedir.

$$T_{ED} = \frac{2A_k \sum A_{sl} f_{yd}}{u_k \cot\theta} \quad (43)$$

Tablo 20 ve **Tablo 21'** de Eurocode-2' ye göre hesaplanan teorik ve deneysel burulma momenti değerleri ve bu değerlerin karşılaştırılması sunulmuştur.

Tablo 20. Deneysel ve Eurocode 2' ye göre Hesaplanan Burulma Momenti Değerleri

	$T_{cr-deneysel}$	$T_{Rd,cr-teorik}$	$T_{maks-deneysel}$	T_{ED}
SW1	27,59	6,36	45,98	63,37
SW2	31,77	6,88	52,93	
SW3	34,27	6,97	57,12	
SW4	23,57	5,13	35,15	
SW5	26,56	5,55	44,26	
SW6	28,24	5,63	47,06	
SW7	21,33	5,13	30,32	
SW8	24,27	5,55	40,45	
SW9	27,91	5,63	43,44	

Tüm birimler kN.m' dir.

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Deneyisel ve teorik burulma momenti değerleri arasında oldukça büyük farklar mevcuttur. Teorik sonuçla deneyisel sonucun en yakın olduğu numune SW7' dir. Buna rağmen SW7 numunesinin deneyisel kritik burulma momenti sonucu teorikten yaklaşık olarak 4 kat daha fazla çıkmıştır. Deneyisel ile teorik sonuç arasındaki farkın en fazla olduğu numune ise SW6' dur. SW6 numunesinin deneyisel kritik burulma momenti değeri teorikten yaklaşık olarak 5 kat daha fazladır. Eurocode 2' nin kritik burulma momenti hesabında dikkate aldığı parametrelere bakıldığında zaman betonun eksenel çekme dayanımını ve kesit özelliklerinin dikkate alınmıştır.

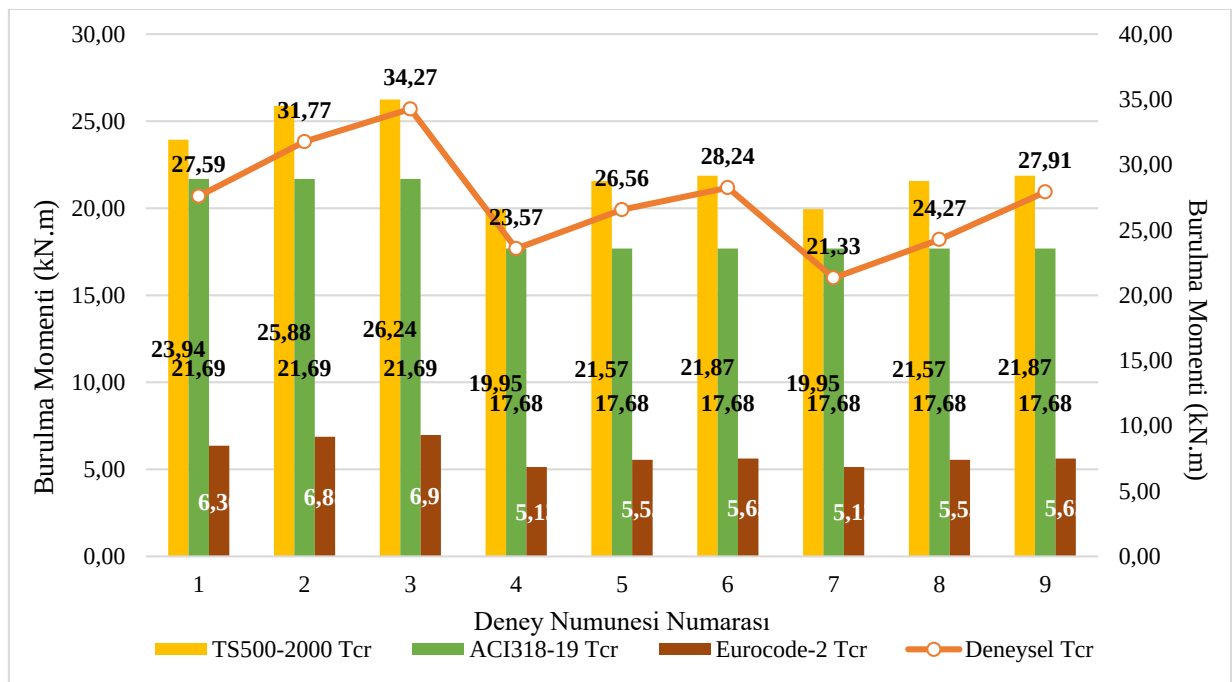
Tablo 21. Eurocode 2' ye göre Hesaplanan Teorik ve Deneyisel Sonuçların Karşılaştırılması

	$\frac{T_{cr-deneyisel}}{T_{Rd,cr-teorik}}$	$\frac{T_{maks-deneyisel}}{T_{ED}}$
SW1	4,34	0,73
SW2	4,62	0,84
SW3	4,91	0,90
SW4	4,59	0,66
SW5	4,79	0,83
SW6	5,02	0,88
SW7	4,16	0,57
SW8	4,38	0,76
SW9	4,96	0,81

Eurocode-2' ye göre hesaplanan teorik burulma dayanımı değerleri deneyisel sonuçlardan daha büyük çıkmıştır. Teorik ve deneyisel burulma momenti kapasiteleri arasındaki farkın en az olduğu numune SW3' dr. Aradaki farkın en fazla olduğu numune ise SW7' dr. Teorik ve deneyisel sonuçlar arasındaki farkın fazla olması, Eurocode-2 burulma momenti dayanım hesabında boyuna ve enine donatıların etkisini ayrı ayrı ele almamasıdır. Burulma momentine maruz bir elemanda dayanımın sağlanabilmesi için boyuna ve enine donatıların etkisi aynı oranda önemlidir. Fakat burulma dayanımı formülüne baktığımız zaman (**Eşıtlık 43**) yatay donatıların etkisi ihmal edilmiştir. Bundan dolayı enine donatı oranının minimum ve iki katı kullanıldığı SW7 ile SW4 numunelerinin yatay donatı oranı hariç diğer parametrelerinin aynı olmasına rağmen deneyisel ve teorik sonuçları arasındaki fark değişmiştir. Yine SW7 ile SW8 ve SW9 numunelerine baktığımız zaman, değişen tek parametrenin lif hacmi olmasına rağmen deneyisel ve teorik burulma dayanımları farklı çıkmıştır. Çünkü burulma momenti dayanım formülünde liflerin etkinliği dikkate alınmamıştır. Bununla birlikte deney

numunelerinde lif kullanılması teorik ile deneysel sonuçların birbirine daha yakın çıkmasına neden olmuştur.

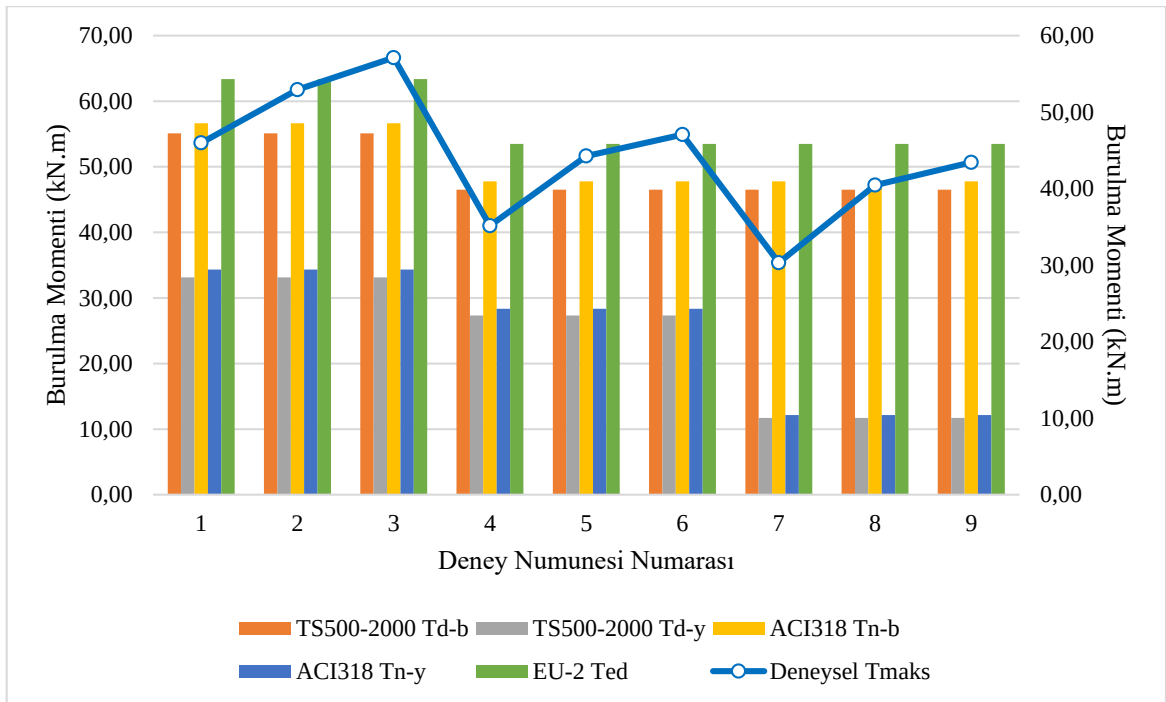
Şekil 143' de deneysel ve standartlara göre hesaplanan teorik kritik burulma momenti sonuçları gösterilmiştir. Şekil S' den görüleceği üzere Eurocoe-2' ye göre hesaplanan kritik burulma momenti değerleri daha düşük seviyelerde kalmıştır. Deneysel burulma momentine en yakın sonuçlar TS500-2000 standardına göre hesaplanan teorik sonuçlarda elde edilmiştir. Bununla birlikte TS500-2000' e göre hesaplanan kritik burulma momenti değerleri deneysel sonuçlardan daha yüksek çıkmıştır. ACI318-19' a göre hesaplanan teorik değerlerde Eurocode-2' ye göre hesaplanan değerlerden deneysel sonuçlara daha yakın çıkmıştır.



(SW1: HLO= %, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 143. Deneysel ve teorik kritik burulma momentinin karşılaştırılması.

Şekil 144' de deneysel ve teorik burulma momenti kapasitesi karşılaştırılması görülmektedir. TS500-2000 standardının boyuna donatıların esas alınarak hesaplanan burulma momenti kapasitesi enine donatıya göre daha fazla olmuştur. Boyuna donatının dikkate alınarak hesaplanan sonuçlar deneysel sonuçlara daha yakın olmuştur. Ayrıca ACI318-19 ile TS500-2000' e göre boyuna ve enine donatıların dikkate alındığı teorik değerler birbirine oldukça yakın çıkmıştır. Bu iki standartta da boyuna donatının dikkate alındığı teorik sonuçlar deneyselle daha yakın çıkmıştır. Eurocode-2' ye göre hesaplanan burulma momenti kapasitesi değerleri diğer iki standarttan daha fazla olmuştur.



(SW1: HLO= %, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

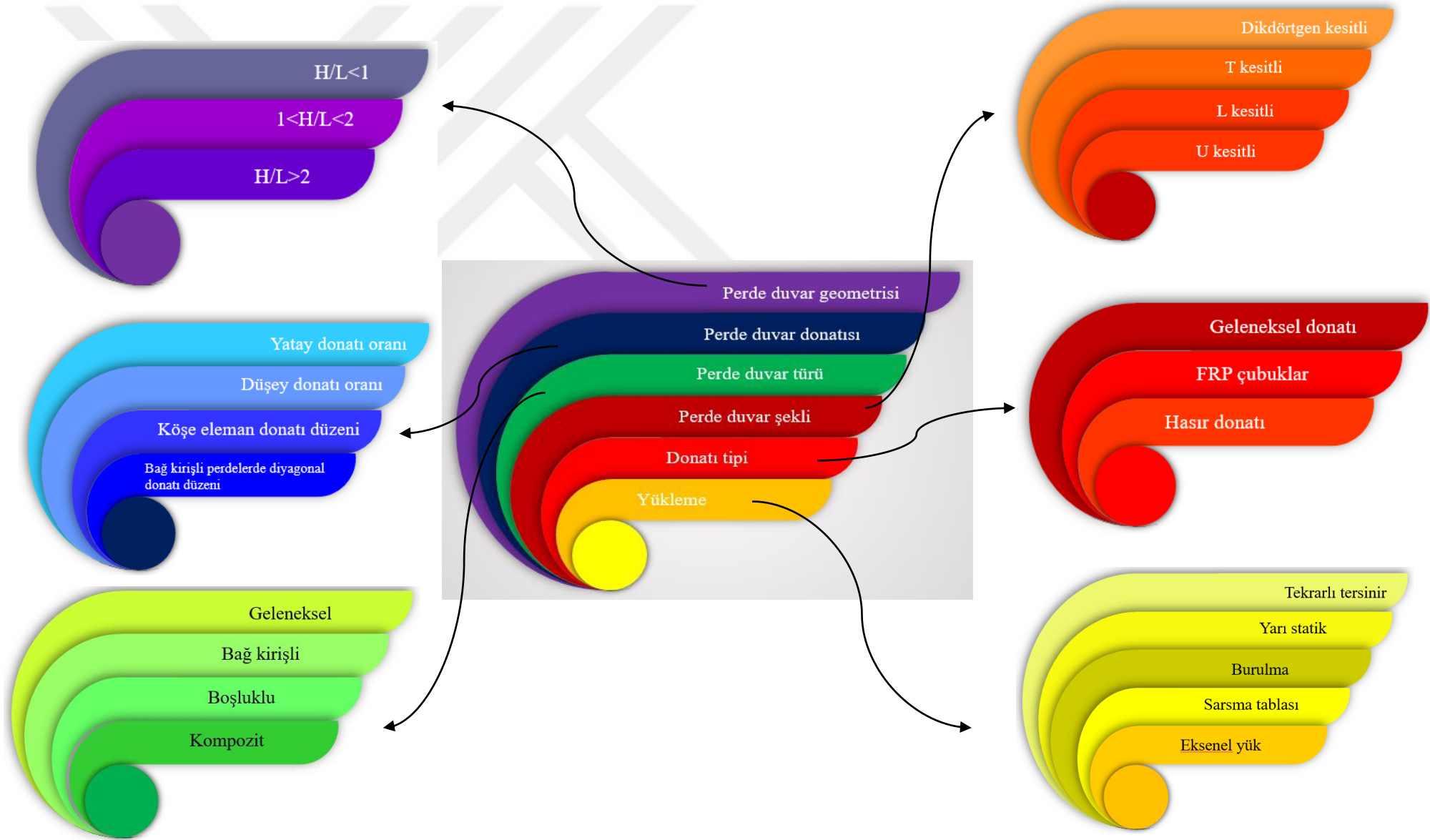
Şekil 144. Deneysel ve teorik burulma momenti kapasitesi karşılaştırılması.

SW1, SW4 ve SW7 gibi KYB' den üretilen numunelerin deneysel burulma momenti kapasitelerine TS500-2000 ve ACI318-19 standartlarına göre hesaplanan teorik değerler daha başarılıdır. Hibrid lif kullanılması veya hibrid lif oranının arttırılması ile üretilen numunelerin deneysel burulma momenti kapasitesine ise en yakın sonuçlar Eurocode-2 standardına göre hesaplanan teorik değerler olmuştur.

Burulma momenti altında davranışları incelenen betonarme perde duvarlarda deneysel çalışma neticesinde **Şekil 145'** da davranışı etkileyen parametreler özetlenmiştir. Ayrıca **Şekil 146'** da ise betonarme perde duvarların davranışına etki eden parametreler özetlenmiştir.



Şekil 145. Betonarme perde duvarlarda burulma davranışını etkileyen temel parametreler.



Şekil 146. Betonarme perde duvarların davranışını etkileyen genel parametreler.

Şekil 145 ve **Şekil 146**' dan görüldüğü üzere betonarme perde duvarların gerek tekrarlı tersinir yükler altında gerekse de burulma momenti altında davranışlarını etkileyen parametreler oldukça fazladır. Özellikle kesme kuvvetinin hâkim olduğu betonarme perde duvarlarda asal çekme ve basınç gerilmelerinin kontrol altına alınması özellikle plastik mafsallık bölgelerinde etkinliğin artırılması oldukça önemlidir. Burulma momenti altındaki betonarme perde duvarlarda kesit geometrisi, beton tipi ve donatı parametreleri öne çıkmaktadır.

Tez çalışmasını neticesinde aşağıdaki sonuçlara varılmıştır. KYB türünde lif eklenmesi ve lif oranının artırılması uygulamada beton dökümünü zorlaştırmaktadır. Hatta beton karışımı sırasında topaklanmalara neden olmaktadır. Bu sorun özellikle şantiye ortamlarında beton döküm süresi, maliyet ve işçilik parametrelerini olumsuz yönde etkilemektedir. Bu sorunun önüne özellikle gelişen beton teknolojisinde kimyasal katkıları ile geçilebilir. Uygulamada ise çelik ve karbon lifli hibrid KYB kullanılacaksa lif oranının beton hacminin %1' in altında kalması uygulamalar için daha kolaylık sağlayacaktır.

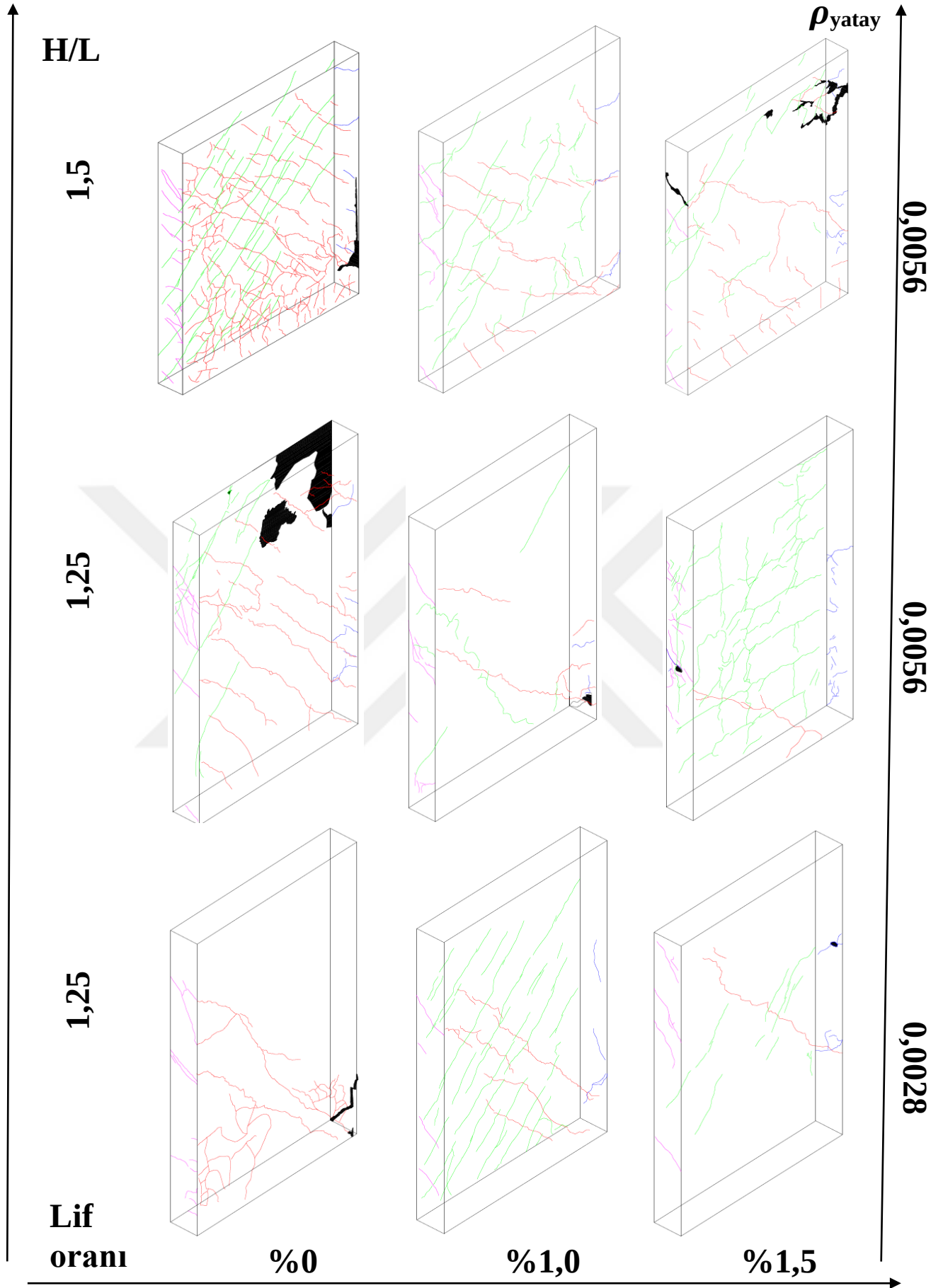
Beton içerisinde rastgele dağılan lifler yüksek elastisite modüllerinde dolayı perde duvarlarda oluşan çatlağın ucundaki gerilmelerin devam etmesine mani olmakta ve gerilmeleri lifler kendi üzerlerine almaktadır. Bununla birlikte lifler bu gerilmeleri matris içerisinde daha sağlam bölgelere aktarmaktadır. Böylece çatlakların ilerlemesi, mevcut çatlakların genişlemesi önlenmiştir. Matris içerisinde liflerin tek bir doğrultuda yerleştirilmesi imkânsız olduğu için liflerin rastgele dağılımından faydalanılmıştır. Eğer tüm şartlar oluşturulsa ve matris içerisinde liflerin hepsi yükleme doğrultusuna paralel bir şekilde yerleştirilebilseydi daha iyi bir performans ve sünek davranış elde edilebileceği aşîkârdır. Fakat uygulamada böyle bir durum söz konusu olmadığı da ortadadır.

Gerek lifli gerekse de lifsiz betonlarda ilk çatlağın oluşmasının önüne geçilememektedir. Gerek rötre, hidratasyon ısısı gibi iç kuvvetler gerekse de dış kuvvetler etkisinde betonun düşük çekme dayanımından dolayı özellikle asal çekme gerilmelerinden dolayı ilk çatlak çok küçük değerlerde olsa da oluşmaktadır. Oluşan bu ilk çatlağın yayılması için gerekli enerji miktarı düşük bir seviyededir. Hatta Baradan vd. (2015) göre bu çatlağın yayılması için gerekli enerji miktarının yarısı kadardır. Perde numunelerinde oluşan çatlakların ilerlemesi için meydana gelen enerji de elastisite modülü ve yüksek çekme dayanımlı çelik ve karbon lifler tarafından karşılanmıştır. Hatta lifli beton numunelerinde göçme modları incelendiğinde özellikle çelik liflerin geniş çatlak aralıklarından beton parçalarını bir arada tutmaya çalıştığı görülmektedir.

Kesme kuvveti ve dolayısıyla burulma momenti etkisindeki hibrid lifli perde duvarlarda elik ve karbon liflerin beton fazıyla iyi bir aderans sergilemesinden dolayı daha sünek bir davranış sergilemişlerdir.

Bilindiğı üzere beton matrisi içerisinde hem elik hem de karbon liflerin çekme kuvvetleri altında kopmaları oldukça zordur. Bunun yerine beton matrisinden sıyrılıp çıkmaları eğer iyi bir aderans olmazsa daha kolay olacaktır. Dolayısıyla elik kancalı liflerin matristen sıyrılıp çıkması daha zor olduğı için tercih sebebi olmuştur. Ayrıca çok küçük bir çapa sahip olan ve matrise gömülen karbon liflerin de matristen sıyrılması yine zor olmuştur.

Şekil 147' de tüm deney numunelerindeki çatlak dağılımları görülmektedir. Böylece hibrid lif oranındaki, perde en kesitindeki ve yatay oranındaki değışimin burulma momenti altındaki perde duvarların çatlak dağılımı üzerine etkisi görülmektedir. SW4 numunesinin sol st köşesinde görülen hasarın sebebi deney tamamlandıktan sonra devam eden yüklemeden kaynaklanmaktadır.



Şekil 147. Deney numunelerindeki çatlak dağılımları.

Plastik Mafsalsal Yaklaşımı

Betonarme perde duvarların performanslarının değerlendirilmesinde özellikle elastik ötesi davranışın da performansa etkisinin değerlendirilebilmesi için plastik mafsal yöntemi oldukça ideal bir yöntemdir. Betonarme perde duvarlarda genel tanımla plastik mafsal yöntemi perde yüksekliği boyunca moment-dönme ilişkisini baz almaktadır. Perde tabanına doğru dönme değerleri bir noktadan sonra, diğer noktalara göre daha fazla artış meydana gelmektedir. Bu noktanın perde tabanına olan mesafesi plastik mafsal boyu olarak tanımlanabilmektedir. Perde duvarın davranışının bu bölgenin performansına bağlı olduğu kabulü de oldukça yaygındır. Bu bölgenin yani plastik mafsal bölgesinin performansının arttırılması bir nevi perde elemanının performansının arttırılması anlamına gelmektedir. Betonarme perde duvarlarda deplasmanlar perde yüksekliği boyunca lineer bir şekilde değil de doğrusal olmayan bir şekilde yayılarak perde tabanına yakın bölgelerde yoğunlaşır. Betonarme perde duvarlarda plastik mafsal boyunun akma eğriliği ile plastik dönme eğriliğinin toplamı olduğu belirtilmişti. Fakat betonarme elemanlar için çizilen moment-eğrilik grafiklerinde, düzlem kesitler şekil değiştirmeden sonra da düzlem kalırlar varsayımı perde duvarlar için sorun teşkil etmektedir. Kolon, kiriş gibi elemanlara göre perde duvarların kesit alanı daha büyük olduğu için (plandaki uzun kenarın kısa kenara oranı en az 6 olması kuralı) bu varsayım perde duvarlar için tam olarak gerçekleşmemektedir. Bu da perde duvarların plastik mafsal uzunluğunun tespit edilmesini zorlaştıran bir diğer etkidir.

Tablo 22' de deney numunelerinin yönetmeliklere ve literatürde ulaşılan formüllere göre hesaplanan plastik mafsal yükseklikleri sunulmuştur. Perde duvarların genişlikleri farklı olduğundan (1200 mm ve 1000 mm) plastik mafsal boyları için iki farklı tablo oluşturulmuştur. **Şekil 148** ve **Şekil 149'** de ise perde yüksekliği boyunca plastik mafsal yüksekliklerinin değişimi gösterilmiştir.

Tablo 22' ye bakıldığı zaman yönetmeliklerin ve literatürdeki plastik mafsal boyu için önerilen formüllere göre hesaplanan plastik mafsal boyları bir birlerinden oldukça farklıdır. Tabloların daha iyi anlaşılabilmesi için renklendirilmiştir. Renk skalasına göre plastik mafsal boyu uzundan kısaya doğru, yeşilden kırmızı tonlarına doğru renklendirilmiştir. Betonarme perde duvarların plastik mafsal boylarının bir birlerinden oldukça farklı çıkmasının birkaç nedeni vardır. Betonarme perde elemanlarının plastik mafsal uzunluğu malzeme ve geometri parametrelere bağlı olarak değişmektedir. Fakat literatürde plastik mafsal uzunluğu tam anlamıyla ifade edebilecek bir formül mevcut değildir. Araştırmacıların çalışmalarına göre plastik mafsal uzunluğu formülleri farklılık göstermektedir. Bunun nedeni davranışının

öngörülmesi oldukça zor olan betonun karakteristik özelliklerine bağlı olması. Betonarmeyi oluşturan beton ve donatının kompozit bir malzeme oluşturması, kesit geometrisinin farklılıklar gösterebilmesi gibi nedenler başlıca sebepler olarak gösterilebilir. Moment-eğrilik ilişkisinde taşıyıcı elemanın taban bölgesinde oluşan eğriliğin, maksimum moment kesiti etrafında yoğunlaşan şekil değiştirmelerden dolayı karmaşık bir hal alması, düzlem kesitlerin şekil değiştirdikten sonra da düzlem kalır kabulü plastik mafsalsal uzunluğunun hesaplanmasını zorlaştıran diğer faktörlerdir. Zhao *et al.* (2012) çatlak dağılımının da plastik mafsalsal uzunluğu üzerinde etkili olduğunu belirtmiştir. Çatlakların doğası gereği nerede ve ne şekilde oluşacağı kesin olarak bilinmemektedir. Fakat yükleme tipi, malzeme özellikleri gibi parametrelere bağlı olarak tahmin edilmektedir. Bu da plastik mafsalsal boyunun tahmin edilmesini zorlaştıran bir diğer etkidir. Bu tez çalışmasında olduğu hibrid lifle üretilen betonarme perde duvarlarda betonun basınç dayanımı hemen hemen aynı olmasına rağmen liflerin çatlak dağılımı üzerinde etkili olduğu deneysel çalışma neticesinde tespit edilmiştir. Fakat formüllerde bu parametrenin etkisi ihmal edilmiştir. Hatta bazı formüllerde sadece kesit geometrisi üzerinde durulmuştur. Bir diğer neden ise plastik mafsalsal elemanlarda sınırlı, noktasal bir şekilde değil de bölgesel bir alana yayılması, plastik mafsalsal uzunluğunun tahmin edilmesini zorlaştırmaktadır. Çünkü beton/hibrid lifli beton gibi elemanların bir bölge içerisinde davranışını öngörmek karmaşık ve oldukça zor bir işlemdir. Bir diğer faktör ise plastik mafsalsal boyunun yükleme şekline etkilenmesidir. Yapı elemanları da servis ömürleri boyunca eksenel yük, eğilme momenti, kesme kuvveti, burulma momenti gibi yüklemelere tek tek veya bu yüklerin kombinasyonuna (eğilmeli kesme, burulmalı kesme, burulma, eğilmeli kesme kombinasyonları) maruz kalmaları problemi daha da karmaşık hale getirmektedir.

Plastik mafsalsal uzunluğu için belirlenen parametreler dikdörtgen kesitli perde duvarlar için önerilmiştir. T,U ve L gibi farklı kesitli perde duvarlar için ayrı formüller verilmemiştir. Plastik mafsalsal uzunluğu için perde uzunluğu (L_w) ve perde yüksekliği (H_w) parametrelerinin kullanıldığı formüllerde L_w 'nin katsayısının H_w 'nin katsayısından daha fazla olduğu göze çarpmaktadır. Ayrıca bazı formüllerde H_w ihmal edilerek sadece L_w kullanılmıştır. Bu da betonarme perde duvarlarda plastik mafsalsal bölgesi üzerinde perde uzunluğunun perde genişliğinden daha etkili olduğunu göstermektedir. Fakat hesaplanan plastik mafsalsal uzunluğu perde tabanından H_w yüksekliği boyunca dikkate alınmaktadır. Perde davranışını doğrudan etkileyen plastik mafsalsal bölgesi perde uzunluğundan direkt olarak etkilenmektedir. Yönetmeliklerde perde duvar için belirtilen plandaki uzunluğun genişliği oranı en az altı olma kuralıda plastik mafsalsal uzunluğunun bir diğer faktörüdür. Bununla birlikte Türk ve Amerikan

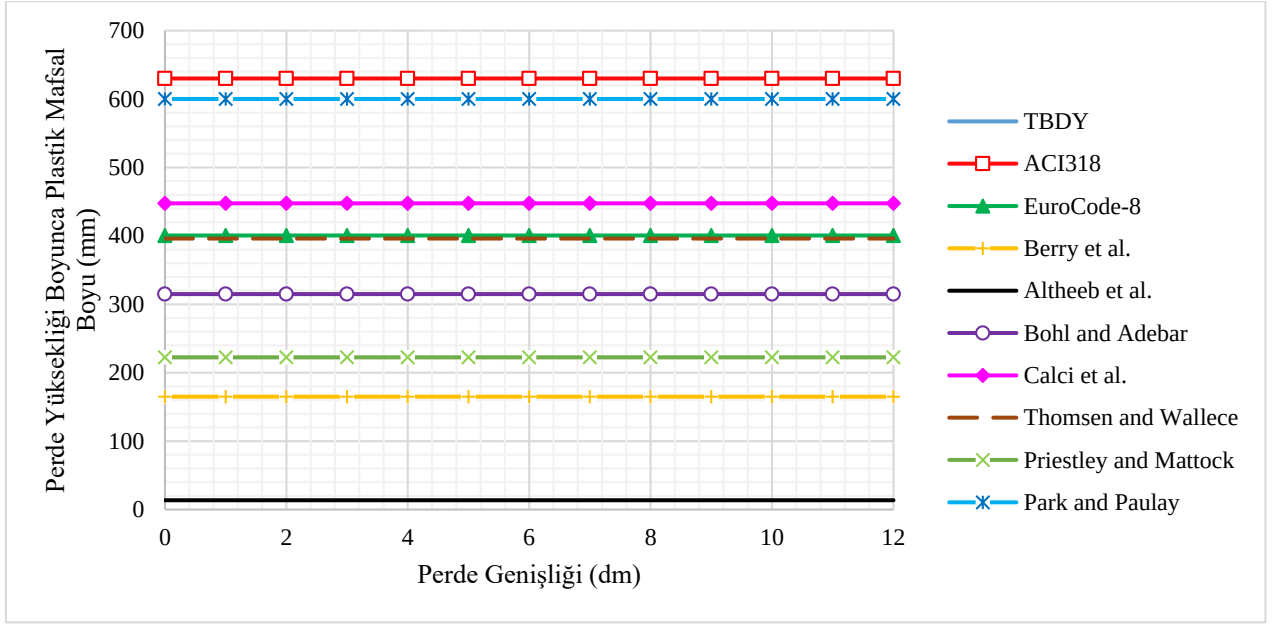
Standartları sadece perde geometrisini temel almasına rağmen Avrupa Yönetmeliği perde geometrisinin yanı sıra beton ve donatı karakteristik özelliklerini de göz önünde bulundurmıştır. Perde davranışı üzerinde etkili olan eksenel yük ise genel olarak hesaplamalara dâhil edilmemiştir. Bunun sebebinin eksenel yük seviyesinin perde dayanımını artırıcı yönde etki etmesi olabilir. Fakat kolonlarda eksenel yük seviyesinin artması plastik mafsalları boyunu arttırmasına rağmen perde duvarlarda tam tersi etki etmektedir. Gerek beton kesit alanı gerekse de donatı yerleşim şekli bakımından betonarme perde duvarlar kolon ve kiriş elemanlardan oldukça farklıdır. Dolayısıyla kolon ve kirişler için önerilen plastik mafsalları uzunluğu formüllerinin perde duvarlar için kullanılması uygun değildir.



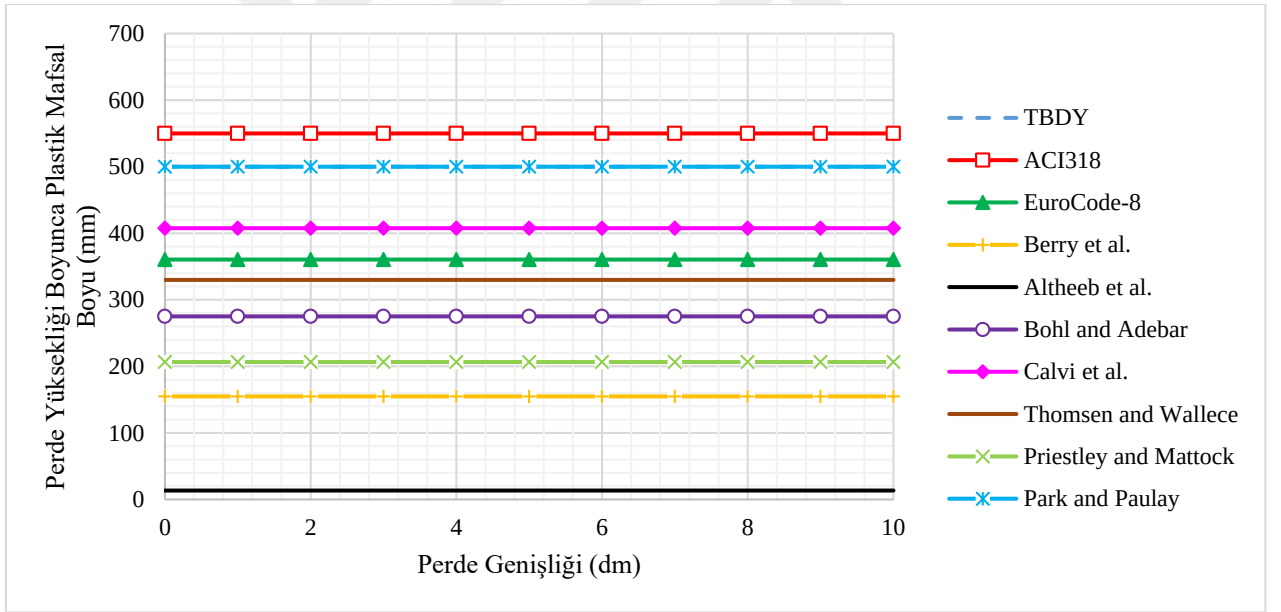
Tablo 22. 1200 mm ve 1000 mm genişlikli Numunelerinin Yönetmelik ve Literatürdeki Formüllere Göre Plastik Mafsalları

1200 mm genişlikli perde duvarlar									
TBDY	ACI	EuroCode	Berry <i>et al.</i>	Altheeb <i>et al.</i>	Bohl and Adebar	Calvi <i>et al.</i>	Thomsen and Wallece	Priestley and Mattock	Park and Paulay
600	630	400.44	164.94	13.5	315	447.46	396	222.46	600
1000 mm genişlikli perde duvarlar									
TBDY	ACI	EuroCode	Berry <i>et al.</i>	Altheeb <i>et al.</i>	Bohl and Adebar	Calvi <i>et al.</i>	Thomsen and Wallece	Priestley and Mattock	Park and Paulay
500	550	360.44	154.94	13.5	275	407.46	330	206.46	500

(Tüm değerler mm cinsindendir.)

