



**BETONARME PERDELERDE HASAR SINIR
DEĞERLERİNİN ANALİTİK OLARAK BELİRLENMESİ**

Mahinur SERTKAYA

**Yüksek Lisans Tezi
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı
Doç. Dr. İlker KAZAZ
2018**

Her hakkı saklıdır.



**FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
YÜKSEK LİSANS TEZİ**

**BETONARME PERDELERDE HASAR SINIR DEĞERLERİNİN ANALİTİK
OLARAK BELİRLENMESİ**

Mahinur SERTKAYA

Tez Danışmanı: Doç. Dr. İlker KAZAZ

Anabilim Dalı: İnşaat Mühendisliği

Erzurum

2018

Her hakkı saklıdır

T.C.
ERZURUM TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
TEZ ONAY FORMU

**BETONARME PERDELERDE HASAR SINIR DEĞERLERİNİN ANALİTİK
OLARAK BELİRLENMESİ**

Doç. Dr. İlker KAZAZ danışmanlığında, Mahinur SERTKAYA tarafından hazırlanan bu çalışma 17/05/2018 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı'nda Yüksek lisans tezi olarak **oybirliği** ile kabul edilmiştir.

Başkan : Doç. Dr. Mehmet ÖZYAZICIOĞLU *İmza* :

Üye : Doç. Dr. İlker KAZAZ *İmza* :

Üye : Dr. Öğr. Ü. Burak Kaan ÇIRPICI *İmza* :

Yukarıdaki sonucu onaylıyorum

Doç. Dr. Arzu GÖRMEZ
Enstitü Müdürü

Bu çalışma TÜBİTAK Mühendislik Araştırma Destek Grubu tarafından desteklenmiştir.
Proje No: 113M442

ETİK KURALLARA UYGUNLUK BEYANI

Erzurum Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü tez yazım kurallarına uygun olarak hazırladığım bu tez içindeki tüm bilgilerin doğru ve tam olduğunu, bilgilerin üretilmesi aşamasında bilimsel etiğe uygun davrandığımı, yararlandığım bütün kaynakları atıf yaparak belirttiğimi beyan ederim.

31 / 05 / 2018

İmzası

Mahinur SERTKAYA

ÖZET

YÜKSEK LİSANS TEZİ

BETONARME PERDELERDE HASAR SINIR DEĞERLERİNİN ANALİTİK OLARAK BELİRLENMESİ

Mahinur SERTKAYA

Erzurum Teknik Üniversitesi

Fen Bilimleri Enstitüsü

İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı

Danışman: Doç. Dr. İlker KAZAZ

Yürürlükte olan Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelikte (DBYBHY-2007) ve 2019 yılında yürürlüğe girecek Türkiye Bina Deprem Yönetmeliğinde (TBDY-2018), hasar sınırı olarak kesit birim şekil değiştirme kapasiteleri esas alınmıştır. Ancak düzlem kesitlerin deformasyondan sonra da düzlem kaldığı varsayımına dayanan moment-eğrilik hesaplamaları, bu varsayımın geçerli olmadığı kesit derinliği fazla olan betonarme perdeler için sorun oluşturmaktadır. Dolayısıyla önerilen hasar sınır değerlerinin geçerliliğini incelenmek için kapsamlı bir çalışmaya ihtiyaç duyulmaktadır.

Bu çalışmada deneysel yöntemdeki zaman problemi, ancak sınırlı sayıda parametreyi incelemeye olanak tanınması ve deney düzeneklerinin gerçek sınır şartlarını ve eleman boyutlarını yansıtmada yetersiz kalması nedeniyle sayısal yöntem esas alınmıştır. Çalışmada, deneysel sonuçlar ışığında iyi kalibre edilmiş bir sonlu eleman modelleme aracı (ANSYS) kullanılarak betonarme perde elemanlarının kesit uçlarındaki donatı ve beton birim şekil değiştirmeleri, kesit dönmesi ve eğriliği ve ötelenmesi arasındaki ilişki incelenmiştir. Yönetmeliklerde yer alan hasar sınırlarını incelenmek amacıyla, ASCE/SEI 41, Eurocode 8, DBYBHY (2007), taslak olarak yayınlanan Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY-2016) ve TBDY (2018) yönetmeliklerinde betonarme perde elemanlar için önerilen sınır durumları irdelenmiş ve sonlu eleman analiziyle elde edilen sınır değerler ile karşılaştırılmıştır. Elde edilen bilgiler ışığında betonarme perdeler için daha detaylı modelleme parametreleri ve kabul kısıtları önerilmiştir.

2018, 148 sayfa

Anahtar Kelimeler: Betonarme perde, hasar sınırı, sonlu eleman, performans değerlendirilmesi

ABSTRACT

MS. THESIS

ANALYTICAL DETERMINATION OF DAMAGE LIMIT VALUES IN REINFORCED CONCRETE STRUCTURES

Mahinur SERTKAYA

Erzurum Technical University
Graduate School of Natural and Applied Sciences
Department of Civil Engineering

Supervisor: Assoc. Prof. Dr. İlker KAZAZ

In the Regulation on Buildings to be Applied in Earthquake Regions that is currently in force (DBYBHY-2007) and in the Turkish Building Seismic Code (TBDY, 2018) that will be going into force in 2019, the damage limits are based on the strain capacity of steel and concrete. However, the moment-curvature calculations based on the assumption that the plane sections remain after the deformation are still problematic for reinforced concrete shear walls, where the section depth is too large for this assumption to be valid. Therefore, a comprehensive study is required for the evaluation of the adequacy of the proposed damage limit values.

This study is based on numerical method due to labor and time required in the experimental works, which only permits to test the effect of limited number parameters, the inadequacy of experimental setups in reflecting the actual boundary conditions and difficulties in testing full size specimens. By employing a finite element modeling tool (ANSYS) that is well calibrated using available test results, the relationship between the displacement, the section rotation and curvature, the concrete and reinforcement strains at the section of the reinforced concrete shear wall elements is examined. In order to evaluate the reliability of damage limits available in codes for shear wall members, the limits in ASCE/SEI 41, Eurocode 8, DBYBHY (2007), Turkish Building Seismic Code published in draft (TBDY-2016) and TBDY (2018) are examined and the existing limits were compared with the limits derived from finite element with analysis. In the light of the obtained results, more refined modeling parameters and acceptance criteria for reinforced concrete shear walls are proposed.

2018, 148 pages

Keywords: Shear wall, damage limit, finite element method, performance assessment

TEŞEKKÜR

Bu araştırma süresince bana yol gösteren, fikir ve kaynakları ile çalışmama katkıda bulunan, bilgi ve tecrübelerinden faydalandığım, motivasyonum azaldığında anlayışı ve güveniyle bana destek olan ve her zaman tezime vakit ayıran danışmanım ve saygıdeğer hocam Doç. Dr. İlker KAZAZ'a teşekkür ederim.

Lisans ve yüksek lisans eğitimim boyunca fikirlerine başvurduğum, vakit ayırarak bilgi ve deneyimleriyle bana yol gösteren ve beni cesaretlendiren saygıdeğer hocam Doç. Dr. Mehmet ÖZYAZICIOĞLU'na teşekkür ederim.

Ülkemde huzur ortamını muhafaza eden ve bu uğurda canlarını feda eden Türk Silahlı Kuvvetleri ve Türk Polis Teşkilatı üyelerine ve ailelerine teşekkürü borç bilirim.

Hayatıma güzellikler katan, yeni şeyler öğrenmemi sağlayan herkese, her şeye özellikle akrabalarım, arkadaşlarıma, kitaplarıma ve yazarlarına teşekkür ederim.

Hayatımın her aşamasında sevgi ve ilgileriyle yanımda olan, bana inanan, güvenen ve her zaman destek olan, öğretileri ile hayatıma yön veren, varlıklarıyla huzur bulduğum aileme özellikle tez sürecinde çalışmalarım katkıda bulunan ablalarım Neslihan SERTKAYA ve Nesligül SERTKAYA'ya teşekkür ve şükranlarımı sunarım.

Bu çalışma TÜBİTAK Mühendislik Araştırma Destek Grubu tarafından desteklenmektedir. Desteklerinden dolayı TÜBİTAK'a teşekkür ederim.

Mahinur SERTKAYA
Nisan 2018

İÇİNDEKİLER

	<u>Sayfa</u>
ÖZET	i
ABSTRACT	ii
TEŞEKKÜR.....	iii
İÇİNDEKİLER	iv
ŞEKİLLER DİZİNİ.....	vi
ÇİZELGELER DİZİNİ	xi
SİMGELER ve KISALTMALAR DİZİNİ	xii
1. GİRİŞ	1
1.1. Betonarme Perdelerin Genel Tanımı.....	3
1.2. Betonarme Perdelerin Çözümlemesi.....	5
1.2.1. Yeterli dayanım	5
1.2.2. Yeterli rijitlik	6
1.2.3. Yeterli süneklik.....	6
1.3. Plastik Mafsal Kabulü.....	7
1.4. Betonarme Perdeler için Performans Limitleri.....	9
1.4.1. Yönetmelik performans limitleri	9
1.4.2. ASCE/SEI 41 performans limitleri.....	11
1.4.3. Eurocode 8 performans limitleri.....	13
1.4.4. DBYBHY (2007) ve taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) performans limitleri	16
1.4.5. TBDY (2018) performans limitleri.....	19
1.5. Beton için Matematiksel Modeller.....	22
1.5.1. Sargılı ve sargısız beton modelleri	22
1.5.2. DBYBHY’de (2007) önerilen beton ve donatı çeliği modeli.....	32
1.6. ANSYS’de Kullanılan Betonarme Malzeme Modelleri	33
1.6.1. Willam-Warnke göçme kriteri.....	34
1.6.2. Von-Mises akma kriteri	37
1.6.3. Drucker-Prager plastisite modeli	38
1.6.4. Multilineer pekleşme plastisitesi modeli (MISO, MKIN ve KINH)	42
1.6.5. Birleştirilmiş malzeme modeli.....	43
1.7. ANSYS’de Kullanılan Sonlu Elamanların Tanıtılması	44

1.7.1. SOLID65 elamanı.....	45
2. KAYNAK ÖZETLERİ	55
3. MATERYAL ve YÖNTEM.....	59
3.1. Parametrik Çalışma	59
3.2. Perdelerin Tasarımı ve Detaylandırma	61
3.3. Sonlu Eleman Modeli ve Malzeme Özellikleri.....	64
3.4. Sonlu Eleman Analiz Yöntemi	68
3.5. Analiz Sonuçlarından Hasar Sınırlarının Belirlenmesi.....	71
3.6. Sonlu Eleman ve Moment-Eğrilik Hesaplamalarının İlişkilendirilmesi.....	72
3.7. Betonarme Perdelerde Eğilme ve Kesme Yerdeğiştirme Bileşenlerinin Belirlenmesi	75
3.7.1. Eğilme ötelenmesinin (U_B) kat dönme açısı cinsinden ifade edilmesi.....	80
3.7.2. Kat ötelenmelerinin kayma birim şekil değiştirme ve kat dönmesi formunda hesaplanması.....	82
3.7.3. Perde sonlu eleman modeli üzerinde ötelenmelerin ve deformasyon ölçütlerinin hesaplanması.....	84
4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA.....	87
4.1. Perdeler Üzerinde Yapılan Parametrik Çalışma Sonuçları.....	87
4.1.1. Global akma anında hasar ölçütleri ve parametreler arasındaki ilişki.....	87
4.1.2. Nihai şekil değiştirme anında hasar ölçütleri ve parametreler arasındaki ilişki.....	91
4.1.3. Perde ötelenme oranlarının irdelenmesi	103
4.1.4. Perde taban dönme açısının ve perde taban eğriliğinin irdelenmesi.....	105
4.2. Hasar Ölçütleri için Gruplandırma Yapılarak Oluşturulan Sınır Bağlılıları	109
4.3. Hasar Ölçütleri için Sınır Bağlılıları	122
4.4. Hesaplanan Hasar Sınırlarının Yönetmelikler ile Karşılaştırılması.....	133
5. SONUÇ ve ÖNERİLER.....	141
KAYNAKLAR	147
ÖZGEÇMİŞ	149

ŞEKİLLER DİZİNİ

Şekil 1.1 (a) Perde tipi eğilme, (b) Çerçeve tipi eğilme, (c) Perde-çerçeve etkileşimi (Özkan 2005).	4
Şekil 1.2 Kısa ve narin perde.	4
Şekil 1.3 Betonarme kesitte eğilme momenti-eğrilik ilişkisi (Celep ve Gençoğlu 2008).8	
Şekil 1.4 Plastik mafsal yöntemi ve mafsal boyunun tanımlanması (Kazaz ve Gülkan 2012).	8
Şekil 1.5 Plastik mafsal yöntemi ve mafsal boyunun tanımlanması (Kazaz ve Gülkan 2012).	11
Şekil 1.6 Kesit hasar sınırları (Kazaz ve Gülkan 2012).	17
Şekil 1.7 Birim şekil değiştirme hasar sınırlarını, kesme kuvvetine göre azaltmak için kullanılan katsayı.	22
Şekil 1.8 Hognestad modelinde σ - ε ilişkisi (Çolakoğlu 2014).	23
Şekil 1.9 Geliştirilmiş Kent-Park modelinde σ - ε ilişkisi (Çolakoğlu 2014).	24
Şekil 1.10 Mander modelinde σ - ε ilişkisi (Çolakoğlu 2014).	26
Şekil 1.11 Sheikh-Üzümeri modelinde σ - ε ilişkisi (Kaltakçı vd. 2006).	28
Şekil 1.12 Saatçioğlu-Razvi modelinde σ - ε ilişkisi (Çolakoğlu 2014).	30
Şekil 1.13 DBYBHY’de (2007) önerilen Mander modeli.	32
Şekil 1.14 DBYBHY’de (2007) önerilen donatı çeliği modeli.	33
Şekil 1.15 Üç boyutlu gerilme yüzeyinde göçme eğrisi.	35
Şekil 1.16 ANSYS’de Willam-Warnke bir eksenli gerilme durumu.	37
Şekil 1.17 Drucker-Prager kriterinin Mohr-Coulomb göçme yüzeyine eşlenmesi.	40
Şekil 1.18 Deviatorik Gerilme vb. durumunda meridyenlerin gösterimi.	40
Şekil 1.19 Willam-Warnke, Drucker-Prager ve Von-Mises malzeme modelleri.	44
Şekil 1.20 SOLID65 elemanı geometrisi (ANSYS kullanım kılavuzu).	45
Şekil 1.21 Eğilme momenti etkisindeki elemanda şekil değiştirme.	46
Şekil 1.22 SOLID65 elemanın eğilme momenti etkisinde şekil değiştirmesi.	47
Şekil 1.23 Sonlu eleman yer değiştirme modları.	48
Şekil 1.24 Donatı doğrultusu.	50
Şekil 1.25 Betonun çekme davranışı.	51
Şekil 3.1 Perdelerin hesabında kullanılan değişkenlerin şematik gösterimi.	59
Şekil 3.2 Çalışmada kullanılan perde detayı.	61