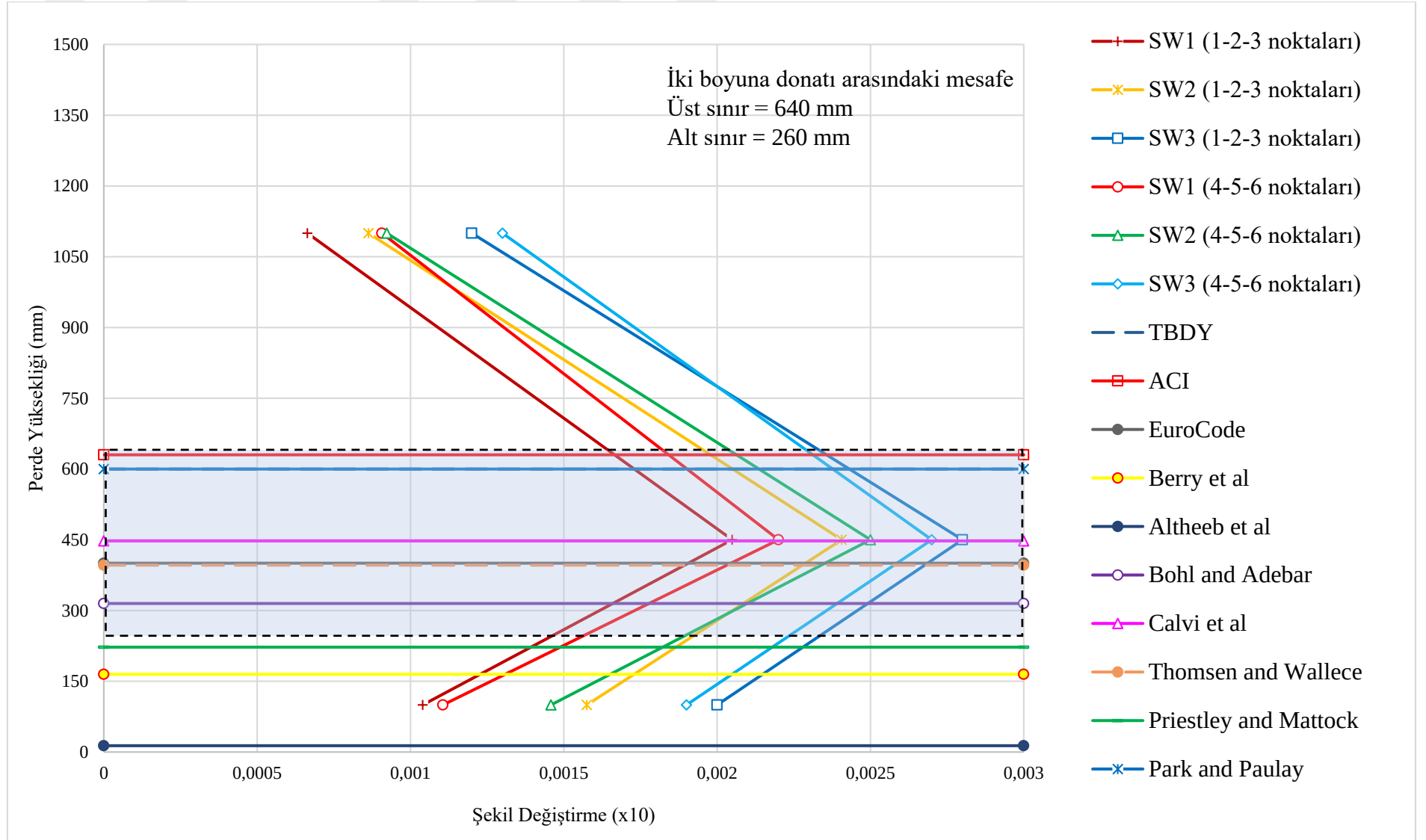


Şekil 148. Perde genişliği 1200 mm olan SW1~3 numunelerinin yönetmelik ve formüllere göre plastik mafsalları.

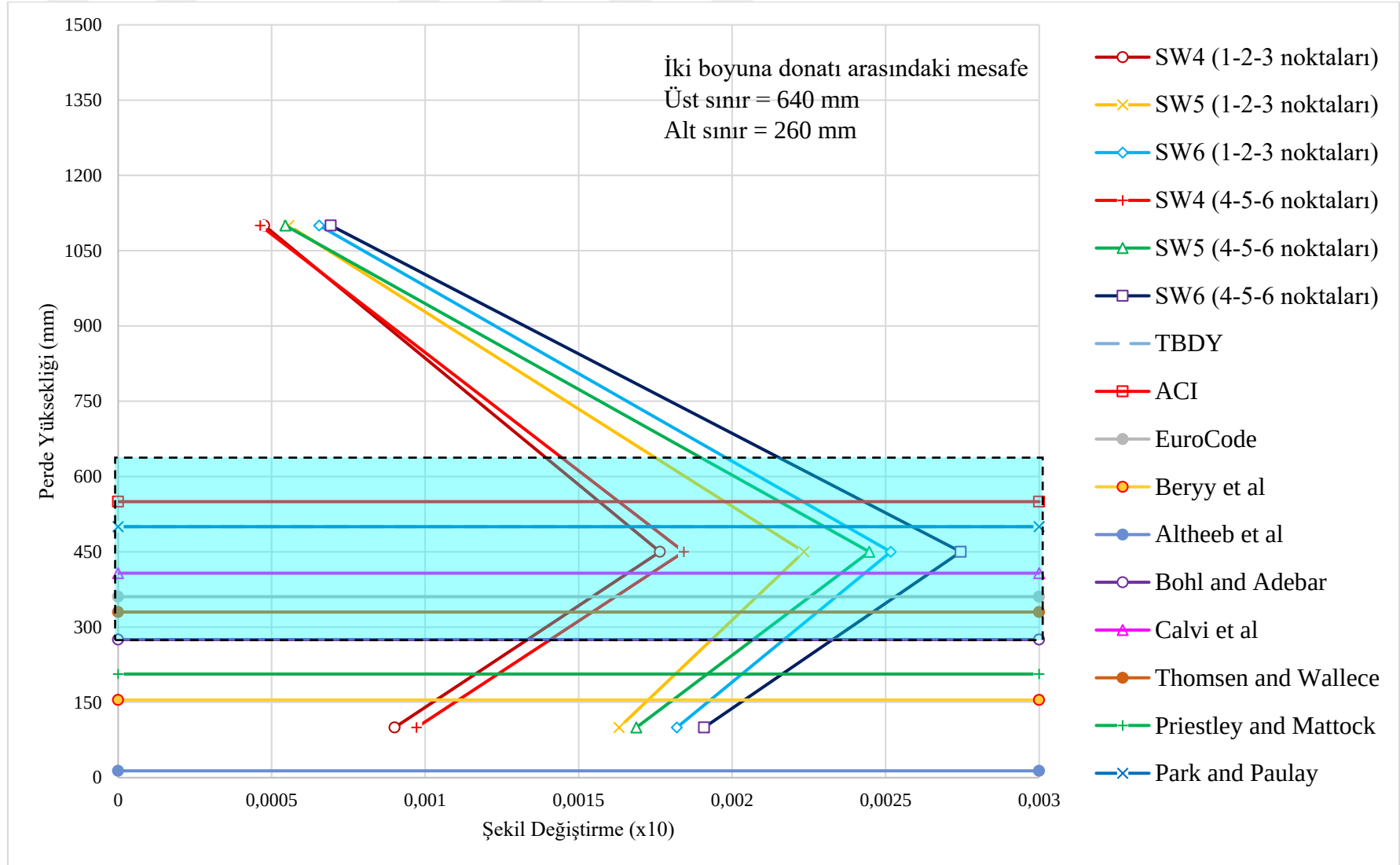


Şekil 149. Perde genişliği 1000 mm olan SW4~9 numunelerinin yönetmelik ve formüllere göre plastik mafsalları.

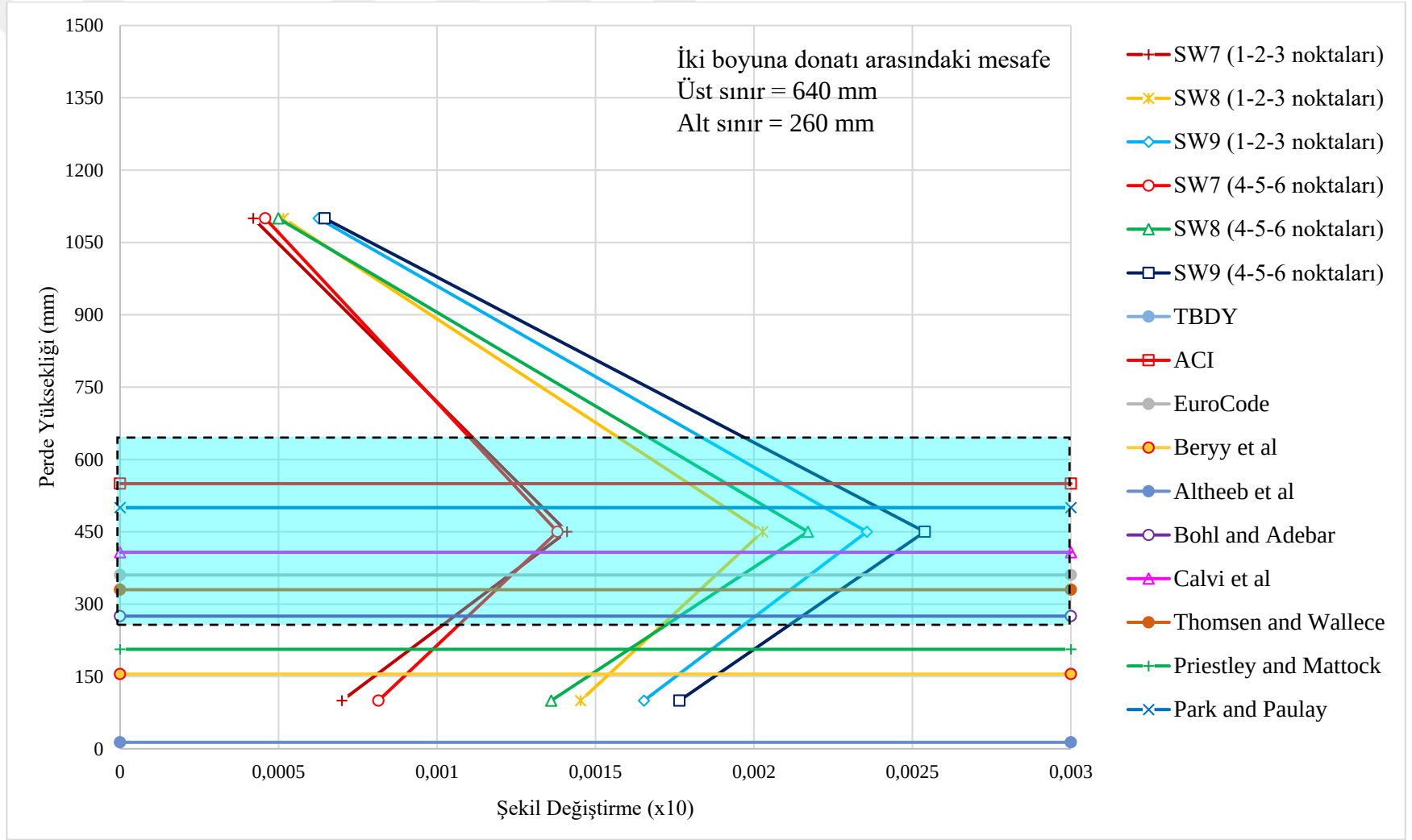
Plastik mafsalları uzunluğunun belirlenmesinde kilit parametrelerden bir tanesi de çekme donatılarındaki akmanın olduğu noktadır. **Şekil 150**, **Şekil 151** ve **Şekil 152'** de deneysel olarak hesaplanan boyuna donatılardaki şekil değiştirme değerlerinin teorik olarak hesaplanan plastik mafsalları bölgelerindeki değişimi gösterilmiştir. Karşılaştırma yapılabilmesi için şekillerde hem çekme hem de basınç bölgesindeki donatıların şekil değiştirme değerleri de gösterilmiştir.



Şekil 150. SW1~3 numunelerinin plastik mafsallık bölgesi ile boyuna donatılardaki şekil değiştirme ilişkisi.



Şekil 151. SW4~6 numunelerinin plastik mafsallık bölgesi ile boyuna donatılardaki şekil değiştirme ilişkisi.



Şekil 152. SW7~9 numunelerinin plastik mafsallık bölgesi ile boyuna donatılardaki şekil değiştirme ilişkisi.

Deneysel olarak tespit edilen şekil değiştirme değerlerinin noktaları daha önce bahsedilen ①, ②, ③, ④, ⑤ ve ⑥ noktalarıdır. Bu noktaların yeri **Şekil 48'** de görülmektedir.

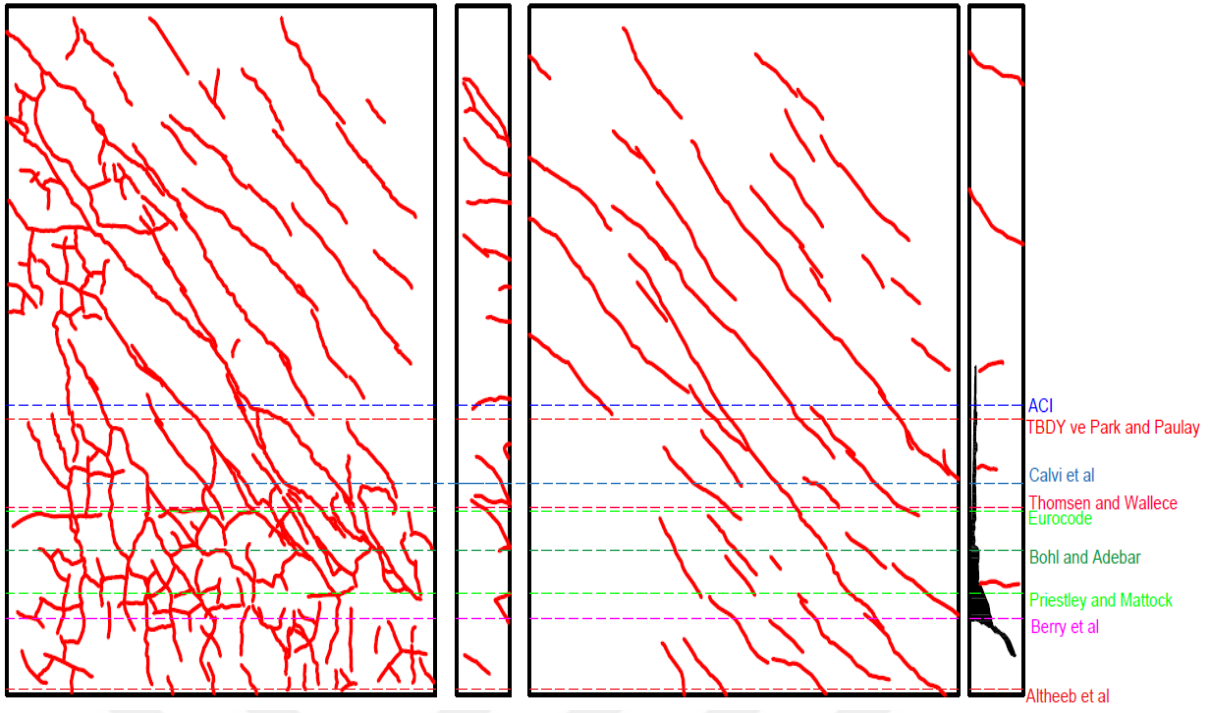
Şekil 150, 51 ve 52' de deney numunelerinin boyuna donatılardaki maksimum şekil değiştirmenin olduğu noktadan aşağı ve yukarı doğru, iki boyuna donatı arasındaki mesafe kadar uzaklıktan bir alan oluşturulmuştur. **Şekil 150, 51 ve 52'** de renkli alan bu bölgeyi göstermektedir. Bu bölgenin üst ve alt sınırları sırasıyla 620 mm ve 260 mm olarak hesaplanmıştır. Deney numunelerinde plastik mafsalların perde tabanından itibaren değil de bu bant içerisinde olduğu varsayılmıştır. Deney numunelerinde, Berr *et al.*, Altheeb *et al.* ve Priestley and Mattock' un formüllerine göre hesaplanan plastik mafsallık boyları bu bant dışında kalmaktadır. Renkli bölge, artan hibrit lif kullanılabilirliği, örneğin deformasyon kabiliyetini arttırmakla kalmaz, aynı zamanda hibrid lif kullanılarak ilgili perde duvarların sünek davrandığını da gösterir. Bahsedilen mavi bölgeler, çizilen yükseklik ile üç dikey donatı arasındaki toplam boşluk olarak kabul edilir. Orta donatı da plastik bölgenin merkezi olarak kabul edilebilir. Bununla birlikte, moment-dönme açısı ve enerji sönümleme kapasitesi parametreleri ile de paralellik gösterir.

Şekil 150' e bakıldığı zaman 1200 mm perde genişliğine sahip SW1, SW2 ve SW3 numunelerinde boyuna donatılardaki maksimum şekil değiştirme Calvi *et al.*, Park and Paulay' ın önerdiği formüller ile TBDY ve ACI yönetmeliklerinin önerdiği formüllere göre hesaplanan plastik mafsallık uzunluğu içinde kalmaktadır. Fakat diğer yönetmelik ve amprik bağıntılara göre hesaplanan plastik mafsallık uzunluğunun dışında boyuna donatılardaki maksimum şekil değiştirmelere ulaşılmıştır. Özellikle Eurocode-8' un perde duvarlar için önerdiği plastik mafsallık formülü ile hesaplanan mesafe maksimum şekil değiştirmenin olduğu bölgenin dışında kalmaktadır. **Şekil 151 ve Şekil 152'** da ise perde genişliğinin değişmesinden dolayı teorik olarak hesaplanan plastik mafsallık uzunluklarında da değişiklik olmuştur. SW1, SW2 ve SW3 numunelerinde Calvi *et al.*' un önerdiği formül boyuna donatılardaki maksimum şekil değiştirme bölgesinin içinde kalmasına rağmen SW4~9 numunelerinde maksimum şekil değiştirme bu bölgenin dışında kalmıştır. Park and Paulay, ACI ve TBDY plastik mafsallık bölgesi için sadece perde geometrisini dikkate almışlardır. Bu formüllerde betonun ve donatının karakteristik özellikleri dikkate alınmamıştır. Fakat buna rağmen yine de deneysel olarak ölçülen maksimum şekil değiştirmelerin bu bölgenin içinde kalmasının nedeni önerilen amprik formüllerde güvenli tarafta kalınması tercih edilmiştir. Calvi *et al.* amprik formülünde ise perde duvarların geometrisinin yanı sıra donatının karakteristik özellikleri de dikkate alınmıştır. Fakat buna rağmen SW1, SW2 ve SW3 numunelerinde maksimum şekil değiştirmeler bu bölgenin

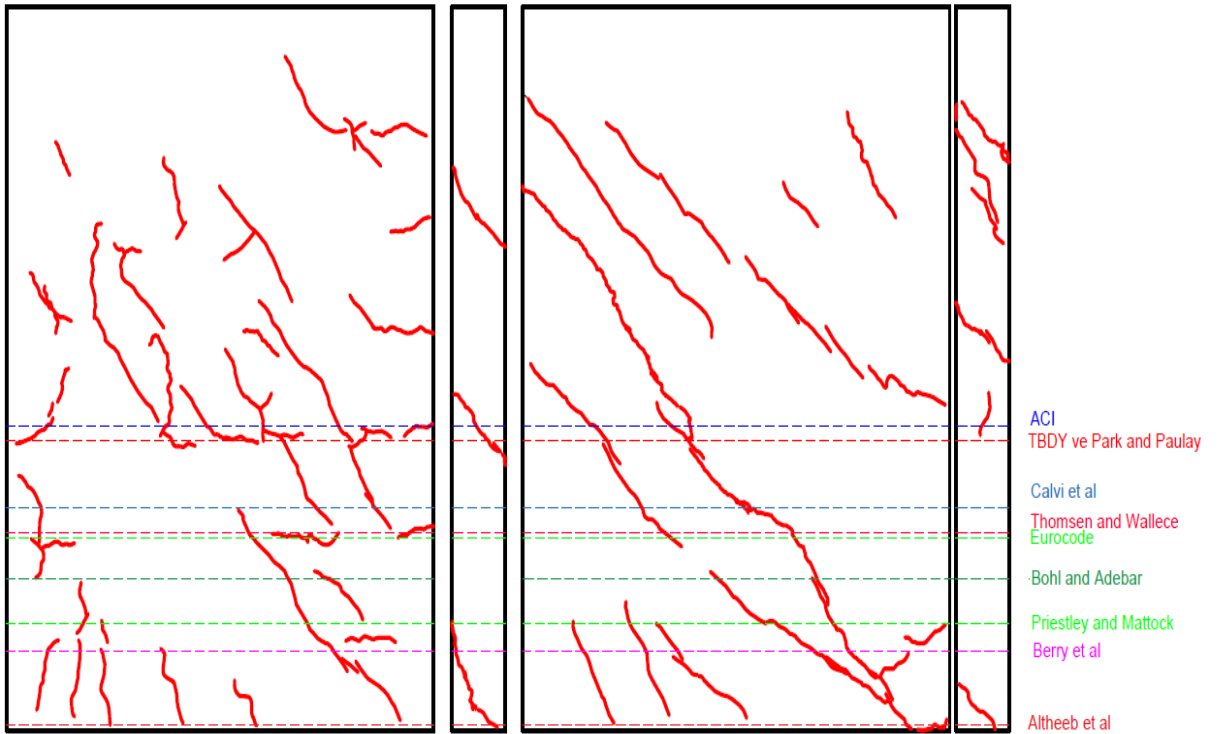
içinde kalmasına rağmen perde geometrisinin değiştiği numunelerde plastik mafsalsal bölgesi kısalmıştır. Özellikle ACI ve TBDY’ de plastik mafsalsal bölgesinin tahmini için beton ve donatının karakteristik özelliklerini dikkate almaması perde duvarlarda özellikle lif veya hibrid lif kullanımı gibi betonun karakteristik özelliklerini etkileyen durumlarda bu bölgenin tahminini zorlaştırmaktadır. Betonun karakteristik özellikleri ise Eurocode-8, Altheep et al ve Bohl and Adebar tarafından dikkate alınmıştır. Fakat bu formüllerde de betonun sadece basınç dayanımı formüllere dâhil edilmiştir. Bu da tekrar karşımıza hibrid lifli betonun basınç dayanımının aynı olmasına rağmen çekme ve eğilme dayanımının farklı olması ve liflerin plastik mafsalsal bölgesinde köprüleme etkisi göstererek çatlak dağılımı üzerinde etkili olması göz önünde bulundurulmamıştır.

Bu çalışmada plastik mafsalsal bölgesi için önerilen bir nokta ise **Şekil 49**’ de gösterildiği üzere plastik mafsalsal bölgesinin akma noktasından perde tabanına olan uzaklık yerine plastik mafsalsal uzunluğunun bu noktanın altında ve üstünde eşit şekilde dağıtılması fikridir. Boyuna donatılardaki maksimum şekil değiştirmeler perde duvar numunelerinde 2 ve 5 noktalarında meydana gelmiştir. Şekil değiştirmeler de doğal olarak maksimuma giderken ve maksimum değerden azalırken bu noktalar etrafında maksimuma yakın değerler olacaktır. Plastik mafsalsal uzunluklarının akma noktasından perde tabanına olan uzaklık yerine bu nokta etrafında ikiye bölünerek dağıtıldığı durumda daha etkili bir tahmin sunulacağı düşünülmektedir. Perde duvarların davranışı üzerinde oldukça etkili olan bu bölgenin performansı için önerilen ve bu bölge içinde kalacak perde duvar parçasının gerek beton gerekse de donatı özelliklerinin iyileştirilmesi üzerinde durulmalıdır.

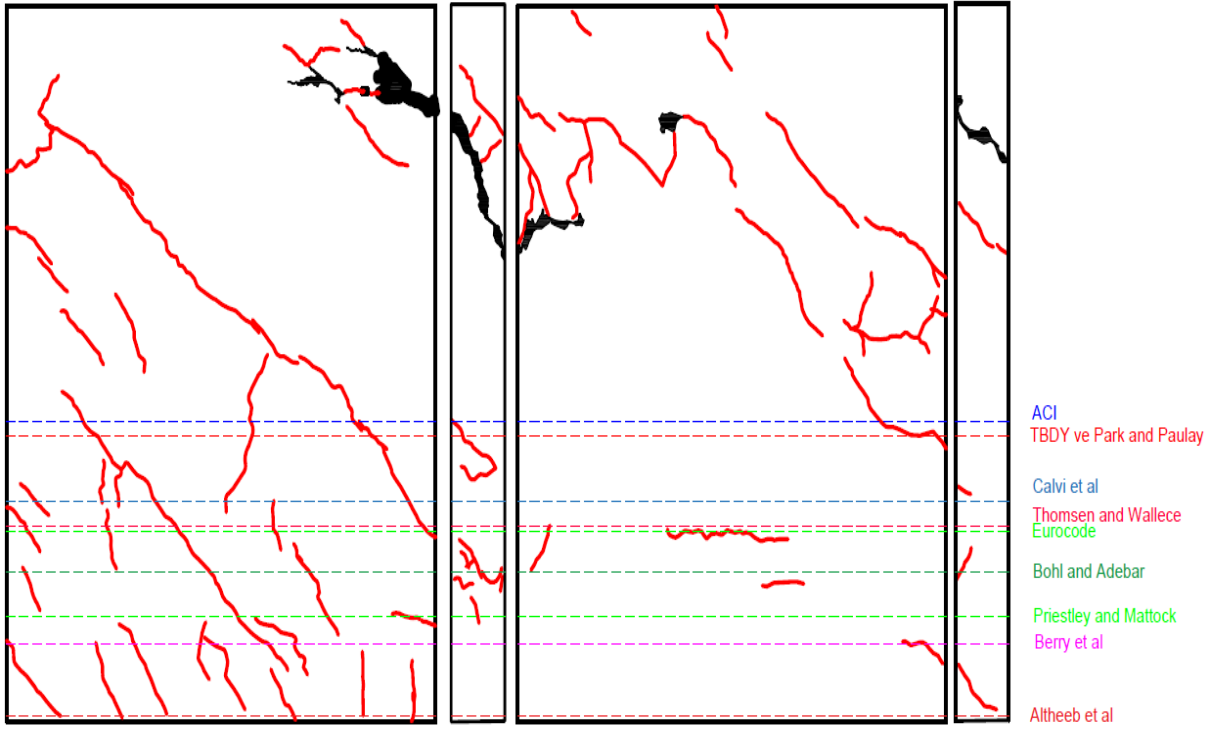
Şekil 153 ile **Şekil 161** arasında teorik olarak hesaplanan plastik mafsalsal boyları ile çatlak dağılımları arasındaki ilişki gösterilmiştir.



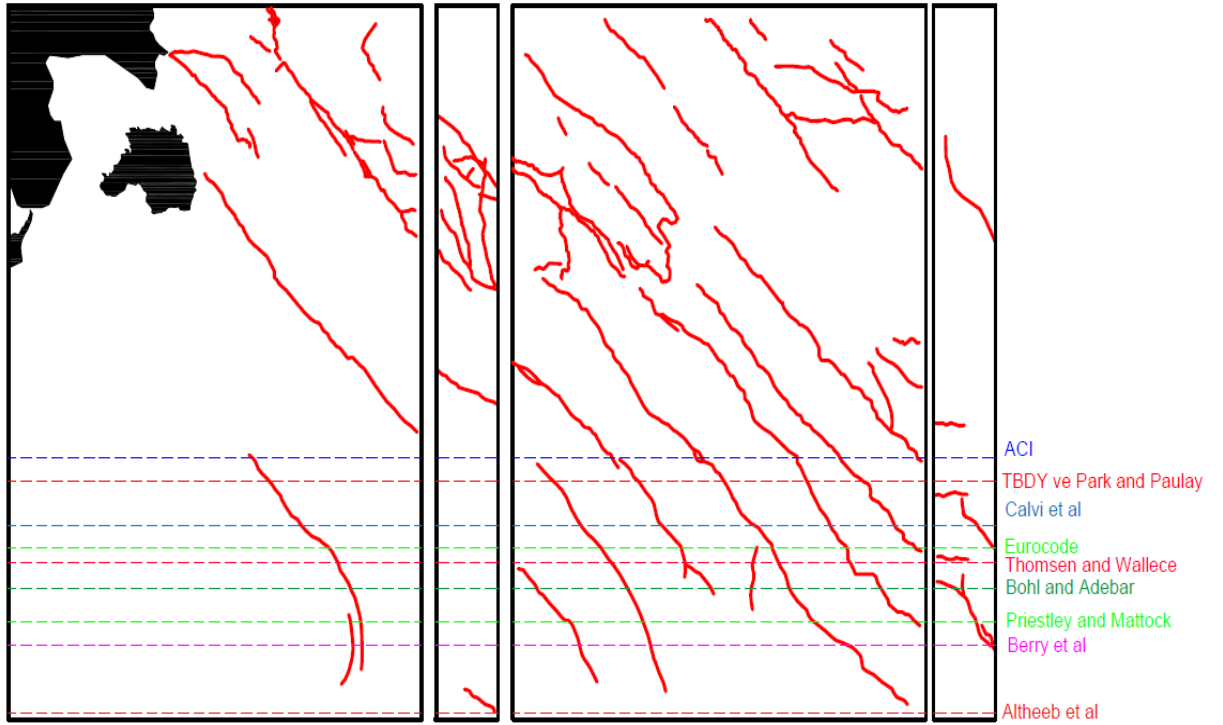
Şekil 153. SW1 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.



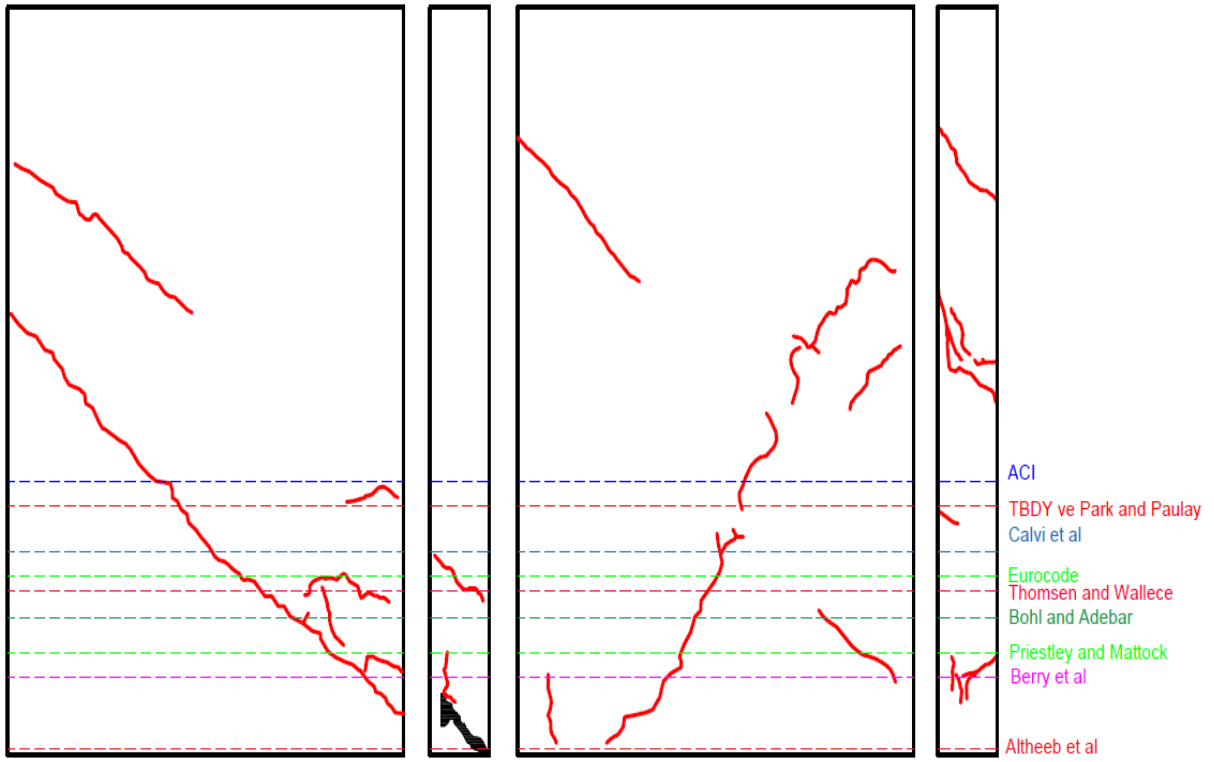
Şekil 154. SW2 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.



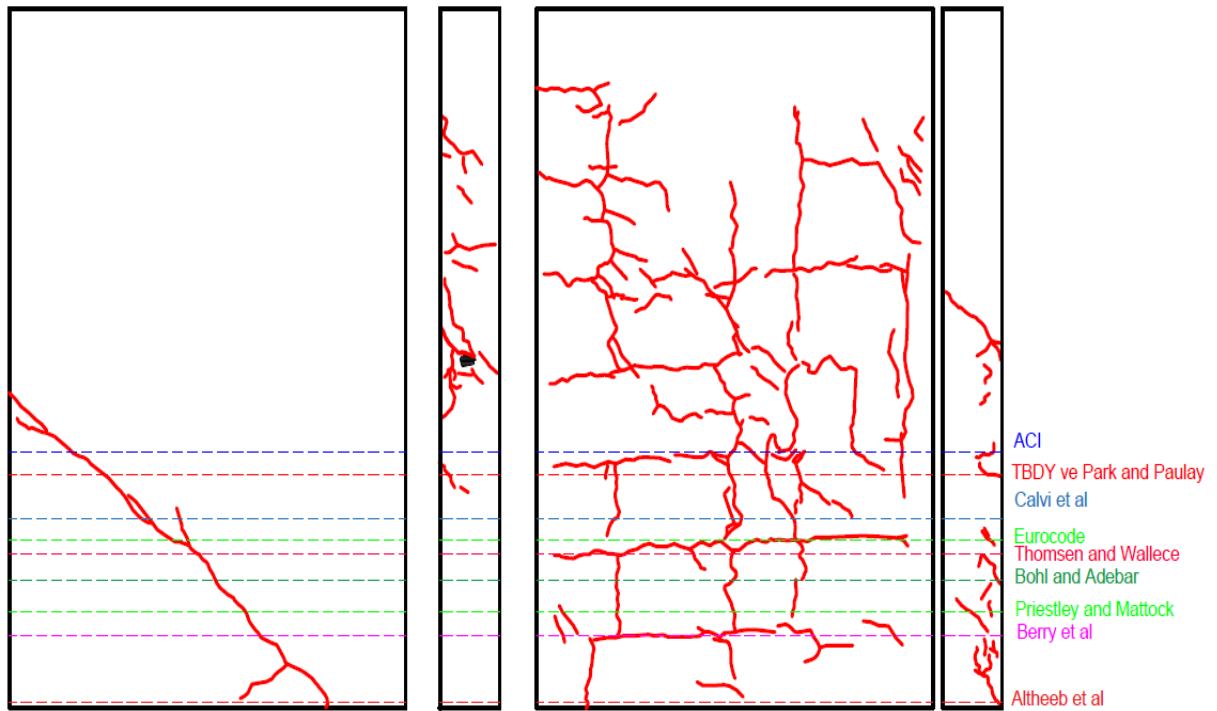
Şekil 155. SW3 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.



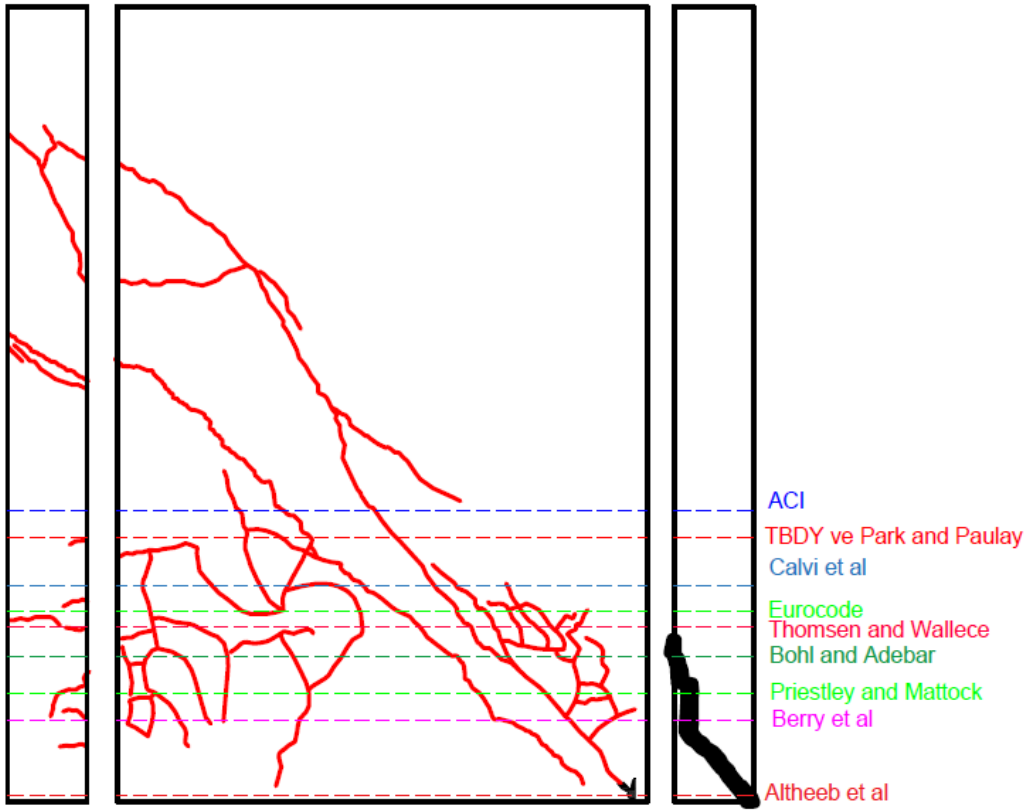
Şekil 156. SW4 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.



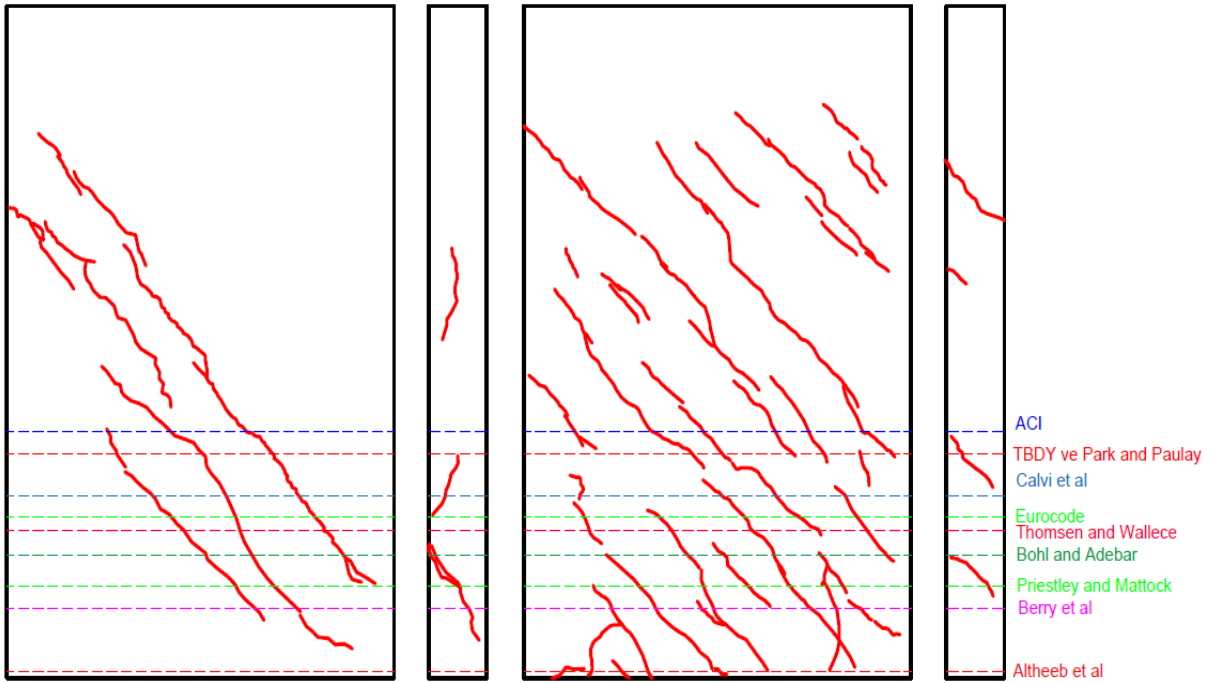
Şekil 157. SW5 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.



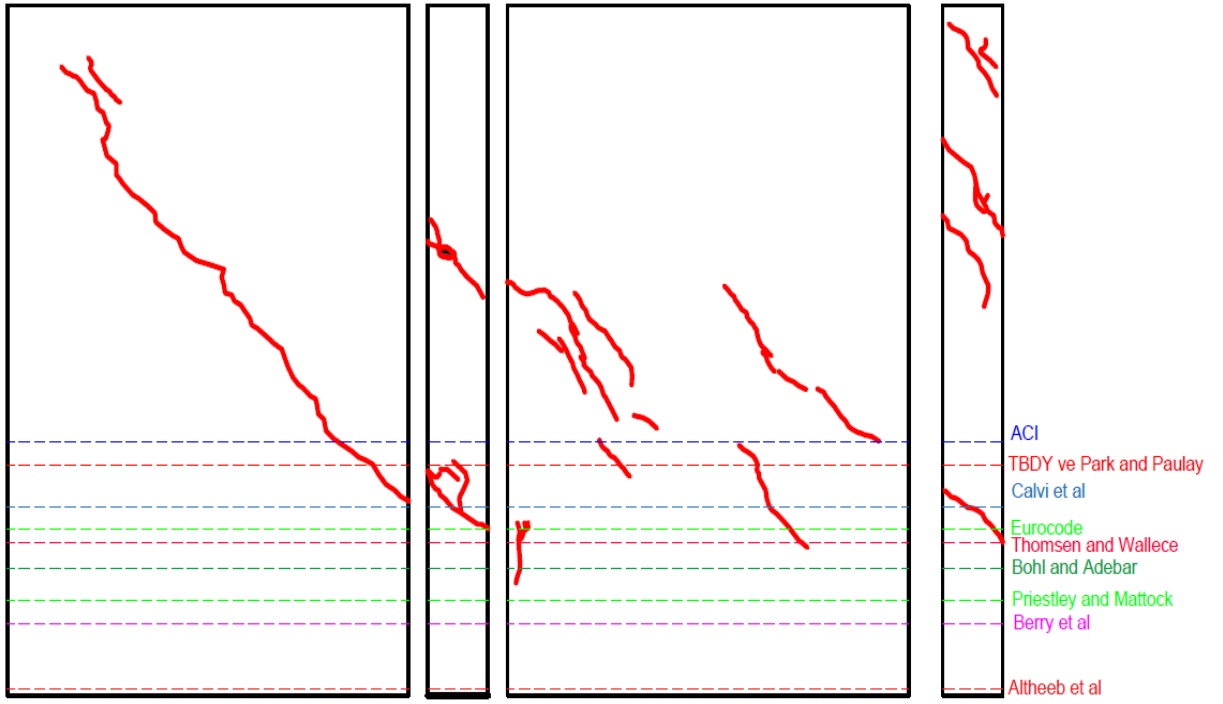
Şekil 158. SW6 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.



Şekil 159. SW7 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.



Şekil 160. SW8 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.



Şekil 161. SW9 numunesi plastik mafsalları ile çatlak dağılımı arasındaki ilişki.

SW1, SW2 ve SW3 numunelerine baktığımız zaman plastik mafsalları içinde kalan çatlak dağılımları arasındaki farklar göze çarpmaktadır. Bu numunelerde çatlakların plastik mafsalları bölgelerinde yoğunlaştığı görülmektedir. Lif oranının artması ile plastik mafsalları bölgelerindeki çatlakların yoğunluğu azalmaktadır. Bununla birlikte çatlak yoğunluğunun azalması ile deney numunelerinin burulma momenti ve dönme açısı kapasiteleri de artmaktadır. Hibrid lif kullanımı ile perde duvarların plastik mafsalları bölgelerinde gerek çatlakların kontrol altına alınması gerekse de plastik mafsalları bölgesindeki boyuna donatıdaki akmanın daha yüksek değerlerde olmasından dolayı hibrid lifli perde duvarların performansı daha iyi olmuştur. Özellikle ACI ve TBDY' ye göre hesaplanan plastik mafsalları bölgesindeki çatlak yoğunluğu diğerlerine göre daha fazla olmuştur. Gerek KYB' li gerekse de HLKYB' li perde duvarlarda ACI ve TBDY' ne göre hesaplanan plastik mafsalları bölgelerindeki çatlakların yoğunluğu daha fazla olmuştur. Diğer teorik formüllere göre hesaplanan plastik mafsalları bölgeleri ise büyükten küçüğe doğru sırası ile Calvi et al, Eurocode-8, Thomson and Wallece, Bohl and Adebar, Priestley and Mattock, Berry et al ve Altheeb et al. olmuştur. Burada Altheeb et al' un önermiş olduğu formülün gerçeğe yakın olmadığı görülmektedir. Gerek boyuna donatılardaki maksimum şekil değiştirme değerleri gerekse de çatlak dağılımına bakıldığı zaman Altheeb et al' ın plastik mafsalları formülünün perde duvarların dizayn aşamasında dikkate alınmasının sağlıklı olmayacağı görüşüne varılmıştır. Bununla birlikte plastik mafsalları bölgesinin boyuna donatıdaki akmanın olduğu noktadan itibaren bant şeklinde iki parçaya dağıtılması (Şekil 49) fikri çatlak dağılımında da uygulanabilirliği düşünülmektedir. Her bir teorik olarak hesaplanan

plastik mafsal uzunluğunun perde tabanına uzunluğu yerine bant şeklinde ikiye ayrılması ile çatlak-plastik mafsal ilişkisi daha sağlıklı olacağı düşünülmektedir.

Sayısal Çalışma

Tezin bu bölümünde betonarme perde duvarların sonlu elemanlar yöntemi ile modellenmesi yapılmış olup elde edilen sayısal veriler ile deneysel verilerin karşılaştırılması yapılmıştır. Sonlu elemanlar yönteminin çözümünde ANSYS paket programı kullanılmıştır. Bu başlık altında sonlu elemanlar yöntemi hakkında bilgi verildikten sonra ANSYS programında betonarme perde duvarların modellenmesi, yük uygulanması ve sonuçların alınması aşamaları anlatılmıştır. Bununla birlikte elde edilen sayısal veriler ile deneysel veriler karşılaştırılarak sonuçlar birlikte değerlendirilmiştir.

Sayısal çalışma ile deneysel veriler karşılaştırılıp kurulan modellerin doğruluğu teyit edilmiştir. Böylece bundan sonraki benzer çalışmalar için sayısal modellerin kullanılması amaçlanmıştır.

Sonlu elemanlar yöntemi

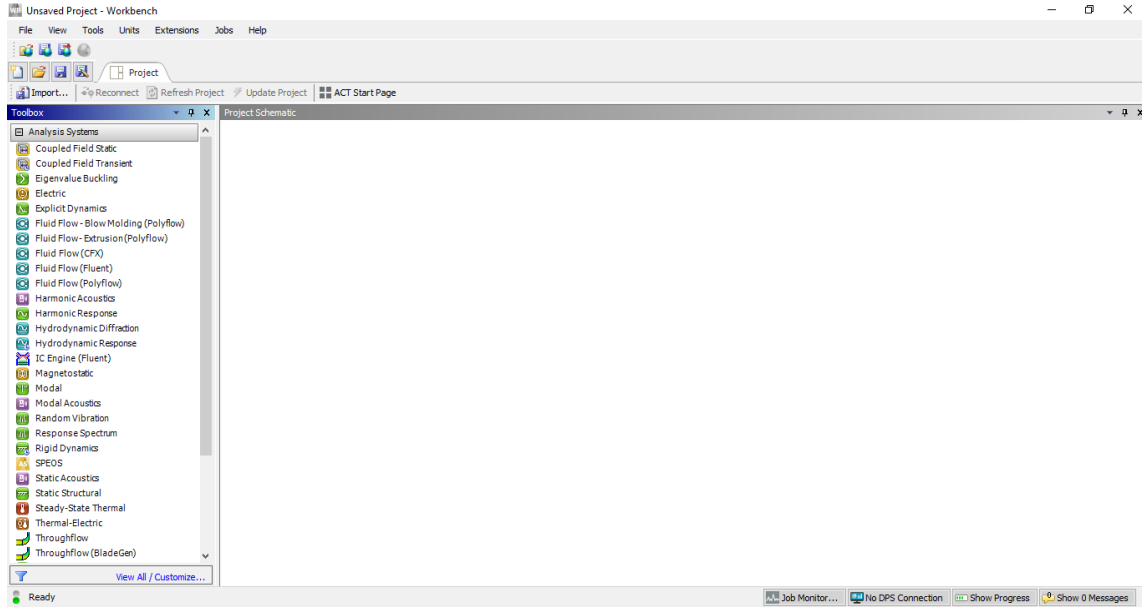
Sonlu elemanlar yöntemi, mühendislik uygulamalarında yapı elemanında/elemanlarında problemin çözümü için üzerinde uğraşılacak elemanın sonlu parçalara ayırarak kabul edilebilir yaklaşımla sayısal olarak çözümleme yöntemidir. Sonlu parçaların her birinin davranışı elemanın davranışını oluşturmaktadır. Sonlu elemanlar yöntemi mühendislik dallarının birçoğunda kullanılmaktadır. Sonlu elemanlar yönteminde önemli olan kriterlerden bir tanesi elemanın parçalara ayırması anlamına gelen ağ oluşturma işlemidir. Çözümü yapılan problemin gerçeğe ya da deneysel veriye en yakın sonuçlar verebilmesi için sonlu sayıda elemana ayrılması gerekmektedir. Her bir parçanın davranışı elemanın genelinin davranışını sergileyeceği için ağ oluşturma (parçalara ayırma) işleminin sayısı, şekli, düzeni vb. parametreler oldukça önemlidir. Burada dikkat edilmesi gereken nokta ağ sayısının çok olması daha gerçeğe daha yakın sonuçlar verebileceği anlamına gelmemektedir. Belli bir ağ yoğunluğundan sonra sayısal modelden elde edilen sonuçlar ya değişmemekte ya da gerçek verilerden uzaklaşmaktadır. Ayrıca belli bir ağ boyutunun altına inmek de problemin çözümünü, hesaplanacak denge ve deplasman formüllerini çoğaltmakta, iyice karmaşık ve zor bir hale sokabilmektedir. Bunun için de işlem gücü çok daha büyük bilgisayarlar gerekmektedir. Ağ oluşturma yöntemi ile elde edilen sonlu sayıda şeklin bir birleri ile bağlandıkları noktalar da düğüm noktalarını oluşturmaktadır. Bu düğüm noktalarında ise ağlar arasında matrisler yöntemi ile yapılan çözümler neticesinde yük, deplasman, şekil değiştirme, dönme gibi değerler bir birlerine aktarılır. Gerçekte modellenmesi yapılacak bir elemanın bünyesinde sonsuz sayıda

bağlantı noktası vardır. Fakat bu elemanı hayali olarak sonlu sayıda parçalara ayırırsak ve bu parçaları da sonlu sayıda düğüm noktasında indirgemiş oluruz. Her bağlantı noktasında ki artık bu noktalara düğüm noktası diyebiliriz, denge denklemleri ve deplasmanların birbirine aktarımı koşulu sağlarsak problemin çözümünü de daha basite indirgemiş oluruz. Genel hatları ile sonlu elemanlar yönteminin çalışma prensibi yukarıda aktarıldığı gibidir.

Sonlu elemanlar yönteminin problemlerin çözümünde avantaj ve dezavantajları vardır. Bu avantajların başında sayısal yöntemin deneysel yöntemle göre daha ekonomik ve hızlı olmasıdır. Bununla birlikte doğrusal olmayan bölgede çözüm yapma imkânı da sağlamaktadır. Üzerinde uğraşılan problemin göçmesine, kırılmasına vb. durumlarda en zayıf noktasının tespit edilmesine ya da bu aşamaya gelinceye kadar en çok zorlanan kesitlerin tespiti daha kolay olmaktadır. Sonlu eleman yönteminin dezavantajlarının başında elemanın gerçeğine yakın bir şekilde tasarlanmasının zorluğudur. Malzeme özelliklerinin, davranışının bilgisayar ortamında gerçeğine ne kadar yakın olursa o denli iyi sonuçlar alınmaktadır. Yükleme ve sınır şartlarının da hassas bir şekilde yapılması gerekmektedir. Bir diğer dezavantajı ise gerçeğe yakın (1/1 ölçekte) deneysel çalışmaların yürütülebilmesi için gerekli makine-teçhizat, laboratuvar ortamı zorluğudur. Bu parametreler dikkat edilmediği durumlarda sayısal ile gerçek/deneysel sonuçlar birbirinden çok farklı olabilmektedir.

ANSYS programı

Sayısal yöntemler ile bir problemin sonlu elemanlara ayırarak ve her bir parçanın çözümünün yapılması işlemi genel davranışı elde edildiğinden bahsedilmişti. Üzerinde uğraşılan problemde her bir parçanın hesap edilmesi oldukça zahmetli ve zaman alan bir işlemdir. Dolayısıyla bu yöntemin elle çözülmesi oldukça güç olabilmektedir. Dolayısıyla sonlu elemanlar yöntemi için gelişen teknolojiye paralel olarak bilgisayar programları tasarlanmıştır. Bu tez çalışmasında da bilgisayar programlarından birisi olan ve aynı zamanda ulusal ve uluslararası literatürde kabul görmüş ANSYS paket programı kullanılmıştır. ANSYS bilgisayar programı bünyesinde elektrik, akışkanlar mekaniği, termodinamik, hidrodinamik, statik, dinamik, lineer ve non-lineer vb. problemlerinin çözümü yapılabilmektedir. **Şekil 162'** da ANSYS programının giriş ekranı görülmektedir.

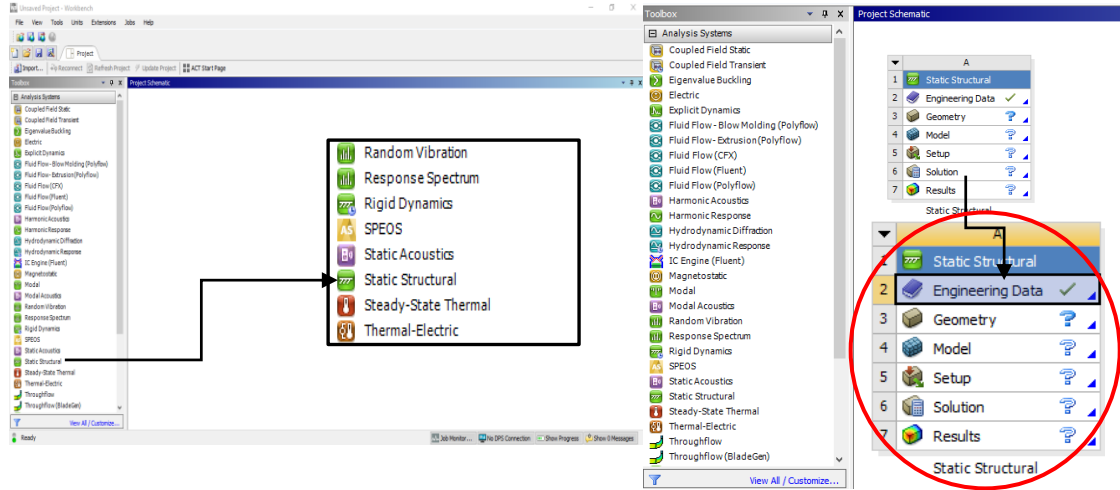


Şekil 162. ANSYS bilgisayar programının giriş ekranı

Modeli oluşturmak için gerekli adımlar

Betonarme perde duvarların ANSYS programında sayısal sonuçlarının alınması için; malzeme özelliklerinin tanımlanması, deney numunelerinin geometrisinin oluşturulması, malzeme özelliklerinin katı cisimlere atanması, sonlu elemanlara ayırma, yüklerin uygulanması ve sonuçların alınması işlem basamakları takip edilmiştir. Her bir işlem adımı da detaylı olarak açıklanmıştır.

Betonarme perde duvarların modellenmesi aşamasına ilk önce analiz türünün seçilmesi ile başlanmıştır. ANSYS programı içerisinde açılan ilk pencerede “Static Structural” sekmesinin boş alana sürüklenmesi ile statik analiz türü seçilmiş olmaktadır. (Şekil 163). Tez çalışması kapsamına modellenmesi yapılan deney numuneleri, aynı geometriye sahip üçerli gruplar halinde modellenmiştir. SW1~3, SW4~6 ve SW7~9 grupları halinde analizler yapılmıştır.



Şekil 163. ANSYS programında analiz türünün seçilmesi.

Şekil 163’ de görüldüğü üzere analiz türü seçildikten sonra her bir model için I-Engineering Data, II-Geometry, III-Model, IV-Setup, V- Solution ve VI-Result adımları takip edilmiştir. “Engineering Data” bölümünde yatay ile düşey donatıların malzeme özellikleri tanımlanmıştır. “Geometry” bölümünde beton ile donatıların katı hacimleri oluşturulmuştur. Ayrıca boyuna ve enine donatılar için kesit şekli ve kesit çaplarının belirlenmesi işlemleri de bu sekmede yapılmıştır. “Model” ve “Setup” başlıklarında ise modeller sonlu elemanlara ayrılmış ve bununla birlikte katı cisimlere malzeme özellikleri atanmıştır. Ayrıca sınır şartlar ve yükleme prosedürü de bu başlıklar altında gerçekleştirilmiştir. “Solution” başlığında ise modellerin sayısal çözümü yapılmıştır. “Results” başlığında da deneysel çalışma ile karşılaştırılması yapılacak sonuçlar alınmıştır.

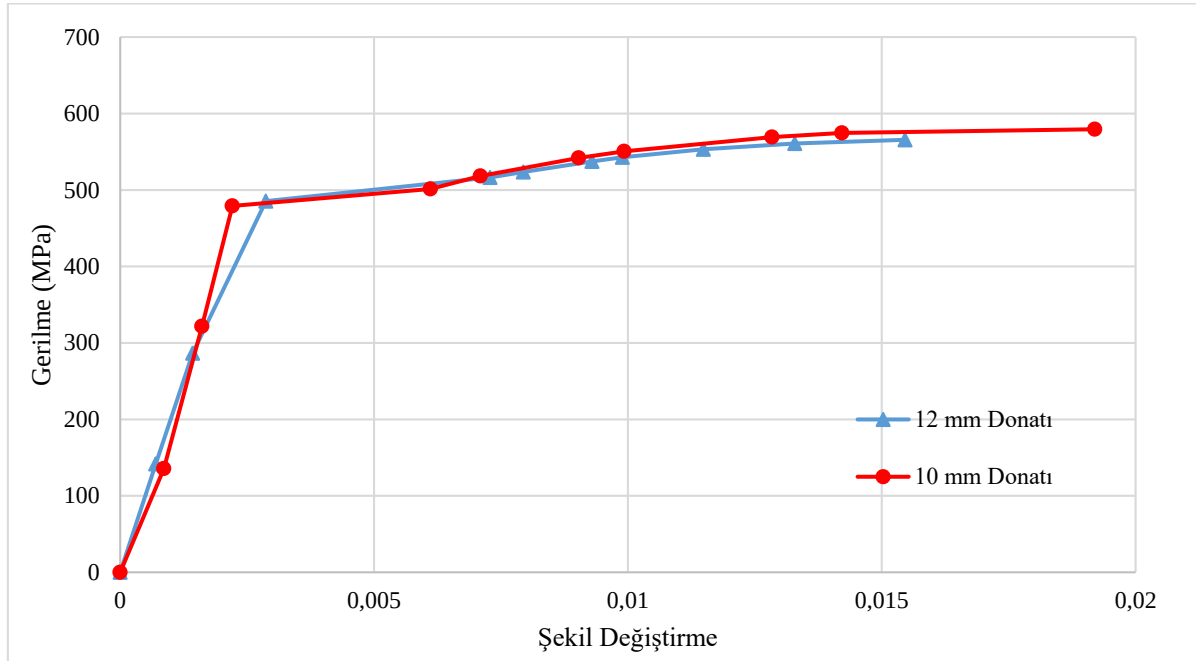
Malzemelerin tanımlanması

Betonarme perde duvarların modellenmesi aşamasında malzeme seçimi oldukça önemlidir. Deney numunelerinin malzemelerinin modellenmesinde beton, boyuna ve enine donatıların karakteristik özellikleri ayrı ayrı tanımlanmıştır. Beton ve donatıların özellikleri tanımlanırken sayısal ve deneysel sonuçların birbirine yakın olması için deneysel çalışmadan elde edilen değerler kullanılmıştır.

Yatay ve düşey donatıların malzemelerinin tanımlanması

Donatının malzeme karakteristik özellikleri tanımlanırken deneysel gerilme-şekil değiştirme eğrisi kullanılmıştır. Gerilme-şekil değiştirme eğrisinde doğrusal ve doğrusal olmayan bölgeler tanımlanmıştır. Akma ve kopma noktaları ile bu noktalara karşılık gelen şekil değiştirmeler programa girilmiştir. 10 mm ve 12 mm’ lük donatıların deneysel gerilme-şekil

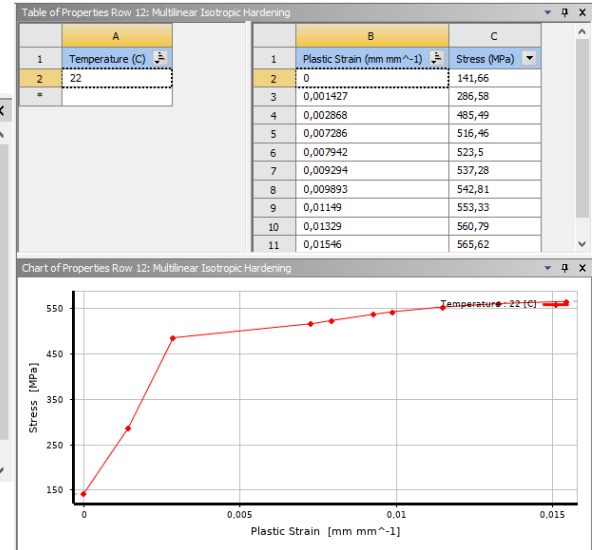
değiştirme grafikler **Şekil 164**' de görülmektedir. 10 mm ve 12 mm donatıların elastisite modülleri sırasıyla 220 GPa ve 210 GPa ve poisson oranları da 0,3 olarak programa girilmiştir.



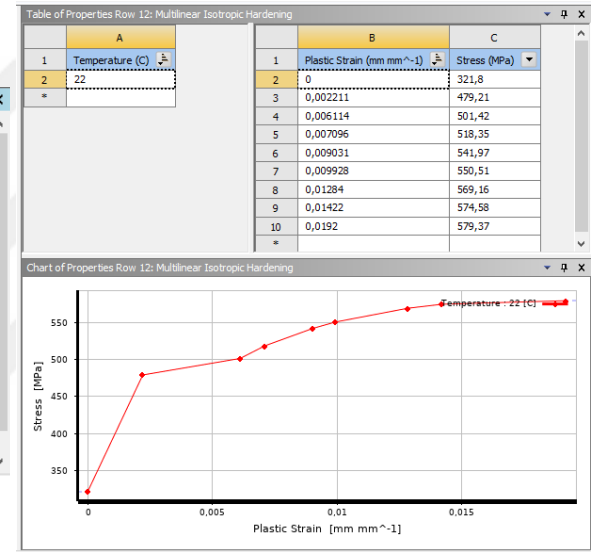
Şekil 164. Donatıların deneysel gerilme-şekil değiştirme grafikleri.

“Engineering Data” bölümünden yatay ve dikey donatılar ayrı ayrı seçilmiştir. Yatay ve dikey donatıların yoğunluk, young modülü, poisson oranı ve gerilme-şekil değiştirme parametreleri programa girilmiştir. **Şekil 165**' da yatay ve dikey donatıların programa girilen parametreleri görülmektedir.

Properties of Outline Row 4: Structural Steel D10				
	A	B	C	D E
1	Property	Value	Unit	
2	Material Field Variables	Table		
3	Density	7850	kg m ⁻³	
4	Isotropic Secant Coefficient of Thermal Expansion			
6	Isotropic Elasticity			
7	Derive from	Young...		
8	Young's Modulus	2,0237E+05	MPa	
9	Poisson's Ratio	0,3		
10	Bulk Modulus	1,6864E+11	Pa	
11	Shear Modulus	7,7836E+10	Pa	
12	Multilinear Isotropic Hardening	Tabular		
13	Scale	1		



Properties of Outline Row 5: Structural Steel D12				
	A	B	C	D E
1	Property	Value	Unit	
2	Material Field Variables	Table		
3	Density	7850	kg m ⁻³	
4	Isotropic Secant Coefficient of Thermal Expansion			
6	Isotropic Elasticity			
7	Derive from	Young...		
8	Young's Modulus	1,9963E+05	MPa	
9	Poisson's Ratio	0,3		
10	Bulk Modulus	1,6636E+11	Pa	
11	Shear Modulus	7,6781E+10	Pa	
12	Multilinear Isotropic Hardening	Tabular		
13	Scale	1		

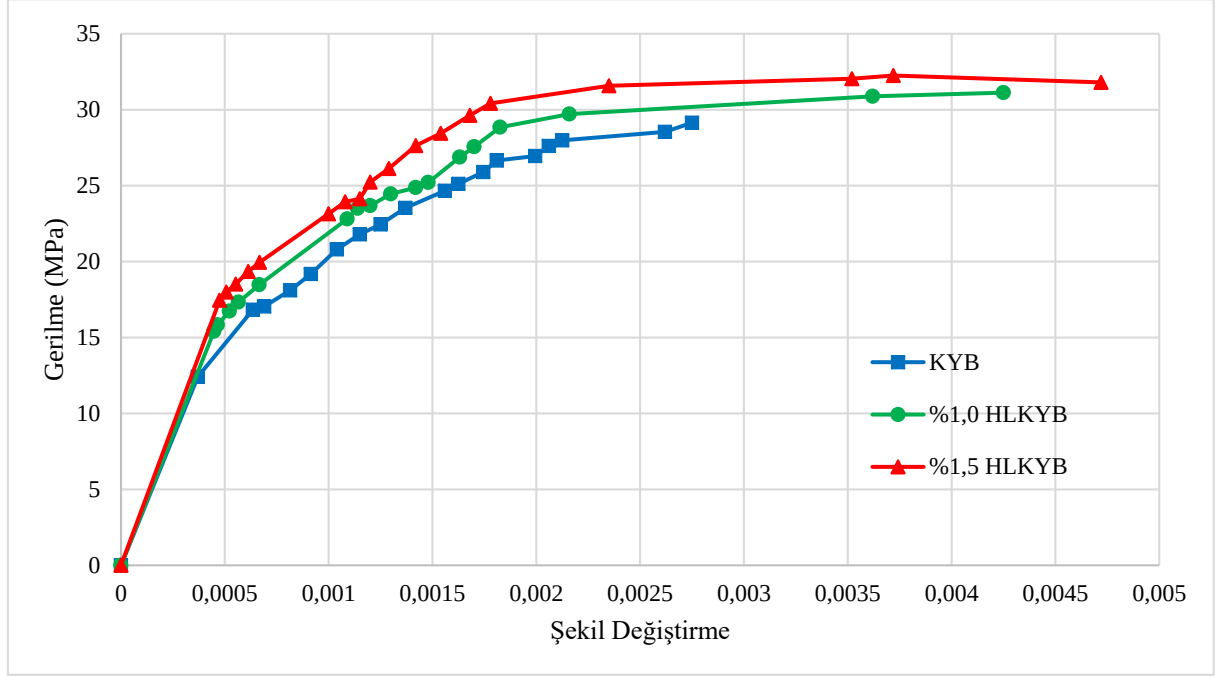


Şekil 165. Yatay ve düşey donatıların malzeme özelliklerinin programa girilmesi.

Beton malzemesinin tanımlanması

Beton heterojen ve anizotrop bir malzeme olup zamana ve yüklemeye bağlı olarak farklı davranış gösteren bir yapı malzemesidir. Dolayısıyla gerçeğe yakın bir çözüm elde edebilmek için deneysel çalışmada elde edilen betonun gerilme-şekil değiştirme eğrisi ANSYS programına tanımlanmıştır. Üç farklı beton türü kullanıldığı için her bir numunenin beton özelliği KYB, %1 HLKYB ve %1,5 HLKYB olmak üzere uygun gerilme-şekil değiştirme grafiği kullanılmıştır. ANSYS programında betonun malzeme özellikleri tanımlanırken kullanılan deneysel gerilme-şekil değiştirme grafikleri Şekil 166' da gösterilmiştir. Beton basınç dayanımı olarak 28 günlük silindirik numunelerden elde edilen değerler kullanılmıştır. KYB, %1,0 HLKYB ve %1,5 HLKYB betonlarının basınç dayanımları sırasıyla 29,15 MPa, 31,15 MPa ve 32,26 MPa olarak ölçülmüştür. KYB, %1,0 HLKYB ve %1,5 HLKYB

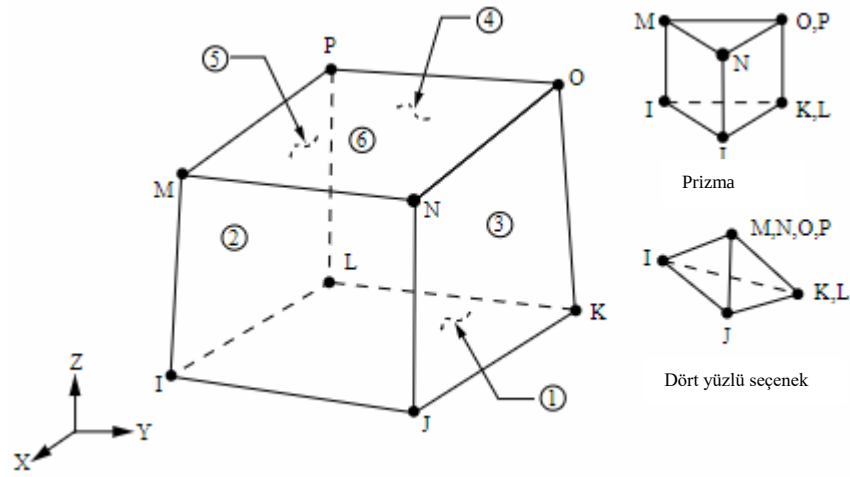
betonlarının çekme dayanımları ise sırasıyla 1,97 MPa, 2,13 MPa ve 2,16 MPa olarak programa girilmiştir. Yine betonun çekme dayanımı olarak deneysel veriler kullanılmıştır (bkz. Beton deney sonuçlarının olduğu tablo). Beton türlerini elastisite modülleri de deneysel gerilme-şekil değiştirme eğrisinin lineer bölümünün eğiminden hesaplanmıştır. KYB, %1,0 HLKYB ve %1,5 HLKYB beton türlerinin elastisite modülleri sırasıyla 33545,95 MPa, 34412 MPa ve 36746 MPa olarak hesaplanmıştır. Ayrıca üç tür betonun da poisson oranı 0,2 olarak alınmıştır.



Şekil 166. Beton türlerinin deneysel gerilme-şekil değiştirme grafikleri.

Betonun malzeme özellikleri APDL komutu kullanılarak tanımlanmıştır. APDL komutunda betonun gerilme-şekil değiştirme değerleri, elastisite modülü ve poisson oranı değerleri tanımlanmıştır. Ayrıca “reinforcement” model tipini destekleyen cpt215 eleman tipi beton için atanmıştır (Zreid and Kaliske 2018).

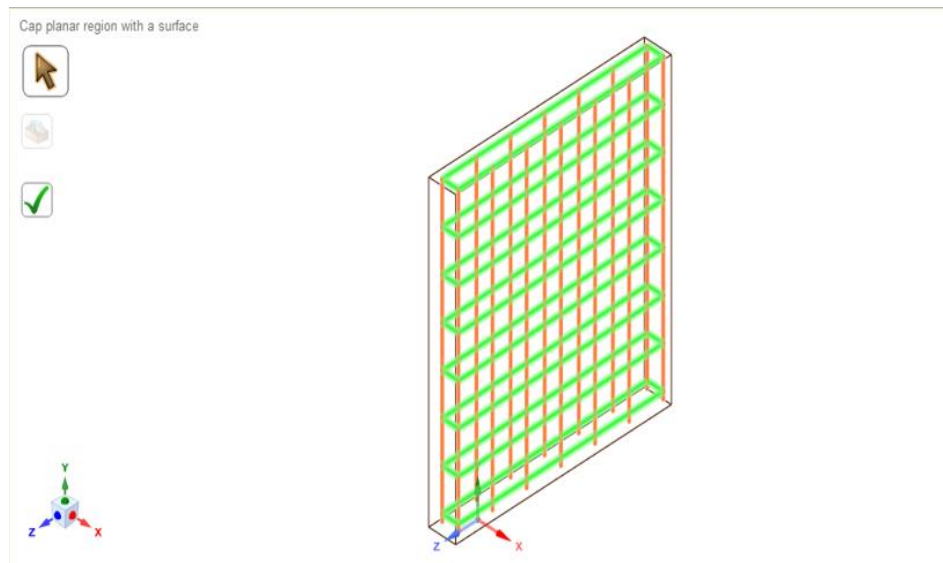
CPT215, üç boyutlu ve sekiz düğüm noktası olan katı elemandır. Sekiz düğüm noktasında sebestlik derecelerine sahiptir (**Şekil 167**). CPT215 elemanı hakkında daha detaylı bilgilere ANSYS programı bünyesindeki el kitabından ulaşılabilir.