Şekil 3.3 Sargılı bölgede gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri.....	64
Şekil 3.4 Perdelerin sonlu eleman modeli ve detayları.....	66
Şekil 3.5 Çalışmada kullanılan perdelerin sonlu eleman modelleri.....	67
Şekil 3.6 Beton ve çelik için kullanılan malzeme modelleri.....	68
Şekil 3.7 Farklı sargı aralıklarında perdelerin basınç ve çekme nihai şekil değiştirme değerleri.....	70
Şekil 3.8 Şekil 3.7’de verilen perdelerin yanal yük-yanal ötelenme eğrileri.....	70
Şekil 3.9 Kesit hasar sınırları.....	72
Şekil 3.10 Priestley et al. (2007) önerdiği yöntemle eleman akma sınırının belirlenmesi (Kazaz ve Gülkan 2012).....	72
Şekil 3.11 Hesaplamalarda kullanılan eğrilik ve dönme hesabının şematik olarak gösterimi (Kazaz 2010).....	73
Şekil 3.12 Sonlu eleman ve kesit analizinden elde edilen moment-eğrilik eğrilerinin karşılaştırılması ($L_w=5m$) (Kazaz 2010).....	74
Şekil 3.13 İki farklı yöntem kullanılarak perde uç bölgelerinde elde edilen beton birim kısalması (ϵ_c) karşılaştırması, SEM: Sonlu eleman yöntemi, KH: Kesit hesabı (Kazaz ve Gülkan 2012).....	74
Şekil 3.14 Yanal yüke maruz perde panel elemanın şekil değiştirmiş hali.....	76
Şekil 3.15 Deformasyon bileşenleri.....	76
Şekil 3.16 1 ve 2 numaralı perde köşelerinde toplam yatay ve düşey ötelenmeler arasındaki ilişki.....	78
Şekil 3.17 Perde kesme bileşeninin hesaplanması.....	80
Şekil 3.18 Konsol perde üzerinde değişik deformasyon ölçütlerinin dağılımı.....	81
Şekil 3.19 Eğilme bileşeninin hesabı.....	83
Şekil 3.20 Kesme bileşeninin hesabı.....	83
Şekil 3.21 Sonlu eleman hesaplamalarından elde edilen yer değiştirmeler ve ötelenme bileşenlerinin hesabında kullanılan model.....	85
Şekil 3.22 Diyagonal uzamanın hesaplanması.....	85
Şekil 4.1 Global akma anında perde uç bölgesi beton birim kısalması üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).....	88
Şekil 4.2 Global akma anında perde uç bölgesi çelik birim uzaması üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).....	89
Şekil 4.3 Global akma anında perde taban dönme açısı üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).....	90

Şekil 4.4 Global akma anında perde taban akma eğriliği üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).	91
Şekil 4.5 Nihai şekil değiştirme anında perde uç bölgesi beton birim kısalması üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).	92
Şekil 4.6 Nihai şekil değiştirme anında perde uç bölgesi çelik birim uzaması üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).	93
Şekil 4.7 Nihai şekil değiştirme anında perde taban dönme açısı üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).	94
Şekil 4.8 Nihai şekil değiştirme anında perde taban eğriliği üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).	95
Şekil 4.9 Nihai şekil değiştirme anında kayma ötelenmesi üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).	96
Şekil 4.10 Nihai şekil değiştirme anında eğilme ötelenmesi üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).	97
Şekil 4.11 Nihai şekil değiştirme anında toplam ötelenme üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).	98
Şekil 4.12 Nihai şekil değiştirme anında perde uç bölgesi beton birim kısalması üzerine parametrelerin etkisi (Sargı donatısı oranına göre gruplandırma).	100
Şekil 4.13 Nihai şekil değiştirme anında perde uç bölgesi çelik birim uzaması üzerine parametrelerin etkisi (Sargı donatısı oranına göre gruplandırma).	101
Şekil 4.14 Nihai şekil değiştirme anında perde taban dönme açısı üzerine parametrelerin etkisi (Sargı donatısı oranına göre gruplandırma).	102
Şekil 4.15 Nihai şekil değiştirme anında perde taban eğriliği üzerine parametrelerin etkisi (Sargı donatısı oranına göre gruplandırma).	103
Şekil 4.16 Perde analiz parametrelerinin perde birinci kat şekil değiştirme kapasitesi üzerindeki etkisi.	104
Şekil 4.17 Perde birinci kat seviyesinde kayma ötelenmesinin (DRs) toplam ötelenmeye (DRt) oranı.	105
Şekil 4.18 Perde taban toplam dönme açısının normalize edilmiş kesme gerilmesine karşı, eksenel yük oranı ve perde uç bölgesi sargı donatısı oranına göre gruplandırılarak çizdirilmesi.	107
Şekil 4.19 Perde taban eğriliğinin normalize edilmiş kesme gerilmesine karşı, eksenel yük oranı ve perde uç bölgesi sargı donatısı oranına göre gruplandırılarak çizdirilmesi.	108

Şekil 4.20 Çizelge 4.2’de verilen perde taban toplam dönme açısı (θ_u) ile sonlu eleman modelinden hesaplanan θ_u ’nun karşılaştırılması.	110
Şekil 4.21 Çizelge 4.3’de verilen perde taban toplam dönme açısı (θ_u) ile sonlu eleman modelinden hesaplanan θ_u ’nun karşılaştırılması.	113
Şekil 4.22 Çizelge 4.4’te verilen perde taban toplam dönme açısı (θ_u) ile sonlu eleman modelinden hesaplanan θ_u ’nun karşılaştırılması.	122
Şekil 4.23 Denklem (4.16) kullanılarak elde edilen perde uç bölgesi beton birim kısılması (ε_{cyn})’nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.....	127
Şekil 4.24 Denklem (4.17) kullanılarak elde edilen perde uç bölgesi donatı çekme birim uzaması (ε_{syn})’nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.....	127
Şekil 4.25 Denklem (4.18) kullanılarak elde edilen perde taban akma dönmesi (θ_{yn})’nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.	128
Şekil 4.26 Denklem (4.19) kullanılarak elde edilen perde taban akma eğriliği (ϕ_{yn})’nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.	128
Şekil 4.27 Denklem (4.20) kullanılarak elde edilen perde taban akma eğriliği (ϕ_{yn})’nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.	129
Şekil 4.28 Denklem (4.21) kullanılarak elde edilen perde uç bölgesi beton birim kısılması (ε_{cu})’nun sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.....	129
Şekil 4.29 Denklem (4.22) kullanılarak elde edilen perde uç bölgesi donatı çekme birim uzaması (ε_{su})’nun sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.....	130
Şekil 4.30 Denklem (4.23) kullanılarak elde edilen perde taban toplam dönmesi (θ_u)’nun sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.	130
Şekil 4.31 Denklem (4.24) kullanılarak elde edilen perde taban plastik dönmesi (θ_p)’nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.	131
Şekil 4.32 Denklem (4.25) kullanılarak elde edilen perde taban eğriliği (ϕ_u)’nun sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.....	131
Şekil 4.33 Denklem (4.26) kullanılarak elde edilen perde toplam ötelenme kestirimlerinin sonlu eleman modelinden hesaplanan sonuçlarla karşılaştırılması.	132

Şekil 4.34 Denklem (4.27) kullanılarak elde edilen perde toplam ötelenme eğilme bileşeni kestirimlerinin sonlu eleman modelinden hesaplanan sonuçlarla karşılaştırılması.....	133
Şekil 4.35 ASCE/SEI 41 yönetmeliğine göre hesaplanan plastik mafsal dönmesinin hesaplamalar sonucu elde edilen sınır değerleriyle karşılaştırılması.....	135
Şekil 4.36 Eurocode 8 yönetmeliğine göre hesaplanan plastik mafsal dönmesinin hesaplamalar sonucu elde edilen sınır değerleriyle karşılaştırılması.....	137
Şekil 4.37 DBYBHY'ye (2007) göre beton ve donatı çeliği hasar sınırlarının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.	137
Şekil 4.38 TBDY'ye (2016) göre hesaplanan göçme sınır durumu için beton ve donatı çeliği hasar sınırlarının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.....	138
Şekil 4.39 TBDY (2018) yönetmeliğine göre hesaplanan göçme sınır durumu için beton ve donatı çeliği hasar sınırlarının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.....	139
Şekil 4.40 Denklem 4.30 ile perdeler için önerilen göçme sınır durumu beton basınç birim kışalmasının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.....	140
Şekil 5.1 Denklem 5.1 ile perdeler için önerilen göçme sınır durumu beton basınç birim kışalmasının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması. .	146
Şekil 5.2 Denklem 5.1 ile perdeler için önerilen göçme sınır durumu çelik birim uzamasının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.	146

ÇİZELGELER DİZİNİ

Çizelge 1.1 Eğilme tarafından kontrol edilen perde elemanları için plastik mafsal dönme limitleri.....	12
Çizelge 1.2 Çizelge 1.1’de verilen limitlerin fonksiyon biçimleri.....	13
Çizelge 1.3 Kesme tarafından kontrol edilen perde elemanlar için toplam ötelenme oranı limitleri.....	13
Çizelge 1.4 S220 ve S420 donatı çeliklerine ait bilgiler.....	33
Çizelge 1.5 Beton malzeme tanım çizelgesi.	36
Çizelge 1.6 Drucker-Prager modeli parametrelerinin hesaplanması.....	41
Çizelge 4.1 Perde taban toplam dönme açısı-normalize edilmiş kesme gerilmesi ($\theta_u-\nu$) eğrilerinden elde edilen bağıntılar.....	106
Çizelge 4.2 Farklı perde boyları için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.....	109
Çizelge 4.3 Perde boyu ve eksenel yük oranına göre yapılan gruplandırma için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.	111
Çizelge 4.4 Perde boyu, perde yükseklik-boy oranı ve eksenel yük oranına göre yapılan gruplandırma için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.....	114

SİMGELER ve KISALTMALAR DİZİNİ

<u>Simgeler</u>	<u>Açıklama</u>
a_i	Yatayda bir etriye kolu
A_s	Perde uç bölgesinde bulunan toplam boyuna donatı alanı
A_{sh}	s enine donatı aralığına karşı gelen yükseklik boyunca, perde uç bölgesindeki tüm etriye kollarının ve çirozların enkesit alanı değerlerinin göz önüne alınan b_k 'ya dik doğrultudaki izdüşümlerinin toplamı
A_{sw}	Perde uç bölgesi alanı
b_i	Tutulu boyuna donatılar arası eksen uzaklığı
b_o	Çekirdek betonun genişliği
DR_f	Eğilme ötelenmesi
DR_{fu}	Nihai şekil değiştirme anında eğilme ötelenmesi
DR_s	Kayma ötelenmesi
DR_{su}	Nihai şekil değiştirme anında kayma ötelenmesi
DR_t	Toplam ötelenme
DR_{tu}	Nihai şekil değiştirme anında toplam ötelenme
f_c	Beton basınç dayanımı
f_{ce}	Betonun ortalama (beklenen) basınç dayanımını
f_{ck}	Betonun karakteristik silindirik basınç dayanımı
f_{su}	Donatı çeliğinin kopma dayanımı
f_y	Donatı çeliği akma gerilmesi
f_{ywe}	Enine donatının ortalama (beklenen) akma dayanımı
f_{ywk}	Enine donatının karakteristik akma dayanımı
h	Çalışılan doğrultudaki kesit boyutu
h_o	Çekirdek betonun derinliği
H_w	Perde yüksekliği
H_w/L_w	Perde yükseklik-boy oranı
L_p	Plastik mafsallık boyu
L_{pz}	Plastikleşmenin yayıldığı bölge uzunluğu
l_u	Perde uç bölgesi uzunluğu

L_v	Etkin kesme boyu
L_v/L_w	Kesme boyu oranı
L_w	Perde boyu
M_y	Perde taban kesiti moment kapasitesi
P	Eksenel yük
P/P_o	Eksenel yük oranı ($P_o=f_c A_w$)
s	Enine donatı aralığı
t_w	Perde kalınlığı
V_e	Pekleşmeli moment kapasitesi göz önüne alınarak hesaplanan kesme kuvveti
V_{max}	Maksimum kesme kuvveti
V_r	Perde kesitinin kesme dayanımı
α_{se}	Sargı donatısı etkinlik katsayısı
Δ_p	Plastik ötelenme
Δ_y	Akma anında ötelenme
ϵ_c	Beton birim şekil değiştirmesi
ϵ_{cg}	Etriye içindeki bölgenin en dış lifindeki beton basınç birim şekil değiştirmesi
ϵ_{co}	Sargısız betonda maksimum gerilme altındaki birim şekil değiştirme
ϵ_{coc}	Sargılı betonda maksimum gerilme altındaki birim şekil değiştirme
ϵ_{cu}	Nihai şekil değiştirme anında beton birim kısalması
ϵ_{cyn}	Global akma anında beton birim kısalması
ϵ_s	Donatı çeliği birim şekil değiştirmesi
ϵ_{su}	Nihai şekil değiştirme anında çelik birim uzaması
ϵ_{syn}	Global akma anında çelik birim uzaması
ϕ	Perde taban eğriliği
ϕ_t	Toplam eğrilik
ϕ_u	Nihai şekil değiştirme anında perde taban eğriliği
ϕ_{yn}	Global akma anında perde taban akma eğriliği
v	Normalize edilmiş kesme gerilmesi
θ	Perde taban dönme açısı
θ_u	Nihai şekil değiştirme anında perde taban dönme açısı
θ_{yn}	Global akma anında perde taban dönme açısı

ρ_b	Perde uç bölgesinde boyuna donatının hacimsel oranı
ρ_d	Diagonal donatı oranı
ρ_s	Perde uç bölgesinde sargı donatısı oranı
ρ_{sh}	Perde yatay gövde donatısı oranı
$\rho_{sh,min}$	Dikdörtgen kesitte iki yatay doğrultuda hacimsel enine donatı oranının küçük olanı
ρ_{sm}	Kesitte yönetmeliğe göre bulunması gereken enine donatının hacimsel oranı
ρ_{sv}	Perde düşey gövde donatısı oranı
ρ_{sx}	Perde uç bölgesinde x yönündeki enine donatı oranı
ρ_{sy}	Perde uç bölgesinde y yönündeki enine donatı oranı
σ_c	Beton gerilmesi
ω	Çekmeye çalışan boyuna donatıların mekanik oranı
ω'	Basınca çalışan boyuna donatıların mekanik oranı
ω_{we}	Etkin sargı donatısının mekanik donatı oranı

Kısaltmalar

ASCE/SEI 41	Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings
DBYBHY	Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik
Eurocode 8	Design of Structures for Earthquake Resistance
FEMA 356	Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings
TBDY	Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği

1. GİRİŞ

Performansa dayalı deprem hesabına göre, şiddeti önceden belirlenen bir depremin binada oluşturacağı yer değiştirmelerin hesaplanabileceği ve yapının göstereceği performans seviyesine bağlı olarak oluşabilecek şekil değiştirmelerin tanımlı olan hasar sınırları ile karşılaştırılması sonucu yapı hasar durumunun tespit edilebileceği kabul edilmektedir. Bu kabul yer değiştirmeye dayalı performans değerlendirme yönteminin esasıdır.

DBYBHY'de (2007) yer değiştirmeye bağlı olarak yapılan doğrusal olmayan hesap yönteminde hasar sınırları, kesit birim şekil değiştirme kapasiteleri ile değerlendirilmektedir. FEMA 356, ASCE/SEI 41 ve Eurocode 8 yönetmeliklerinde ise yer değiştirme kapasitelerinin belirlenmesi için hasar sınırları, eğilme etkisi altındaki elemanlar için plastik mafsal dönmesi ve kesme etkisindeki elemanlar için kat ötelenmesi oranı olarak tanımlanmaktadır. Verilen sınır değerleri, deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçların doğrusal olmayan statik (itme analizi) ve dinamik hesap yöntemlerinde (zaman-tanım alanında hesap yöntemi) kullanılan matematiksel modelleme teknikleriyle birleştirilmesi ile elde edilmiştir.

DBYBHY'de (2007) hasar sınırı olarak kesit birim şekil değiştirme kapasiteleri esas alınmaktadır; ancak düzlem kesitlerin deformasyondan sonra da düzlem kaldığı varsayımına dayanan moment-eğrilik hesaplamaları bu varsayımın geçerli olmadığı kesit derinliği fazla olan betonarme perdeler için sorun teşkil etmektedir. Bu nedenle yönetmelikte yer alan sınır değerlerinin betonarme perdeler için incelenmesi gerekmektedir. İnceleme yapmak için deneysel yöntemi kullanmak, beraberinde birim şekil değiştirme değerlerinin ölçülmesindeki zorluğu, belirsizliği (seçilecek ölçüm uzunluğu) ve en önemlisi harcanacak emek ve zamana bağlı olarak yeterli sayıda parametre üzerinde çalışmaya olanak tanımasını da getirir. Bu sebepler ışığında kapsamlı bir çalışma için sayısal yöntemin kullanılması zorunlu hale gelir.