Şekil 167. CPT215 eleman tipi (ANSYS el kitabı)

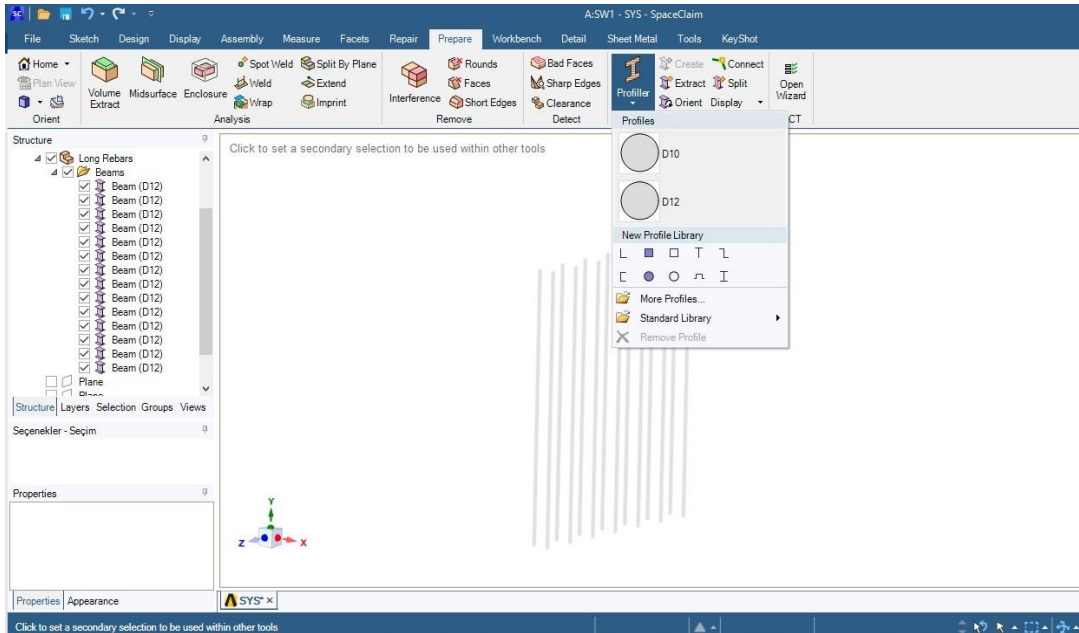
Modellerin geometrilerinin oluşturulması

ANSYS programı bünyesinde modeli oluşturulacak elemanın geometrisi alan, çubuk veya hacim şeklinde oluşturulabilmektedir. Dolayısıyla betonarme perde duvarların betonu katı hacim, donatılar ise çubuk eleman olacak şekilde oluşturulmuştur. Bu tez çalışmasında beton ve yatay ile düşey donatılar ayrı ayrı katı model olarak oluşturulmuştur. Yatay ve düşey donatılar betonun içerisine yerleştirilmiştir. Yatay ve düşey donatılar sırasıyla 10 mm ve 12 mm çaplarında yuvarlak olarak modellenmiştir. Donatılar beton hacmi içerisinde ayrık olarak kabul edilmiştir. Bu bölümde oluşturulan beton ve donatı katı modelleri herhangi bir malzeme özelliğine sahip değildir. **Şekil 168'** da modelin geometrisinin bitmiş hali görülmektedir.

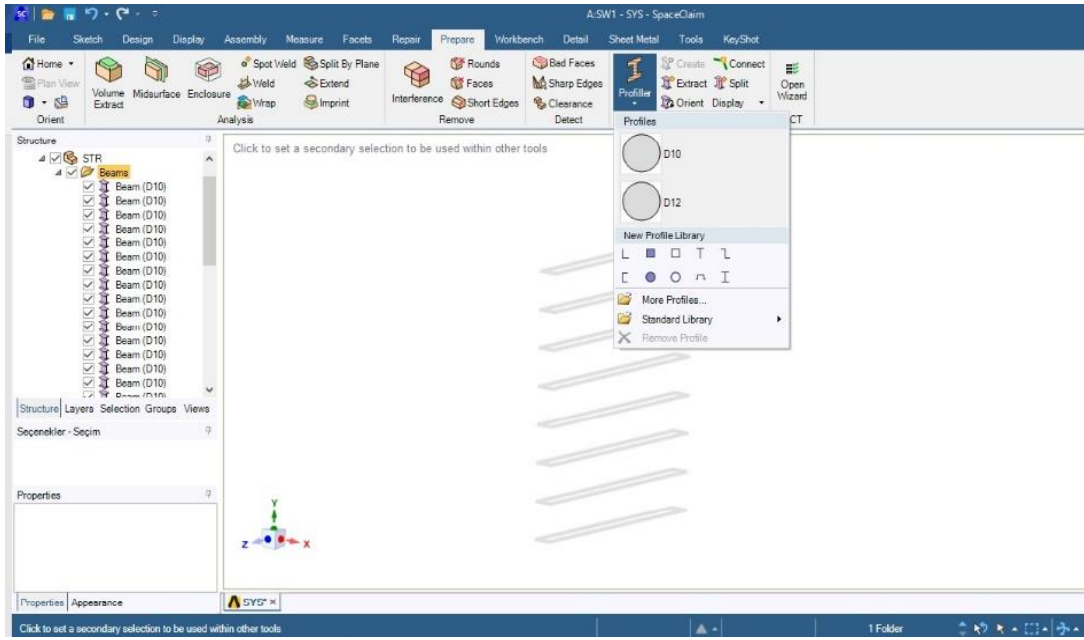


Şekil 168. Modelin geometrisi

Dokuz adet perde duvar ilk önce 3 boyutlu olarak AutoCad programında çizilmiştir. Daha sonra çizimler ANSYS programına aktarılmıştır. AutoCad’ de beton katı hacim olarak, donatılar da line eleman olarak çizilmiştir. Modellerin geometrileri oluşturulurken “Geometry” sekmesinden “Edit Geometry in SpaceClaim” yolu izlenmiştir. Açılan pencerede ilk önce deney numunelerinin gövde bölümünü oluşturan beton katı hacmi oluşturulmuştur. Modeldeki beton hacmi deneysel çalışmadaki perde duvarlar ile aynı en, boy ve yükseklik ölçülerinde oluşturulmuştur. Beton katı hacmi oluşturulduktan sonra “Properties” sekmesinden “Share Topology” sekmesi “Share” olarak değiştirilmiştir. Böylece yatay ve düşey donatılara kesit veya malzeme ataması yapılırken birlikte seçilmesi sağlanmış olup hata payı azaltılmıştır. Beton katı hacmi oluşturulduktan sonra sırasıyla yatay ve düşey donatıların geometrisi oluşturulmuştur. Yatay ve düşey donatılar içinde “Share Topology” sekmesi “Share” olarak değiştirilmiştir. Katı hacimleri oluşturulan yatay ve düşey donatılara daha sonra kesit ataması işlemi gerçekleştirilmiştir. Bunun için “Prepare” sekmesinden “Profiles” başlığı seçilmiştir. **Şekil 169**’ de de görüldüğü gibi sadece boyuna donatıların katı hacimli geometrileri seçilmiştir. Daha sonra “Profiles” başlığından kesit şekli daire ve çap 12 mm olacak şekilde kesit ataması yapılmıştır. Benzer şekilde sadece yatay donatılar seçilerek yine “Prepare” ve “Profiles” başlıklarından kesit şekli daire ve çap 10 mm olarak seçilmiştir (**Şekil 170**).

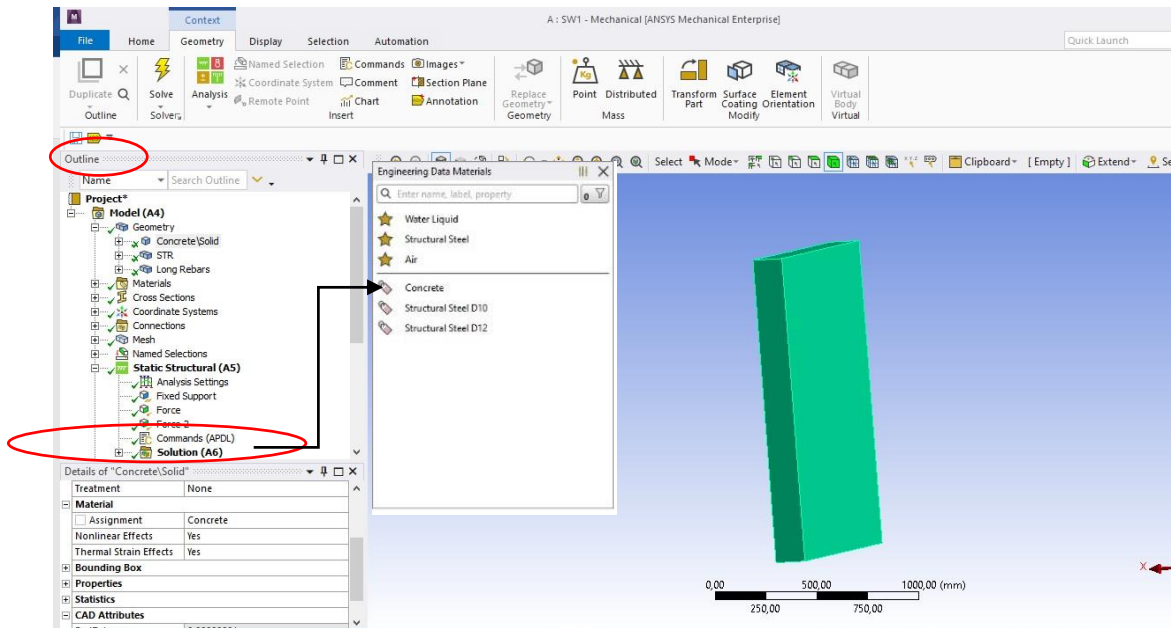


Şekil 169. Boyuna donatılara kesit atamasının yapılması



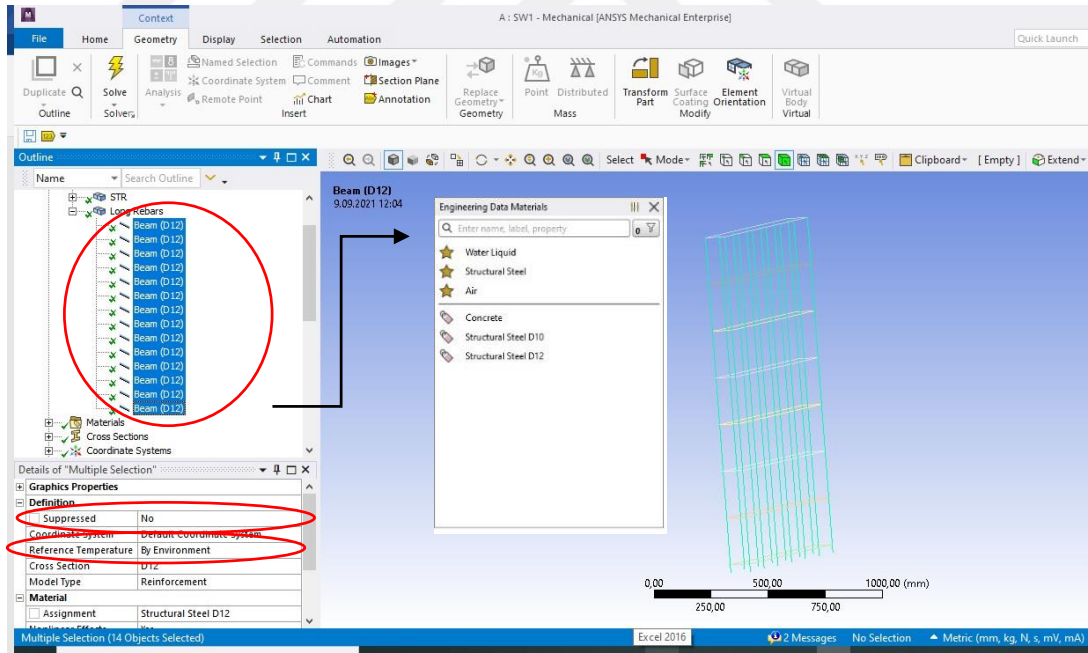
Şekil 170. Yatay donatılara kesit atamasının yapılışı

Malzeme tanımlaması ve geometrisi oluşturulan modellere daha sonra ANSYS ana ekranda “Model” sekmesine sağ tıklanıp “Edit” başlığı seçilmiştir. Açılan pencere ilk önce “Model” başlığından “Concrete” seçilmiştir. “Details of Concrete/solids” başlığından “Assignment” başlığı seçilerek açılan pencerede “Concrete” seçilerek oluşturulan katı hacme beton malzemesi tanımlanmış oldu (Şekil 171). Daha sonra APDL komutu ile betona SOLID 185 elemanı atanmıştır.

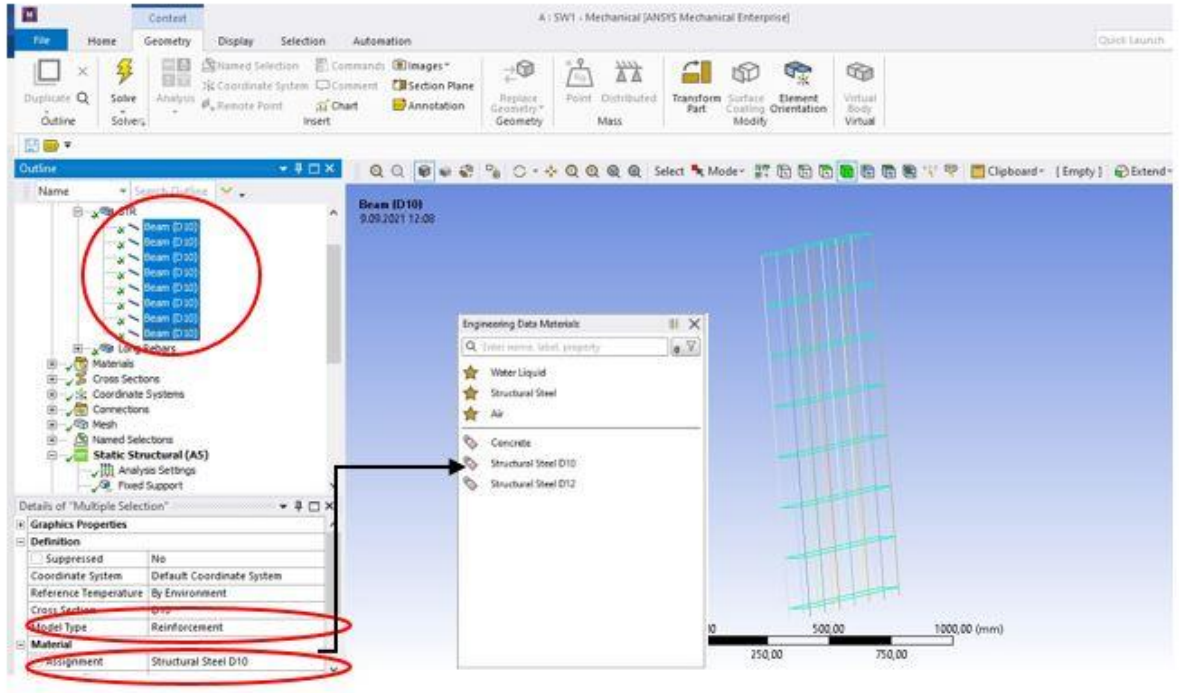


Şekil 171. Katı hacme beton malzeme özelliğinin atanması

Beton malzemesinden sonra yatay ve düşey donatılara kesit ve malzeme ataması işlemi yapılmıştır. Betonda olduğu gibi “Model” başlığından sırasıyla boyuna ve enine donatılar ayrı ayrı olacak şekilde seçilmiştir. **Şekil 172’** da görüldüğü üzere bütün boyuna donatılar seçildikten sonra “Details of Long Rebars” başlığından “Assignment” seçilerek açılan pencerede “Structural Steel D12” seçilmiştir. Ayrıca “Model Type” başlığından “Reinforcement” seçilmiştir. Benzer şekilde yatay donatı için de “Structural Steel D12” ve “Reinforcement” özellikleri seçilmiştir. ANSYS’ in önceki versiyonlarında link elemanlar seçilerek komut dosyasına “reif” komutu ilave edilirken yeni versiyonda “reinforcement” seçeneği kullanılarak analize dâhil edilmiştir. **Şekil 173’** da ise yatay donatılara malzeme ataması görülmektedir.



Şekil 172. 12 mm’ lik boyuna donatı için malzeme özelliğinin atanması.



Şekil 173. 10 mm' lik yatay donatı için malzeme özelliğinin atanması.

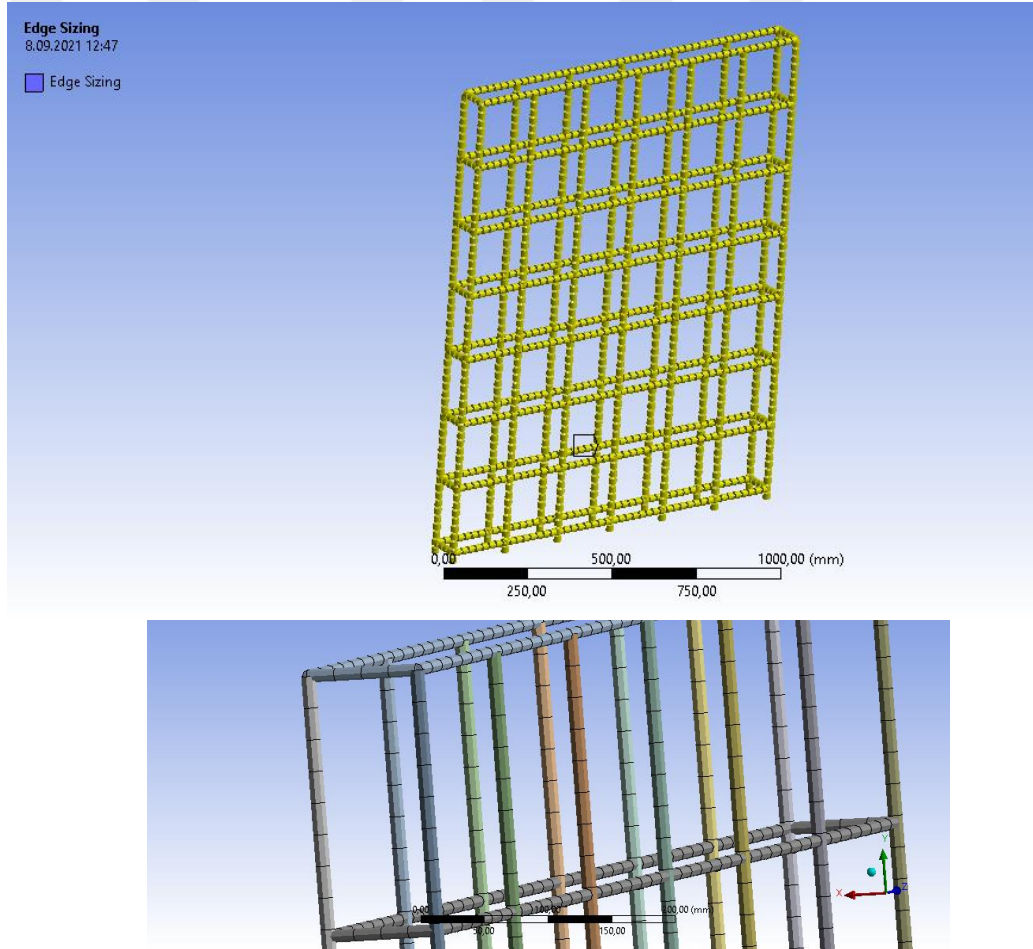
Ağ işlemi

Üç boyutlu geometrisi oluşturulan betonarme perde duvar modellerinde malzeme ataması da yapıldıktan sonra eleman sonlu parçalara ayırma anlamına gelen ağ işlemi yapılmıştır. Deney numunesinin sonlu eleman parçalarına ayırmanın amacı diferansiyel denklemlerin daha kolay şekilde çözümlenmesidir.

Betonarme elemanlarda davranışın tahmin edilememesinin başlıca nedenlerinden birisi de beton ile donatı çeliği arasındaki aderans problemidir. Gerçekte betonarme elemanlar için sorun olan aderans parametresi sayısal modelleme aşamasında da sorun oluşturmaktadır. Ansys programında da beton ile donatı arasındaki aderansın modellenmesinde ayırık, yayılı ve gömülü model olmak üzere üç farklı yöntem kullanılmaktadır. Ayırık modelde beton ile donatı arasında tam bir aderansın olduğu kabul edilmekte olup sonlu parçalara ayrılan beton ile donatıların düğüm noktaları bir birleri ile karşılaştırılmaktadır. Yayılı modelde donatıların beton içerisinde düzgün bir şekilde dağıldığını kabul eden modeldir. Gömülü modelde ise donatı ve betonun düğüm noktaları farklı olabilmekte ve iki malzeme de bir birinden bağımsız bir şekilde deformasyon yapabilmektedir. Bu üç modelinde kendi içerisinde avantaj ve dezavantajları mevcuttur. Bu tez çalışmasında beton ve donatı arasındaki aderansın tam olduğu kabul edilmekte olup ayırık model kullanılmıştır. Böylece beton ve yatay ile düşey donatıların ortak düğüm noktalarında aynı şekil değiştirmeleri yapması sağlanmıştır.

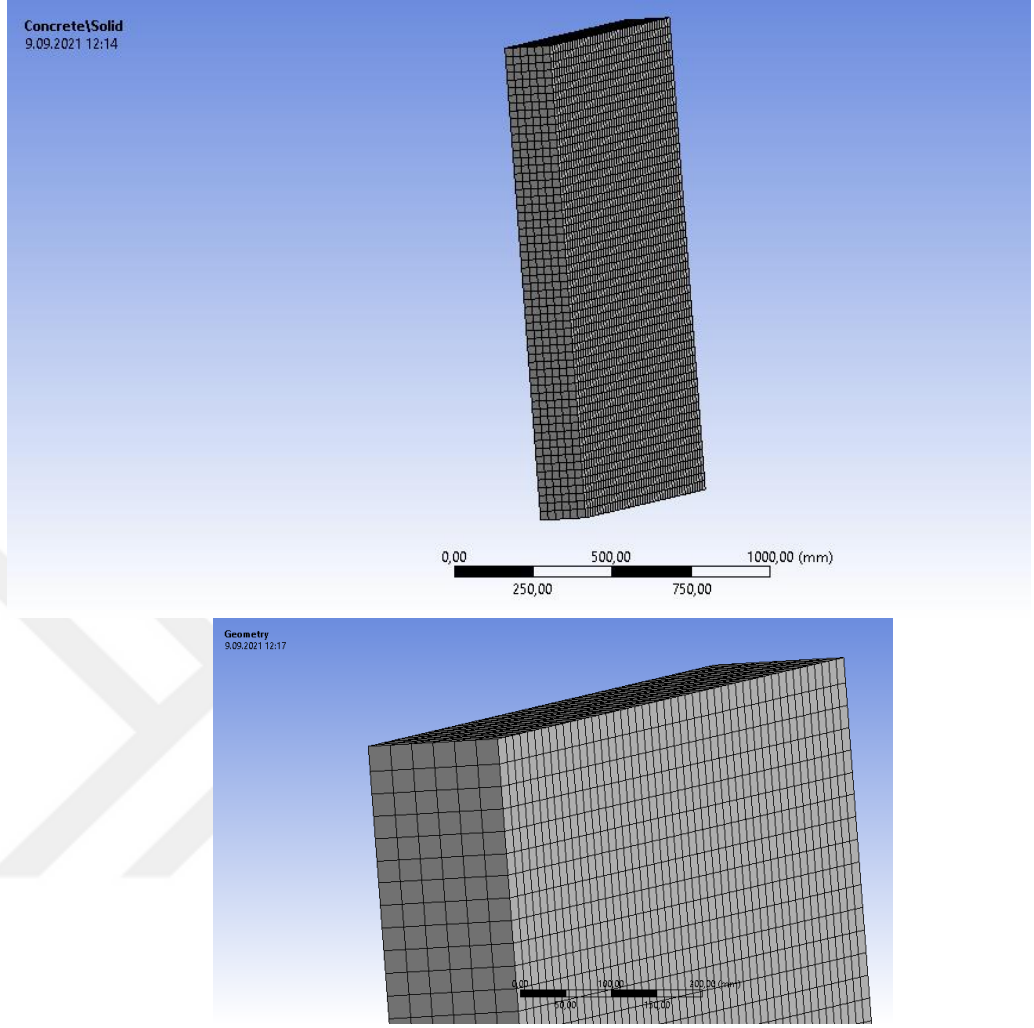
Bu çalışmada deney numunelerine en uygun ağ 25 mm boyutlarında küp olacak şekilde seçilmiştir. Betonarme perde duvarlar 40 mm ağ aralığı ile modellenme başlanılmış olup 5 mm aralıklarla ağ boyutu küçültülmüştür. Her bir aralıkta elde edilen sayısal sonuçlar deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. 25 mm ağ boyutunun küçültülmesi ile sayısal sonuçlarda değişiklik olmamıştır. Dolayısıyla modellerde ağ boyutu 25 mm olarak seçilmiştir. Beton ve donatı ayrı ayrı bölünmesine rağmen ağ kenarlarının bir biri ile örtüşmesi sağlanmıştır.

Ağ işlemi için ise “Model” sekmesinde “Mesh” başlığı seçilmiştir. Daha sonra ağ işlemi yapılacak olan bütün boyuna ve enine donatılar seçilmiştir. “Edge Sizing” sekmesinde ise donatılar 25 mm aralıklarla sonlu elemanlara ayrılmıştır. Donatılar line eleman olduğu için “Edge Size” bölümünden ağ işlemi yapılmıştır. **Şekil 174**’ de boyuna ve yatay donatıların sonlu elemanlara ayrılmış şekli görülmektedir.



Şekil 174. Boyuna ve enine donatıların sonlu elemanlara ayrılması.

Betonun ağ işlemi ise “Concrete” seçildikten sonra “Multi Zone” başlığından beton da 25 mm boyutlarında sonlu elemanlara ayrılmıştır (**Şekil 175**).



Şekil 175. Boyuna ve enine donatıların sonlu elemanlara ayrılması.

Sınır şartların tanımlanması

Deney numunelerinde bir sonraki adımda elemanın sınır şartlarının belirlenmesidir. Bu adımda sınır şart olarak modellerin tabanında ankastre mesnet olduğu varsayımı yapılmıştır. Böylece deneysel çalışmada ki temel bölümünün etkisi modelde oluşturulmuştur. Deney numunesinin modelinde ilk önce deneysel çalışmadaki gibi donatılı temel bölümü olacak şekilde modellenmiştir. Karşılaştırma yapmak için temel bölümünün yerine ankastre mesnet atanmıştır. İki modelin sonuçları karşılaştırıldığında bir birleri ile oldukça yakın olduğu görülmüştür. Dolayısıyla diğer modellerde perdelerin temel bölümünün üç ekseninde de dönme ve hareketinin sabitlendiği ankastre mesnet olacak şekilde modellenmiştir. “Static Structural” başlığından “Fixed Support” sekmesinden perde tabanı seçilmiştir. Böylece perde tabanından ankastre mesnet yapılmıştır.

Yükleme

Geometri, malzeme ataması, sonlu elemanlara ayırma ve sınır şartların belirlenmesi aşamalarından sonra yüklerin uygulanışı modellenmiştir. Bu aşamada deneysel çalışmada olduğu gibi yükün çelik başlık ile deney numunesine aktarılması denenmiştir. Fakat bu yöntemde çelik plakada önemli deformasyonlar olduğu gözlemlenmiştir. Dolayısıyla deneysel ve sayısal sonuçlar arasındaki farklar da artmıştır. Bundan dolayı yükleme işlemi çelik plaka olmadan doğrudan modele uygulanmıştır. Yükleme işlemi deneysel çalışmadaki gibi yayılı yük olarak çekme ve basınç olacak şekilde deney numunesine etki ettirilmiştir.

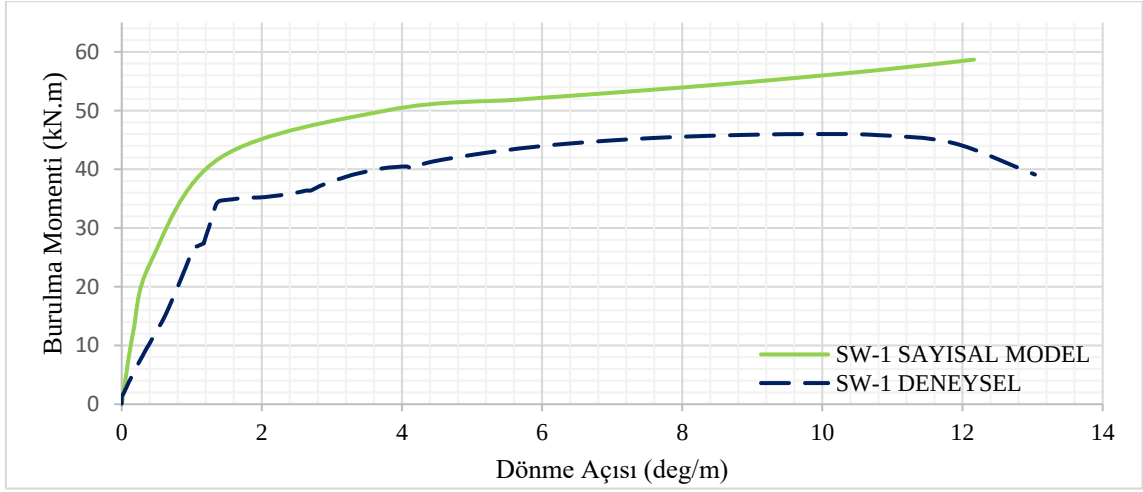
“Static Structural” bölümünden modele uygulanacak yükler ve yönleri seçilmiştir. Force ve Force 2 yükleri öncelikle tanımlanmıştır. Force yükü basınç yönünde Force 2 yükü de çekme yönünde olacak şekilde etki ettirilmiştir. Yüklerin etki ettirildiği bölge deneysel çalışmada yük uygulanan başlıkla aynı olması için perde üst bölgesinden itibaren 150 mm aşağıya doğru olacak şekilde bir alana yayılmıştır. Her bir perde duvar için deneysel olarak hesaplanmış maksimum kuvvet modelde Force ve Force 2’ ye tanımlanmıştır. Ayrıca Large Deflection seçeneği de açık hale getirilmiştir.

Analizin uygulanması

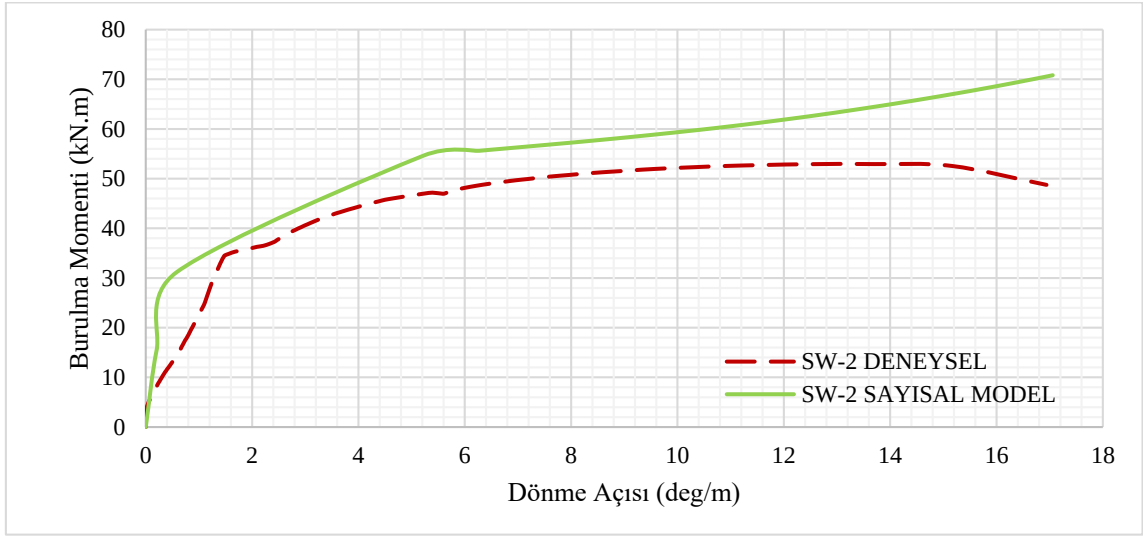
Modelleme bölümünün son aşamasında analiz yöntemine karar verilmiştir. Gerek beton gerekse de donatının lineer-elastik davranışından dolayı doğrusal olmayan davranış yöntemi tercih edilmiştir. Böylece deney modelinde lineer-elastik sınır aşılabilecek ve kalıcı şekil/yer değiştirmeler meydana geleceği için deneysel sonuçlara daha yakın ve gerçekçi değerler almak için doğrusal olmayan analiz yöntemi uygulanmıştır. Sayısal sonuçların deneysel sonuçlara ve gerçeğe daha yakın olması için de Newton-Raphson yakınsama yöntemi kullanılmıştır. Bu yöntemle çekme ve basınç yükleri adım adım olacak şekilde modele uygulanmıştır. Bu yöntemle program kendi içerisinde dengelenmemiş yük vektörünü adım adım hesaplamakta ve yakınsama olana kadar işlemi devam ettirmektedir.

Sayısal ve deneysel sonuçların karşılaştırılması

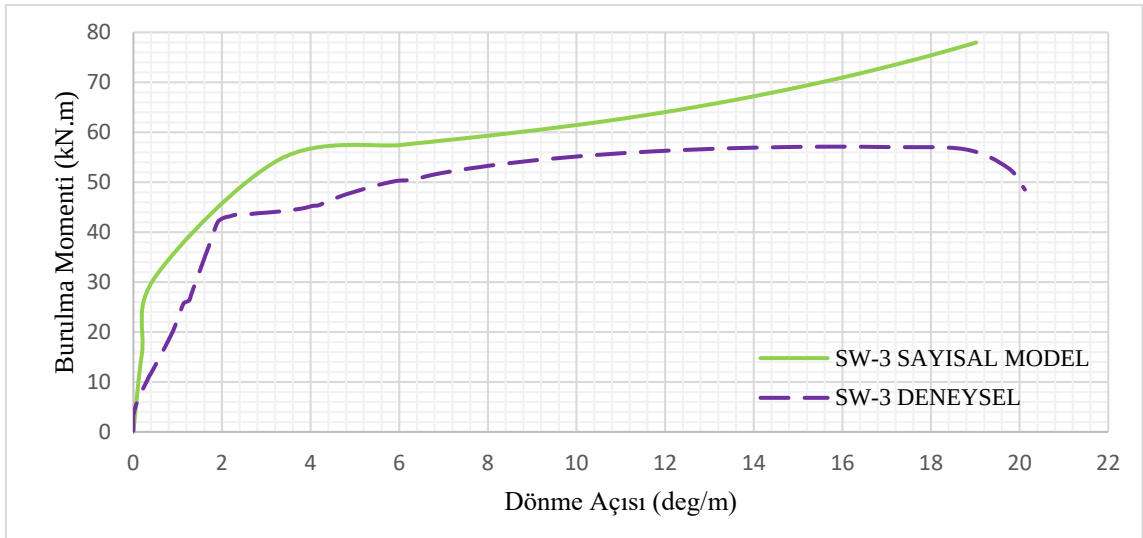
Modellerin analizi yapıldıktan sonra her bir numunenin burulma momenti-dönme açısı grafiği çizilmiştir. Sayısal modeller ile deneysel sonuçların kıyaslanabilmesi için burulma momenti-dönme açısı grafiklerinde sayısal ve deneysel sonuçlar birlikte verilmiştir. **Şekil 176** ile **Şekil 184** arasında sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafikleri gösterilmiştir.



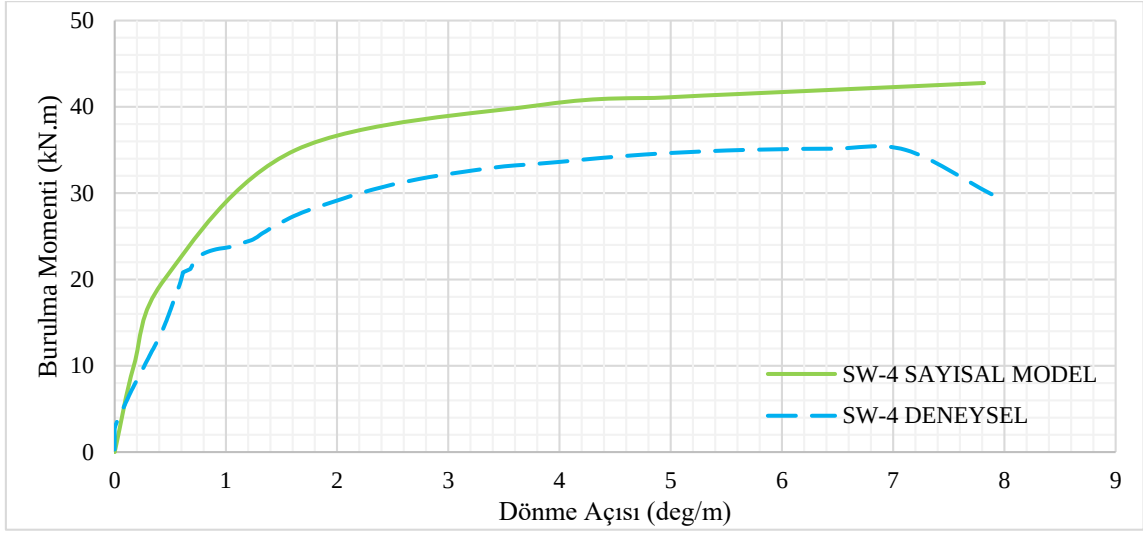
Şekil 176. SW1 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.



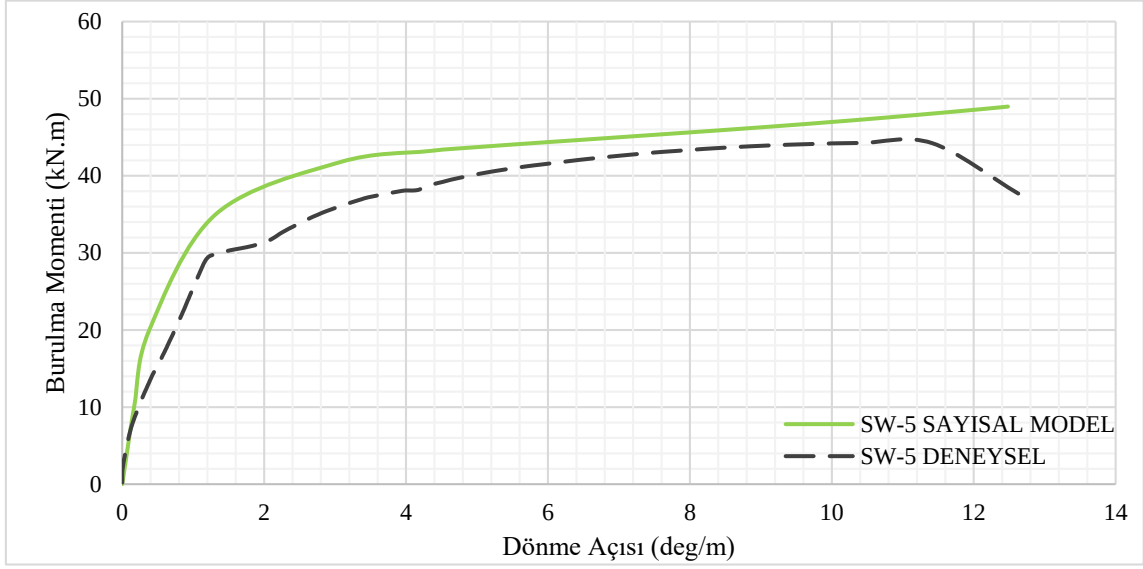
Şekil 177. SW2 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği



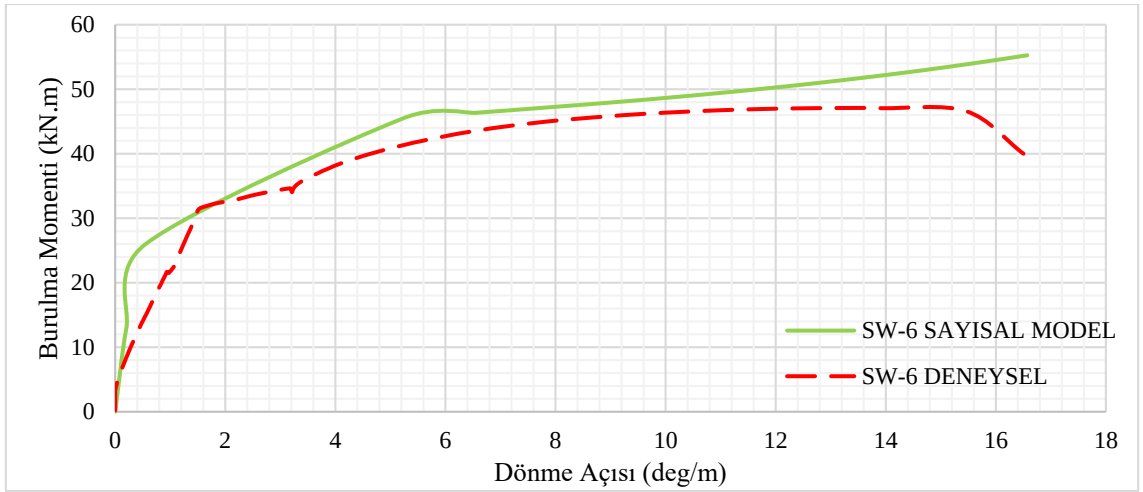
Şekil 178. SW3 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği



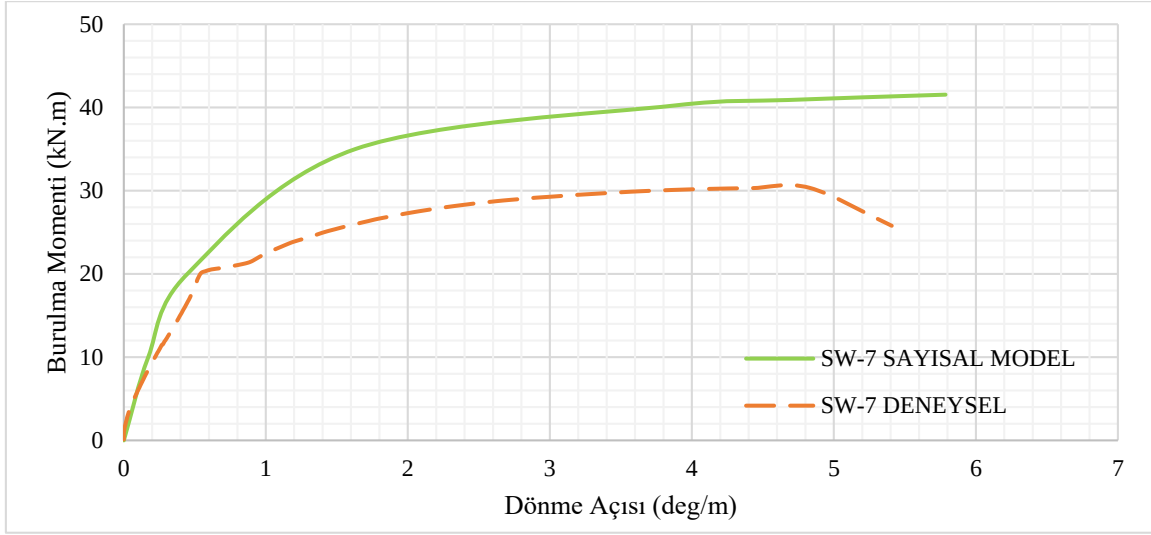
Şekil 179. SW4 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.



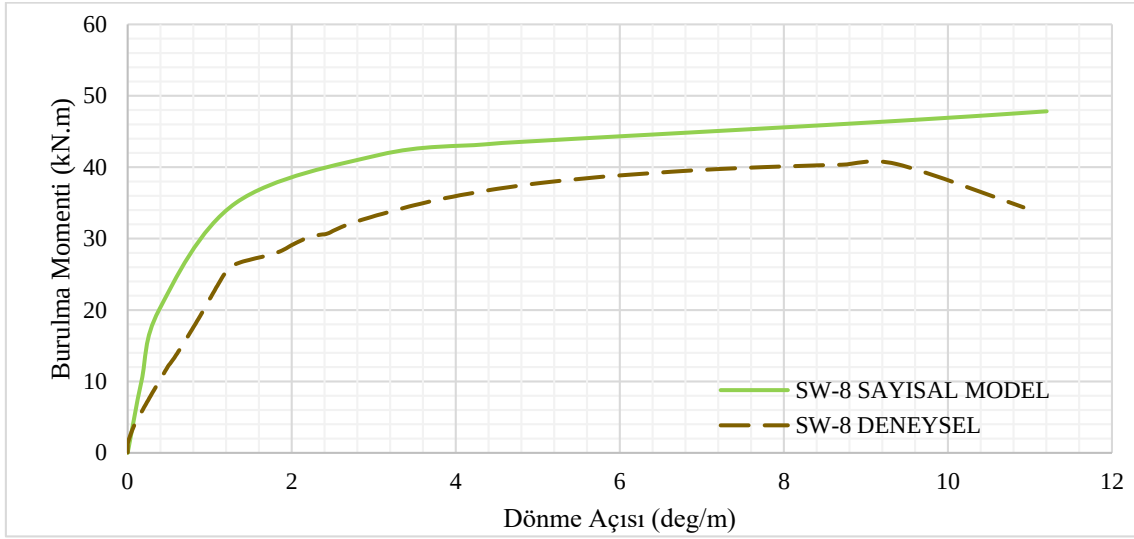
Şekil 180. SW5 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.



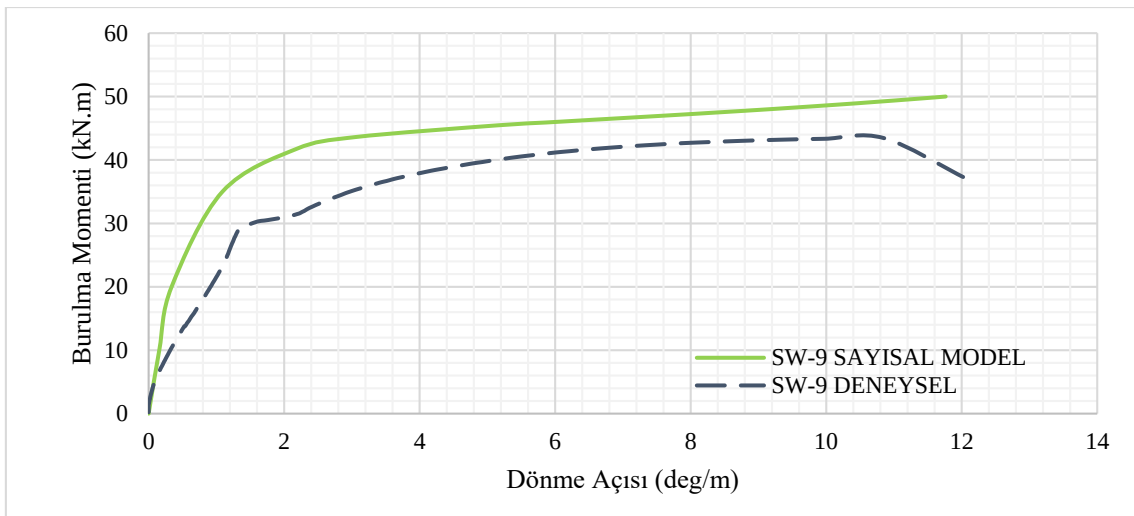
Şekil 181. SW6 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.



Şekil 182. SW7 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.



Şekil 183. SW8 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.



Şekil 184. SW9 numunesinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiği.

Sayısal ve deneysel burulma momenti grafiklerine baktığımız zaman model ile deneysel verilerin en yakın çıktığı numuneler SW5 ve SW6 numuneleridir. Aradaki farkın en fazla olduğu numune ise SW7 numunesidir. Tüm grafiklerde sayısal modellerin burulma momenti-dönme açısı grafikleri deneyselelerinden büyük çıkmıştır. Sayısal verilerle deneysel verilerindeki farkın laboratuvar şartlarında üretilen ancak yine de malzeme kusurlarını içeren deneylerin sayısal modellerde ifade edilemeyecek olması sebebiyle ortaya çıktığı düşünülmektedir.

SW1~3 grubunun deneysel ve sayısal burulma momenti-dönme açısı grafiklerini incelediğimiz zaman, SW1 numunesine %1,0 oranında hibrid lif eklenmesi, yani SW2 numunesi ile deneysel ve sayısal sonuçlar daha yakın çıkmıştır. Hibrid lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması ile grafikteki deneysel ve sayısal sonuçların birbirine yakın çıkmasında önemli bir değişiklik olmamıştır. Her üç numunede de sayısal ile deneysel grafiklerin lineer bölgesinde farklılıklar olmuştur. SW1 ve SW3 modellerinin sayısal grafiğinde lineerliğin kaybedildiği nokta deneysel verilere göre daha yüksek olmuştur. SW2 numunesinin sayısal grafiğinde lineerliğin kaybedildiği nokta ise deneysel verilere göre daha düşük olmuştur. Böylece H/L oranı 1,25 olan hibrid lifli numunelerin ANSYS programında sayısal çözümlenmesinin yapılabileceği görülmüştür. SW4~6 grubunun deneysel ve sayısal burulma momenti-dönme açısı grafiklerinde, hibrid lif oranının artırılması ile deneysel verilere yakınlığı artmıştır. SW4 numunesinin sayısal burulma momenti-dönme açısı grafiği deneysel grafiği, SW3 numunesine göre daha yakın çıkmıştır. Hibrid lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması ise sayısal ve deneysel grafiklerin yakınlığı üzerinde önemli bir etkiye sahip olmamıştır. SW4~6 grubunda, SW4 ve SW5 numunelerinin grafiklerinin lineerliğini kaybettiği nokta deneyselle göre daha yüksek, SW6 numunesinde ise daha düşük çıkmıştır. H/L oranının 1,5 seçildiği hibrid lif betonarme perdelerin ANSYS programında modellenmesinin gerçeğe yakın sonuçlar verdiği görülmüştür. SW7~9 numunelerinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiklerinde de hibrid lif oranının artırılması sayısal grafiğin deneyselle yakınlıklaşmasına neden olmuştur. Hibrid lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması ise sayısal grafiğin deneyselle biraz daha yakınlıklaşmasına neden olmakla birlikte bu fark önemli bir ölçüde olmamıştır.

SW1 ile SW4 numunelerine bakıldığı zaman, H/L oranının 1,5' dan 1,25' e düşürülmesi sayısal burulma momenti-dönme açısı grafiğinin deneysel grafiğe daha yakın çıkmasına neden olmuştur. Yani sayısal modellemede boyut etkisinin sonuçlara önemli bir etkisinin olduğunu görmekteyiz. Bununla birlikte SW2 ile SW5 numunelerinin sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiklerinde H/L oranının 1,5' dan 1,25' e düşürülmesi önemli bir etkiye

sahip olmamıştır. Diğer bir deyişle hem SW2 numunesinde hem de SW5 numunesinde deneysel ve sayısal burulma momenti-dönme açısı grafikleri birbirine oldukça yakın çıkmıştır. Benzer durum SW3 ile SW6 numuneleri arasında da mevcuttur. Aradaki farkın çok az olmasına rağmen, H/L oranının 1,25 olduğu SW2 ve SW3 numunelerinin sayısal grafikleri deneysel grafiklere, H/L oranı 1,5 olan SW5 ve SW6 numunelerine göre daha uzak çıkmıştır. Fakat bahsedildiği gibi bu fark lifsiz betonlardaki kadar fazla olmamıştır.

Lifsiz betonlu numunelerde yatay donatı oranının azaltılması deneysel ile sayısal burulma momenti-dönme açısı grafikleri arasındaki farkın artmasına neden olmuştur. Yatay donatı oranının yarıya indirildiği %1,0 ve %1,5 hibrid lifli numunelerde sayısal ve deneysel grafikler arasında fark artmıştır. Minimum yatay donatı oranında kalınması deneysel ve sayısal burulma momenti-dönme açısı grafikleri arasındaki farkın artmasına neden olmuştur. Ayrıca dokuz adet sayısal model içerisinde burulma momenti-dönme açısı grafiklerinde deneysel ile sayısal arasındaki farkın en fazla olduğu numune minimum donatılı ve lifsiz betonlu SW7 numunesidir.

Tablo 23' de sayısal ve deneysel burulma momenti ile dönme açısı değerleri görülmektedir. Sayısal modellemede maksimum yükten sonra dayanım kaybı olmadığı için deney numunelerinin nihai burulma momenti ve nihai dönme açısı değerleri hesaplanamamıştır. Ayrıca **Tablo 24'** de ise deneysel ve sayısal sonuçların karşılaştırılması yüzdelik olarak yapılmıştır. Yüzdelik karşılaştırmada deneysel sonuçlar baz alınmış olup, sayısal sonuç fazla ise artı, deneysel sonuç fazla ise eksi işareti kullanılmıştır.

Tablo 23. Sayısal ve Deneysel Burulma Momenti ile Dönme Açısı Değerleri

Numune Parametre	SW1	SW2	SW3	SW4	SW5	SW6	SW7	SW8	SW9
T_{cr}-deneysel	27,59	31,77	34,27	23,57	26,56	28,24	21,33	24,27	27,91
T_{cr}-sayısal	35,21	42,48	46,8	25,66	29,38	33,16	24,92	28,72	30,60
θ_{cr}-deneysel	1,18	1,36	1,58	0,94	1,05	1,36	0,87	1,13	1,24
θ_{cr}-sayısal	0,80	2,40	2,10	0,71	0,92	1,81	0,65	0,78	0,79
T_a-deneysel	34,49	35,33	42,84	26,36	30,58	32,28	22,75	27,44	30,45
T_a-sayısal	44,01	53,1	56,4	32,07	36,73	41,45	31,16	35,87	38,25
θ_a-deneysel	1,40	1,69	2,07	1,44	1,66	1,81	1,04	1,63	1,71
θ_a-sayısal	1,62	4,64	2,80	1,21	1,43	3,71	1,18	1,32	1,41
T_{maks}-deneysel	45,98	52,93	57,12	35,15	44,26	47,06	30,32	40,45	43,44
T_{maks}-sayısal	58,68	70,8	78,1	42,76	48,97	55,26	41,54	47,83	51,10
θ_{maks}-deneysel	9,86	13,69	15,56	6,46	10,43	12,67	4,83	8,87	10,86
θ_{maks}-sayısal	12,16	17,05	19,02	7,82	12,48	16,57	5,79	11,20	11,76

(T_{cr}: İlk çatlak anındaki burulma momenti, θ_{cr}: T_{cr}' ye karşılık gelen dönme açısı, T_a: akma anındaki burulma momenti, θ_a: T_a' ya karşılık gelen dönme açısı, T_{maks}: maksimum burulma momenti, θ_{maks}: T_{maks}' a karşılık gelen dönme açısı, T_u: nihai burulma momenti, θ_u: T_u' ya karşılık gelen dönme açısı)

(Burulma momentlerinin birimi kN.m, dönme açılarının birimi deg/m)

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

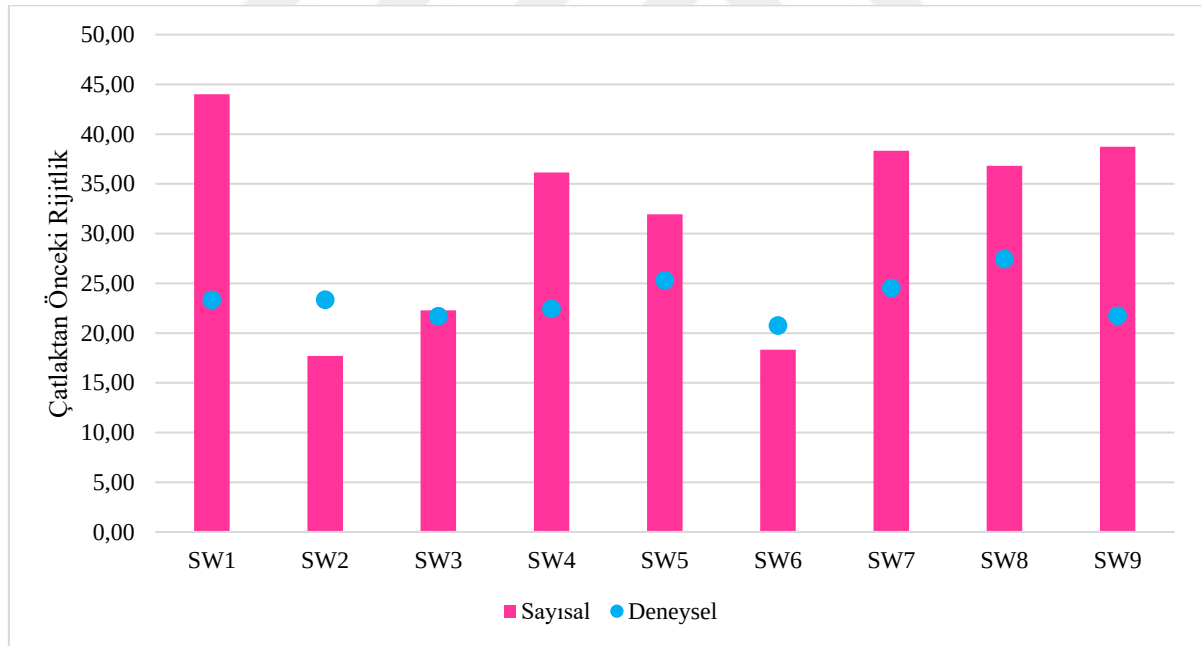
Tablo 24. Sayısal ve Deneysel Burulma Momenti ile Dönme Açısı Değerlerinin Yüzdelik Olarak Karşılaştırılması

Numune Parametre	SW1	SW2	SW3	SW4	SW5	SW6	SW7	SW8	SW9
T_{cr}	27,62	33,71	36,56	8,87	10,62	17,42	16,83	18,34	9,64
θ_{cr}	-32,2	76,47	32,91	-24,47	-12,38	33,09	-25,29	-30,97	-36,29
T_a	27,6	50,3	31,65	21,66	20,11	28,41	36,94	30,72	25,62
θ_a	15,71	174,56	35,27	-15,97	-13,86	104,97	13,46	-19,02	-17,54
T_{maks}	27,62	33,76	36,73	21,65	10,64	17,42	37,00	18,24	17,63
θ_{maks}	23,33	24,54	22,24	21,05	19,65	30,78	19,88	26,27	8,29

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

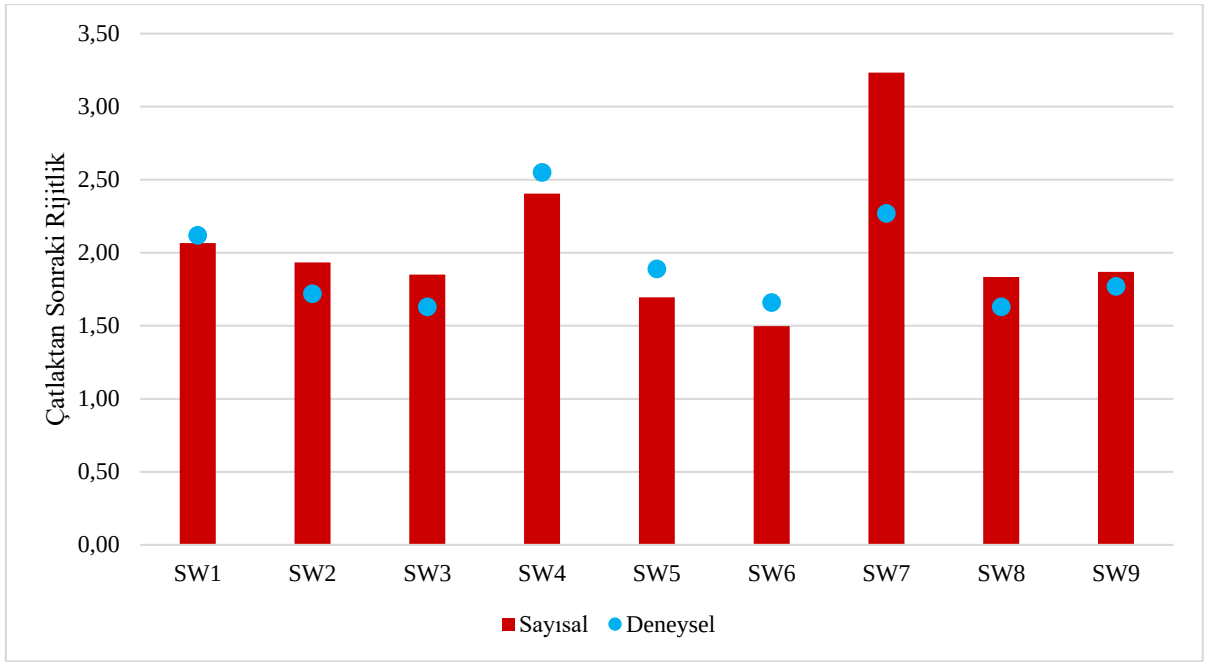
Tablo 23 ve **Tablo 24'** e bakıldığı zaman genel olarak burulma momenti ve dönme açısı değerlerinin sayısal sonuçları deneysel sonuçlardan daha yüksek çıkmıştır. Özellikle ilk çatlak ile akma anındaki burulma momentleri ve bu momentlere karşılık gelen değerlerin sayısal sonuçları ile deneysel sonuçlar arasındaki farklar daha fazla olmuştur. Sayısal ve deneysel burulma momenti kapasiteleri arasındaki fark genel olarak %20 seviyesinde kalmıştır. Deneysel burulma momenti kapasitesine en yakın değer %17,42 ile SW6 numunesinde, en uzak değer ise %37 ile SW7 numunesinde kaydedilmiştir. Maksimum burulma momentine karşılık gelen açıda ise en yakın sonuç SW9 numunesinde, en uzak sonuç ise SW6 numunesinde kaydedilmiştir.

Tablo 25' de ise sayısal ve deneysel burulma momenti rijitliği ile burulma düktilitite indeksi değerleri görülmektedir. **Şekil 185**, **Şekil 186** ve **Şekil 187'** de sayısal ve deneysel rijitlik ile düktilitite değerlerinin karşılaştırılması yapılmıştır. Çatlaktan önceki ve sonraki burulma riitliği ile burulma düktilitite indeksi değerleri **Eşitlik 29**, **30** ve **31'** e göre hesaplanmıştır. Sayısal değerlerin burulma düktilitesi hesaplanırken nihai dönme açısı değeri olmadığı için bu değer yerine maksimum momente karşılık gelen dönme açısı değeri kullanılmıştır.



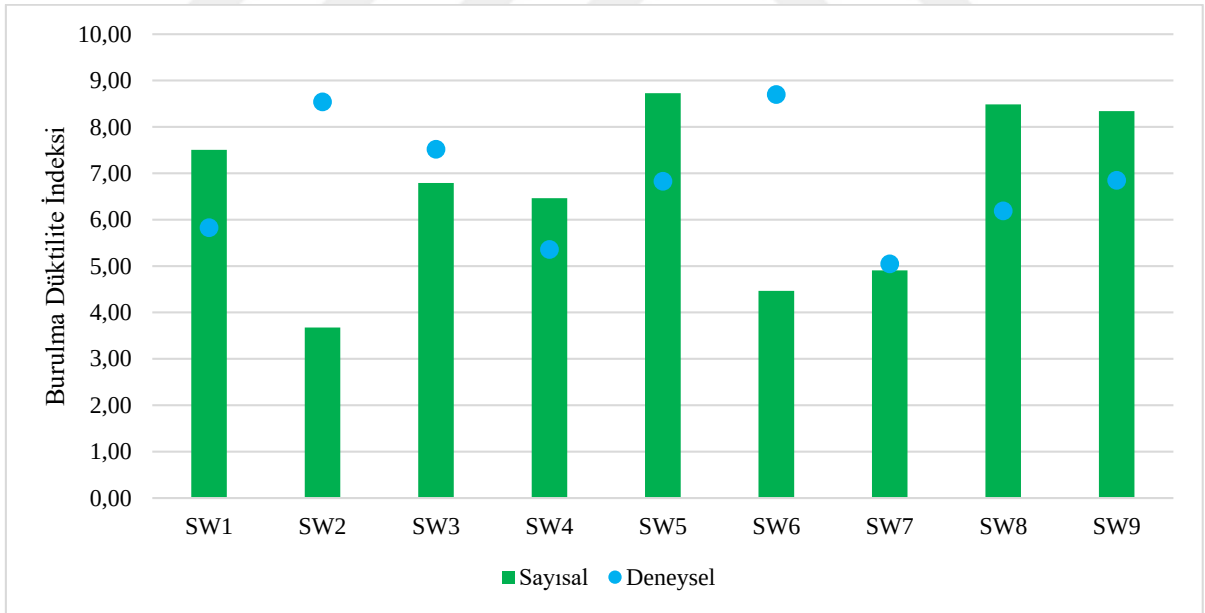
(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 185. Çatlaktan önceki deneysel ve sayısal burulma rijitliği değerlerinin karşılaştırılması.



(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 186. Çatlaktan sonraki deneysel ve sayısal burulma momenti rijitliği değerlerinin karşılaştırılması.



(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Şekil 187. Deneysel ve sayısal burulma düktilite indeksi değerlerinin karşılaştırılması.

Şekil 185, Şekil 186 ve Şekil 187 ile Tablo 25’ daki değerleri birlikte değerlendirdiğimizde, çatlaktan önceki burulma rijitliğinde sayısal modellerin değerleri deneysel sonuçlardan SW2 ve SW6 numuneleri hariç daha yüksek çıkmıştır. Özellikle lifli betonlu numunelerin burulmadan önceki sayısal rijitlik değerleri deneysel değerlere daha yakın çıkmıştır. Çatlaktan sonraki burulma rijitliği değerlerine bakıldığı zaman SW7 numunesi hariç diğer numunelerin sayısal ve deneysel sonuçları bir birlerine oldukça yakın çıkmıştır. Yine lifli betonlu numunelerin sayısal ve deneysel çatlaktan sonraki burulma momenti değerleri birbirine daha yakın çıkmıştır. Bunun sebebinin lifli betonlu numunelerde, lifli betonun kendisinden beklenen performans parametrelerini sayısal modellerde homojen bir şekilde sergilemiştir. Fakat deneysel çalışmada sayısal modeldeki kadar homojenlik sağlanamamıştır. Deney numunelerinin çatlaktan sonraki burulma rijitliği değerleri çatlaktan öncekine göre deneysel sonuçlara daha yakın çıkmıştır.

Tablo 25. Deneysel ve Sayısal Burulma Rijitliği ile Düktilitesi Değerleri

NUMUNE	SAYISAL			DENEYSEL		
	K _{çatlak-önce}	K _{çatlak-sonra}	BDİ	K _{çatlak-önce}	K _{çatlak-sonra}	BDİ
SW1	44,01	2,07	7,51	23,34	2,12	5,83
SW2	17,70	1,93	3,67	23,35	1,72	8,54
SW3	22,29	1,85	6,79	21,69	1,63	7,52
SW4	36,14	2,41	6,46	22,44	2,55	5,36
SW5	31,93	1,69	8,73	25,30	1,89	6,83
SW6	18,32	1,50	4,47	20,76	1,66	8,70
SW7	38,34	3,23	4,91	24,52	2,27	5,05
SW8	36,82	1,84	8,48	27,44	1,63	6,19
SW9	38,73	1,87	8,34	21,72	1,77	6,85

*(kN.m²/deg), BDİ: Burulma düktilite indeksi

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Deneysel sonuçların standartlarla karşılaştırılması yapıldığı gibi sayısal modellerinde de Türk, Amerikan ve Avrupa Standartları ile karşılaştırılması yapılmıştır. **Tablo 26** ve **Tablo 27’** de sayısal modellerin burulma kapasitelerinin standartları ile karşılaştırılması yapılmıştır. **Tablo 26** ve **Tablo 27** oluşturulurken iki husus üzerinde durulmuştur. Birincisi sayısal sonuçların standartlarla karşılaştırılmasının daha da anlamlı olabilmesi için deneysel sonuçlara da tablolarda yer verilmiştir. İkincisi **Tablo 25** oluşturulurken, standartlarda betonun ve donatının karakteristik değerleri (beton ve donatının tasarım ve karakteristik değerleri) deneysel

sonuçlardan elde edilen veriler kullanılmıştır. **Tablo 26'** de ise betonun ve donatının standartlardaki tablo değerleri kullanılmıştır. Böylece deneysel veriler olmadan oluşturulan modellerin gerçeğe yakınlığı tespit edilmiştir. TS500-2000, ACI318-19 ve Eurocode-2 Standartlarında kritik burulma momenti ve burulma momenti kapasiteleri **Eşitlik 33, 34, 35, 37, 38 39, 41 ve 43'** ler ile hesaplanmıştır. **Tablo 26** ve **Tablo 27'** de TS500-2000 Standardında teorik ve deneysel değerlerin kullanılması kritik burulma momenti ve burulma momenti kapasitesinde farklılıklara neden olmuştur. Dolayısıyla deneysel sonuçların kullanılması daha doğru olmaktadır. Sayısal modellerden elde edilen kritik burulma momenti ve burulma momenti kapasiteleri deneysel veriler ile hesaplanan TS500-2000 sonuçlarına daha yakın çıkmıştır. Deneysel sonuçlarda olduğu gibi sayısal modellerin de burulma momenti kapasiteleri TS500-2000 Standardının boyuna donatıyı baz alan formülüne daha yakın çıkmıştır. ACI318-19 Standardında deneysel ve teorik değerlerin kullanılması ile hesaplanan kritik burulma momenti ve burulma momenti kapasitesi değerleri birbirine TS500-2000 Standardına göre daha yakın olmuştur. Sayısal modellerde lif oranının artması ile burulma momenti kapasitesi ile TS500-2000 Standardının boyuna donatıyı baz aldığı değerler arasındaki fark artmaktadır. Dolayısıyla TS500-2000 Standardının hibrid lifli betonarme perdelerin burulma momenti kapasitesini ön görmesi normal betonlu numunelere göre daha zayıf olmuştur. ACI318-19 Standardında deneysel sonuçlara göre hesaplanan standart değerleri daha yüksek çıkmıştır. Sayısal burulma momenti kapasitesi değerleri ACI318-19 Standardının boyuna donatıyı baz alan formülüne daha yakın çıkmıştır. ACI318-19 Standardının sayısal modellerin burulma momenti kapasitelerini ön görmede TS500-2000 Standardına göre fazla olmamakla beraber daha başarılı olduğu görülmüştür. Deneysel çalışmadakine benzer şekilde sayısal modellerin kritik burulma momenti değerleri ile Eurocode-2' nin kritik burulma momenti için verdiği formülle hesaplanan değerler arasındaki fark oldukça fazla çıkmıştır. Bununla birlikte Eurocode-2' nin burulma momenti kapasitesi ne göre hesaplanan değerler ile sayısal modellerin burulma momenti kapasiteleri diğer standartlara göre daha yakın çıkmıştır. Burulma momenti altındaki betonarme perde duvarlarda, deneysel çalışmanın sayısal modellerle desteklendiği çalışmalarda deneysel sonuçların kullanılması karşılaştırma yapılabilmesi için daha uygun olduğu sonucuna varılmıştır.

Tablo 26. Deneysel Sonuçlara Göre Hesaplanan Standartların Deneysel ve Sayısal Sonuçlarla Karşılaştırılması

NUMUNE	SAYISAL		DENEYSEL		TS500-2000			ACI318-19			EUROCODE-2	
	T _{cr}	T _{maks}	T _{cr}	T _{maks}	T _{cr}	T _{d-b}	T _{d-y}	T _{cr}	T _{n-b}	T _{n-y}	T _{Rd,cr-teori}	T _{ED}
SW1	35,21	58,68	27,59	45,98	23,94						6,36	
SW2	42,48	70,80	31,77	52,93	25,88	55,10	33,14	21,69	56,65	34,34	6,88	63,37
SW3	46,80	78,10	34,27	57,12	26,24						6,97	
SW4	25,66	42,76	23,57	35,15	19,95						5,13	
SW5	29,38	48,97	26,56	44,26	21,57		27,32			28,34	5,55	
SW6	33,16	55,26	28,24	47,06	21,87	46,51		17,68	47,78		5,63	53,48
SW7	24,92	41,54	21,33	30,32	19,95						5,13	
SW8	28,72	47,83	24,27	40,45	21,57		11,72			12,15	5,55	
SW9	30,60	51,10	27,91	43,44	21,87						5,63	

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Tablo 27. Teorik Sonuçlara Göre Hesaplanan Standartların Deneysel ve Sayısal Sonuçlarla Karşılaştırılması

NUMUNE	SAYISAL		DENEYSEL		TS500-2000			ACI318-19			EUROCODE-2	
	T _{cr}	T _{maks}	T _{cr}	T _{maks}	T _{cr}	T _{d-b}	T _{d-y}	T _{cr}	T _{n-b}	T _{n-y}	T _{Rd,cr-teori}	T _{ED}
SW1	35,21	58,68	27,59	45,98								
SW2	42,48	70,80	31,77	52,93	15,55	48,24	28,71	21,69	49,59	29,76	4,13	55,47
SW3	46,80	78,10	34,27	57,12								
SW4	25,66	42,76	23,57	35,15								
SW5	29,38	48,97	26,56	44,26			23,67			24,56		
SW6	33,16	55,26	28,24	47,06	12,96	40,71		17,68	41,82		3,33	46,82
SW7	24,92	41,54	21,33	30,32								
SW8	28,72	47,83	24,27	40,45			10,15			10,53		
SW9	30,60	51,10	27,91	43,44								

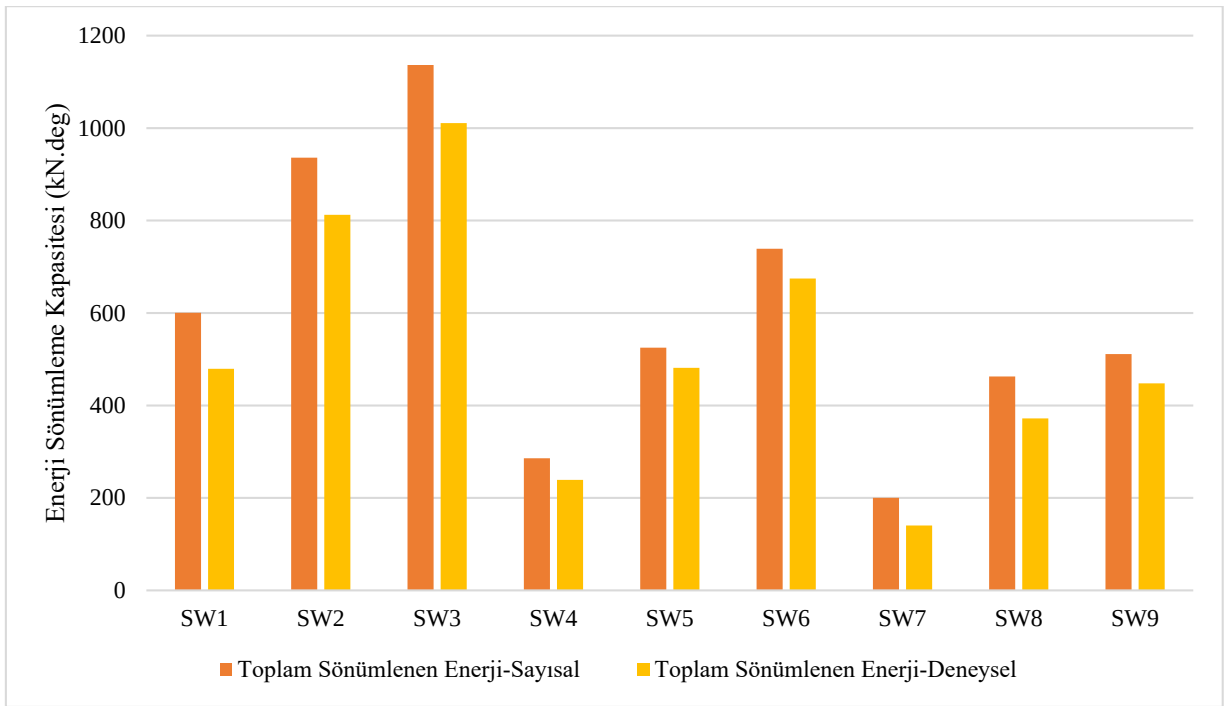
(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Tablo 28. Sayısal ve Deneysel Enerji Sönümleme Kapasitelerinin Karşılaştırılması

NUMUNE	SAYISAL			DENEYSEL		
	ENERJİ SÖNÜMLEME KAPASİTESİ			ENERJİ SÖNÜMLEME KAPASİTESİ		
	(kN.m.deg)			(kN.m.deg)		
	İlk çatlak kadar (E_{cr})	Akma anına kadar (E_a)	Toplam (E_t)	İlk çatlak kadar (E_{cr})	Akma anına kadar (E_a)	Toplam (E_t)
SW1	16,24	47,41	600,61	17,72	24,69	479,42
SW2	75,42	178,53	935,84	23,04	34,35	812,54
SW3	69,16	102,38	1136,56	29,58	49,00	1010,90
SW4	10,68	23,93	285,96	14,20	26,50	239,00
SW5	17,13	33,74	525,20	16,42	34,47	481,51
SW6	44,10	110,96	738,89	22,68	36,72	674,52
SW7	9,30	23,04	200,20	12,90	16,64	140,49
SW8	13,28	29,86	462,82	14,96	28,18	372,02
SW9	14,57	35,69	511,28	18,85	32,41	447,91

(SW1: HLO= %0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %0, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

Tablo 28 ve **Şekil 188**' de deneysel ve sayısal olarak hesaplanan enerji sönümleme kapasiteleri sunulmuştur. Sönümlenen enerji kapasiteleri çatlak anına kadar, akma anına kadar ve toplam sönümlenen enerji olmak üzere üç farklı şekilde hesaplanmıştır. Enerji sönümleme kapasiteleri burulma momenti-dönme açısı grafiklerinin altında kalan alanlardan hesaplanmıştır. Toplam sönümlenen enerji miktarlarında deneysel ve sayısal sonuçlar birbirine oldukça yakın çıkmıştır.