Bilgisayar teknolojisinin gelişmesi ile yapı elemanlarının sonlu eleman modeliyle tasarlanıp analiz edilmesi kolaylaşmıştır. Sonlu elemanlar yöntemiyle, yapı sonlu sayıda elemana bölünüp her bir elemanın gerilme-şekil değiştirme davranışı ağı

1. GİRİŞ

oluşturan diğer elemanların davranışı ile eşzamanlı çözüm yapılarak tam çözüm elde edilmiş olur. Bu yöntemin uygulandığı bilgisayar programları ile deneysel sonuçlar ışığında iyi kalibre edilmiş bir nümerik model üzerinde deney yapmadan detaylı incelemeler yapılabilmektedir.

Bu çalışmada; sonlu eleman hesap yöntemine dayalı iyi kalibre edilmiş nümerik modeller kullanılarak dikdörtgen kesitli betonarme perdeler için şekil değiştirme kıstası olarak kullanılan ötelenme, kesitte plastik dönme ve eğrilik, perde uçlarındaki beton ve çelik birim şekil değiştirmeleri arasındaki ilişki incelenmektedir. Bu kapsamda sonlu eleman programı olarak güvenilir sonuçlar verdiği tespit edilen ANSYS programı tercih edilmektedir. ANSYS programında oluşturulan modelin tepe noktasına etki ettirilen tek bir yatay yük ile yapıda bu kuvvet sonucu oluşan şekil değiştirme arasındaki ilişkiler elde edilmektedir. Modellerde perde boyu, perde yüksekliği, perde uç bölgesinde boyuna donatının hacimsel oranı, sargılama etkinliği, aksel yük oranı, beton basınç dayanımı ve donatı akma dayanımı değişkenleri kullanılarak 2600 analiz gerçekleştirilmiştir.

Perde parametrelerine bağlı olarak elde edilen sonuçlar üzerinde gerçekleştirilen çok değişkenli regresyon analizleri neticesinde perde plastik mafsal bölgesi eğriliği, plastik mafsal dönme açısı, perde uç bölgelerinde birim uzama ve kısalma, toplam ötelenme oranı ve ötelenmenin eğilme ve kesme bileşenleri için kapsamlı bağıntılar ortaya konmaktadır.

ASCE/SEI 41, Eurocode 8, DBYBHY (2007) ve yürürlüğe girecek olan TBDY (2018) yönetmeliklerinde betonarme perde elemanlar için önerilen hasar sınır değerleri irdelenmiş ve sonlu eleman analiziyle elde edilen sınır değerler ile karşılaştırılarak bu hasar sınır değer bağıntılarının güvenilirliği irdelenmektedir. Karşılaştırmalarda perde tasarım parametrelerine bağlı olarak yapılan gruplandırmalar ile yönetmeliklerin güvenilir olmayan sonuçlar verdiği durumlar belirlenmektedir. ASCE/SEI 41 ve Eurocode 8 yönetmelikleri kıyaslanarak farklılıklar ortaya konmaktadır.

Çalışma beş ana bölümden oluşmaktadır. Giriş bölümünde konuyla ilgili genel bilgiler verilerek çalışmanın kapsamı belirtilmekte ve teorik bilgilere yer verilmektedir.

1. GİRİŞ

Kaynak Özetleri bölümünde konuyla ilgili daha önce yapılmış çalışmalara yer verilmektedir. Materyal ve Yöntem bölümünde perde modeli, parametreler ve kullanılan malzeme özellikleri tanıtılmakta ve ANSYS programı ile analizlerin uygulanışı açıklanmaktadır. Araştırma Bulguları ve Tartışma bölümünde analizlerden elde edilen sonuçlar sunulularak yorumlanmaktadır. Sonuç ve Öneriler bölümü ise çalışmadan elde edilen sonuçları ve önerileri kapsamaktadır.

1.1. Betonarme Perdelerin Genel Tanımı

Perdeler, DBYBHY’de (2007) planda uzun kenarının kısa kenarına oranı en az yedi olan düşey taşıyıcı sistem elemanları olarak, FEMA 356’da betonarme yapılarda yatay yükleri karşılamada hizmet vermesi amacıyla oluşturulan düzlemsel düşey elemanlar ve Eurocode 8’de diğer yapısal elemanlarla mesnetlenmiş ve enkesit olarak uzunluğunun kalınlığına oranı dörtten büyük olan elemanlar olarak tanımlanır.

Perdeler yatay yükler altında tüm yapı yüksekliği boyunca eğilme davranışı göstermeleri nedeniyle diğer düşey taşıyıcı elemanlardan ayrılırlar. Çerçevesel yapılarda yükseklikle birlikte katlar arasında görelî kat ötelemesi giderek azalırken, perdelerde eğilme davranışının etkili olması sebebiyle yükseklik arttıkça kat ötelenmeleri artmaktadır. Perde ve çerçevesel sistemler birlikte kullanıldıklarında ise üst katlarda çerçeve daha etkin olarak perdenin eğilme ötelenmesini kısıtlar, alt katlarda perde daha etkin olarak çerçevenin kesme ötelenmesini kısıtlar. Perde, çerçeve ve perdeli-çerçevesel sistemlerin yatay yük etkisinde davranışı Şekil 1.1’de verilmektedir.

Perdelerin sınıflandırılması geometrik özelliklerine ve en kesit şekillerine bağlı olarak yapılır.

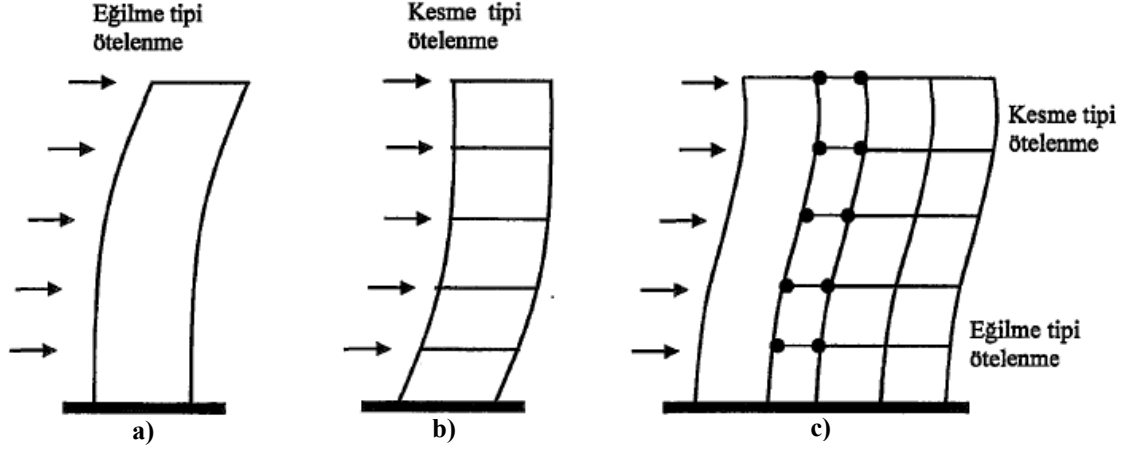
Geometrik Özelliklerine Göre

- a) Dolu gövdeli perde
 - Kısa ve Narin perde
- b) Boşluklu perde
- c) Bağ kirişli perde

En Kesit Şekillerine Göre

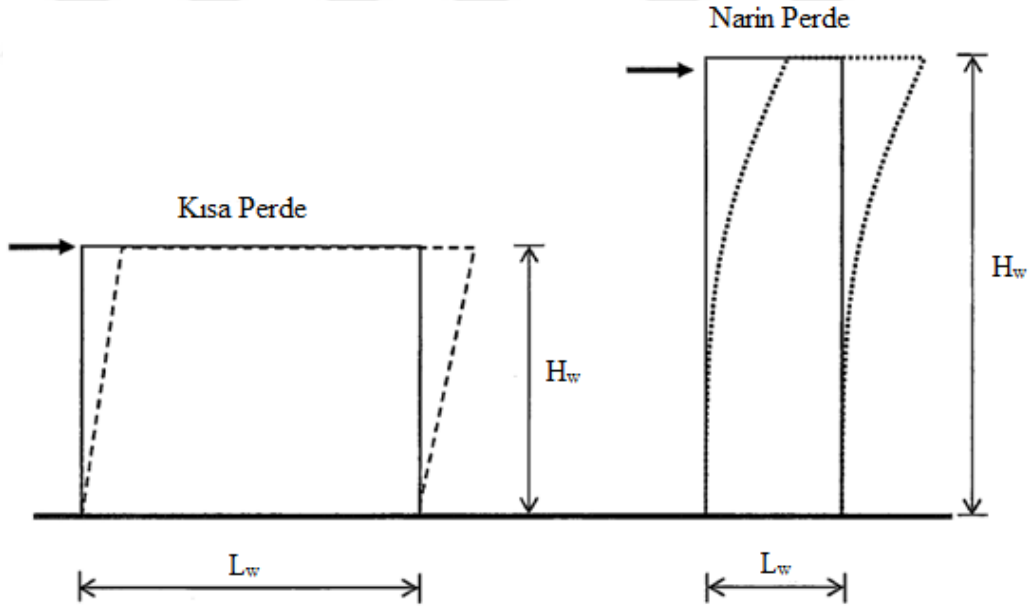
- Dikdörtgen kesitli ve I,L,H,Y,U,T gibi

1. GİRİŞ



Şekil 1.1 (a) Perde tipi eğilme, (b) Çerçeve tipi eğilme, (c) Perde-çerçeve etkileşimi (Özkan 2005).

Bu çalışma kapsamında dolu gövdeli ve dikdörtgen kesitli perdeler kullanılmıştır. Dolu gövdeli perdeler başlığı altında yer alan kısa (kesme kuvvetinin etkili olduğu) ve narin (eğilme momentinin etkili olduğu) perdeler H_w/L_w (yükseklik/boy) oranına bağlı olarak belirlenir. Her iki perdenin yatay yük altında davranışı Şekil 1.2’de verilmektedir.



Şekil 1.2 Kısa ve narin perde.

Perde elemanın kısa veya narin olması ile ilgili sınır DBYBHY’de (2007) belirtilmemektedir. Bu sınır, FEMA 356’da $H_w/L_w > 3$ ise narin (eğilme etkisinde),

1. GİRİŞ

$H_w/L_w < 1.5$ ise kısa (kesme etkisinde) perde ve $1.5 < H_w/L_w < 3$ kesme-eğilme etkisinde olan perde, Eurocode 8'de $H_w/L_w > 2$ ise narin, $H_w/L_w < 2$ ise kısa perde olarak tanımlanır.

1.2. Betonarme Perdelerin Çözümlemesi

Depreme dayanıklı yapı tasarımı için temel ilkeler; yeterli dayanım, yeterli rijitlik ve yeterli süneklik olarak belirtilmektedir. Yapı yük etkilerine maruz kaldığı zaman, yapının davranışını belirleyen bu ilkeler en önemli parametreler olabilmekte ve bu ilkelerden herhangi birinin karşılanmasında sorun olduğu durumda yapı hasar görmektedir. Bu nedenle taşıyıcı sistem ve elemanlarında yeterli rijitlik, dayanım ve süneklik bulunmalıdır.

1.2.1. Yeterli dayanım

Doğangün (2012) yeterli dayanım konusundaki görüşünü “Yeterli dayanımdan amaç, öncelikle taşıyıcı sistem elemanları, kendilerine etkileyen yük ya da yük etkileri nedeniyle oluşacak kesit zorlarını kırılmadan yani taşıma gücünü aşmadan taşıyabilmelidir.” şeklinde ifade etmiştir.

DBYBHY (2007) yapıların depreme dayanıklılığını, yükler etkisinde gevrek kırılması engellenerek, taşıma kapasitelerine sünek davranış yaparak ulaşımlarını ister. Aktan ve Kıraç (2010) yeterli dayanım konusundaki görüşlerini “Bu amaçla yapısal davranış için üç sınır durum yaklaşımı benimsenir:

1. Sık oluşabilecek hafif şiddetteki depremlerde yapıların elastik davranması, yapısal ve yapısal olmayan sistem elemanlarının herhangi bir hasar görmemesi,
2. Orta sıklıkta oluşabilecek orta şiddetteki depremlerde yapıların elastik limitine yaklaşması, yapısal ve yapısal olmayan sistem elemanlarında oluşabilecek hasarın onarılabilir düzeyde kalması,
3. Seyrek olarak oluşabilecek şiddetli depremlerde ise yapıların plastik davranması, can kaybını önlemek amacıyla binaların kısmen veya tamamen göçmesini önlemektir.

Bu yapısal davranışlara bağlı olarak deprem etkisindeki bir yapı üç sınır durumuna göre boyutlandırılır. Bu üç sınır durumu, kullanılabilirlik sınır durumu, hasarın sınırlandırılması sınır durumu ve yapının göçmesinin önlenmesi sınır durumu şeklindedir. Birincisinde, sık oluşacak depremler için yapıda kullanım durumunu etkileyecek çatlak ve sehimlerin ortaya çıkmaması istenir. Bunun için bu büyüklükteki deprem etkisi altında, taşıyıcı sistem elastik davranacak şekilde boyutlandırılır. İkinci sınır durumunda, orta şiddetteki depremleri yapının takviye kabul edebilecek hasarla karşılaşması esas alınır. Bu durumda, kesitlerin yeterli dayanıma sahip olmaları gerekir. Bu dayanım hesaplanırken malzemenin elastik olmayan davranışı göz önüne alınır. Ancak, taşıyıcı sistemin plastik davranış altında çözümlemesi zahmetli olduğu için deprem yükü azaltılması kullanılarak elastik çözüm yapılır. Üçüncü sınır durumda ise, yapının göçme durumu kontrol edilir. Buna göre statik hesaplara esas olan orta şiddetteki depremden daha büyük bir deprem durumunda hasar kabul edilebilir, fakat göçmenin kontrolü esastır. İstenilen

1. GİRİŞ

türden göçme durumu ortaya çıkması için taşıyıcı sistem elemanının kapasiteleri kontrol edilerek, zayıf kesitin istenilen yerde oluşması sağlanır.” şeklinde ifade etmişlerdir.

1.2.2. Yeterli rijitlik

Doğangün (2012) yeterli rijitlik konusundaki görüşünü “Yapı için yeterli rijitlik;

- İkinci merteye momentlerini (yapı elemanının sehim yapması sebebiyle moment kolunda oluşan artma sonucunda ortaya çıkan moment) mümkün olduğunca küçültmek,
- Sıkça oluşan depremlerde yani kullanılabilirlik sınır durumuna karşı gelen depremlerde yapısal olmayan hasarları azaltmak,
- Aletlerin çalışmasına engel olacak ve insanları rahatsız edecek deformasyonları önlemek, için gerekli olmaktadır.

Yatay yükler etkisinde yapı rijitliğinin en önemli ölçütü toplam yer değiştirme yerine, bir katın alt kata göre yapmış olduğu görece ötelenme miktarıdır.” şeklinde ifade etmiştir.

1.2.3. Yeterli süneklik

Doğangün (2012) yeterli süneklik konusundaki görüşünü “Yapı ve elemanlarının taşıma gücünde önemli bir azalma olmadan şekil değiştirme yapabilme ve tekrarlı yükler etkisinde enerji tüketebilme özelliğine o yapının ya da yapı elemanlarının sünekliği denilmektedir.” şeklinde ifade etmiştir.

Yapı bütün olarak sünek davranış göstermesi için malzeme bazında, kesit bazında ve taşıyıcı sistem bazında sünek olmalıdır. Malzeme açısından süneklik birim şekil değiştirme türünden ifade edilir ve birim şekil değiştirme kapasitesi fazla olan malzemenin enerji tüketme kapasitesi de fazla olur, böylece sünek davranış gösterir. Kesit açısından süneklik, eğrilik türünden ve taşıyıcı sistem açısından süneklik, ötelenme türünden ifade edilir. Süneklik, eğilme sünekliği (eğrilik sünekliği) ve ötelenme sünekliği (yer değiştirme sünekliği) olarak sınıflandırılır.