(SW1: HLO= %, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW2: HLO= %1,0, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW3: HLO= %1,5, H/L= 1,25, YDO= 0,0056; SW4: HLO= %, H/L= 1, 5, YDO= 0,0056; SW5: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW6: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0056; SW7: HLO= %, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW8: HLO= %1,0, H/L= 1,5, YDO= 0,0028; SW9: HLO= %1,5, H/L= 1,5, YDO= 0,0028)

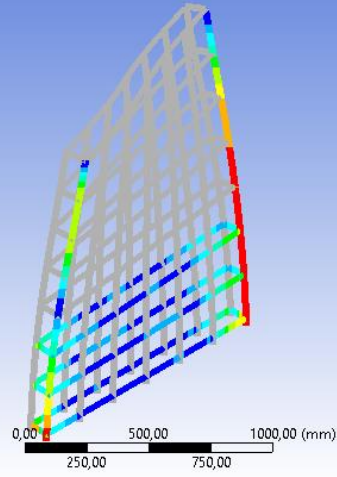
Şekil 188. Sayısal ve deneysel sönümlenen toplam enerji.

Deneysel çalışmada boyuna ve enine donatılara yapıştırılan şekil değiştirme pulları ile donatılardaki şekil değiştirmeler deneysel olarak tespit edilmişti. Sayısal modellerde ise yatay ve düşey donatıların gerilme ve şekil değiştirmeleri tespit edilmiştir. Deneysel çalışmada, deneysel imkânlar dâhilinde boyuna donatı da 6 noktaya yatay donatı da ise 3 ve 4 noktaya şekil değiştirme pulu yapıştırılabilmisti. Dolayısıyla deneysel çalışmada sadece bu noktadaki ki bu noktaların deneysel yorumlar için kritik olduğuna karar verildiğinden, şekil değiştirmeler tespit edilmiştir. Sayısal modellerde ise deneysel çalışmada şekil değiştirme ölçer pulu yapıştırılan boyuna ve enine donatılar bir bütün olarak değerlendirilmiştir. Örneğin deneysel çalışmada çekme tarafına en dıştaki boyuna donatının 3 farklı noktasına şekil değiştirme ölçer pulu yapıştırılmıştır. Sayısal modelde ise yine aynı boyuna donatının 3 farklı noktası yerine donatının tüm yüksekliği boyunca şekil değiştirmeler ve gerilmeler tespit edilmiştir. **Şekil 189-197'** de donatılar meydana gelen Von-Misses şekil değiştirmeleri gösterilmiştir. Şekillerin açıklayıcı olması için şekiller, deneysel çalışmada şekil değiştirme pulu yapıştırılan donatılardaki, tüm boyuna donatılardaki, tüm yatay donatılardaki ve tüm donatılardaki şekil değiştirmeler şeklinde sunulmuştur.

A: SW1

Seçili Donatıların şekil değışi;
Type: Equivalent Elastic Strain
Unit: mm/mm
Time: 1
15.09.2021 13:54

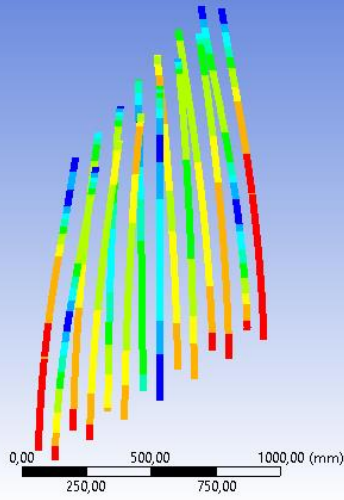
0,0029022 Max
0,0025799
0,0022575
0,0019352
0,0016129
0,0012905
0,00096821
0,00064588
0,00032355
1,2151e-6 Min



A: SW1

Tüm boyuna donatılar şekil değışi;
Type: Equivalent Elastic Strain
Unit: mm/mm
Time: 1
15.09.2021 14:01

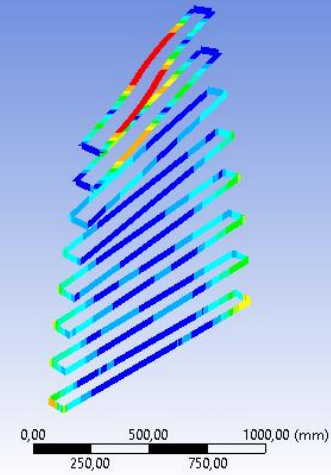
0,0029022 Max
0,0025798
0,0022574
0,001935
0,0016126
0,0012901
0,00096773
0,00064532
0,00032291
4,9237e-7 Min

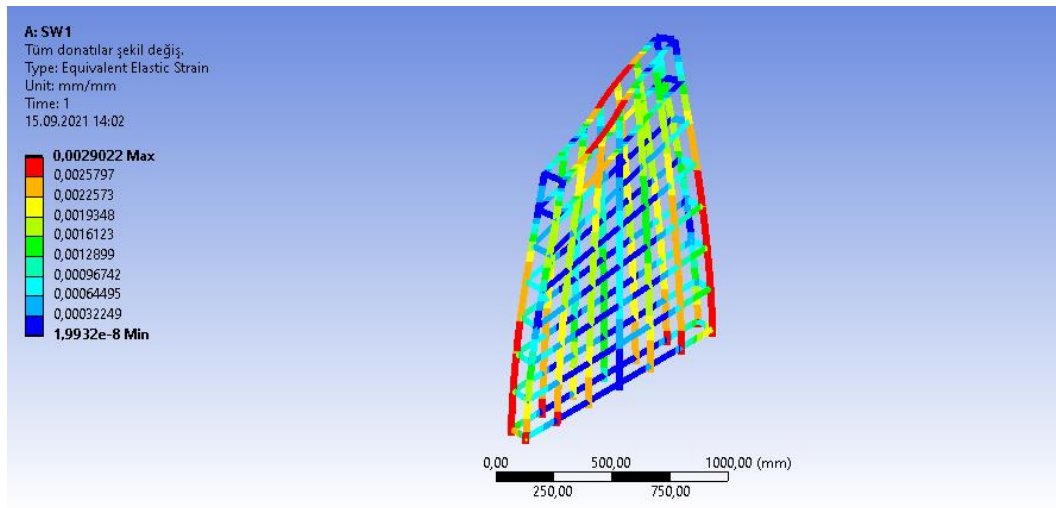


A: SW1

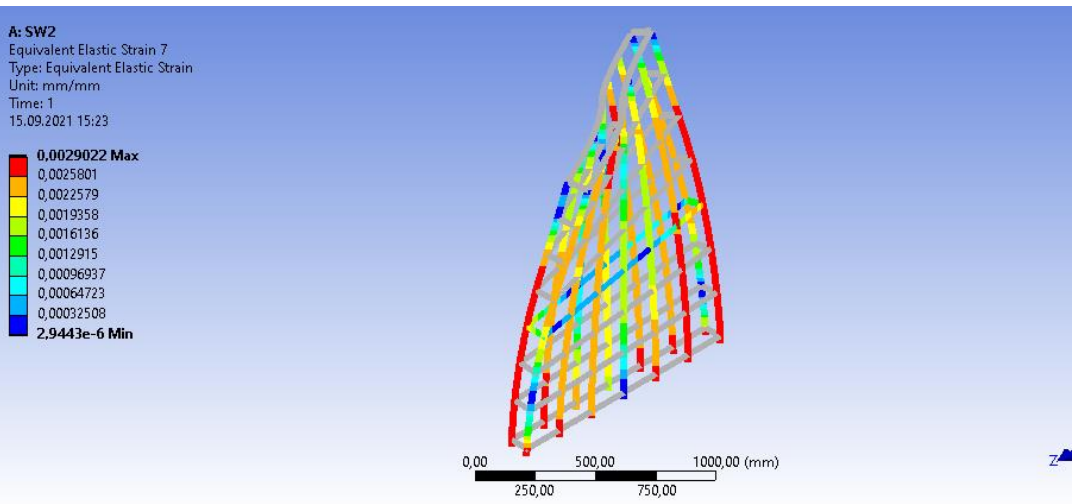
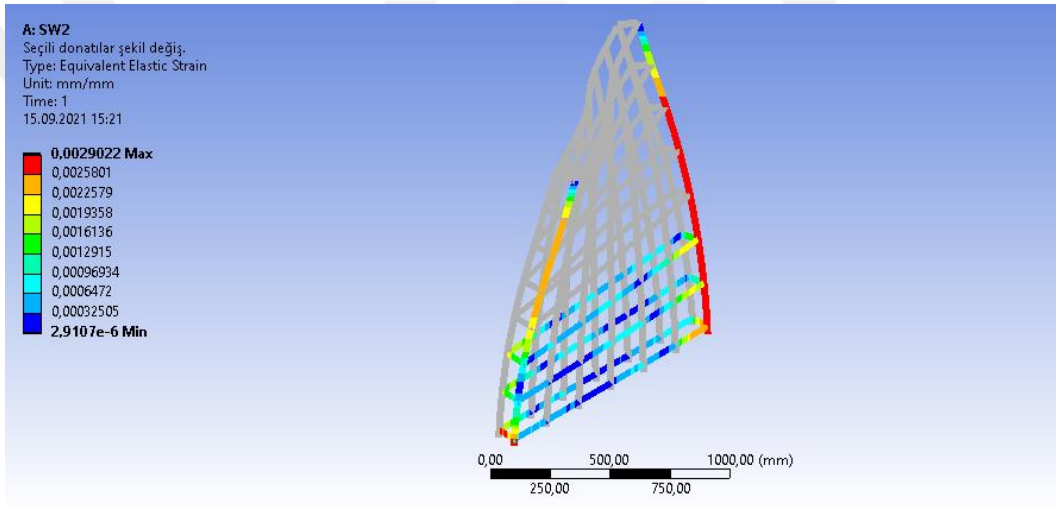
Tüm yatay donatılar şekil değışi;
Type: Equivalent Elastic Strain
Unit: mm/mm
Time: 1
15.09.2021 14:02

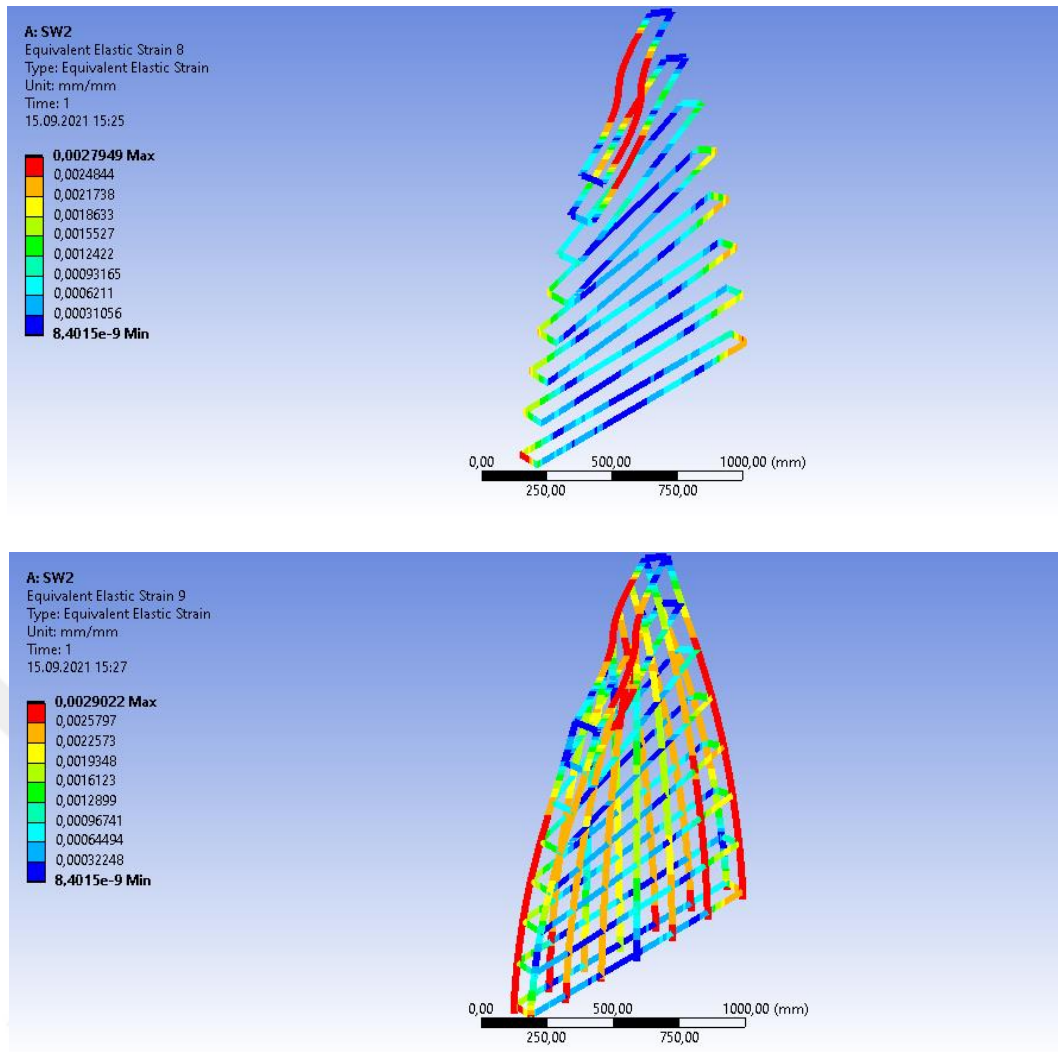
0,0027949 Max
0,0024844
0,0021738
0,0018633
0,0015527
0,0012422
0,00093166
0,00062111
0,00031057
1,9932e-8 Min



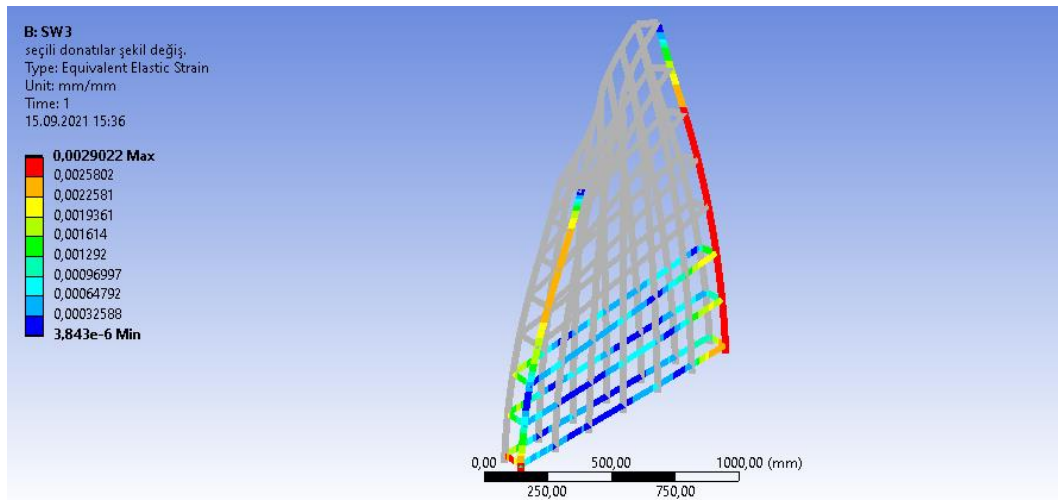


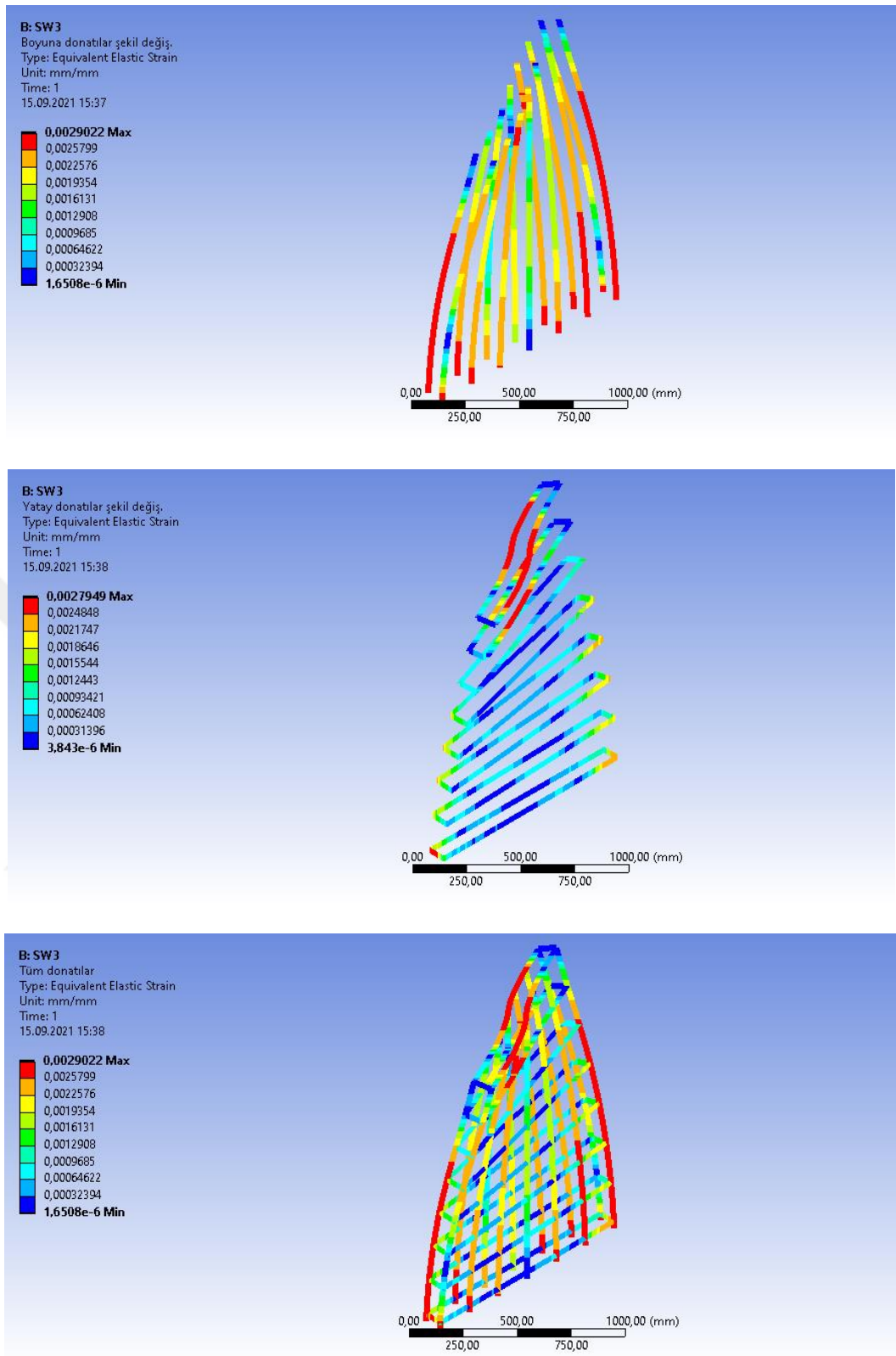
Şekil 189. SW1 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.





Şekil 190. SW2 numunesinin donatılarındaki şekil değıştirmeler.

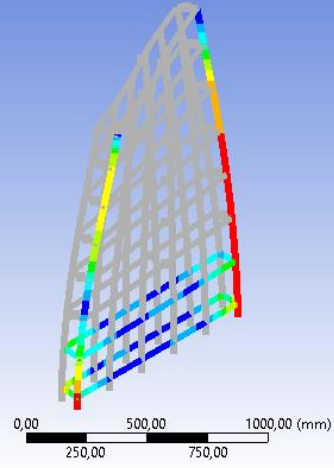




Şekil 191. SW3 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.

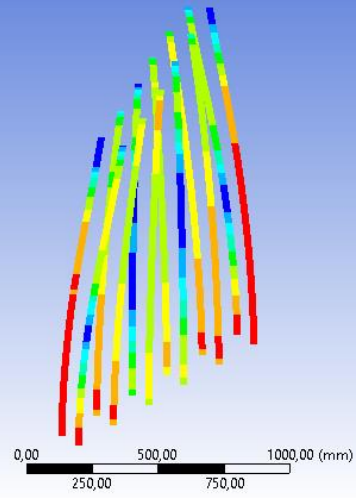
A: SW4
 Seçili Donatılar Şekil Değiş.
 Type: Equivalent Elastic Strain
 Unit: mm/mm
 Time: 1
 15.09.2021 18:20

0,0029022 Max
 0,0025802
 0,0022581
 0,0019361
 0,001614
 0,001292
 0,00096993
 0,00064789
 0,00032584
3,7929e-6 Min



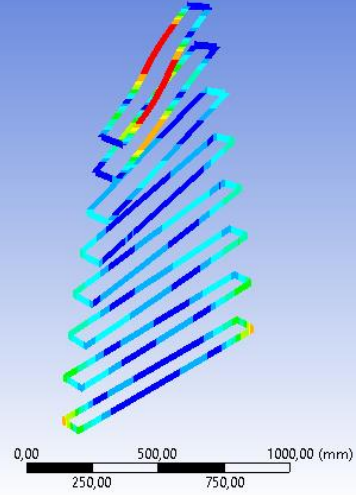
A: SW4
 Boyuna Donatılar Şekil Değiş.
 Type: Equivalent Elastic Strain
 Unit: mm/mm
 Time: 1
 15.09.2021 18:21

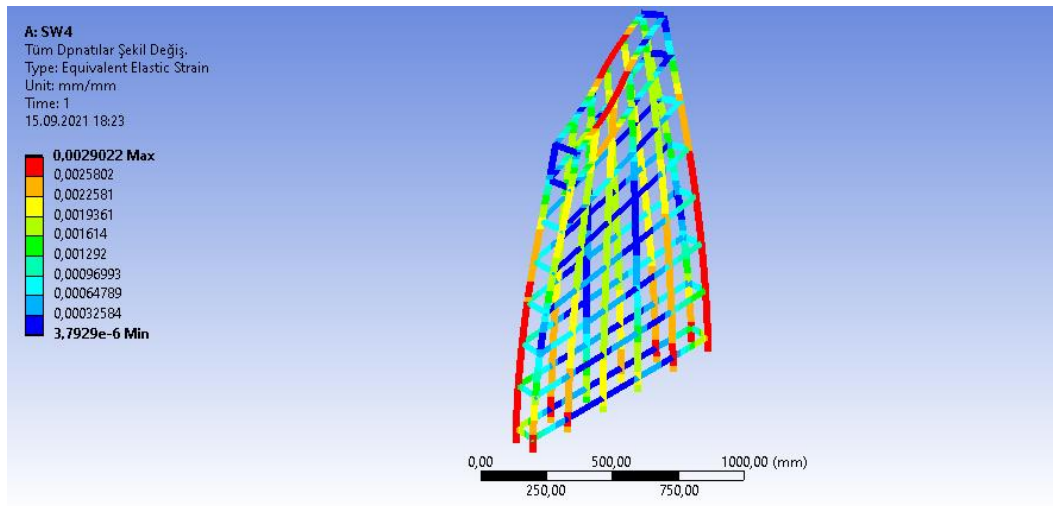
0,0029022 Max
 Automatic
 0,0022581
 0,0019361
 0,001614
 0,001292
 0,00096993
 0,00064789
 0,00032584
3,7929e-6 Min



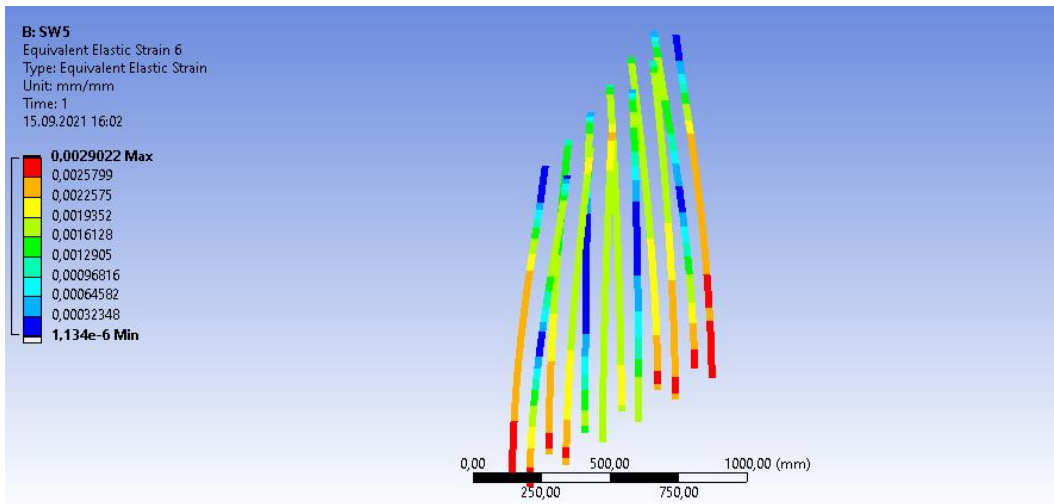
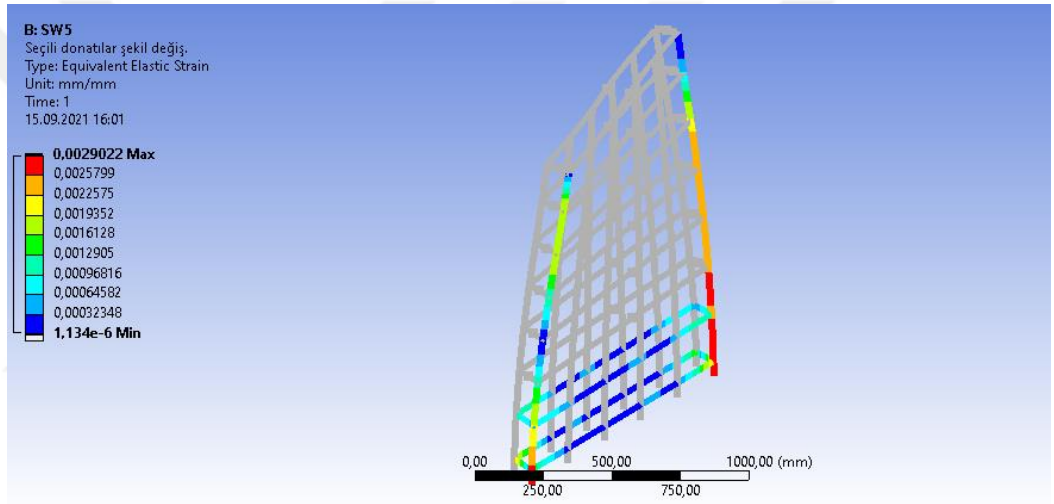
A: SW4
 Yatay Donatılar Şekil Değiş.
 Type: Equivalent Elastic Strain
 Unit: mm/mm
 Time: 1
 15.09.2021 18:22

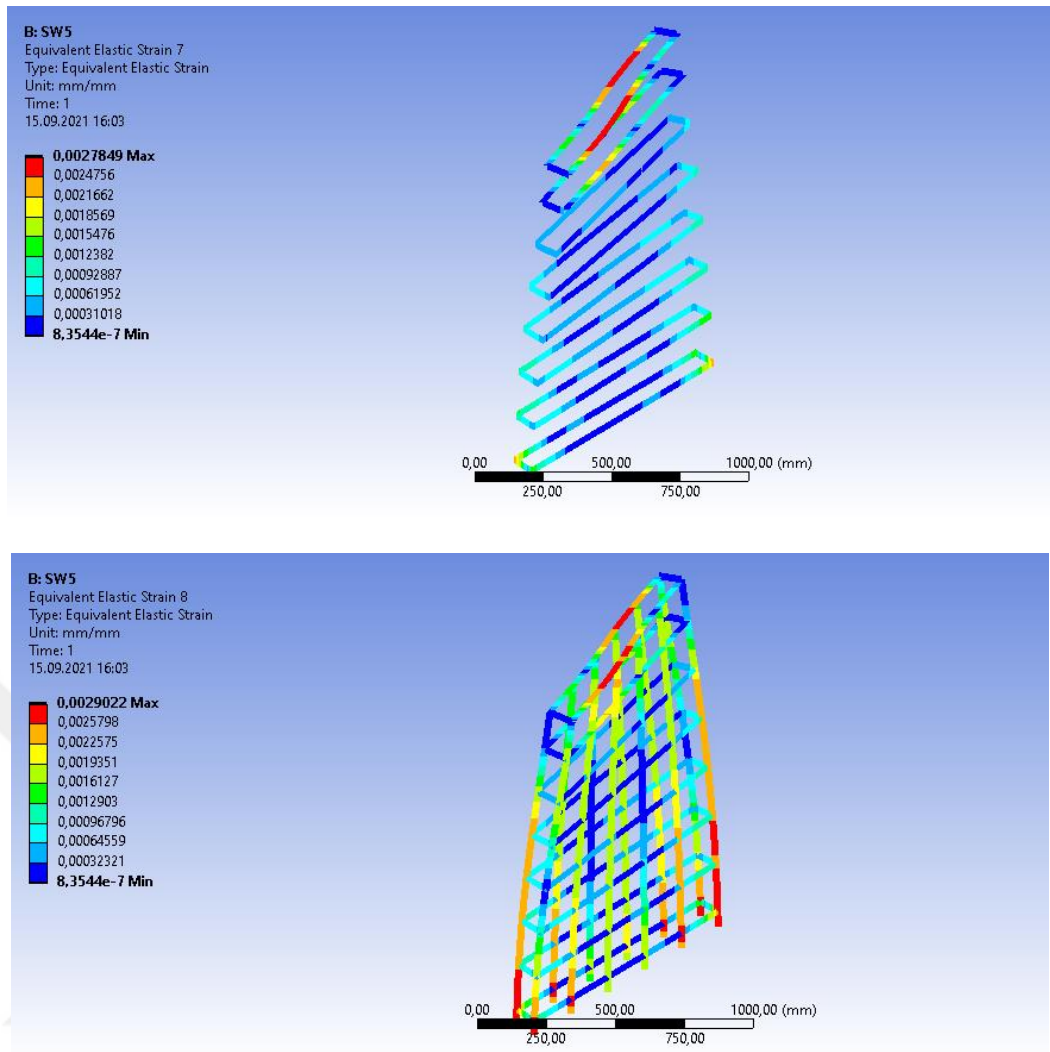
0,0027949 Max
 0,0024859
 0,0021769
 0,0018679
 0,0015589
 0,0012499
 0,00094091
 0,00063191
 0,0003229
1,3901e-5 Min



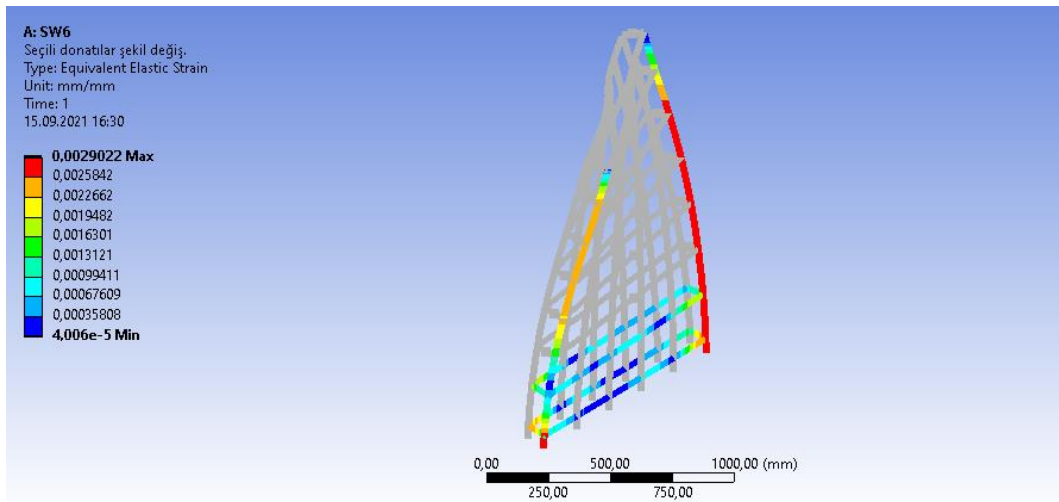


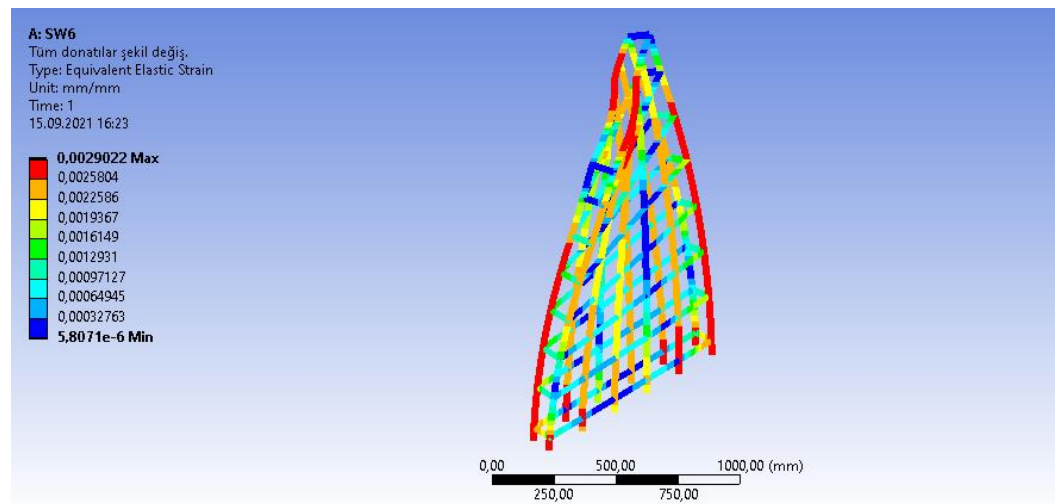
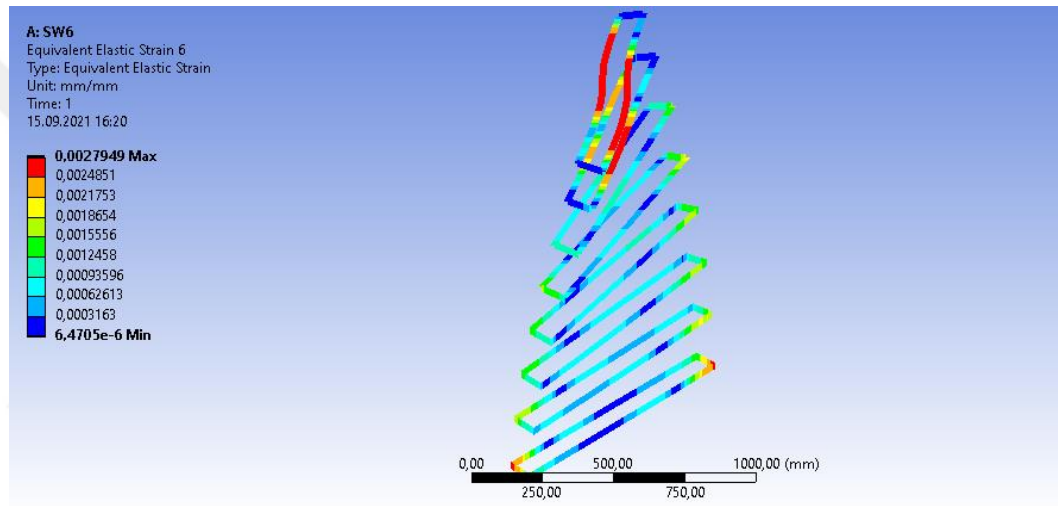
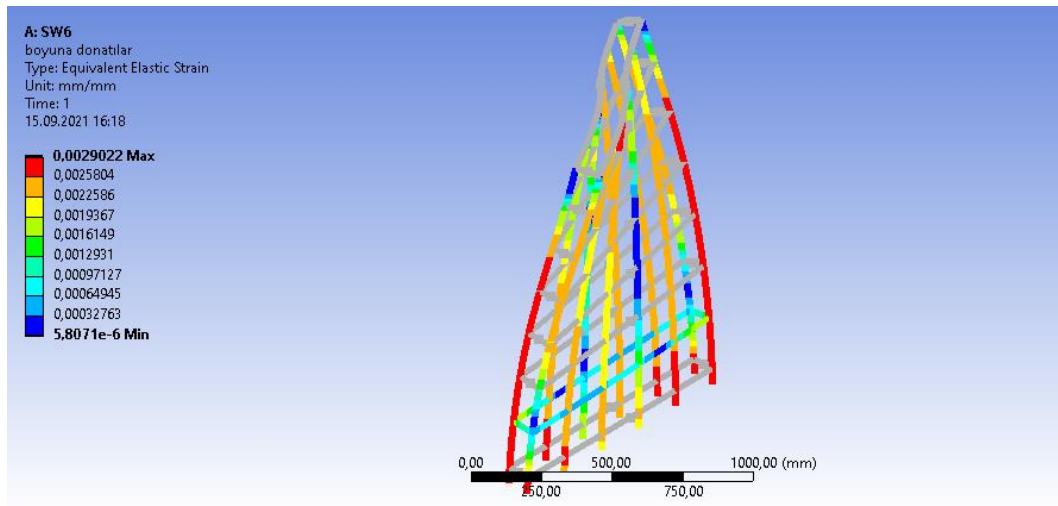
Şekil 192. SW4 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.