Eğilme sünekliği

Eğrilik (ϕ), birim boydaki dönme miktarı olarak tanımlanır. Eğilme sünekliği (μ_ϕ), basınç altında betonun kısılma kapasitesine ulaşmasına karşılık gelen maksimum eğriliğin (ϕ_u) çekme donatısının akmasına karşılık gelen akma eğriliğine (ϕ_y) oranıdır (Denklem 1.1). Özkan (2005) eğilme sünekliği konusundaki görüşünü “Eğilme sünekliği en anlaşılır şekilde M- ϕ ilişkisi üzerinde tanımlanır. Eğilme ve eksenel yük veya yalnız eğilme altındaki

1. GİRİŞ

bir kesitin davranışı, en sağlıklı bir biçimde, gerçek malzeme davranışını temel alarak hesaplanmış veya deneysel verilerden elde edilmiş “Moment-Eğrilik” eğrilerinden izlenebilir.” şeklinde ifade etmiştir.

$$\mu_{\phi} = \frac{\phi_u}{\phi_y} \quad (1.1)$$

Ötelenme sünekliği

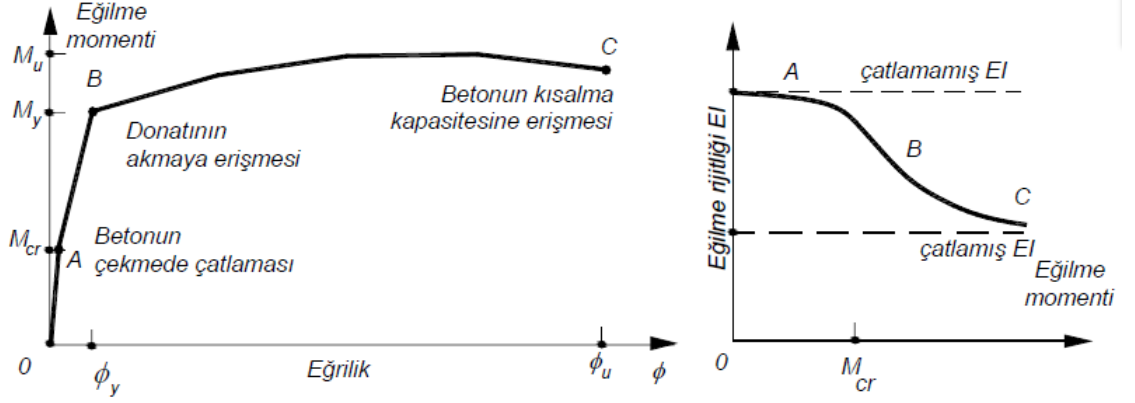
Deprem kuvveti altında, maksimum momentler perde tabanında oluşur. Sünek betonarme perdelerde, perde tabanındaki kesit içinde maksimum çekmeye çalışan boyuna donatılar akma sınırına ulaştığında perde tepe düzeyinde oluşan ötelenme değeri akma ötelenmesidir (Δ_y). Perde deprem etkisinde zorlanmaya devam ettiğinde perde nihai ötelenmeye ulaşır. Nihai ötelenme (Δ_u) akma ötelenmesi ve plastik ötelenmenin (Δ_p) toplamıdır. Ötelenme sünekliği (μ_{Δ}), nihai ötelenmenin akma ötelenmesine oranıdır (Denklem 1.2).

$$\mu_{\Delta} = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} = \frac{(\Delta_y + \Delta_p)}{\Delta_y} \quad (1.2)$$

1.3. Plastik Mafsallı Kabulü

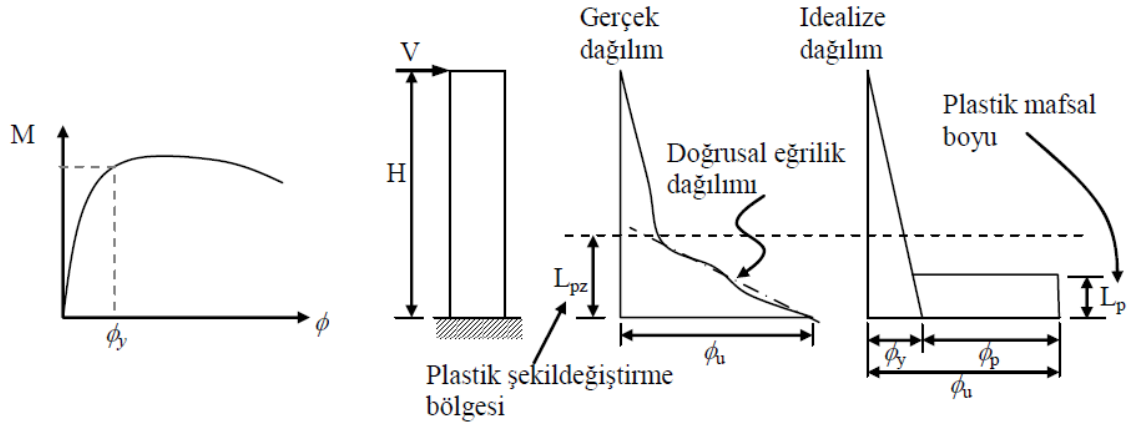
Celep ve Gençoğlu (2008) plastik mafsallı konusundaki görüşlerini “Bir kesitte M- ϕ moment-eğrilik değişiminde yataya yakın kolun uzun olması, yani kesit güç tükenmesinin sünek olması çekme donatısının miktarına bağlıdır. Kesitin çekme donatısının dengeli donatıdan daha büyük olması durumunda donatı akmaya erişmeden beton ϵ_{cu} en büyük kısalmasına ve kesit de güç tükenmesine erişir. Bu durumda M- ϕ moment-eğrilik değişiminde belirgin yatay kol ortaya çıkmaz ve güç tükenmesi sünek değil gevrek olarak meydana gelir. Şekil 1.3’de görüldüğü gibi, $EI = M/\phi$ eğilme rijitliğinde brüt beton kesiti etkili olur, momentin artması ile çekme bölgesindeki beton çatladığı için eğilme rijitliğinde azalma görülür. Eğilme rijitliğine çekme donatısı da etkili olmaya başlar. Güç tükenmesine yakın durumda M- ϕ değişimi yataya yakın olduğu için eğilme rijitliği çok küçülür. Bu davranış plastik malzeme davranışına benzediği için, donatının dengeli donatıdan daha küçük olduğu sünek güç tükenmesi durumunda, kesitte plastik mafsallı kabulünün kullanılabilmesi ortaya çıkar.” şeklinde ifade etmişlerdir.

1. GİRİŞ



Şekil 1.3 Betonarme kesitte eğilme momenti-eğrilik ilişkisi (Celep ve Gençoğlu 2008).

Kazaz ve Gülkan (2012) plastik mafsallardaki görüşlerini “Şekil 1.4’de gösterildiği gibi tepe noktasında ötelenme (Δ), akma anındaki ötelenme (Δ_y) ve perde alt bölgesinde oluşan plastik mafsaldan kaynaklanan plastik ötelenme (Δ_p) toplamı olarak hesaplanır. Denklem 1.3’de verildiği şekilde, akma ötelenmesi konsol boyunca doğrusal olarak dağıldığı düşünülen elastik eğrilik çift entegrasyonu ile hesaplanırken, plastik ötelenme plastik mafsal dönme açısının perde boyu ile çarpımından hesaplanır. Denklem 1.3’de $(\phi - \phi_y)L_p$ ifadesi plastik mafsal dönme açısını verir ve plastik eğrilik eşdeğer plastik mafsal boyunun (L_p) merkezinde yığılı olduğu varsayımına dayanır. Aslında plastikleşmenin yayıldığı bölgenin uzunluğu (L_{pz}) plastik mafsal boyundan büyük olabilir. Bu açıdan plastik mafsal boyu, eğrilik ve dönme arasında bağlantıyı kurmak için kullanılan basitleştirici bir araç olarak görülebilir.” şeklinde ifade etmişlerdir. Denklem 1.4 akma eğriligi için önerilen basit ancak etkili ampirik bir formüldür. Celep (2007) plastik mafsal bölgesinin boyu konusundaki görüşünü “Plastik mafsal bölgesinin boyu, eğrilik-moment değişimine, eleman boyunca eğilme momentinin değişimine, kesit yüksekliğine ve kesitteki normal kuvvete bağlıdır. Deprem Yönetmeliği’nde basit olan $L_p = 0.5h$ kabulü benimsenmiştir.” şeklinde ifade etmiştir. Burada; h çalışılan doğrultudaki kesit boyutudur. $H_w/L_w \leq 2$ olan perdelerde, eğilme etkisi altında plastik şekil değiştirmeler göz önüne alınmayacaktır.



Şekil 1.4 Plastik mafsal yöntemi ve mafsal boyunun tanımlanması (Kazaz ve Gülkan 2012).

$$\Delta = \Delta_y + \Delta_p = \left(\frac{\phi_y H^2}{3} \right) + (\phi - \phi_y) L_p (H - 0.5L_p) \quad (1.3)$$

$$\phi_y = 2.1 \frac{\epsilon_y}{h} \quad (1.4)$$

1.4. Betonarme Perdeler için Performans Limitleri

Yer değiştirmeye dayalı tasarım ve yapısal performans değerlendirme yöntemlerinin temelini, yer değiştirmelerin belirli performans seviyelerine tekabül eden hasar sınır değerleri ile karşılaştırılması sonucu yapının davranışının öngörülebileceği oluşturmaktadır. FEMA 356, ASCE/SEI 41 ve Eurocode 8 yönetmelikleri hasar sınırlarını, eğilme etkisindeki elemanlar için plastik mafsal dönmesi ve kesme etkisindeki elemanlar için kat ötelenmesi oranı olarak tanımlamaktadır. Verilen sınır değerler deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçların doğrusal olmayan statik (itme analizi) ve dinamik hesap yöntemlerinde (zaman-tanım alanında hesap yöntemi) kullanılan matematiksel modelleme teknikleriyle birleştirilmesiyle elde edilmiştir.

Ülkemizde kullanılan DBYBHY'de (2007) ise hasar sınırları, kesit birim şekil değiştirme kapasiteleri ile tanımlanır.

Yönetmeliklerde yer alan hasar sınırlarını incelemek amacıyla ASCE/SEI 41, Eurocode 8, DBYBHY (2007), taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) ve TBDY (2018) yönetmeliklerinde betonarme perde elemanlar için sınır durumları irdelenmektedir.

1.4.1. Yönetmelik performans limitleri

Betonarme elemanlar için performansa dayalı sınır durumları yönetmeliklerde benzerlik göstermektedir. Yönetmeliklerde üç sınır durum tanımlanmıştır. Bunlar;

ASCE/SEI 41 için,

- Kullanıma Devam (Immediate Occupancy - IO)
- Can Güvenliği (Life Safety - LS)
- Göçmenin Önlenmesi (Collapse Prevention - CP)

1. GİRİŞ

Eurocode 8 için,

- Minimum Hasar (Damage Limitation - DL)
- Belirgin Hasar (Significant Damage - SD)
- Göçme Öncesi (Near Collapse - NC)

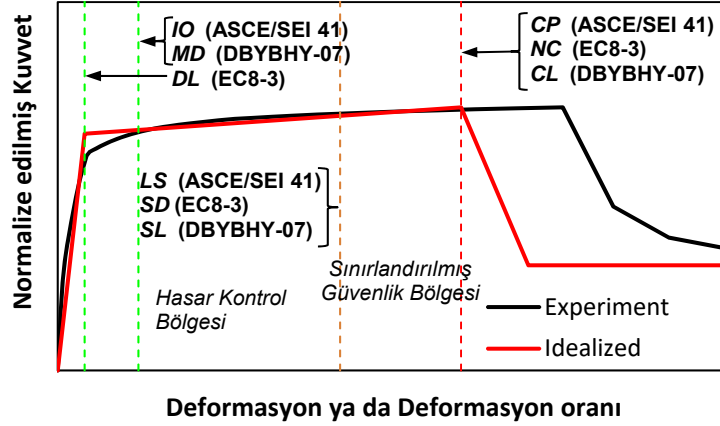
DBYBHY (2007) ve Taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) için,

- Minimum Hasar Sınırı (MN)
- Güvenlik Sınırı (GV)
- Göçme Sınırı (GÇ)

TBDY (2018) için,

- Sınırlı Hasar (SH)
- Kontrollü Hasar (KH)
- Göçmenin Önlenmesi (GÖ)

Kazaz vd. (2012) yaptıkları çalışmada yönetmeliklerde yer alan performans sınırlarını grafik üzerinde Şekil 1.5'te göstermişlerdir. Bu şekilden anlaşılacağı üzere minimum hasarla yapının kullanılmaya devam edilebileceği hasar sınırları için ASCE/SEI 41 ve DBYBHY bir miktar akma sonrası doğrusal olmayan davranış öngörürken, EC8 (Eurocode 8) elastik davranışın sonlandığı akma noktasını minimum hasar için esas almaktadır. Takip eden bölümlerde farklı yönetmeliklerde hasar sınır durumları için önerilen yaklaşımlar ve bağıntılar tanıtılacaktır.



Şekil 1.5 Plastik mafsalsal yöntem ve mafsalsal boyunun tanımlanması (Kazaz ve Gülkan 2012).

1.4.2. ASCE/SEI 41 performans limitleri

Amerika Birleşik Devletleri İnşaat Mühendisliği Topluluğu (American Society of Civil Engineers) tarafından yayınlanan ASCE/SEI 41 (2013) standardı; mevcut yapıların deprem altındaki performanslarının değerlendirilmesinde ve güçlendirilmesinde uygulanacak hesap kuralları ve ilkelerini içermektedir.

ASCE/SEI 41 yapıları farklı bölümlere ayrılmış olarak vermektedir. Bölüm 10: Betonarme olup betonarme yapı ve yapı elemanlarının performansları bu bölümde değerlendirilmektedir.

ASCE/SEI 41 betonarme perdelerde performans değerlendirmesini, kesit dönmesine bağlı olarak ifade etmektedir. ASCE/SEI 41 betonarme perdelerin yükseklik boy oranına (H_w/L_w) göre perdelerin göçme modlarını belirlemektedir. Eğilme tarafından kontrol edilen ve kesme tarafından kontrol edilen perde elemanları için ayrı sınır durumları ortaya koymaktadır. Perde elemanda $H_w/L_w > 3$ ise narin perde ve eğilme etkisinde, $H_w/L_w < 1.5$ ise kısa perde ve kesme etkisinde ve $1.5 < H_w/L_w < 3$ durumunda kesme ve eğilme etkisindedir. Eğilme etkisindeki elemanlar için hasar sınırı plastik mafsalsal dönme açısı (θ) ve kesme etkisindeki elemanlar için hasar sınırı kat ötelenmesi oranı olarak tanımlanmaktadır. Eğilme tarafından kontrol edilen perde elemanın plastik mafsalsal dönmesi sınırları Çizelge 1.1'de verilmektedir. Plastik mafsalsal dönmesinin aksenal yük oranı (P/P_o burada $P_o = f_c A_w$), normalize edilmiş kesme gerilmesi

1. GİRİŞ

$(v=V_{max}/(t_w l_w \sqrt{f_c}))$ ve perde uç bölgesinde sargının yeterli olup olmamasına bağlı olarak değiştiği görülmektedir.

Çizelge 1.1 Eğilme tarafından kontrol edilen perde elemanları için plastik mafsal dönme limitleri.

			Kabul edilebilir Plastik Mafsal Dönmesi (radyan)		
			Performans Seviyesi		
			IO	LS	CP
Perde duvar ve perde bölümleri					
$\frac{(A_s - A_s') f_y + P}{t_w l_w f_c'}$	$\frac{V_{max}}{t_w l_w \sqrt{f_c'}}$	Yeterli Sargılı Uç Bölge			
≤ 0.10	$\leq 0.33 (4)^*$	Evet	0.005	0.015	0.020
≤ 0.10	$\geq 0.50 (6)^*$	Evet	0.004	0.010	0.015
≥ 0.25	$\leq 0.33 (4)^*$	Evet	0.003	0.009	0.012
≥ 0.25	$\geq 0.50 (6)^*$	Evet	0.0015	0.005	0.010
≤ 0.10	$\leq 0.33 (4)^*$	Hayır	0.002	0.008	0.015
≤ 0.10	$\geq 0.50 (6)^*$	Hayır	0.002	0.006	0.010
≥ 0.25	$\leq 0.33 (4)^*$	Hayır	0.001	0.003	0.005
≥ 0.25	$\geq 0.50 (6)^*$	Hayır	0.001	0.002	0.004

*Parantez içindeki değerler psi türündendir.

Burada; A_s : öngerilmemiş çekme donatısı alanı, A_s' : basınç donatısının alanı, f_y : donatı çeliği akma gerilmesi, P : aksenal yük, t_w : perde kalınlığı, l_w : perde boyu, f_c' : beton basınç dayanımı, V_{max} : maksimum kesme kuvvetidir.

Çizelge 1.1'de verilen sınır durumları, hesaplamalarda kullanılmak amacıyla fonksiyon olarak ifade edilmiştir (Çizelge 1.2). Fonksiyon oluşturulurken perde uç bölgesinin sargı durumunun belirlenmesinde, sargı donatısı oranı ($\rho_s = (\rho_{sx} + \rho_{sy})/2$) için sınır durumlar $\rho_s \leq 0.003$ durumu yetersiz sargı, $\rho_s \geq 0.005$ durumu yeterli sargı olarak alınmıştır.

1. GİRİŞ

Çizelge 1.2 Çizelge 1.1’de verilen limitlerin fonksiyon biçimleri.

	Performans Seviyesi	Denklem
Yeterli Sargılı Uç Bölge	IO	$\theta = 0.009 - 0.015P / P_o - 0.007\nu$
	LS	$\theta = 0.027 - 0.037P / P_o - 0.026\nu$
	CP	$\theta = 0.030 - 0.043P / P_o - 0.021\nu$
Yetersiz Sargılı Uç Bölge	IO	$\theta = 0.003 - 0.007P / P_o$
	LS	$\theta = 0.014 - 0.030P / P_o - 0.009\nu$
	CP	$\theta = 0.025 - 0.053P / P_o - 0.018\nu$

Kesme tarafından kontrol edilen perde elemanın toplam kat ötelenmesi sınırları Çizelge 1.3’de verilmektedir. Toplam kat ötelenmesi oranının eksenel yük oranına bağlı olarak değiştiği görülmektedir.

Çizelge 1.3 Kesme tarafından kontrol edilen perde elemanlar için toplam ötelenme oranı limitleri.

	Kabul edilebilir Toplam Ötelenme Oranı (%)		
	Performans Seviyesi		
	IO	LS	CP
Perde duvar ve perde bölümleri			
$\frac{(A_S - A_S')f_y + P}{t_w l_w f_c'} \leq 0.05$	0.40	1.5	2.0
$\frac{(A_S - A_S')f_y + P}{t_w l_w f_c'} > 0.05$	0.40	0.75	1.0

Burada; A_S : öngerilmemiş çekme donatısı alanı, A_S' : basınç donatısının alanı, f_y : donatı çeliği akma gerilmesi, P : eksenel yük, t_w : perde kalınlığı, l_w : perde boyu, f_c' : beton basınç dayanımıdır.

1.4.3. Eurocode 8 performans limitleri

Avrupa Standartlaştırma Komitesi (European Committee for Standardization) tarafından yayınlanan Eurocode 8 (2005) standardı; mevcut yapıların deprem altındaki

1. GİRİŞ

performans değerlendirilmesi ve güçlendirilmesinde uygulanacak hesap kuralları ve ilkelerini içermektedir.

Betonarme yapılar için uygulanacak hesap kuralları Bölüm 3: Binaların Değerlendirilmesi ve Güçlendirilmesi kısmında verilmektedir.

Eurocode 8 betonarme perdelerde performans değerlendirmesini elemanda bağ dönmesine bağlı olarak ifade etmektedir. Betonarme perdeler yükseklik-boy oranına göre $H_w/L_w > 2$ ise narin perde, $H_w/L_w < 2$ ise kısa perde olarak sınıflandırılmaktadır. Eğilme etkisindeki elemanlar için hasar sınırı plastik mafsal dönmesi (θ) ve kesme etkisindeki elemanlar için hasar sınırı kat ötelenmesi oranı olarak tanımlanmaktadır.

Minimum hasar bölgesi (DL) için plastik dönme sınır durumu

Hesaplanan eksen dönmesinin akma anındaki eksen dönmesinden küçük ($\theta_{DL} \leq \theta_y$) olması istenir.

$$\theta_y = \phi_y \frac{L_v + \alpha_v z}{3} + 0.002 \left(1 + 0.125 \frac{h}{L_v} \right) + 0.13 \phi_y \frac{d_b f_y}{\sqrt{f_c}} \quad (1.5)$$

Burada; ϕ_y : akma eğriliği, L_v : etkin kesme boyu ($L_v = M/V$), $\alpha_v z$: eğilme momenti diyagramı düzeltilmesidir ve sünek elemanlarda $\alpha_v = 0$ 'dır, $z = 0.8h$ 'dir (dikdörtgen kesitli perdelerde), h : perde boyu, d_b : çekme donatısı çapı, f_y : donatı çeliği akma gerilmesi ve f_c : beton basınç dayanımıdır. Bu denklemde birinci terim sünekliğin katkısını, ikinci terim kesme şekil değiştirmesinin katkısını ve üçüncü terim donatı sıyrılmasının katkısını ifade etmektedir.

Belirgin hasar bölgesi (SD) için plastik dönme sınır durumu

Belirgin hasar bölgesi (SD) için hesaplanan plastik dönmenin Denklem 1.6'da verilen göçme öncesi hasar durumundaki toplam nihai dönmesinin %75'inden küçük olması ($\theta_{SD} \leq 3/4 \theta_{um}$) istenir.

Göçme öncesi hasar bölgesi (NC) için plastik dönme sınır durumu

Göçme öncesi hasar bölgesi (NC) için hesaplanan plastik dönmesinin toplam nihai dönmesinden küçük olması ($\theta_{NC} \leq \theta_{um}$) istenir.

$$\theta_{um} = \frac{1}{\gamma_{el}} 0.016 (0.3^v) \left[\frac{\max(0.01; \omega')}{\max(0.01; \omega)} f_c \right]^{0.225} \left(\frac{L_v}{h} \right)^{0.35} 25^{\left(\alpha \rho_{sx} \frac{f_{yw}}{f_c} \right)} (1.25^{100 \rho_d}) \quad (1.6)$$

Burada; γ_{el} : eleman önem katsayısıdır ve birincil elemanlarda 1.50, ikincil elemanlarda 1.0 alınır, $v (=N/bhf_c)$: aksenal yük oranı, ω' : basınca çalışan boyuna donatıların mekanik oranı, ω : çekmeye çalışan boyuna donatıların mekanik oranı, f_c : beton basınç dayanımı, L_v : etkin kesme boyu, h : perde boyu, ρ_{sx} : x yönündeki enine donatı oranı, f_{yw} : enine donatı akma dayanımı, ρ_d : diyagonal donatı oranı (eğer varsa) ve α : sargı etkinliği faktörü olup Denklem 1.7 ile hesaplanır.

$$\alpha = \left(1 - \frac{s_h}{2b_o} \right) \left(1 - \frac{s_h}{2h_o} \right) \left(1 - \frac{\sum b_i^2}{6h_o b_o} \right) \quad (1.7)$$

Burada; s_h : enine donatı aralığı, b_o : çekirdek betonun genişliği (enine donatının ekseninden eksenine), h_o : çekirdek betonun derinliği (enine donatının ekseninden eksenine), b_i : tutulu boyuna donatılar arası eksen uzaklığıdır.

Yönetmeliğe göre, Denklem 1.6'da verilen nihai dönme; perde elemanlar için 1.60'a bölünerek, özel deprem detaylandırılması yapılmamış elemanlar için 0.825 ile çarpılarak hesaplanır.

Göçme öncesi hasar bölgesi (NC) için tekrarlı yükler altında sünek betonarme elemanlara ait plastik nihai dönme Denklem 1.8'de verilmektedir.

$$\theta_{um}^{pl} = \frac{1}{\gamma_{el}} 0.0145 (0.25^v) \left[\frac{\max(0.01; \omega')}{\max(0.01; \omega)} \right]^{0.3} f_c^{0.2} \left(\frac{L_v}{h} \right)^{0.35} 25^{\left(\alpha \rho_{sx} \frac{f_{yw}}{f_c} \right)} (1.275^{100 \rho_d}) \quad (1.8)$$

Burada; γ_{el} : eleman önem katsayısıdır ve birincil elemanlarda 1.80, ikincil elemanlarda 1.0 alınır, ν : eksenel yük oranı, ω' : basınca çalışan boyuna donatıların mekanik oranı, ω : çekmeye çalışan boyuna donatıların mekanik oranı, f_c : beton basınç dayanımı, L_v : etkin kesme boyu, h : perde boyu, ρ_{sx} : x yönündeki enine donatı oranı, f_{yw} : enine donatı akma dayanımı, ρ_d : diyagonal donatı oranı (eğer varsa) ve α : sargı etkinliği faktörü olup Denklem 1.7 ile elde edilir.

Yönetmeliğe göre, Denklem 1.8'de verilen plastik nihai dönme; perde elemanlar için 0.60 ile çarpılarak, özel deprem detaylandırılması yapılmamış elemanlar için 0.825 ile çarpılarak hesaplanır.

1.4.4. DBYBHY (2007) ve taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) performans limitleri

DBYBHY'de (2007) kesit düzeyinde taşıyıcı sistem performansı; beton ve donatı çeliğinin davranışı sonucunda ortaya çıkan kesit birim şekil değiştirmelerinin yönetmelikte tanımlanan birim şekil değiştirme kapasiteleri ile karşılaştırılması sonucu belirlenir. Kullanılan hesap programına bağlı olarak, kesit sınırlarında donatı çeliği çekme ve beton basınç birim şekil değiştirme talepleri doğrudan (fiber modelleme tekniği kullanılmışsa) veya elde edilen kesit dönmelerinde dönüştürülerek (genellenmiş yığılı plastik mafsallık tekniği kullanılmışsa), zaman-tanım alanında hesap yöntemi veya itme analizlerinden elde edilir. İkinci yöntemin geçerli olduğu durumlarda çubuk eleman olarak modellenen kolon, perde ve kirişlerin plastik mafsallık bölgelerinde elde edilen plastik dönme açısı (θ_p) plastik eğrilik (ϕ_p) çevrilir ve eşdeğer akma eğrilik (ϕ_y) eklenir.

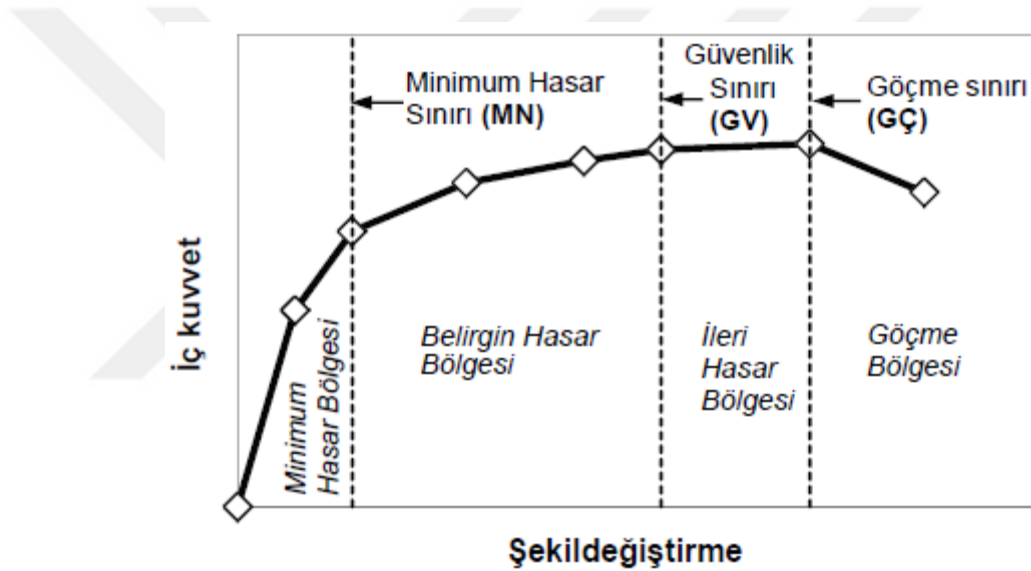
$$\phi_p = \frac{\theta_p}{L_p} \rightarrow \phi_t = \phi_y + \phi_p \quad (1.9)$$

Betonarme sistemlerde kritik kesitlerde beton basınç birim şekil değiştirme değeri ile donatı çeliği birim şekil değiştirme değeri, Denklem 1.9 ile tanımlanan toplam eğrilik (ϕ_t) ile moment-eğrilik hesabı ile belirlenir. Kritik kesitlerin moment-

1. GİRİŞ

eğrilik hesaplarında, beton ve çelik malzeme gerilme-şekil değiştirme ilişkileri kullanılabilir. Hesaplanan birim şekil değiştirme değerleri ile yönetmelikte tanımlanan sınır şekil değiştirme değerleri karşılaştırılarak elemanın hasar durumuna karar verilir. Eleman hasar durumlarının oran ve dağılımı yapının tamamının hasar göreceği kategoriyi belirler. Bu şekilde binanın performansına karar verilir.

DBYBHY’de (2007) yedinci bölümünde binaların performansının doğrusal elastik olmayan yöntemlerle belirlenmesinde sünek elemanlar için kesit düzeyinde üç sınır durum tanımlanmaktadır. Bunlar; Minimum Hasar Sınırı (MN), Güvenlik Sınırı (GV) ve Göçme Sınırı (GÇ)’dir (Şekil 1.6).



Şekil 1.6 Kesit hasar sınırları (Kazaz ve Gülkan 2012).

Kesit Minimum Hasar Sınırı (MN) için kesitin en dış lifindeki beton basınç şekil değiştirmesi ile donatı çeliği birim şekil değiştirmesi üst sınırları:

$$(\varepsilon_{cu})_{MN} = 0.0035 ; \quad (\varepsilon_s)_{MN} = 0.010 \quad (1.10)$$

Kesit Güvenlik Sınırı (GV) için etriye içindeki bölgenin en dış lifindeki beton birim şekil değiştirmesi ile donatı çeliği birim şekil değiştirmesi üst sınırları:

$$(\varepsilon_{cg})_{GV} = 0.0035 + 0.01(\rho_s / \rho_{sm}) \leq 0.0135 ; \quad (\varepsilon_s)_{GV} = 0.040 \quad (1.11)$$

Kesit Göçme Sınırı (GÇ) için etriye içindeki bölgenin en dış lifindeki beton ile donatı çeliği birim şekil değiştirmesi üst sınırları:

$$(\varepsilon_{cg})_{GC} = 0.004 + 0.014(\rho_s / \rho_{sm}) \leq 0.018; \quad (\varepsilon_s)_{GC} = 0.060 \quad (1.12)$$

Verilen üst sınır bağıntılarında, ε_{cu} : kesitin en dış lifindeki beton basınç birim şekil değiştirmesi, ε_{cg} : etriye içindeki bölgenin en dış lifindeki beton basınç birim şekil değiştirmesi, ε_s : donatı çeliği birim şekil değiştirmesi ve (ρ_s/ρ_{sm}) : kesitte bulunan enine donatının hacimsel oranının, kesitte yönetmeliğe göre bulunması gereken enine donatının hacimsel oranına oranıdır.

Yönetmelikte perde uç bölgelerinde sargı donatısının hesaplanmasında önerilen bağıntı Denklem 1.14'te verilmektedir. Kolon gibi tasarlanan perde elemanlarının, uç bölgelerinde uygulanması istenilen sargı donatısı kolonlar için gerekenin 2/3'ü kadar verilmektedir. Denklem 1.13'te verilen bağıntının 2/3'ü alınmış ve Denklem 1.14 elde edilmiştir.

$$\rho_{sm} \geq 0.075 f_{ck} / f_{ywk} \quad (1.13)$$

$$\rho_{sm} = 0.05 f_{ck} / f_{ywk} \quad (1.14)$$

Burada; ρ_{sm} : kesitte yönetmeliğe göre bulunması gereken enine donatının hacimsel oranı, f_{ck} : betonun karakteristik silindir basınç dayanımı ve f_{ywk} : enine donatının karakteristik akma dayanımıdır.