Şekil 193. SW5 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.

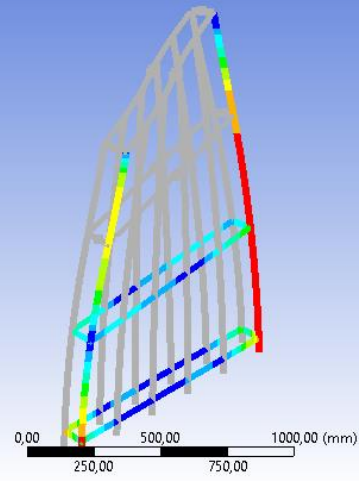




Şekil 194. SW6 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.

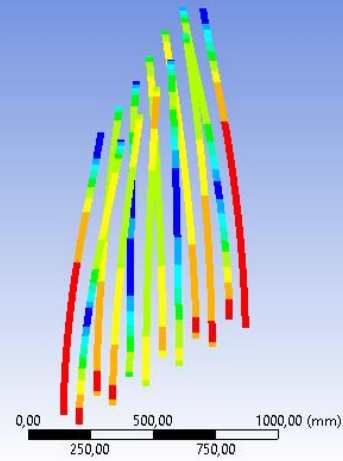
C: SW7
Seçili Donatılar Şekil Değiş.
Type: Equivalent Elastic Strain
Unit: mm/mm
Time: 1
15.09.2021 16:42

0,0029022 Max
0,0025804
0,0022586
0,0019367
0,0016149
0,0012931
0,00097126
0,00064943
0,00032761
5,7833e-6 Min



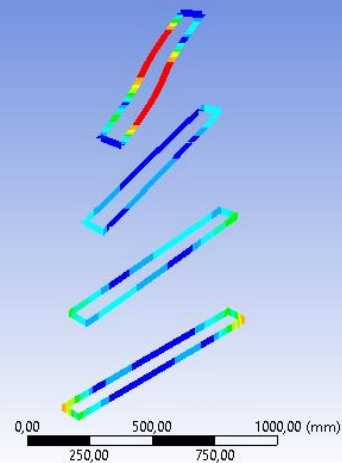
C: SW7
Equivalent Elastic Strain 5
Type: Equivalent Elastic Strain
Unit: mm/mm
Time: 1
15.09.2021 16:43

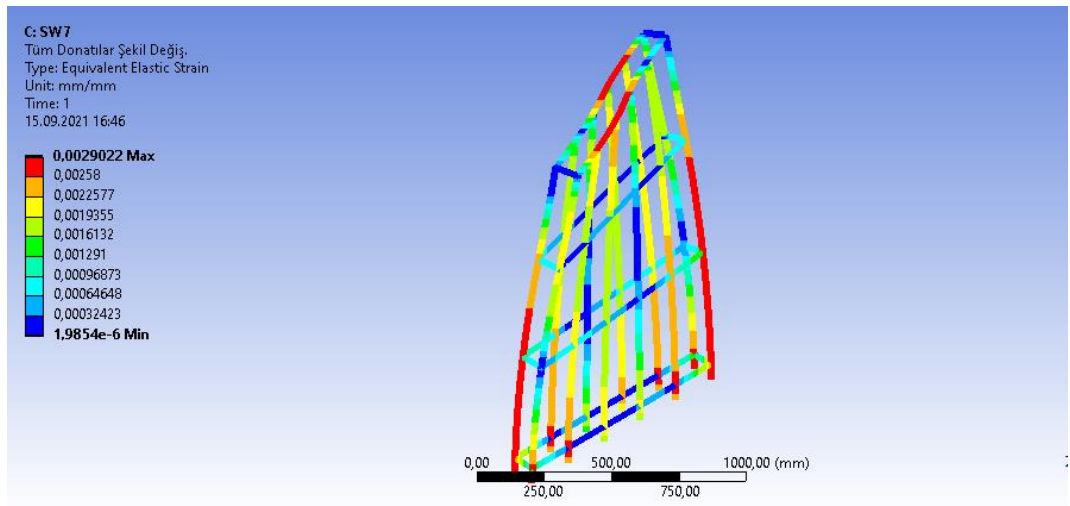
0,0029022 Max
0,0025817
0,0022611
0,0019406
0,0016201
0,0012996
0,00097902
0,00065849
0,00033796
1,7425e-5 Min



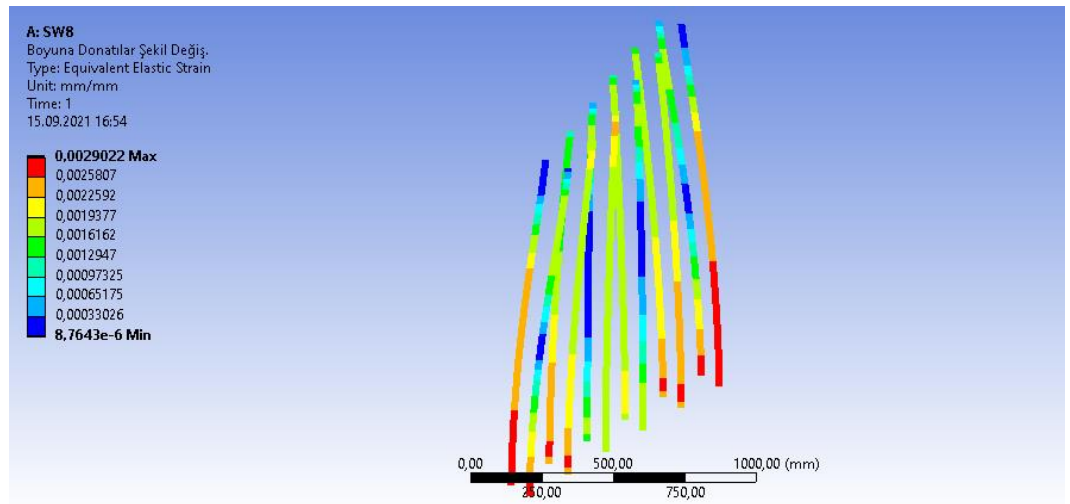
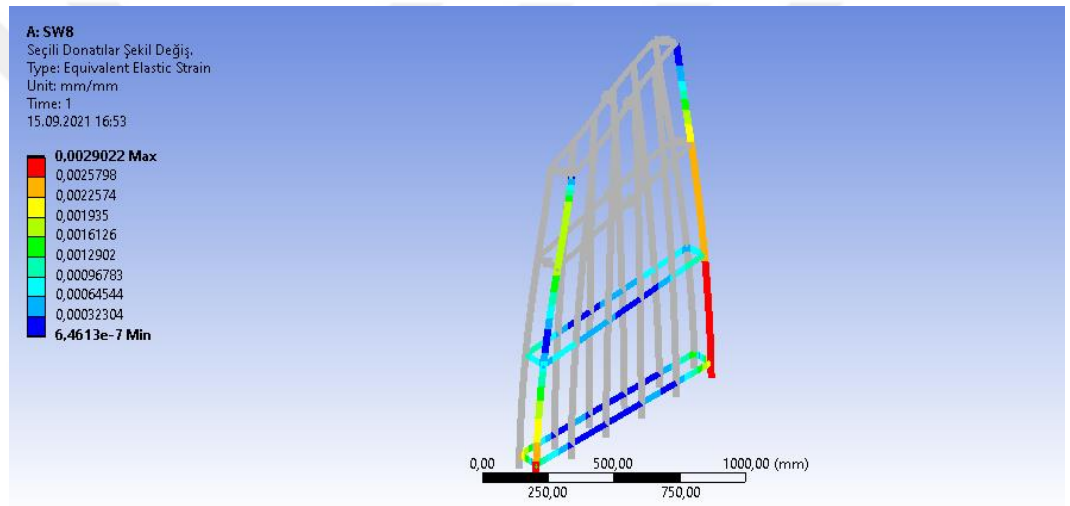
C: SW7
Equivalent Elastic Strain 6
Type: Equivalent Elastic Strain
Unit: mm/mm
Time: 1
15.09.2021 16:44

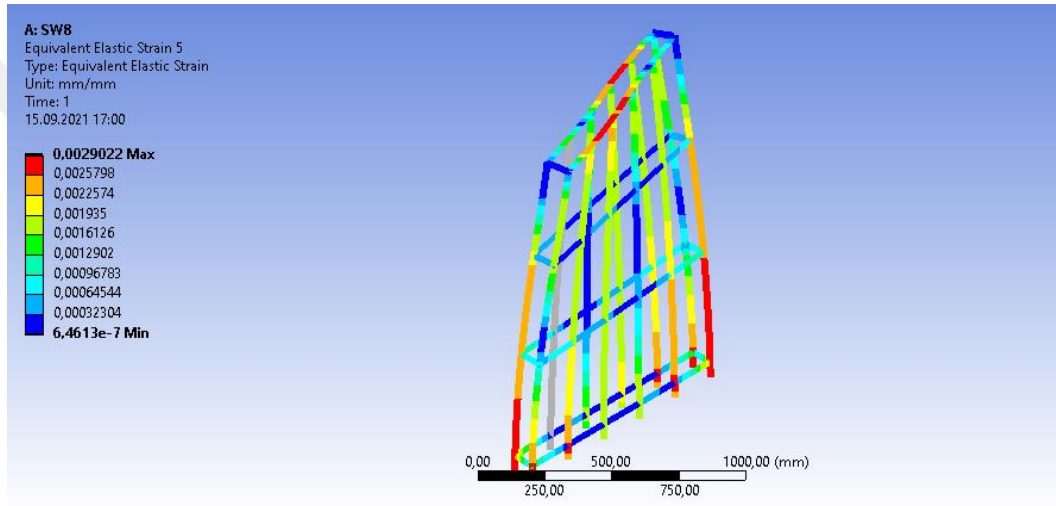
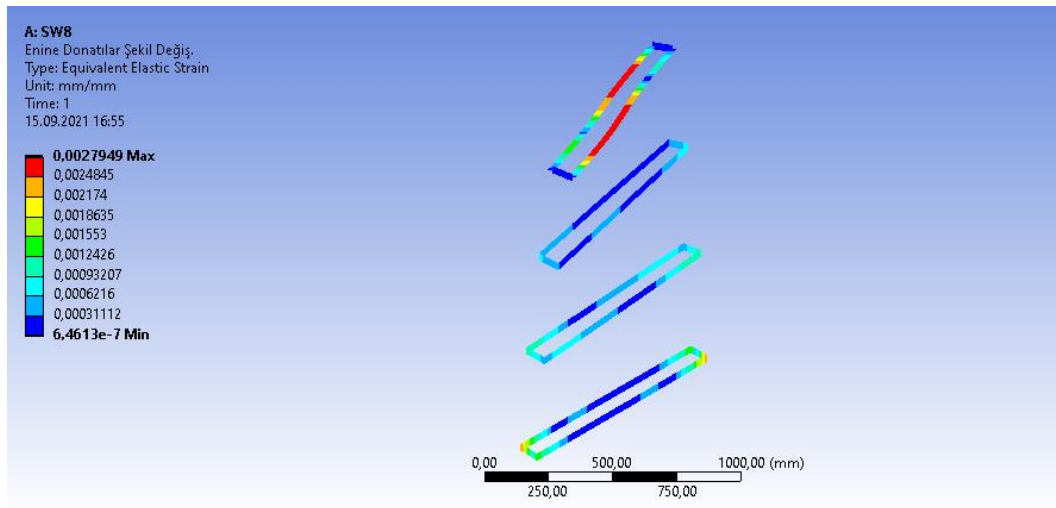
0,0027949 Max
0,0024846
0,0021743
0,0018639
0,0015536
0,0012433
0,00093297
0,00062264
0,00031231
1,9854e-6 Min



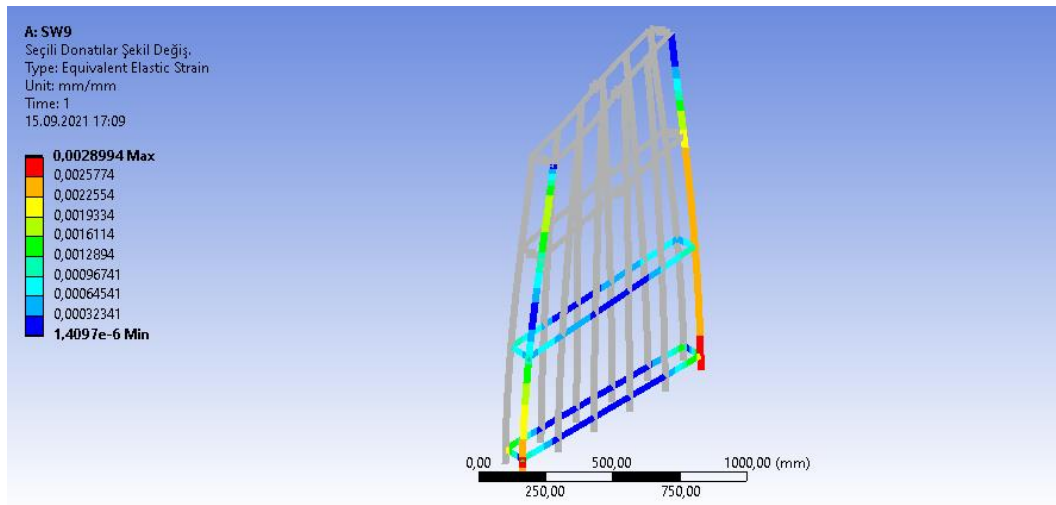


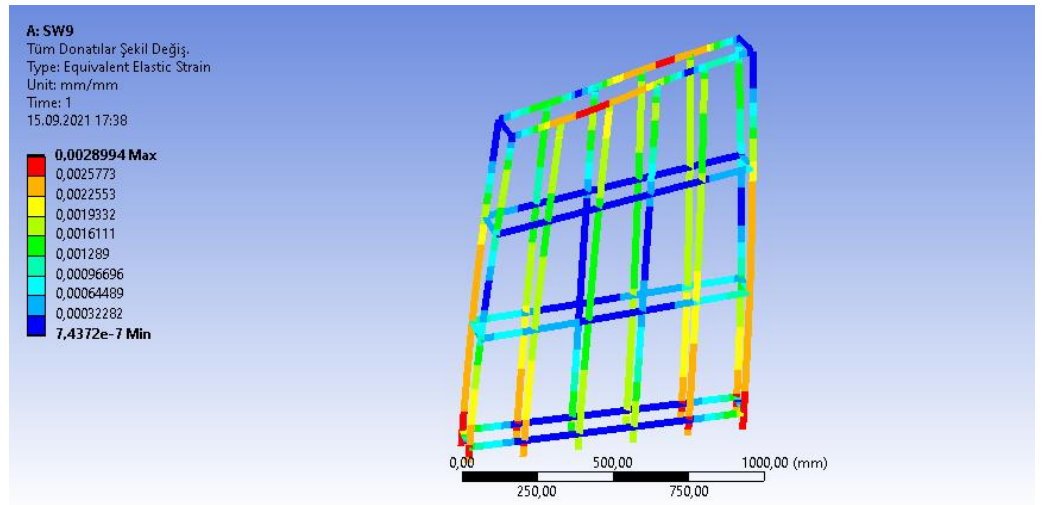
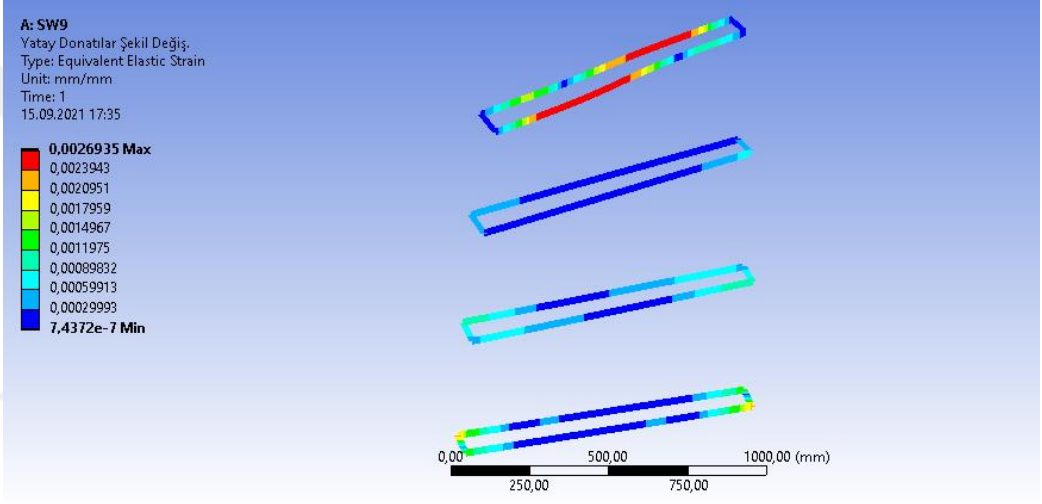
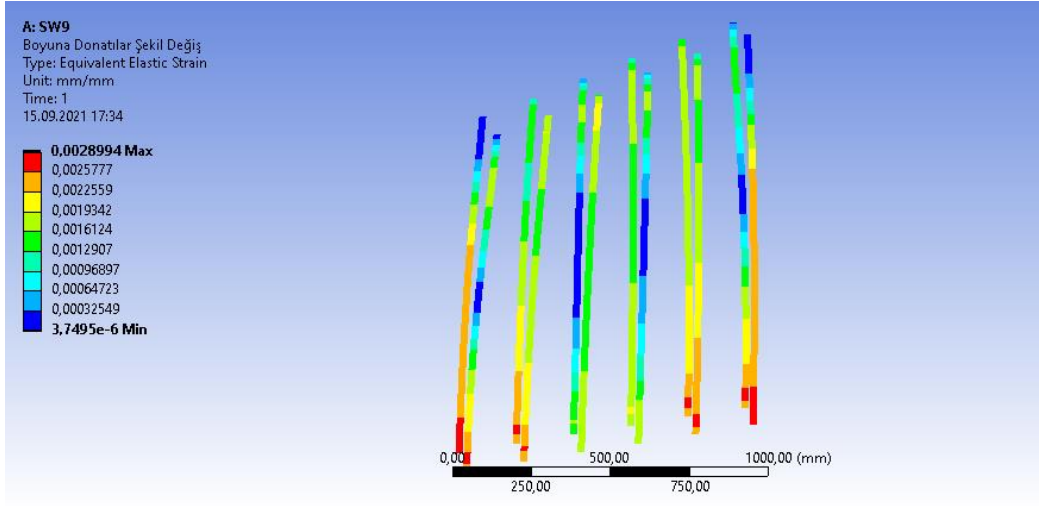
Şekil 195. SW7 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.





Şekil 196. SW8 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.





Şekil 197. SW9 numunesinin donatılarındaki şekil değiştirmeler.

Deney numunelerinin boyuna donatılarındaki şekil değıştirmeler beklenildiğı gibi genel olarak çekme tarafında basınç tarafına göre daha fazla olmuştur. Yatay donatıların ise özellikle orta bölgelerindeki şekil değıştirme değeri daha fazla olmuştur. Hibrid lif oranının artması ile boyuna ve enine donatılarda ulaşılan maksimum şekil değıştirme değeri de artmıştır. Deneysel çalışmaya benzer şekilde hibrid lifli betonun yüksek çekme ve şekil değıştirme kapasitesinden dolayı hibrid lifli numuneler daha fazla burulma momentine maruz kalmıştır. Dolayısıyla bu numunelerin (yani hibrid lifle üretilen numuneler) boyuna ve enine donatılarındaki gerilmeler ve şekil değıştirmeler de daha fazla olmuştur. Boyuna donatılardaki şekil değıştirmeler ise kenar donatılardan ortaya doğru gidildikçe azalmaktadır.



SONUÇ VE ÖNERİLER

Hibrid lif oranı, boyut etkisi ve yatay donatı oranının betonarme perde duvarların burulma davranışına etkisinin deneysel ve sayısal olarak irdelendiği bu doktora tezi çalışmasında elde edilen bulgular ve bu çalışmanın bir adım daha ileriye taşınabilmesi için sunulan öneriler aşağıda özetlenmiştir.

Deneysel ve sayısal çalışma neticesinde elde edilen bulgular aşağıdaki gibidir.

- ✱ Lif oranının %0' dan %1,0' e çıkarılması ile burulma momenti parametrelerinde (burulma momenti, dönme açısı, enerji sönümleme kapasitesi, düktilite indeksi ve rijitlik) önemli artışlar meydana gelmiştir. Bununla birlikte enerji sönümleme kapasitesi, burulma rijitliği ve düktilitesi değerlerinde de önemli artışlar olmuştur. Lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması ilk duruma göre aynı artış miktarını sağlayamamıştır. Lif hacminin ve dolayısıyla miktarının artırılması ile lif-beton arasındaki sağlanması gereken aderansta daha zorlaşmıştır. Dolayısıyla %1,5 hibrid lif oranında aynı artışlar olmamıştır. Bununla birlikte hibrid lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması ile çatlakların kontrol altına alınması ile daha kolay olmuştur. %1,5 HLKYB numunelerinde %1,0 HLKYB numunelerine göre daha az sayıda ve genişlikte çatlak meydana gelmiştir.
- ✱ Sayısal modellerle ile deneysel numunelerin burulma momenti-dönme açısı grafikleri birbirine yakın çıkmıştır. Tüm sayısal modellerin burulma momenti-dönme açısı grafikleri deneysel grafiklerden daha fazla olmuştur. Fakat hibrid lif oranı, boyut etkisi ve yatay donatı oranı deneysel ve sayısal grafiklerin arasında farkların değişimine sebep olmuştur. Lif oranının %0' dan %1,0' e artırılması sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiklerinin birbirine yaklaşmasına neden olmuştur. Hibrid lif oranının %0' dan %1,5' a çıkarılması da sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafiklerinin birbirine daha yakın olmasına neden olmuştur. Hibrid lif oranının %1,0' den %1,5' a çıkarılması ise sayısal ve deneysel grafikler arasındaki fark üzerinde önemli bir etkili neden olmuştur.

- ✱ H/L oranının 1,5' den 1,25' e düşürülmesi de deneysel ve sayısal burulma moment-dönme açısı grafikleri üzerinde etkili olmuştur. Lifsiz betonlu numunelerde H/L oranının düşürülmesi sayısal burulma momenti-dönme açısı grafiğinin deneyselle yaklaşmasına neden olmuştur. %1,0 ve %1,5 hibrid lifli numunelerde ise H/L oranının düşürülmesi deneysel ve sayısal burulma momenti-dönme açısı grafiklerinin lifli betona göre daha yaklaşmasına neden olmuştur.
- ✱ Yatay donatı oranının minimumda kalması sayısal ve deneysel burulma momenti-dönme açısı grafikleri arasındaki farkın artmasına neden olmuştur.
- ✱ TS500-2000 standardında boyuna donatının dikkate alındığı burulma momenti kapasitesi değerleri deneysel değerlere daha yakın çıkmıştır. Ayrıca kritik burulma momentinin teorik hesaplamasında lifli betonlu numunelerin deneysel ve teorik sonuçları arasındaki farklar daha fazla olmuştur. Yatay donatı oranının minimumda tutulması deneysel ve yatay donatıya göre hesaplanan teorik burulma momenti değerleri arasındaki fark yaklaşık olarak 4 katına çıkmıştır.
- ✱ Deney numunelerinin enerji sönmleme kapasitelerine bakıldığı zaman, SW7 numunesinde en az enerji sönmlemmiştir. SW7 numunesi 140,49 kN.deg miktarında bir enerji sönmlemiştir. SW7 numunesine oranla en fazla enerji sönmleyen numune %619,55 artışla SW3 numunesidir. SW4 numunesinin sönmlediği toplam enerji miktarı da SW7' ye oranla %70,12 daha fazladır. Hibrid lif oranı, boyut etkisi ve yatay donatı oranının burulma momenti altındaki betonarme perde duvarlarda sönmlenen toplam enerji üzerinde etkili olduğu görülmektedir.
- ✱ Burulma momenti kapasitesi (T_{max}) en yüksek SW3 numunesinde kaydedilmiştir. Burulma momenti kapasitesi en düşük numune de SW7' dür. Benzer şekilde en yüksek ve en düşük dönme açıları da sırasıyla SW3 ve SW7 numunelerinde elde edilmiştir.
- ✱ SW2 numunesinde %1,0 oranında hibrid lif kullanılması SW1 referans numunesine göre ilk çatlak oluştuğu andaki dönme açısını %15,25 oranında arttırmaktadır. Benzer şekilde SW3 numunesinde %1,5 oranında hibrid lif kullanılması θ_{cr} değerini SW1 numunesine göre %33,90 oranında arttırmıştır. KYB betonunda %1,0 oranında lif kullanılması ile üretilen SW2, SW5 ve SW8 numunelerinin SW1, SW4 ve SW7

numunelerine göre θ_{cr} değerleri sırasıyla %15,09, %11,70 ve %29,89 oranlarında daha fazla çıkmıştır. Hibrid lif oranının %1,5' a çıkarılması ile üretilen SW3, SW6 ve SW9 numunelerinin θ_{cr} değerleri ise SW2, SW5 ve SW8 numunelerine göre sırasıyla %16,17, %29,52 ve %9,73 oranında arttırmıştır. Dolayısıyla lif oranının %50 oranında artırılması kritik dönme açısı değerini aynı ölçüde arttırmamıştır. Hibrid lif kullanımının akma anındaki ve T_{maks} ' a karşılık gelen dönme açısı değerleri üzerinde de önemli bir etkisi olmuştur. Hibrid lif kullanımı SW6 numunesinin θ_{maks} değerini SW4' e göre %96,13 oranında arttırmıştır. Hatta SW9 numunesindeki bu artış oranı %124,84 olmuştur. Diğer dönme açısı değerlerinde olduğu gibi hibrid lif kullanımının θ_u üzerinde de önemli bir etkisi olmuştur.

✱ KYB betonundan üretilen SW1 ile SW4 numunelerinde en kesitin artırılması T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u değerlerini arttırmıştır. T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u değerlerinde sırasıyla %17,06, %30,84, %30,81 ve %30,87 oranında artış olmuştur. Bu burulma momenti değerlerine karşılık gelen dönme açılarına baktığımız zaman, akma anındaki dönme açısında %2,78 oranında bir azalma söz konusudur. %1,0 HLKYB' li ve $H/L=1,5$ olan SW5 numunesinde H/L oranının 1,25' e düşürülmesi T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u değerlerini sırasıyla %19,62, %15,53, %19,59 ve %19,56 oranlarında arttırmıştır. H/L oranının azaltılması, bir diğer ifade ile en kesitin artırılması, θ_{cr} , θ_a , θ_{maks} ve θ_u dönme açılarını da sırasıyla %29,52, %1,81, %32,26 ve %38,92 oranlarında arttırmıştır. %1,5 hibrid lif grubuna baktığımız zaman diğer gruplardakine benzer durum söz konusudur. H/L oranının azaltılması burulma momenti ve dönme açısı değerlerini arttırmıştır. SW3 numunesinin (%1,5 HLKYB ve $H/L= 1,25$) SW6 numunesine (%1,5HLKYB ve $H/L= 1,5$) göre T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u değerlerini sırasıyla %21,35, %32,71, %21,38 ve %21,38; θ_{cr} , θ_a , θ_{maks} ve θ_u dönme açılarını da sırasıyla %16,18, %14,36, %22,81 ve %21,97 oranlarında daha fazladır.

✱ SW7 numunesinin burulma momenti, T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u değerleri, SW4 numunesindeki aynı değerlere kıyasla sırasıyla %10,50, %15,87, %15,93 ve %15,91 oranlarında daha fazladır. Bu numunelerin dönme açıları, θ_{cr} , θ_a , θ_{maks} ve θ_u , SW7 numunesinde sırasıyla %8,05, %38,46, %33,75 ve %45,93 oranlarında daha fazladır. SW5 numunesinin burulma momenti değerleri, T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u ve dönme açısı değerleri, θ_a , θ_{maks} ve θ_u , SW8 numunesine göre %9,44, %11,44, %9,42, %9,45 ve %1,84, %17,59, %15,75 oranında fazladır. Fakar θ_{cr} dönme açısı %7,08 oranında azalmıştır. İlk çatlak olduğu andaki nokta grafiklerde de linner bölgede kaldığı için bu değer üzerinde yatay donatı

oranındaki değişimin önemli bir etkiye sahip olmadığı görölmektedir. SW6 ve SW9 numunelerine bakıldığı zaman yatay donatı oranının iki katına çıkarılması T_{cr} , T_a , T_{maks} ve T_u burulma momentlerini %1,1, %6,01, %8,33 ve %8,34 ile , θ_{cr} , θ_a , θ_{maks} ve θ_u dönme açılarını da %9,68, %5,85, %16,67 ve %36,48 oranlarında arttırmıştır. Yatay donatı oranının azaltılması dayanımda da azalmalara neden olmuştur. Fakat bu azalım hibrid lif kullanılarak azaltılmıştır.

- * Burulma momenti altında betonarme perde duvarlarda gerek dayanım ve gerekse de işlenebilirlik ile maliyet açısından en ideal karışım oranının %1,0' lik hibrid lif karışımının olduğu kanısına varılmıştır. Karbon ve çelik hibrid liflerin perde duvarlarda kullanılması ilk etapta maliyeti artırsa bile enerji sönümleme kapasitesini arttırdığı için hibrid lif kullanımı önerilmektedir.

Burulma momenti altındaki KYB ve HLKYB betonlu betonarme perde duvarlar için deneysel ve sayısal çalışma neticesinde gelecek çalışmalar için aşağıdaki öneriler sunulmuştur.

- * Bilindiğı üzere KYB türleri için akış, geçiş ve yayılma gibi karakteristik özellikleri tayin etmek için gerekli test metotları (yayılma çapı, t_{500} süresi, V-hunisi, L-kutusu vb.) geliştirilmiş olup ve gerek standart gerekse de kullanım kılavuzları oluşturulmuştur. Fakat lifli veya hibrid lifli KYB' ler için literatürde ölçüm yöntemleri mevcut değildir. KYB için uygulanan test yöntemleri hibrid lifli KYB' lerin özelliklerini belirlemede yetersiz kalmaktadır. Lifli ve/veya hibrid lifli betonların test yöntemleri için ilgili yönetmeliklerin yayınlanması önerilmektedir.
- * Bu çalışmada betonarme perde duvarlara eksenel yük uygulanmamıştır. Bundan sonraki çalışmalarda eksenel yük etkisindeki hibrid lifli betonarme perde duvarların burulma davranışı üzerinde durulması önerilmektedir.
- * Betonarme perde duvarların literatürde büyük çoğunlukla düzlem içi davranış üzerinde durulmuştur. Perde duvarların düzlem içi davranışların oldukça önemli olduğu aşıkardır. Fakat gerek Amerikan Standardı olan ACI' da gerekse de TBDY' de perde duvarların düzlem dışı davranışları üzerinde durulmuştur. Bina geometrisi, yükün/yüklerin etkime şekline göre perde duvarlar düzlem dışı da yüklenebilirler. Bu çalışmada gösterildiğı üzere düzlem dışı yüklenen bir perde duvarın yüzeyinde önemli

derecede hatta düzlem içii kesme dayanımını azaltacak kadar çatlaklar meydana gelebilir. Dolayısıyla betonarme perde duvarların düzlem dışı davranışı üzerinde de bundan sonraki çalışmalarda durulması önerilmektedir.

- * Beton matrisinde bulunan çelik liflerin korozyona uğraması ve performanslarının düşmesi ihtimal dâhilindedir. Dolayısıyla taşıyıcı elemanlarda çelik lif kullanılması durumunda geçirimsiz bir yapıya önem verilmelidir.
- * Perde davranışının analitik olarak modellenebilmesi için perde yüksekliği, genişliği ve kalınlığının ayrı ayrı düktilite indeksi üzerine etkileri yatay ile düşey donatı ve beton sınıfının da ele alınacağı kapsamlı bir deney planı ile mümkün olacaktır. Özellikle sayısal modeller muhtemel parçalı denklemler ile düzenlenerek etkinliği belirsiz parametrelerin maksimum kesme kuvveti, düktilite vb. değerlere katkısı irdelenmelidir. Yapay zekâ/yapay sinir ağları ile yapılacak istatistiksel çalışma destekli modeller de perde davranışının analitik olarak elde edilmesinde öncül basamaklar olacaktır. Özellikle sayısal modeller yardımıyla kesme kuvveti, eksenel yük gibi dış kuvvetlerin beton/kompozit teknolojisinde meydana gelen gelişmelerle paralel olarak güncellenmesi gerekmektedir. Diğer taraftan donatı tipinin gerek geometrik gerekse de dayanım açısından çevresel faktörler etkisinde düktil davranışa katkısı ihmal edilmektedir. Özellikle yüzey işlemi yapılmış GFRP, CFRP vb. veya betonarme donatısının zamanla değişen aderas özellikleri üzerine ve bu değişimin düktil davranışa etkisi üzerine çalışmalar yapılması önerilmektedir.
- * Günümüzde öne çıkan tabakalı kompozit kavramının da bağlayıcı (cement based composite) esaslı kompozit felsefesi ile bütünleştirilerek enerji emme kapasitesi yüksek farklı kökenden malzemelerden üretilmiş tabakaların birlikte kullanıldığı kendi kendini kontrol edebilen, başlangıçtaki şekline geri dönebilen (shape memory alloy) perde kavramının da gelecekte yapı mühendisliği açısından öne çıkacağı düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

- ACI Committee 318-05, American Concrete Institute, 2005. Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary, Farmington Hills, Michigan, USA.
- ACI Committee 318-14, American Concrete Institute, 2014. Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary, Farmington Hills, Michigan, USA.
- ACI Committee 239, 2012. Committee in Ultra-High Performance Concrete, Minutes of Committee Meeting Oct. 2012, Toronto, ON, Canada.
- ACI Committee 318-19, American Concrete Institute, 2019. Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary, Farmington Hills, Michigan, USA.
- Ahmed, S. F. U., Maalej, M. and Paramasivam, P., 2007. Flexural responses of hybrid steel-polyethylene fiber reinforced cement composites containing high volume fly ash. *Construction and Building Materials*, 21(5), 1088-1097.
- Ahmed, M., 2016. Multiple plastic hinge concept for high-rise reinforced-concrete core wall buildings, *Proceeding of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings*, 169(6), 688-701.
- Ahn, T. S., Kim, Y. J. and Kim, S. D., 2013. Large-scale testing of coupled shear wall structures with damping devices. *Advances in Structural Engineering*, 16(11), 1943-1955.
- Alperen, T., 2019. Betonarme perdelerde burulma davranışının analitik ve deneysel olarak incelenmesi, Doktora Tezi, Erciyes Üniversitesi, Kayseri.
- Aktan, A. E. and Bertero, V. V., 1984. Seismic response of R/C frame-wall structures. *Journal of Structural Engineering*, 110(8), 1803-1821.
- Altheeb, A., Albidah, A., Lam, N. and Wilson, J. L., 2015. Analytical modelling of strain penetration deformation in reinforced concrete members. In *Proceedings of the 10th Pacific Conference on Earthquake Engineering*, Sydney, Australia.
- Als Salman, A., Dang, C. N., Prinz, G. S. and Hale, W. M., 2017. Evaluation of modulus of elasticity of ultra-high performance concrete. *Construction and Building Materials*, 153, 918-928.
- Anonim a. <http://cografyaharita.com/turkiye-dogal-afet-haritalari.html>. (08.03.2021)
- Anonim b. <http://tdth.afad.gov.tr> (08.03.2021).
- Anonymous a. <http://hangitarihte.com/neoldu/tarih/burj-khalifa-dunyanin-en-yuksek-binasinin-hikayesi/>. (08.03.2021)
- Anonymous b. <https://www.pinterest.fr/pin/779193173009479624/>. (08.03.2021)
- Anonymous c. <https://vilda.alaska.edu/digital/collection/cdmg13/id/9327/>. 12.03.2021)
- Anonymous d. <https://architectboy.com/two-union-square-seattle/>. (08.03.2021)
- Anonymous e. https://www.pnwarchitecture.com/Building/570/Columbia_Center.php. (08.03.2021)
- ASCE/SEI 7, 2017. Minimum design loads for buildings and other structures. American Society of Civil Engineers, Virginia, USA.
- Astaneh-Asl, A., 2002. Seismic behaviour and design of composite steel plate shear walls. Moraga (CA): Structural Steel Educational Council.
- Atiş, C. D. and Karahan, O., 2009. Properties of steel fiber reinforced fly ash concrete. *Construction and Building Materials*, 23(1), 392-399.