Taslak olarak yayınlanan TBDY'de (2016) şekil değiştirme hesabı yapılan betonarme kesitin kesme kuvveti oranına bağlı olarak hasar sınırları azaltılmaktadır.

Kesme kuvveti oranı $\frac{V_e}{b_w d f_{ctm}} < 0.65$ ise hesaplanan şekil değiştirme üst sınırları

geçerlidir. Kesme kuvveti oranı 1.30'dan büyük ise hesaplanan şekil değiştirme üst sınırları 0.50 ile çarpılarak azaltılacaktır. Ara değerler için doğrusal enterpolasyon uygulanacaktır.

1.4.5. TBDY (2018) performans limitleri

Afet ve Acil Durum Yönetimi (AFAD) tarafından 18 Mart 2018 tarihli resmi gazetede yayınlanan Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY-2018); yeniden yapılacak, değiştirilecek, büyütülecek resmi ve özel tüm binaların ve bina türü yapıların tamamının veya bölümlerinin deprem etkisi altında tasarımı ve yapımı ile mevcut binaların deprem etkisi altındaki performanslarının değerlendirilmesi ve güçlendirilmesi için gerekli kuralları ve koşulları içermektedir. Bu yönetmelik 1 Ocak 2019 tarihinde yürürlüğe girecektir.

Betonarme elemanlar için izin verilen şekil değiştirme ve iç kuvvet sınırları 5. Bölüm'de, deprem etkisi altında mevcut bina sistemlerinin değerlendirilmesi ve güçlendirilme tasarımı için özel kurallar 15. Bölüm'de verilmiştir.

Yönetmelikte doğrusal olmayan davranış modeli olarak yığılı plastik davranış modeli ve yayılı plastik davranış modeli tanımlanmaktadır.

- **Yığılı plastik davranış modeli:** iç kuvvetlerin plastik kapasitelerine eriştiği sonlu uzunluktaki bölgeler boyunca, plastik şekil değiştirmelerin düzgün yayılı biçimde oluştuğunu varsaymaktadır. Plastik mafsal boyu olarak adlandırılan plastik şekil değiştirme bölgesinin uzunluğu (L_p), çalışan doğrultudaki kesit boyutunun (h) yarısına eşit alınacaktır ($L_p = 0.5h$).
- **Yayılı plastik davranış modeli:** sonlu uzunluktaki uç bölgeleri (plastik şekil değiştirme bölgeleri) veya elemanın tüm uzunluğu boyunca doğrusal olmayan şekil değiştirmeleri sürekli (yayılı) biçimde göz önüne almak üzere kullanılabilir.

Yeni betonarme bina elemanları için izin verilen şekil değiştirme ve iç kuvvet sınırları; toplam birim şekil değiştirmelerini ve plastik dönmelerini içermektedir. Birim şekil değiştirmelerin hesabında dikdörtgen kesitli ve dairesel kesitli elemanlar için ayrı sınırlar verilmektedir. Bu çalışmada dikdörtgen kesitli kolon, kiriş ve perde elemanları için birim şekil değiştirme sınırlarına yer verilmektedir.

Sınırlı Hasar (SH) performans düzeyi

Hesaplanan beton ve donatı çeliği için izin verilen toplam birim şekil değiştirmeler:

$$\varepsilon_c^{(SH)} = 0.0025 \qquad \varepsilon_s^{(SH)} = 0.0075 \qquad (1.15)$$

Kontrollü Hasar (KH) performans düzeyi

Hesaplanan beton ve donatı çeliği için izin verilen toplam birim şekil değiştirmeler;

$$\varepsilon_c^{(KH)} = 0.75\varepsilon_c^{(GÖ)} \qquad \varepsilon_s^{(KH)} = 0.75\varepsilon_s^{(GÖ)} \qquad (1.16)$$

Göçmenin Önlenmesi (GÖ) performans düzeyi

Yayıllı plastik davranış modeline göre hesaplanan beton ve donatı çeliği için izin verilen toplam birim şekil değiştirmeler;

Beton için,

$$\varepsilon_c^{(GÖ)} = 0.0035 + 0.04\sqrt{\omega_{we}} \leq 0.018 \qquad (1.17)$$

Bu bağıntılardaki ilk terim sargısız betonun (kabuk betonu) birim kışalmasına karşılık gelmektedir. ω_{we} etkin sargı donatısının mekanik donatı oranını göstermektedir.

$$\omega_{we} = \alpha_{se} \rho_{sh,min} \frac{f_{ywe}}{f_{ce}} \qquad (1.18)$$

Burada; α_{se} : sargı donatısı etkinlik katsayısı olup Denklem (1.19) ile elde edilir, $\rho_{sh,min}$: dikdörtgen kesitte iki yatay doğrultuda hacimsel enine donatı oranının küçük

1. GİRİŞ

olanını, f_{yve} : enine donatının ortalama (beklenen) akma dayanımını f_{ce} : betonun ortalama (beklenen) basınç dayanımını göstermektedir.

$$\alpha_{se} = \left(1 - \frac{\sum a_i^2}{6b_o h_o}\right) \left(1 - \frac{s}{2b_o}\right) \left(1 - \frac{s}{2h_o}\right) \quad (1.19)$$

Burada, a_i : bir etriye kolu veya çiroz tarafından mesnetlenen boyuna donatıların eksenleri arasındaki uzaklığı, b_o ve h_o sargı donatısı eksenlerinden ölçülen sargılı beton boyutlarını ve s : enine donatı aralığını göstermektedir.

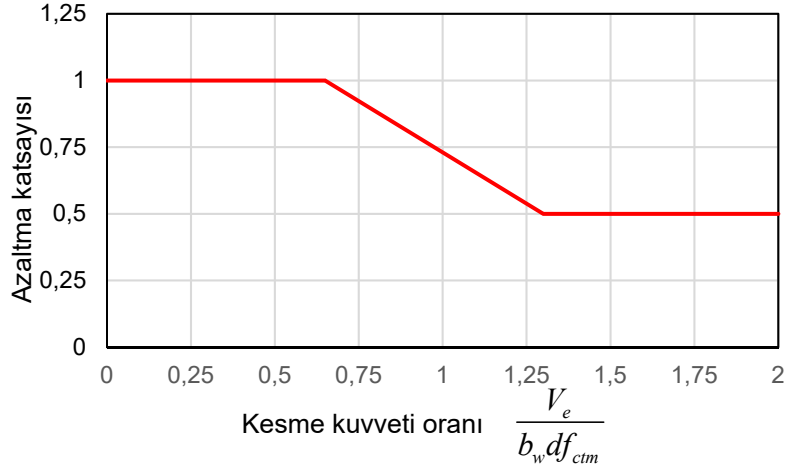
Donatı çeliği için,

$$\varepsilon_s^{(GÖ)} = 0.4\varepsilon_{su} \quad (1.20)$$

Burada; ε_{su} : çekme dayanımına karşı gelen birim uzamayı göstermektedir. Bu değer $f_y=220\text{MPa}$ için 0.12, $f_y=420\text{MPa}$ için 0.08'dir.

Yönetmelikte şekil değiştirme hesabı yapılan betonarme kesitin kesme kuvveti oranına bağlı olarak hasar sınırları azaltılmaktadır. Kesme kuvveti oranı $\frac{V_e}{b_w d f_{ctm}} < 0.65$ ise hesaplanan şekil değiştirme sınırları geçerlidir. Kesme kuvveti oranı 1.30'dan büyük ise hesaplanan şekil değiştirme üst sınırları 0.50 ile çarpılarak azaltılacaktır. Ara değerler için doğrusal enterpolasyon uygulanacaktır.

Taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) ve TBDY (2018) yönetmeliklerinde yer alan azaltma katsayısının kesme kuvveti oranına göre değişimini göstermek amacıyla Şekil 1.7'de verilen grafik oluşturulmuştur. Bu şekilde, betonarme perdelerde kesme etkisiyle oluşacak süneklikteki azalma, birim şekil değiştirme hasar sınırlarına yansıtılmaktadır.



Şekil 1.7 Birim şekil değiştirme hasar sınırlarını, kesme kuvvetine göre azaltmak için kullanılan katsayı.

1.5. Beton için Matematiksel Modeller

Beton basınca dayanıklı olması ve kolay şekil verilebilmesi nedeniyle oldukça yaygın olarak kullanılan bir yapı malzemesidir; fakat yeterli sünekliği sağlamaktan uzaktır. Bu nedenle betonun dayanımını arttırmak ve daha sünek bir davranış göstererek göçmeye gitmesi için sargılanması gerekmektedir. Sargılama şekli olarak etriyenin belirli aralıklarla betonu sarması en yaygın kullanımdır. Etriye aralığındaki belirli artış betonu yeterli düzeyde sarmaz ve yapının rijit davranış göstererek göçmesine neden olur.

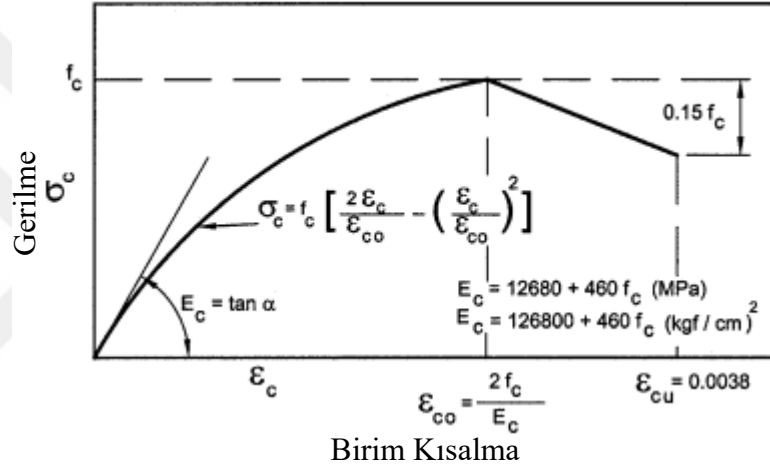
1.5.1. Sargılı ve sargısız beton modelleri

Betonarme elemanların doğrusal olmayan analizi sırasında, beton malzemesine ait $\sigma-\varepsilon$ eğrisinin tanımlanması gerekmektedir. Basınç gerilmeleri için geliştirilen matematiksel modellerden en yaygın olarak kullanılanları; Hognestad, Geliştirilmiş Kent-Park, Sheikh-Üzümeri, Mander ve Saatçioğlu-Razvi modelleridir. Hognestad modeli dışındaki diğer modellerde sargı etkisi de dikkate alınmaktadır. Sheikh-Üzümeri modeli ile Saatçioğlu-Razvi modeli, sadece sargılı betonun $\sigma-\varepsilon$ ilişkisi için tanımlanmaktadır. Geliştirilmiş Kent-Park modelinde dinamik yükler altındaki tersinir-tekrarlanır yükleme davranışları ele alınmakta, yükleme-boşaltma durumunda $\sigma-\varepsilon$ eğrisi tanımlanmaktadır.

Hognestad modeli

Sargısız betonun matematiksel modeli için kullanılan Hognestad modelinde σ - ε ilişkisi; maksimum gerilme noktasına kadar ikinci dereceden bir parabol, bu noktadan sonra bir doğru ile modellenmektedir (Şekil 1.8). Maksimum gerilmeye karşılık gelen birim kısalma Denklem (1.21)'de verilmektedir.

$$\varepsilon_{c0} = \frac{2f_c}{E_c} \quad (1.21)$$



Şekil 1.8 Hognestad modelinde σ - ε ilişkisi (Çolakoğlu 2014).

Modelde bulunan ikinci dereceden parabolün denklemi, Denklem (1.22)'de ve elastisite modülünün denklemi Denklem (1.23)'de verilmektedir.

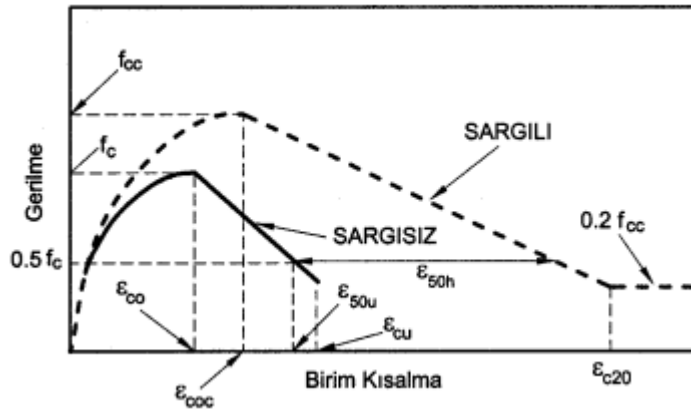
$$\sigma_c = f_c \left[\frac{2\varepsilon_c}{\varepsilon_{c0}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c0}} \right)^2 \right] \quad (1.22)$$

$$E_c = \tan \alpha = 12680 + 460 f_c \text{ (MPa)} \quad (1.23)$$

Burada; σ_c : beton gerilmesi, ε_c : betonun birim şekil değiştirmesi, ε_{c0} : betonun maksimum gerilmeye ulaştığı andaki birim şekil değiştirme değeri (genelde $\varepsilon_{c0}=0.0020$ alınır) ve f_c : beton basınç dayanımıdır.

Geliştirilmiş Kent-Park modeli

Bu modelde sargılı ve sargısız beton için iki ayrı $\sigma-\varepsilon$ eğrisi tanımlanmıştır. Sargı etkisi ile beton dayanımı f_c 'den f_{cc} 'ye, maksimum gerilmeye karşılık gelen birim kısalmanın ise ε_{co} 'dan ε_{coc} 'ye yükseldiği varsayılmaktadır. Modelde $\sigma-\varepsilon$ ilişkisi maksimum gerilme noktasına kadar ikinci dereceden bir parabol, bu noktadan sonra bir doğru ile modellenmektedir (Şekil 1.9).



Şekil 1.9 Geliştirilmiş Kent-Park modelinde $\sigma-\varepsilon$ ilişkisi (Çolakoğlu 2014).

Geliştirilmiş Kent-Park modelinde $\sigma-\varepsilon$ eğrilerini tanımlayan denklemler:

– Sargısız beton için parabolik eğri bölgesi:

$$\sigma_c = f_c \left[\frac{2\varepsilon_c}{\varepsilon_{c0}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c0}} \right)^2 \right] \quad (1.24)$$

– Sargılı beton için parabolik eğri bölgesi:

$$\sigma_c = f_{cc} \left[\frac{2\varepsilon_c}{\varepsilon_{coc}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{coc}} \right)^2 \right] \quad (1.25)$$

$$\varepsilon_{coc} = K \varepsilon_{co} \quad (1.26)$$

– Sargısız beton için doğrusal bölge:

$$\sigma_c = f_c [1 - Z_u (\varepsilon_c - \varepsilon_{co})] \quad (1.27)$$

$$Z_u = \frac{0.5}{\varepsilon_{50u} - \varepsilon_{co}} \quad (1.28)$$

$$\varepsilon_{50u} = \frac{3 + 0.285 f_c}{142 f_c - 1000} \geq \varepsilon_{co} \quad (1.29)$$

– Sargılı beton için doğrusal bölge:

$$K = 1 + \frac{\rho_s f_{ywk}}{f_c} \quad (1.30)$$

$$\sigma_c = f_{cc} [1 - Z_c (\varepsilon_c - \varepsilon_{coc})] \geq 0.2 f_{cc} \quad (1.31)$$

$$Z_c = \frac{0.5}{\varepsilon_{50u} + \varepsilon_{50h} - \varepsilon_{coc}} \quad (1.32)$$

$$\varepsilon_{50h} = 0.75 \rho_s \left(\frac{b_k}{s} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (1.33)$$

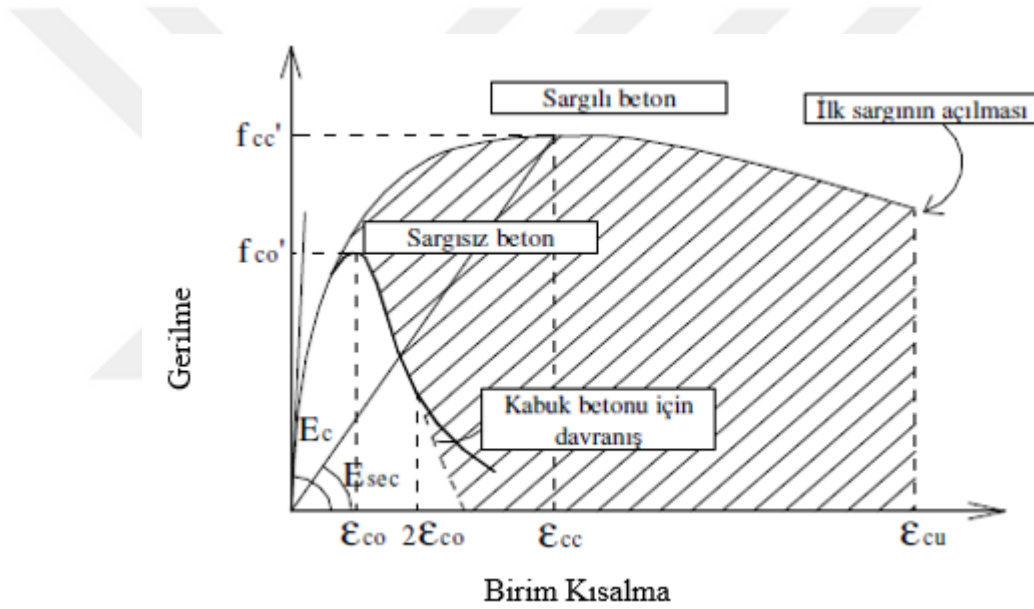
Burada; σ_c : beton gerilmesi, f_c : sargısız betonun basınç dayanımıdır ve genelde $f_c = f_{ck}$ alınır, f_{cc} : sargılı beton basınç dayanımı ($f_{cc} = K f_c$), ε_{coc} : sargılı betonda maksimum gerilmeye karşılık gelen birim şekil değiştirme ve ε_{co} : sargısız betonda maksimum gerilme altındaki birim şekil değiştirme (genelde $\varepsilon_{co} = 0.0020$ alınır), Z_u , Z_c , sırasıyla, sargısız ve sargılı betondaki σ - ε eğrilerinin doğrusal bölümünün boyutsuz eğimi, b_k : etriye dışından etriye dışına ölçülen çekirdek betonun küçük boyutu, h_k : etriye dışından

1. GİRİŞ

etriye dışına ölçülen çekirdek betonun büyük boyutu ρ_s : sargı donatısı kesit alanı, f_{ywk} : sargı donatısının minimum akma dayanımı ve s : sargı donatısı aralığıdır.

Mander modeli

Çolakoğlu (2014) Mander modelindeki görüşünü “Mander ve çalışma ekibi, 1988 yılında hem spiral hem de dikdörtgenel enine donatılı kesitlere uygulanabilen bir model önermişlerdir (Mander et al. 1988). Model Sheikh-Üzümeri modeline (Sheikh and Üzümeri 1982) benzer şekilde, etkili olarak sargılanan beton alanı hesaplanmasına dayanmaktadır. Modele göre etkili sargılanamayan beton alanı yatayda boyuna tutulu donatılar arasında, düşeyde de enine donatı adımları arasında 45° derece ilk eğim açısına sahip ikinci derece bir parabol şekline sahiptir. Sheikh-Üzümeri modelinde merkezden merkeze alınan donatılar arası mesafe yerine donatılar arasında bulunan net açıklık dikkate alınmaktadır. Mander tarafından önerilen sargısız ve sargılı beton davranış modelleri Şekil 1.10’da gösterilmiştir.” şeklinde ifade etmiştir.



Şekil 1.10 Mander modelinde σ - ε ilişkisi (Çolakoğlu 2014).

Mander modelinde σ - ε eğrilerini tanımlayan denklemler:

$$\sigma_c = \frac{f_{cc} x r}{r - 1 + x^r} \quad (1.34)$$

$$\sigma_c = 0 \quad (1.35)$$

$$f_{cc} = f_c \left[2,254 \sqrt{1 + \frac{7,94 f_1}{f_c}} - \frac{2 f_1}{f_c} - 1,254 \right] \quad (1.36)$$

$$x = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} \quad (1.37)$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left[1 + 5 \left(\frac{f_{cc}}{f_c} - 1 \right) \right] \quad (1.38)$$

$$r = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}} \quad (1.39)$$

$$E_{sec} = \frac{f_{cc}}{\varepsilon_{cc}} \quad (1.40)$$

$$E_c = 5000 \sqrt{f_c} \quad (1.41)$$

$$f_1 = \frac{f_{1x} + f_{1y}}{2} \quad (1.42)$$

$$f_{1x} = k_e \frac{A_{shx} f_{sy}}{sb} \quad (1.43)$$

$$f_{1y} = k_e \frac{A_{shy} f_{sy}}{sh} \quad (1.44)$$

$$k_e = \frac{\left(1 - \sum_{i=1}^n \frac{w_i^2}{6bh} \right) \left(1 - \frac{s'}{2b} \right) \left(1 - \frac{s'}{2h} \right)}{1 - \rho_{cc}} \quad (1.45)$$

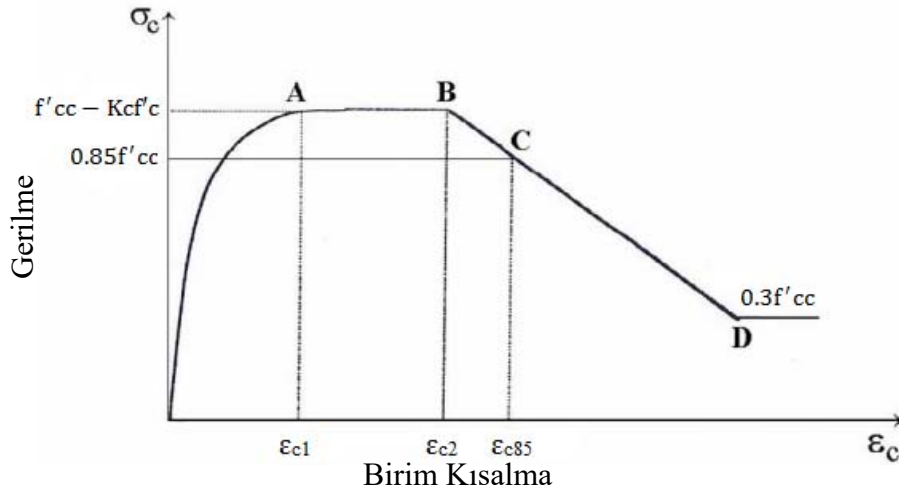
$$\varepsilon_{cu} = 0.004 + \frac{1,4 \rho_s f_{sy} \varepsilon_{su}}{f_{cc}} \quad (1.46)$$

1. GİRİŞ

Burada; f_t : ortalama yanal sargı basıncı, f_{lx} : x yönünde oluşan sargı basıncı, f_{ly} : y yönünde oluşan sargı basıncı, k_e : sargılamanın etkinliği katsayısı, A_{shx} : x yönünde uzanan toplam enine donatı kesit alanı, A_{shy} : y yönünde uzanan toplam enine donatı kesit alanı, b : enine donatı merkezlerinden ölçülen çekirdek betonun x'e paralel boyutu, h : enine donatı merkezlerinden ölçülen çekirdek betonun y'ye paralel boyutu, s : enine donatı merkezinden merkezine ölçülen etriye aralığı, s' : enine donatı net aralığı, n : boyuna donatı sayısı, w_i : boyuna donatılar arası i'nci net açıklık, ρ_{cc} : boyuna donatı kesit alanının beton çekirdek alanına oranı, ε_{cu} : beton nihai basınç birim şekil değiştirme değeri, ε_{cc} : maksimum gerilmeye karşılık gelen birim şekil değiştirme değeri ve ε_{su} : enine donatı nihai çekme birim şekil değiştirme değeridir.

Sheikh-Üzümeri modeli

Sheikh and Üzümeri (1980), kare kesitli kolonlarda sargı donatısının davranışa etkisini belirlemek için, 305x305x1960 mm boyutlarında numuneleri aksenal basınç altında deneye tabi tutmuşlardır. Deneysel sonuçlarına dayanarak sargı donatılı kolonlar için gerilme-şekil değiştirme modeli önermişlerdir (Şekil 1.11).



Şekil 1.11 Sheikh-Üzümeri modelinde σ - ε ilişkisi (Kaltakçı vd. 2006).

Sheikh-Üzümeri modelinde σ - ε eğrilerini tanımlayan denklemler:

$$K_c = 1 + \frac{b_c^2}{140P_{occ}} \left[\left(1 - \frac{nC^2}{5.5b_c^2} \right) \left(1 - \frac{s}{2b_c} \right)^2 \right] \sqrt{\rho_{sh} f_{sh}} \quad (1.47)$$

$$P_{occ} = 0.85 f'_{cc} (b_c^2 - A_s) \quad (1.48)$$

$$f'_{cc} = K_c f'_c \quad (1.49)$$

$$\varepsilon_{c1} = 80 K_c f'_c 10^6 \quad (1.50)$$

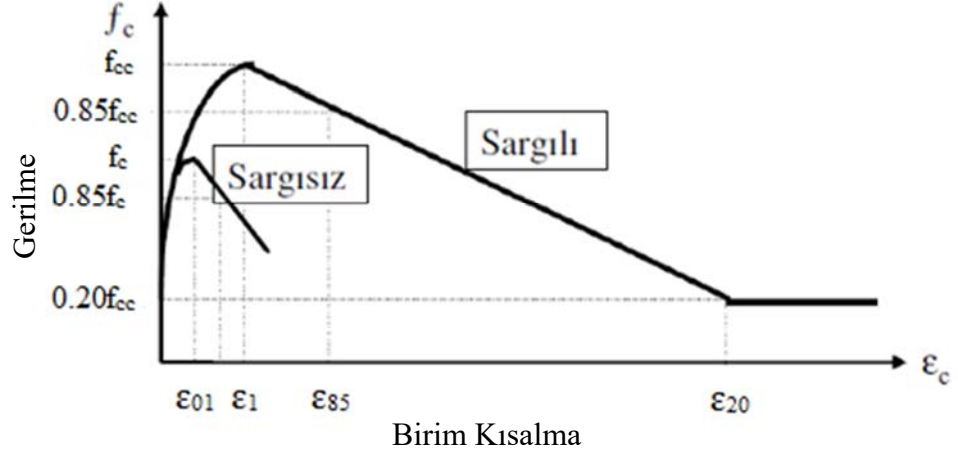
$$\varepsilon_{c2} = \varepsilon_{co} \left[1 + \frac{248}{C} \left(1 - 5 \left(\frac{s}{b_c} \right)^2 \right) \frac{\rho_{sh} f_{sh}}{\sqrt{f'_c}} \right] \quad (1.51)$$

$$\varepsilon_{c85} = 0.22 \rho_{sh} \frac{\sqrt{b_c}}{s} + \varepsilon_{c2} \quad (1.52)$$

Burada; b_c : sargılı kesit genişliği, s : enine donatı aralığı, ρ_{sh} : sargı donatısının hacimsel oranı, A_s : boyuna donatı enkesit alanı, f'_c : sarılmamış beton silindir basınç dayanımı, f'_{cc} : sarılmış beton basınç dayanımı, f_{sh} : enine donatı gerilmesi, n : kesitteki boyuna donatı sayısı, C : enine donatılar tarafından düzlem dışı hareketi önlenmiş boyuna donatılar arası mesafe, ε_c : beton birim şekil değişirmesi, ε_{c1} : Denklem (1.50) ile hesaplanan birim şekil değiştirme, ε_{c2} : Denklem (1.51) ile hesaplanan birim şekil değiştirme ve ε_{c85} : Denklem (1.52) ile hesaplanan birim şekil değiştirmedir.

Saatçioğlu-Razvi modeli

Bu model Saatçioğlu and Razvi (1992) tarafından önerilmiştir ve enine donatı yakınında maksimum değere ulaşan ve donatılar arasında azalan yanıl basıncın, ortalama değerinin hesaplanması esasına dayanır. Artan ilk bölüm bir parabol, azalan ikinci bölüm bir doğrudan oluşmaktadır (Şekil 1.12).



Şekil 1.12 Saatçioğlu-Razvi modelinde σ - ε ilişkisi (Çolakoğlu 2014).

Saatçioğlu-Razvi modelinde σ - ε eğrilerini tanımlayan denklemler:

$$\sigma_c = f_{cc} \left[\frac{2\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{coc}} \right)^2 \right]^{\frac{1}{1+2\lambda}} \quad (1.53)$$

$$\sigma_c = f_{cc} \left[1 - \frac{0,15(\varepsilon_c - \varepsilon_{cc})}{\varepsilon_{85} - \varepsilon_{cc}} \right] \quad (1.54)$$

$$\sigma_c = 0,2f_{cc} \quad (1.55)$$

$$f_{cc} = k_3 f_c + k_1 f_{1e} \quad (1.56)$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co}(1 + 5\lambda) \quad (1.57)$$

$$\lambda = \frac{k_1 f_{1e}}{k_3 f_c} \quad (1.58)$$

$$k_1 = 6,7(f_{1e})^{-0,17} \quad (1.59)$$

$$\varepsilon_{85} = 260\rho_s\varepsilon_{cc} + \varepsilon_{o85} \quad (1.60)$$

$$f_{1e} = \frac{f_{1ex}b_x + f_{1ey}b_y}{b_x + b_y} \quad (1.61)$$

$$f_{1ex} = \beta_x f_{1x} \quad (1.62)$$

$$f_{1ey} = \beta_y f_{1y} \quad (1.63)$$

$$f_{1x} = \frac{\sum A_o f_{sy} \sin \alpha_x}{sb_x} \quad (1.64)$$

$$f_{1y} = \frac{\sum A_o f_{sx} \sin \alpha_y}{sb_y} \quad (1.65)$$

$$\beta_x = 0.26 \sqrt{\left(\frac{b_x}{a_x}\right)\left(\frac{b_x}{s}\right)\left(\frac{1}{f_{1x}}\right)} \quad (1.66)$$

$$\beta_y = 0.26 \sqrt{\left(\frac{b_y}{a_y}\right)\left(\frac{b_y}{s}\right)\left(\frac{1}{f_{1y}}\right)} \quad (1.67)$$

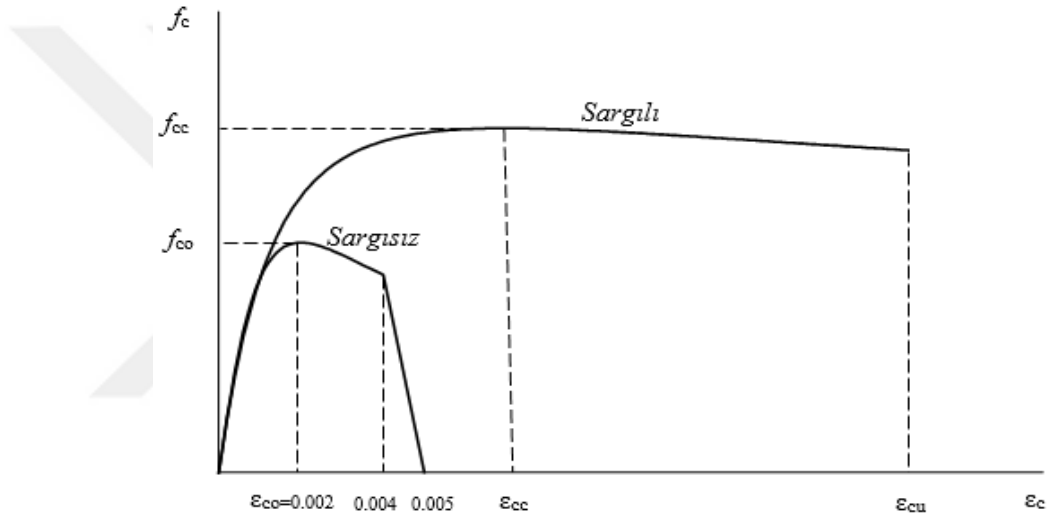
Burada; f_{1e} : efektif yanal sargı basıncı, f_{1x} : x yönünde oluşan sargı basıncı, f_{1y} : y yönünde oluşan sargı basıncı, f_{1ex} : x yönünde oluşan efektif sargı basıncı, f_{1ey} : y yönünde oluşan efektif sargı basıncı, k_3 : betonun özelliğine bağlı katsayı (“0.85 ile 1.0” arasındadır ve genel olarak “1.0” alınabilir), A_o : enine donatı kesit alanı, b_x : enine donatı merkezlerinden ölçülen çekirdek betonu x’e paralel boyutu, b_y : enine donatı merkezlerinden ölçülen çekirdek betonu y’ye paralel boyutu, s : enine donatı merkezinden merkezine ölçülen etriye aralığı, a_x : b_x boyunca tutulan boyuna donatılar arası mesafe, a_y : b_y boyunca tutulan boyuna donatılar arası mesafe, α_x : enine donatı ve b_x arasındaki açı, α_y : enine donatı ve b_y arasındaki açıdır.