- Aydin, A. C., Tortum, A. and Yavuz, M., 2006a. Prediction of concrete elastic modulus using adaptive neuro-fuzzy inference system. *Civil Engineering and Environmental Systems*, 23(4), 295-309.
- Aydin, A. C., Tortum, A. and Yavuz, M., 2006b. Prediction of concrete elastic modulus using adaptive neuro-fuzzy inference system. *Civil Engineering and Environmental Systems*, 23(4), 295-309.
- Aydin, A. C. 2007. Self compactability of high volume hybrid fiber reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 21(6), 1149-1154.
- Aydin, A. C., Öz, A., Polat, R. and Mindivan, H., 2015. Effects of the different atmospheric steam curing processes on the properties of self-compacting-concrete containing microsilica. *Sadhana*, 40(4), 1361-1371.
- Aydin, A. C., Nasl, V. J. and Kotan, T., 2018. The synergic influence of nano-silica and carbon nano tube on self-compacting concrete. *Journal of Building Engineering*, 20, 467-475.
- Aydin, A. C. and Bayrak, B., 2019. The torsional behavior of reinforced self-compacting concrete beams. *Advances in Concrete Construction*, 8(3), 187-198.
- Bae S, and Bayrak O., 2008. Plastic hinge length of reinforced concrete columns. *ACI Structural Journal*, 105(3), 290.
- Bali, I. and Hwang, S. J., 2007. Strength and deflection prediction of double-curvature reinforced concrete squat walls. *Structural Engineering and Mechanics*, 27(4), 501-521.
- Baltacıoğlu, A. K., Öztürk, B., Civalek, Ö. and Akgöz, B., 2010a. Is artificial neural network suitable for damage level determination of RC-structures? *International Journal of Engineering and Applied Sciences*, 2(3), 71-81.
- Baltacıoğlu, A. K., Yavaş, A., Civalek, Ö., Öztürk, B. and Akgöz, B., 2010b. Using of fuzzy logic based expert systems for fast damage determination of structures after earthquake. *Journal of Balıkesir University Institute of Science*, 12(1), 65-74.
- Barda, F., Hanson, J. M. and Corley, W. G., 1977. Shear strength of low-rise walls with boundary elements. *Special Publication*, 53, 149-202.
- Bentur, A. and Mindess, S., 2006. *Fibre Reinforced Cementitious Composites*. Crc Press, 595 p, New York.
- Bernardo, L. F. and Lopes, S. M., 2009. Torsion in high-strength concrete hollow beams: strength and ductility analysis. *ACI Structural Journal*, 106(1).
- Berry, M. P., Lehman, D. E. and Lowes, L. N., 2008. Lumped-plasticity models for performance simulation of bridge columns. *ACI Structural Journal*, 105(3), 270.
- Bikçe, M., 2015. Türkiye’ de hasara ve can kaybına neden olan deprem listesi (1900-2014). 3. Türkiye Deprem Mühendisliği ve Sismoloji Konferansı, İzmir.
- Bohl, A. and Adebar, P., 2011. Plastic hinge lengths in high-rise concrete shear walls. *ACI Structural Journal*, 108(2), 148.
- Calvi, G. M., Priestley, M. J. N. and Kowalsky, M. J., 2007. *Displacement based seismic design of structures*. New Zealand Conference on Earthquake Engineering, IUSS press.
- Cao, M., Xu, L. and Zhang, C., 2018. Rheological and mechanical properties of hybrid fiber reinforced cement mortar. *Construction and Building Materials*, 171, 736-742.
- Cardenas, A. E. and Magura, D. D., 1972. Strength of high-rise shear walls-rectangular cross section. *Special Publication*, 36, 119-150.

- Cardenas, A. E., Russell, H. G. and Corley, W. G., 1980. Strength of low-rise structural walls. Special Publication, 63, 221-242.
- Carrillo, J. and Alcocer, S. M., 2012. Seismic performance of concrete walls for housing subjected to shaking table excitations. *Engineering Structures*, 41, 98-107.
- Celep, Z., 2011. Betonarme Yapılar. Beta Dağıtım, 865 s, İstanbul, Türkiye.
- Chan, C. M., Ning, F. and Mickleborough, N. C., 2000. Lateral stiffness characteristics of tall reinforced concrete buildings under service loads. *The Structural Design of Tall Buildings*, 9(5), 365-383.
- Chan, Y. W. and Chu, S. H. 2004. Effect of silica fume on steel fiber bond characteristics in reactive powder concrete. *Cement and Composite Concrete*, 34, 1167-1172.
- Chen, B. and Liu, J., 2004. Residual strength of hybrid-fiber-reinforced high-strength concrete after exposure to high temperatures. *Cement and Concrete Research*, 34(6), 1065-1069.
- Cheng, M. Y., Fikri, R. and Chen, C. C., 2015. Experimental study of reinforced concrete and hybrid coupled shear wall systems. *Engineering Structures*, 82, 214-225.
- Christidis, K. I. and Trezos, K. G., 2017. Experimental investigation of existing non-conforming RC shear walls. *Engineering Structures*, 140, 26-38.
- Cowan, H. J., 1951. Test of the torsional strength and deformation capacity of rectangular reinforced concrete beams. *Concrete and Constructional Engineering*, 46(2), 51-55.
- Çaglar, N. and Garip, Z. S., 2013. Neural network based model for seismic assessment of existing RC buildings. *Computers and Concrete*, 12(2), 229-241.
- Dazio, A., Beyer, K. and Bachmann, H., 2009. Quasi-static cyclic tests and plastic hinge analysis of RC structural walls. *Engineering Structures*, 31(7), 1556-1571.
- De Alencar Monteiro, V. M., Lima, L. R. and de Andrade S, F., 2018. On the mechanical behavior of polypropylene, steel and hybrid fiber reinforced self-consolidating concrete. *Construction and Building Materials*, 188, 280-291.
- Deng, J., Ma Z. J., Liu, A., Zhou, T. and You, C., 2017. Seismic performance of composite column with double plastic hinges. *Composite Structures*, 182, 435-446.
- Di Prisco, M., Plizzari, G. and Vandewalle, L., 2009. Fibre reinforced concrete: New design perspectives. *Materials and Structures*, 42(9), 1261-1281.
- Ding, C. H., Jiang, H. C., Zeng, J., Zhang, H. D. and Du, G., 2011. An innovation application of SCS composite wall: structural design of Yancheng TV Tower. *Build Struct*, 41(12), 87-91.
- Ding, X., Li, C., Zhao, M., Li, J., Geng, H., and Lian, L. 2021. Tensile behavior of self-compacting steel fiber reinforced concrete evaluated by different test methods. *Crystals*, 11(3), 251.
- Doğangün, A., 2018. Betonarme Yapıların Hesap ve Tasarımı. Birsen Yayınları, 758 s, İstanbul.
- Dong, Y. R., Xu, Z. D., Zeng, K., Cheng, Y. and Xu, C., 2018. Seismic behavior and cross-scale refinement model of damage evolution for RC shear walls. *Engineering Structures*, 167, 13-25.
- Döndüren, M. S. ve Karaduman, A., 2010. Deprem bölgelerindeki yüksek katlı betonarme yapılarda taşıyıcı sistem seçiminin kesit tesirlerine etkisi. *Selçuk Üniversitesi Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu Teknik-Online Dergisi*, 9(2), 131-143.

- EFNARC, European Federation for Specialist Construction Chemicals and Concrete Systems, 2005. The European guidelines for self-compacting concrete specification, production, and use, United Kingdom.
- El-Sokkary, H., Galal, K., Ghorbanirenani, I., Léger, P. And Tremblay, R., 2013. Shake table tests on FRP-rehabilitated RC shear walls. *Journal of Composites for Construction*, 17(1), 79-90.
- El-Tawil, S., Fortney, P. J., Harries K. A., Hassan M., Kurama Y., Shahrooz B. M. and Tong X., 2010. Recommendation for seismic design of hybrid coupled walls. SEI/American Society of Civil Engineers.
- Ersoy, U. and Özcebe, G., 2005. *Betonarme*. Evrim Yayınevi, 816, İstanbul.
- EuroCode-8, British Standards Institution, 2005. Design of structures for earthquake resistance: assessment and retrofitting of buildings, United Kingdom.
- Farvashany, F. E., Foster, S. J. and Rangan, B. V., 2008. Strength and deformation of high-strength concrete shear walls. *ACI Structural Journal*, 105(1), 21.
- Fu, X., Lu, W. and Chung, D. D. L., 1996. Improving the bond strength between carbon fiber and cement by fiber surface treatment and polymer addition to cement mix. *Cement and Concrete Research*, 26(7), 1007-1012.
- Galano, L. and Vignoli, A., 2000. Seismic behavior of short coupling beams with different reinforcement layouts. *Structural Journal*, 97(6), 876-885.
- Ganesan, N. and Indira, P. V., 2014. High performance fibre reinforced cement concrete slender structural walls. *Advances in concrete construction*, 2(4), 309.
- Garcés, P., Fraile, J., Vilaplana-Ortego, E., Cazorla-Amorós, D., Alcocel, E. G. and Andión, L. G., 2005. Effect of carbon fibres on the mechanical properties and corrosion levels of reinforced portland cement mortars. *Cement and Concrete Research*, 35(2), 324-331.
- Greenough, T. And Nehdi, M., 2008. Shear behavior of fiber-reinforced self-consolidating concrete slender beams. *ACI Materials Journal*, 105(5), 468.
- Gueciouer, D., Youcef, G., and Tarek, N. 2020. Rheological and mechanical optimization of a steel fiber reinforced self-compacting concrete using the design of experiments method. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 1-21.
- Guler, S., Yavuz, D., Korkut, F. and Ashour, A., 2019. Strength prediction models for steel, synthetic, and hybrid fiber reinforced concretes. *Structural Concrete*, 20(1), 428-445.
- Hidalgo, P. A., Ledezma, C. A. and Jordan, R. M., 2002. Seismic behavior of squat reinforced concrete shear walls. *Earthquake Spectra*, 18(2), 287-308.
- Hosseini, S. A., Kheyroddin, A. and Mastali, M., 2019. An experimental investigation into the impacts of eccentric openings on the in-plane behavior of squat RC shear walls. *Engineering Structures*, 197, 109410.
- Hsie, M., Tu, C. and Song, P., 2008. Mechanical properties of polypropylene hybrid fiber-reinforced concrete. *Materials Science and Engineering: A*, 494 (1-2), 153-157.
- Huang, H., Yuan, Y., Zhang, W. and Zhu, L., 2019. Experimental study on the mechanical properties and the microstructure of hybrid-fiber-reinforced concrete under an early stage. *Structural Concrete*, 21(3), 1106-1122.
- Hung, C. C. and Hsieh, P. L., 2020. Comparative study on shear failure behavior of squat high-strength steel reinforced concrete shear walls with various high-strength concrete materials. *Structures*, 23, 56-68.

- Husain, M., Eisa, A. S. and Hegazy, M. M., 2019. Strengthening of reinforced concrete shear walls with openings using carbon fiber-reinforced polymers. *International Journal of Advanced Structural Engineering*, 11(2), 129-150.
- Iqbal, S., Ali, A., Holschemacher, K. and Bier, T. A., 2015. Mechanical properties of steel fiber reinforced high strength lightweight self-compacting concrete (SHLSCC). *Construction and Building Materials*, 98, 325-333.
- Iliya, R. and Bertero, V. V., 1980. Effects of amount and arrangement of wall-panel reinforcement on hysteretic behavior of reinforced concrete walls. University of California, Earthquake Engineering Research Centre.
- Iskhakov, I., Ribakov, Y., Holschemacher, K. and Mueller, T., 2014. Experimental investigation of full scale two-layer reinforced concrete beams. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 21(4), 273-283.
- Iqbal, S., Ali, A., Holschemacher, K. and Bier, T. A., 2015. Mechanical properties of steel fiber reinforced high strength lightweight self-compacting concrete (SHLSCC). *Construction and Building Materials*, 98, 325-333.
- İnan, M., 2018. Cisimlerin mukavemeti. İTÜ Vaksı Yayınları, 602, İstanbul.
- Kassem, W. and Elsheikh, A., 2010. Estimation of shear strength of structural shear walls. *Journal of Structural Engineering*, 136(10), 1215-1224.
- Kendiliğinden Yerleşen Beton Kılavuzu, 2007, Türkiye Hazır Beton Birliği, İstanbul.
- Khaloo, A., Raisi, E. M., Hosseini, P. and Tahsiri, H., 2014. Mechanical performance of self-compacting concrete reinforced with steel fibers. *Construction and Building Materials*, 51, 179-186.
- Kısa, M.H., Yüksel, S. B. and Çağlar, N., 2021. Experimental study on hysteric behavior of composite shear walls with steel sheets. *Journal of Building Engineering*, 33, 101570.
- Kim, H. S. and Lee, D. G., 2003. Analysis of shear wall with openings using super elements. *Engineering Structures*, 25(8), 981-991.
- Kim, H.S. and Shin, Y.S., 2011. Flexural behavior of reinforced concrete (RC) beams retrofitted with hybrid fiber reinforced polymers (FRPs) under sustaining loads. *Composite Structures*, 93 (2), 802-811.
- Kurt, M., Aydın, A. C., Gül, M. S., Gül, R., and Kotan, T., 2015. The effect of fly ash to self-compactability of pumice aggregate lightweight concrete. *Sadhana*, 40(4), 1343-1359.
- Kurt, M., Gül, M. S., Gül, R., Aydın, A. C., and Kotan, T., 2016a. The effect of pumice powder on the self-compactability of pumice aggregate lightweight concrete. *Construction and Building Materials*, 103, 36-46.
- Kurt, M., Kotan, T., Gül, M. S., Gül, R., and Aydın, A. C., 2016b. The effect of blast furnace slag on the self-compactability of pumice aggregate lightweight concrete. *Sadhana*, 41(2), 253-264.
- Lefas, I. D. and Kotsovos, M. D., 1990. Strength and deformation characteristics of reinforced concrete walls under load reversals. *Structural Journal*, 87(6), 716-726.
- Li, Z. X., Li, C. H., Shi, Y. D. and Zhou, X.J., 2017. Experimental investigation on mechanical properties of hybrid fibre reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 157, 930-942.
- Li, W., Li, Q. N. and Zhao, J. L., 2018. Experimental study of t-shaped RC shear wall subjected to cyclic loading. *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering*, 42(2), 191-198.

- Liang, X, Xing P. and Xu J., 2016. Experimental and numerical investigations of the seismic performance of columns with fiber-reinforced concrete in the plastic hinge region, *Advances in Structural Engineering*, 19(9), 1484-1499.
- Lu, X., Zhang, Y., Zhang, H., Zhang, H. and Xiao, R., 2018. Experimental study on seismic performance of steel fiber reinforced high strength concrete composite shear walls with different steel fiber volume fractions. *Engineering Structures*, 171, 247-259.
- MacGregor, J. G. and Ghoneim, M. G., 1995. Design for torsion. *ACI Structural Journal*, 92(20), 211-218.
- Marti, P., Leesti, P. and Khalifa, W. U., 1987. Torsion tests on reinforced concrete slab elements. *Journal of Structural Engineering*, 113(5), 994-1010.
- Massone, L. M., Muñoz, G. and Rojas, F., 2019. Experimental and numerical cyclic response of RC walls with openings. *Engineering Structures*, 178, 318-330.
- Mohammadi, H., Esfahani, M. R. and Riyazi, M., 2007. Behavior of coupling beams strengthened with carbon fiber reinforced polymer sheets. *International Journal of Engineering*, 20(1), 49-58.
- Momeni, H. and Dolatshahi, K. M., 2019. Predictive equations for drift ratio and damage assessment of RC shear walls using surface crack patterns. *Engineering Structures*, 190, 410-421.
- Monteiro, V. M. A., Lima, L.R. and Silva, F. A., 2018. On the mechanical behavior of polypropylene, steel and hybrid fiber reinforced self-consolidating concrete. *Construction and Building Materials*, 188, 280-291.
- Nassani, D. E., 2020. Experimental and analytical study of the mechanical and flexural behavior of hybrid fiber concretes. *Structures*, 28, 1746-1755.
- Nili, M. and Afroughsabet, V., 2012. Property assessment of steel-fibre reinforced concrete made with silica fume. *Construction and Building Materials*, 28 (1), 664-669.
- Nguyen, W., Bandelt, M. J., Trono, W., Billington, S. L. and Ostertag, C. P., 2019. Mechanics and failure characteristics of hybrid fiber-reinforced concrete (HyFRC) composites with longitudinal steel reinforcement. *Engineering Structures*, 183, 243-254.
- Oesterle, R. G., Fiorato, A. E., Aristizabal-Ochoa, J. D. and Corley, W. G., 1980. Hysteretic response of reinforced concrete structural walls. *ACI Special Publication*, 63, 243-273.
- Oesterle, R. G., Aristizabal-Ochoa, J. D., Shiu, K. N. and Corley, W. G., 1984. Web crushing of reinforced concrete structural walls. *Journal Proceedings*, 81(3), 231-241.
- Olabi, M. N., Çağlar, N., Kısa, M. H. and Yüksel, S. B., 2021. Numerical study on the response of composite shear walls with steel sheets under cyclic loading. *Journal of Building Engineering*, 23, 102064.
- Olivito, R. S. and Zuccarello, F. A., 2010. An experimental study on the tensile strength of steel fiber reinforced concrete. *Composites Part B: Engineering*, 41(3), 246-255.
- Ouedraogo, H. A., Özen, S., Kobya, V., Sagiroglu, S. and Mardani-Aghabaglou, A. 2021. Comparison of fresh and hardened properties of self-compacting concrete mixture from different aspect ratio of steel fiber view point. *Journal of Green Building*, 16(1), 115-138.
- Öz, A., Bayrak, B., and Aydın, A. C., 2021. The effect of trio-fiber reinforcement on the properties of self-compacting fly ash concrete. *Construction and Building Materials*, 274, 121825.

- Özcan, A.İ., 2015. Yüksek Yapılarda Betonarme Perde Duvarların Kesme Davranışı Üzerine Parametrik Bir Çalışma. Y. Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul.
- Öztürk, B., 2003. Seismic drift response of building structures in seismically active and near-fault regions, PhD Dissertation, Purdue University, W. Lafayette, Indiana, USA.
- Öztürk, B., 2008. Investigation of seismic behavior of reinforced concrete shearwall building frames subjected to ground motions from the 1999 Turkish Earthquakes, 14th World Conference on Earthquake Engineering, October 12-17, 2008, Beijing, China.
- Panagiotou, M. and Restrepo, J. I., 2009. Dual-plastic hinge design concept for reducing higher-mode effects on high rise cantilever wall buildings. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, (38)12, 1359-1380.
- Park, and Paulay., 1990. PEER structural performance database. <https://nisee.berkeley.edu/spd/servlet/display?format=html&id=26>.
- Paulay, T. and Santhakumar, A. R., 1976. Ductile behavior of coupled shear walls. *Journal of the Structural Division*, 102(1), 93-108.
- Paulay, T. and Binney, J. R., 1974. Diagonally reinforced coupling beams of shear walls. *Special Publication*, 42, 579-598.
- Paulay, T., Priestley, M. J. N. and Syng, A. J., 1982. Ductility in earthquake resisting squat shear walls. *Journal Proceedings*, 79(4), 257-269.
- Paulay, T. and Priestley, M., 1992. *Seismic Design Of Reinforced Concrete And Masonry Buildings*. Wiley, 744, New York.
- Peng, L. I. U., Goman Ho, M. K., Gibbons, C., Tsui, J. and Yang, W. A. N. G., 2009. Structural design of the mega tower of china world trade center (phase 3A). *Journal of Building Structures*, S1.
- Peng, X. N., 2012. Study of torsional behaviour of reinforced concrete shear walls. MS Thesis, Hong Kong Polytechnic University, Hong Kong.
- Pereira, E. B., Fischer, G. and Barros, J. A., 2012. Effect of hybrid fiber reinforcement on the cracking process in fiber reinforced cementitious composites. *Cement and Concrete Composites*, 34 (10), 1114-1123.
- Plizzari, G. A. and Tiberti, G., 2007. Structural behavior of SFRC tunnel segments. In *Proceedings of the 6th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, Catania, Italy.
- Qian, K., Li, B. and Liu, Y., 2017. Experimental and analytical study on load paths of RC squat walls with openings. *Magazine of Concrete Research*, 69(1), 1-23.
- Rad, B. R. and Adebar, P., 2008. Dynamics shear amplification in high-rise concrete walls: effect of multiple flexural hinges and shear cracking. *Proceeding of the 14th World Conference on Earthquake*, Beijing, China.
- Salonikios, T. N., 2002. Shear strength and deformation patterns of R/C walls with aspect ratio 1.0 and 1.5 designed to Eurocode 8 (EC8). *Engineering Structures*, 24(1), 39-49.
- Shah, A. A. and Ribakov, Y., 2011. Recent trends in steel fibered high-strength concrete. *Materials and Design*, 32(8-9), 4122-4151.
- Shedid, M. T. and El-Dakhkhni, W. W., 2014. Plastic hinge model and displacement-based seismic design parameter quantifications for reinforced concrete block structural walls. *Journal of Structural Engineering*, 140(4), 04013090.

- Singh, M. P., Singh, S. P. and Singh, A. P., 2014. Experimental study on the strength characteristics and water permeability of hybrid steel fibre reinforced concrete. *International Scholarly Research Notices*, 2014, 518640.
- Song, P. S. and Hwang, S., 2004. Mechanical properties of high-strength steel fiber-reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 18(9), 669-673.
- Sorelli, L., Meda, A. and Plizzari, G., 2005. Bending and uniaxial tensile tests on concrete reinforced with hybrid steel fibers. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 17 (5), 519-527.
- Sridhar, R. and Prasad, R., 2019. Damage evaluation of RC beams strengthened with hybrid fibers. *Advances in Concrete Construction*, 8(1), 9-19.
- Su, R. K. L. and Wong, S. M., 2007. Seismic behaviour of slender reinforced concrete shear walls under high axial load ratio. *Engineering Structures*, 29(8), 1957-1965.
- Sun, J. C., Wang, Y., Sun, H. Z. And Chen, Y., 2011. Application of steel plate concrete composite wall in National Museum of China. *Build Struct*, 41(6), 14-19.
- Sümer, Y., 2016. Determining plastic hinge length of high performance RC beams. In Paper Presented at the Meeting of 4th International Symposium on Innovative Technologies in Engineering and Science, ISITES2016.
- Sümer, Y., 2017. Yüksek dayanımlı betonla üretilmiş kirişlerde plastik mafsallık boyunun belirlenmesi. *Akademik Platform Mühendislik ve Fen Bilimleri Dergisi*, 5(2), 39-47.
- Şenel, M.S., 2001. Tünel Kalıp Perde Duvarlarının Deprem Davranışının Deneysel Olarak Araştırılması. Doktora Tezi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Pamukkale Üniversitesi, Denizli.
- Tabatabaeian, M., Khaloo, A., Joshaghani, A. and Hajibandeh, E., 2017. Experimental investigation on effects of hybrid fibers on rheological, mechanical, and durability properties of high-strength SCC. *Construction and Building Materials*, 147, 497-509.
- Tanyildizi, H., 2008. Effect of temperature, carbon fibers, and silica fume on the mechanical properties of lightweight concretes. *New Carbon Materials*, 23(4), 339-344.
- Tassew, S. T. and Lubell, A. S., 2014. Mechanical properties of glass fiber reinforced ceramic concrete. *Construction and Building Materials*, 51, 215-224.
- Tasnimi, A. A., 2000. Strength and deformation of mid-rise shear walls under load reversal. *Engineering Structures*, 22(4), 311-322.
- Taylor, C. P., Cote, P. A. and Wallace, J. W., 1998. Design of slender reinforced concrete walls with openings. *Structural Journal*, 95(4), 420-433.
- TBDY, Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği 2018: Deprem Etkisi Altında Binaların Tasarımı için Esaslar, Çevre ve Şehircilik Bakanlığı, Ankara.
- Teixeira, M. M. and Bernardo, L. F. A., 2018. Ductility of RC beams under torsion. *Engineering Structures*, 168, 759-769.
- Thomsen IV, J. H. and Wallace, J. W., 2004. Displacement-based design of slender reinforced concrete structural walls-experimental verification. *Journal of Structural Engineering*, 130(4), 618-630.
- TS 500, 2000. Betonarme Yapıların Tasarım Ve Yapım Kuralları, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 1008, 2003. Beton-Karma Suyu-Numune Alma, Deneyler ve Beton Endüstrisindeki İşlemlerden Geri Kazanılan Su Dâhil, Suyun, Beton Karma Suyu Olarak Uygunluğunun Tayini Kuralları, Türk Standardı, Ankara.

- TS EN 14889-1, 2006. Lifler - Betonda Kullanım için – Bölüm 1: Çelik Lifler – Tarifler, Özellikler ve Uygunluk, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 14889-2, 2006. Lifler – Betonda Kullanım için – Bölüm 2: Polimer Lifler – Tarifler, Özellikler ve Uygunluk, Türk Standardı, Ankara.
- TS 706 EN 12620+A1, 2009. Beton Agregaları, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 12350-9, 2011. Beton - Taze beton deneyleri - Bölüm 9: Kendiliğinden Yerleşen Beton- V Hunisi Deneyi, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 12390-6, 2010. Beton - Sertleşmiş Beton Deneyleri - Bölüm 6: Deney Numunelerinin Yarmada Çekme Dayanımının Tayini, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 13263-1-A1, 2011. Silis Dumanı - Betonda Kullanılan - Bölüm 1: Tarifler, Gerekler ve Uygunluk Kriterleri, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 197-1, 2012. Çimento - Bölüm 1: Genel çimentolar-Bileşim, Özellikler ve Uygunluk Kriterleri, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 1097-6, 2013. Agregaların Mekanik ve Fiziksel Özellikleri için Deneyler - Bölüm 6: Tane Yoğunluğunun ve Su Emme Oranının Tayini, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 12390-1, 2013. Beton - Sertleşmiş Beton Deneyleri - Bölüm 1: Deney Numunesi ve Kalıplarının Şekil, Boyut ve Diğer Özellikleri, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 934-2+A1, 2014. Kimyasal Katkılar - Beton, Harç ve Şerbet için - Bölüm 2: Beton Kimyasal Katkıları - Tarifler, Gerekler, Uygunluk, İşaretleme ve Etiketleme, Türk Standardı, Ankara.
- TS 708, 2016. Çelik - Betonarme için - Donatı çeliği, Türk Standardı, Ankara.
- TS 800, 2006. Beton Karışım Tasarımı Hesap Esasları, Türk Standardı, Ankara.
- TS 802, 2016. Beton Karışım Tasarımı Hesap Esasları, Türk Standardı, Ankara.
- TS 1247, 2018. Beton Yapım, Döküm ve Bakım Kuralları (Normal Hava Koşullarında), Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 12390-3, 2019. Beton - Sertleşmiş Beton Deneyleri - Bölüm 3: Deney Numunelerinin Basınç Dayanımının Tayin, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 12390-5, 2019. Beton - Sertleşmiş Beton Deneyleri - Bölüm 5: Deney Numunelerinin Eğilme Dayanımının Tayini, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 12350-8, 2019. Beton - Taze Beton Deneyleri - Bölüm 8: Kendiliğinden Yerleşen Beton - Çökme Yayılma Deneyi, Türk Standardı, Ankara.
- TS EN 1992-1-1, 2004. Beton Yapıların Tasarımı- Bölüm 1-1: Genel Kurallar ve Binalara Uygulanacak Kurallar (Eurocode-2), Türk Standardı, Ankara.
- Türk, K., Bassurucu, M. and Bitkin, R. E., 2021. Workability, strength and flexural toughness properties of hybrid steel fiber reinforced SCC with high-volume fiber. Construction and Building Materials, 266, 120944.
- Vishaul, K., Manikandaprabhu, S. and Radhakrishnan, R., 2021. Structural behavior of hybrid fiber reinforced concrete – An experimental study. Materials Today: Proceedings, 39, 818-822.
- Wang, J., Sakashita, M., Kono, S. and Tanaka, H., 2012. Shear behaviour of reinforced concrete structural walls with eccentric openings under cyclic loading: experimental study. The Structural Design of Tall and Special Buildings, 21(9), 669-681.

- Wang, T., Shang, Q., Wang, X., Li, J. and Kong, Z. A., 2018. Experimental validation of RC shear wall structures with hybrid coupling beams. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 111, 14-30.
- Weng, P. W., Li, Y. A., Tu, Y. S. and Hwang, S. J., 2017. Prediction of the lateral load-displacement curves for reinforced concrete squat walls failing in shear. *Journal of Structural Engineering*, 143(10), 04017141.
- Xiaodong, J., Xiaowei, C. and Mengchao, X., 2018. Coupled axial tension-shear behavior of reinforced concrete walls. *Engineering Structures*, 167, 132-142.
- Yao, W., Li, J. and Wu, K., 2003. Mechanical properties of hybrid fiber-reinforced concrete at low fiber volume fraction. *Cement and Concrete Research*, 33(1), 27-30.
- Ye, Y., Hu, S., Daio, B., Yang, S. and Liu, Z., 2012. Mechanical behavior of ultra-high performance concrete reinforced with hybrid different shapes of steel fiber. In *CICTP 2012: Multimodal Transportation Systems-Convenient, Safe, Cost-Effective, Efficient*, 3017-3028.
- Yeh, R. L., Tseng, C. C. and Hwang, S. J., 2018. Shear strength of reinforced concrete vertical wall segments under seismic loading. *ACI Structural Journal*, 1485-1494.
- Yoo, D. Y., Kim, M. J., Kim, S. W. and Park, J. J., 2017. Development of cost effective ultra-high-performance fiber-reinforced concrete using single and hybrid steel fibers. *Construction and Building Materials*, 150, 383-394.
- Zhang, Y. and Wang, Z., 2000. Seismic behavior of reinforced concrete shear walls subjected to high axial loading. *Structural Journal*, 97(5), 739-750.
- Zhang, Y., 2002. Torsion in High Strength Concrete Rectangular Beams. MS Thesis, University of Nevada, Reno, Nevada.
- Zhang, P. and Li, Q., 2013. Effect of polypropylene fiber on durability of concrete composite containing fly ash and silica fume. *Composites Part B: Engineering*, 45(1), 1587-1594.
- Zhang, Y., Yan, Z. G., Ju, J. W., Zhu, H. H. and Chen, Q., 2017. A multi-level micromechanical model for elastic properties of hybrid fiber reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 152, 804-817.
- Zhang, J., Zheng, W., Yu, C. and Cao, W., 2018. Shaking table test of reinforced concrete coupled shear walls with single layer of web reinforcement and inclined steel bars. *Advances in Structural Engineering*, 21(15), 2282-2298.
- Zhao, Q. and Astaneh-Asl, A., 2004. Cyclic behavior of traditional and innovative composite shear walls. *Journal of Structural Engineering*, 130(2), 271-284.
- Zhao X. M, Wu Y. F. and Leung A. Y. T, 2012, Analyses of plastic hinge regions in reinforced concrete beams under monotonic loading. *Engineering Structures*, 34, 466-482.
- Zhao, J., Cai, G., Larbi, A. S., Zhang, Y., Dun, H., Degée, H. and Vandoren, B., 2018. Hysteretic behaviour of steel fibre RC coupled shear walls under cyclic loads: Experimental Study and Modelling. *Engineering Structures*, 156, 92-104.
- Zreid, I., and Kaliske, M., 2018. A gradient enhanced plasticity–damage microplane model for concrete. *Computational Mechanics*, 62(5), 1239-1257.

ÖZGEÇMİŞ

Kişisel Bilgiler	
Adı Soyadı:	Barış Bayrak
Doğum tarihi:	
Doğum Yeri:	
Uyruğu:	
Adres:	
Tel:	
E-mail:	
Eğitim	
Lise:	Erzurum Mehmet Akif Ersoy Lisesi
Lisans:	Atatürk Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi
Yüksek lisans:	Atatürk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı (2015)
Doktora:	Atatürk Üniversitesi
Yabancı Dil Bilgisi	
İngilizce:	İyi
Üye Olunan Mesleki Kuruluşlar	
İnşaat Mühendisleri Odası	
Eserler	
SCI, SSCI VE AHCI İNDEKSLERİNE GİREN DERGİLERDE YAYINLANAN MAKALELER	
Maali M., Bayrak B., Kılıç M., Sagioglu M., Aydın A. C. Buckling behavior of double-layered composite cylindrical shells. International Journal Of Pressure Vessels And Piping, cilt.191, 2021. Aydın A. C., Bayrak B., Maali M., Mete E., Cebi K., Kılıç M. The shear and flexural behavior of cold-formed steel composite I and U beams. Scientia Iranica, cilt.28, sa.4, ss.2119-2132, 2021 Aydın A. C., Alcan H. G., Bayrak B., Kılıç M., Maali M. The mechanical behavior of thermally enhanced polypropylene concrete. Construction And Building Materials, cilt.262, 2020. Öz A., Bayrak B., Aydın A. C. The effect of trio-fiber reinforcement on the properties of self-compacting fly ash concrete. Construction and Building Materials, 2020.	

Aydın A. C., Bayrak B. The torsional behavior of reinforced self-compacting concrete beams. *Advances in Concrete Construction*, cilt.8, sa.3, ss.187-198, 2019.

Aydın A. C., Bayrak B. Design And Performance Parameters Of Shear Walls: A Review. *Architecture Cıvıl Engineering Environment*, cilt.14, sa.4, ss.67-78, 2021 (ESCI İndekslerine Giren Dergi)

Aydın A. C., Öz A., Gök N., Bayrak B. High Temperature Performance of Self-Compacting Concrete Containing Boron Active Belite Cement. *Architecture Cıvıl Engineering Environment*, cilt.14, sa.2, ss.67-78, 2021 (ESCI İndekslerine Giren Dergi)

Aydın A. C., Kılıç M., Maali M., Bayrak B., Tunç E. The Torsional And Shear Behavior Of Steel Fiber Reinforced RC Members. *Architecture Cıvıl Engineering Environment*, cilt.14, sa.2, ss.47-65, 2021 (ESCI İndekslerine Giren Dergi)

Aydın A. C., Bayrak B. Design and Performance Parameters of Shear Walls: A Review, *Architecture Civil Engineering Environment*, cilt.14, sa.4, ss.69-93, 2021 (ESCI İndekslerine Giren Dergi)

DİĞER DERGİLERDE YAYINLANAN MAKALELER

Aydın A. C., Bayrak B. Betonarme Perde Duvarların Farklı Yapı Malzemeleri Açısından Değerlendirilmesi. *Ömer Halisdemir Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi*, cilt.10, sa.1, ss.217-240, 2021.

Aydın A. C., Bayrak B., Maali M., KILIÇ M., Alcan H. G. Shear Wall Design within the Light of Prominent Standards. *Civil Engineering Beyond Limits*, cilt.1, sa.4, ss.13-20, 2020.

Kılıç M., Maali M., Bayrak B., Çebi K., Mete E., Aydın A. C. Behavior of Polypropylene Filled Cold Formed Steel Profiles – Part B: Torsion. *Civil Engineering Beyond Limits*, cilt.1, sa.2, ss.7-11, 2020.

Maali M., Kılıç M., Bayrak B., Mete E., Çebi K., Aydın A. C. Behavior of Polypropylene Filled Cold Formed Steel Profiles – Part A: Bending Shear. *Civil Engineering Beyond Limits*, cilt.1, sa.2, ss.1-6, 2020.

Aydın A. C., Bayrak B. Betonarme Kirişlerin Deneysel ve Teorik Burulma Momenti Değerlerinin Karşılaştırılması. *Sakarya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi Sakarya University Journal Of Science*, cilt.21, sa.5, ss.1-9, 2017.

Bayrak B., Aydın A. C. Kendiliğinden Yerleşen ve Normal Betonlu Betonarme Kirişlerin Burulma Davranışının Deneysel ve Teorik Olarak İncelenmesi. *Sinop Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi*, cilt.1, sa.1, ss.23-32, 2016.

**HAKEMLİ KONGRE / SEMPOZYUM BİLDİRİ KİTAPLARINDA
YER ALAN YAYINLAR**

Kaplan G. , Öz A. , Bayrak B. , Alcan H. G. , Çelebi O. , Aydın A. C. The Effect of Curing Temperature on the Early Age Properties of Granulated Furnace Slag Based Reactive Geopolymer Concrete, First Internaional Geopolymeric Composites Congress, Erzurum, Türkiye, 29 - 30 Aralık 2021, ss.9-16

Alcan H. G. , Bayrak B. , Çelebi O. , Akarsu O., Aydın A. C. Some Mechanical Properties of Polymer Modified Concrete, International Conference on Advances in Engineering, Architecture, Science and Technology (ICA-EAST 2021), Erzurum, Türkiye, 15 - 17 Aralık 2021, ss.386-393

Çelebi O., Bayrak B., Aydın A. C. Investigation of Soft Floor Effects On Steel Structures with Eccentric and Central Braced with Passive Isolation System Under Earthquake Effect. 6th International Congress of Earthquake Engineering and Seismology, Kocaeli, Türkiye, 13 - 15 Ekim 2021, cilt.1, sa.1, ss.430-441.

Çelebi O., Bayrak B., Alcan H. G. Aydın A. C. Investigation of Seismic Behavior of Soft Storey Structure in Frequency Time Domain. Internatioanal Congress on the Phenomenological Aspects of Civil Engineering Structures, Erzurum, Türkiye, 20 - 23 Haziran 2021, cilt.1, sa.1, ss.539-544.

Çelebi O., Bayrak B., Aydın A. C. Investigation of Floor Vibrations of Steel Structure Under Earthquake. International Symposium On Applied Sciences And Engineering, Erzurum, Türkiye, 7 - 09 Nisan 2021, cilt.1, sa.1, ss.315-328.

Bayrak B., Aydın A. C. Theoretical and Experimental Behavior of Reinforced Concrete Beams Under Torsion. Proc. of Fourth International Conference On Advances in Civil, Structural and Mechanical Engineering - ACSM 2016, Pathum-Thani, Tayland, 7 - 08 Mayıs 2016, ss.33-36