1. GİRİŞ

Saatçioğlu-Razvi modeli Mander modeliyle tepe gerilmesi öncesi benzer eğriler vermekle birlikte, en büyük gerilme sonrası yumuşama bölgesinde daha gerçekçi bir davranış sergilemektedir. Bu nedenle çalışmada Saatçioğlu-Razvi modeli kullanılarak sargılı betonun gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri hesaplanmıştır.

1.5.2. DBYBHY’de (2007) önerilen beton ve donatı çeliği modeli

DBYBHY (2007) sargılı ve sargısız beton gerilme-birim şekil değiştirme malzeme modelleri için Mander modelini önermektedir (Şekil 1.13).



Şekil 1.13 DBYBHY’de (2007) önerilen Mander modeli.

Donatı çeliği için Denklem (1.68)’de gerilme-şekil değiştirme bağıntıları tanımlanmaktadır (Şekil 1.14).

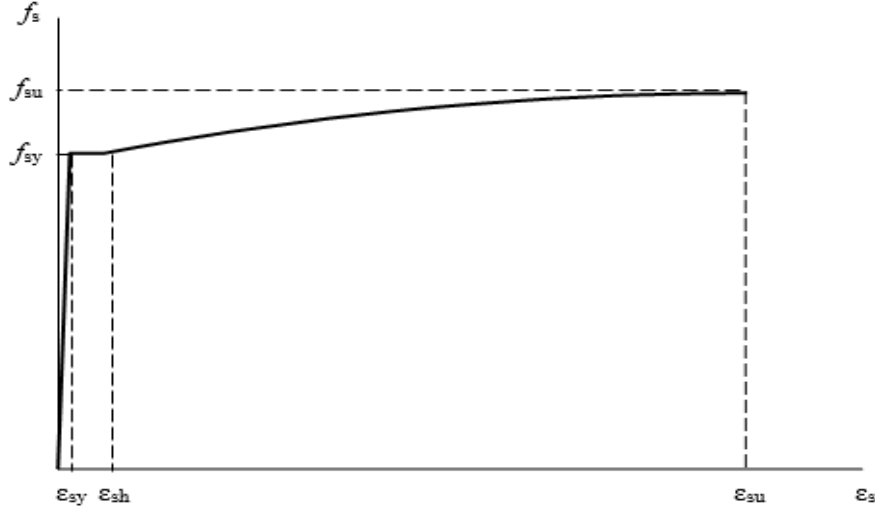
$$\begin{aligned} f_s &= E_s \varepsilon_s & (\varepsilon_s \leq \varepsilon_{sy}) \\ f_s &= f_{sy} & (\varepsilon_{sy} < \varepsilon_s \leq \varepsilon_{sh}) \\ f_s &= f_{su} - (f_{su} - f_{sy}) \frac{(\varepsilon_{su} - \varepsilon_s)^2}{(\varepsilon_{su} - \varepsilon_{sh})^2} & (\varepsilon_{sh} < \varepsilon_s \leq \varepsilon_{su}) \end{aligned} \quad (1.68)$$

Donatı çeliğinin elastiklik modülü $E_s=2 \times 10^5 \text{MPa}$ ’dır. S220 ve S420 kalitesindeki donatı çeliklerine ait diğer bilgiler Çizelge 1.4’de verilmektedir.

1. GİRİŞ

Çizelge 1.4 S220 ve S420 donatı çeliklerine ait bilgiler.

Kalite	f_{sy} (Mpa)	ϵ_{sy}	ϵ_{sh}	ϵ_{su}	f_{su} (Mpa)
S220	220	0.0011	0.011	0.16	275
S420	420	0.0021	0.008	0.10	550



Şekil 1.14 DBYBHY'de (2007) önerilen donatı çeliği modeli.

1.6. ANSYS'de Kullanılan Betonarme Malzeme Modelleri

1.6 ve 1.7 başlıkları altındaki içerikler ANSYS araç kutusu, Kazaz (2010) ve Çolakoğlu (2014) çalışmalarından uyarlanmıştır.

Beton malzemenin yükleme altındaki (bir eksenli, iki eksenli ve üç eksenli) davranışı oldukça karmaşıktır. Çatlama, ezilme, gerilme sertleşmesi, basınç azalması, aderans ayrışması gibi beton davranışları doğrusal olmayan malzeme modeli ile verilmektedir. Betonun doğrusal olmayan davranışının iki önemli sebebi; donatının plastik davranışı ve betonun yük altında çatlama ve kırılmasıdır. Çekme çatlakları betonun rijitliğini azaltır ve genellikle, iki eksenli çekme - basınç gerilmeleri taşıyan duvar, panel veya perde gibi elemanlar bulunan betonarme yapının doğrusal olmayan davranışını büyük oranda etkiler. Bu tür yapılar için betonun çatlama davranışını doğru modellemek, hiç şüphesiz ki en büyük zorluklardan biridir.

ANSYS betonarme elemanların modellenmesinde kullanılmak üzere farklı malzeme özellikleri sunar. Programda Willam-Warnke ölçütü beş parametre SOLID65 elemanı ile kullanılmak üzere verilmektedir. Modelde, betonda ezilme oluşana kadar gerilme-şekil değiştirme arasında, doğrusal elastik bir ilişki olduğu kabul edilir. Plastisite yasası kullanılmaz ise, betonun şekil değiştirme kapasitesi düşük çıkmaktadır. Çünkü kırılma-ezilme yükü aşılana kadar beton, doğrusal olmayan bir davranış göstermektedir. ANSYS yazılımı, basınç altındaki betonarme elemanların doğrusal olmayan davranışını yansıtabilecek birçok özelliği (kinematik ve izotropik plastisite) dikkate almaktadır. Drucker-Prager plastisite modeli (DP), Von-Mises tek eksenli (BISO) ve multi-doğrusal izotropik gerilme plastisitesinin (MISO) Willam-Warnke malzeme modelinin (CONC) gerilme göçme kriteri ile birleştirilmiş halidir. Parantez içinde verilen notasyon ANSYS de kullanılan plastisite modellerini ifade etmek için kullanılır.

1.6.1. Willam-Warnke göçme kriteri

Betonun göçme yüzeyinin genel özellikleri deneylerle tespit edilebilir. Deney sonuçları sapma yüzeyindeki göçme eğrisinin sahip olduğu genel özellikleri göstermektedir. Göçme eğrisinin özellikleri aşağıda verilmektedir.

- Göçme eğrisi düzgündür.
- Basınç gerilmelerinde göçme eğrisi dış bükeydir.
- Göçme eğrisinin enine kesiti üç eksenli simetriktir.
- Göçme eğrisi çekme ve küçük basınç gerilmeleri için yaklaşık üçgendir (Π yüzeyine yakın küçük ξ değerlerine karşılık gelen) ve yüksek basınç değerleri (ξ nin artmasına veya yüksek hidrostatik basınca karşılık gelen) için giderek şişkinleşir.

Bu durumdan sonra üç boyutlu gerilme yüzeyinde göçme yüzeyinin şekli sapma düzleminde kesit şekli ile boylam düzleminde (θ =sabit ile hidrostatik eksen içeren alan) meridyenlerle tanımlanabilir. Şekil 1.15’de yukarıda verilen özelliklere göre göçme yüzeyinin genel geometrik şekli verilmektedir.

1. GİRİŞ

Çizelge 1.5 Beton malzeme tanım çizelgesi.

Sembol	Açıklama
f_t	Tek eksenli çekme dayanımı
f_c	Tek eksenli basınç dayanımı
f_{cb}	İki eksenli basınç dayanımı
σ_h^a	Ortamdaki hidrostatik gerilme durumu
f_1	Hidrostatik gerilme durumuna (σ_h^a) eklenecek olan iki eksenli basınç durumu için basınç dayanımı
f_2	Hidrostatik gerilme durumuna (σ_h^a) eklenecek olan tek eksenli basınç durumu için basınç dayanımı

Kırılma yüzeyinin en az iki sabit (f_t, f_c) ile de tanımlanması mümkündür. Diğer üç sabit için ANSYS şu değerleri varsayar:

$$f_{cb} = 1,2f_c \quad (1.70)$$

$$f_1 = 1,45f_c \quad (1.71)$$

$$f_2 = 1,725f_c \quad (1.72)$$

Bu varsayılan değerler, sadece Denklem (1.73) şartının sağlandığı gerilme durumları için geçerlidir. Eğer hidrostatik gerilme durumu bu şartı sağlamazsa, kullanıcının bu parametreleri kendisinin tanımlaması gereklidir.

$$\sigma_h \leq \sqrt{3}f_c \quad (1.73)$$

Hem F fonksiyonu hem de S kırılma yüzeyi $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ ifadeleriyle gösterilen asal gerilme terimleri cinsinden ifade edilir. Bu asal gerilmeler:

$$\sigma_1 : \max(\sigma_{xp}, \sigma_{yp}, \sigma_{zp}) \quad (1.74)$$

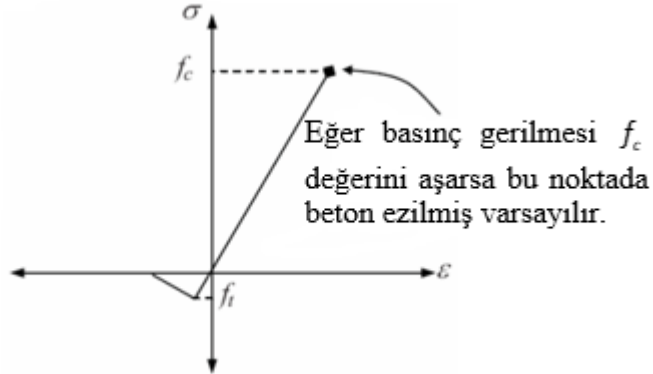
$$\sigma_3 : \min(\sigma_{xp}, \sigma_{yp}, \sigma_{zp}) \quad (1.75)$$

1. GİRİŞ

ve $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ tür. Betonun kırılma hali 4 grupta toplanabilir:

- 1) $0 \geq \sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ (Basınç-Basınç-Basınç)
- 2) $\sigma_1 \geq 0 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ (Çekme-Basınç-Basınç)
- 3) $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq 0 \geq \sigma_3$ (Çekme-Çekme-Basınç)
- 4) $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \geq 0$ (Çekme-Çekme-Çekme)

Willam-Warnke'nin göçme kriteri plastisite ilkesiyle birleştirilmemişse, betonun davranışı kırılma durumunda doğrusaldır ve kırılma gerilmesi güç kaybından dolayı ilk göçme yüzeyinde sonuçların sıfır olması ile eleman rijitliğini azaltır. Bir eksenli gerilme-şekil değiştirme ilişkisi Şekil 1.16'da verilmektedir. Plastisite ilkesiyle birleştirilen göçme kriterinin daha iyi sonuçlar vereceği görülmektedir.



Şekil 1.16 ANSYS'de Willam-Warnke bir eksenli gerilme durumu.

1.6.2. Von-Mises akma kriteri

Betonun basınç altındaki davranışını temsil etmede, izotropik zorlanmayla Von-Mises plastisite modeli (BISO), kinematik zorlanma veya bileşik zorlanma yaygın olarak kullanılır. İzotropik zorlanmayla Von-Mises akma kriteri Denklem (1.76)'daki gibi tanımlanır.

$$F = \sqrt{J_2} - \sigma(\varepsilon_p) = 0 \quad (1.76)$$

Burada J_2 , esas gerilme alanında tanımlanabilen ikinci gerilme değişmezi:

$$J_2 = \frac{1}{6} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 \right] \quad (1.77)$$

Denklem (1.76)'daki $\sigma(\varepsilon_p)$ plastik uzamaya karşılık gelen zorlanma gerilmesi olarak tanımlanır. ε_p Denklem 1.78'de verilmektedir.

$$\varepsilon_p = \sqrt{\sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^6 \frac{2}{3} \varepsilon_{ij}^p \varepsilon_{ij}^p} \quad (1.78)$$

Burada; ε_{ij}^p : birim uzama bileşenine karşılık gelen plastik kısımdır. Bu modelde hidrostatik gerilmenin büyüklüğünün bağımsız olması, büyük basınç gerilmelerinde beton için uygun plastisite modelinin oluşturulamamasına neden olmaktadır. Basınç durumunda, beton dayanımıyla uyumlu şekil değiştirmelerin birlikte verildiği BISO malzeme modelini ANSYS programında çelik donatının modellenmesinde kullanmak oldukça uygundur.

1.6.3. Drucker-Prager plastisite modeli

Granüler malzemenin basınç davranışının modellenmesi için ANSYS'de kullanılan ikinci bir malzeme modeli de Drucker-Prager akma kriteridir. Drucker-Prager tarafından önerilen Mohr-Coulomb yüzeyine düzgün bir yaklaşım Von-Mises akma kriterinin değiştirilmiş halidir.

$$f(I_1, I_2) = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - \tau_0 \quad (1.79)$$

Burada α ve τ_0 pozitif malzeme parametreleridir. $I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$ gerilme tensörünün birinci değişmezi, J_2 ise Denklem (1.77)'de verilmektedir. Aynı şekilde,

1. GİRİŞ

$\xi = I_1 / \sqrt{3}$ ve $r = \sqrt{2J_2}$ kullanılmasıyla gerilme durumunun geometrik yorumu ve akma yüzeyi belirlenebilir:

$$f(\xi, r) = \sqrt{6}\alpha\xi + r - \sqrt{2}\tau_0 = 0 \quad (1.80)$$

Gerilme tensörünün deviatorik bileşeni r ve hidrostatik bileşeni ξ 'dir. Drucker-Prager modeli çok eksenli basınç gerilmesi etkisindeki beton yüzeyinde iyi sonuçlar verir ve akma yüzeyi pürüzsüzdür. Deneysel verilerle Drucker-Prager modeli karşılaştırıldığında çok eksenli basınç gerilmesi etkisindeki betonun davranışını modellemede kullanılmasının uygun olduğu görülmüştür. Drucker-Prager modeli kullanıldığında basınç-çekme veya çekme-çekme yüklemesi yapılan betonun kapasitesi daha yüksek hesaplanmaktadır.

ANSYS programında kullanılan Drucker-Prager parametreleri (α ve τ_0) Mohr-Coulomb modelinde tanımlanan c ve ϕ terimleriyle yorumlanmaktadır. c parametresi kohezyon ve ϕ içsel sürtünme açısı olarak tanımlanır. Mohr-Coulomb kriteri için genel tanım Denklem (1.81)'deki gibidir.

$$(1 + \sin \phi)\sigma_1 - (1 - \sin \phi)\sigma_3 = 2c \cdot \cos \phi \quad (1.81)$$

Betonun bir eksenli çekme ve basınç göçme durumu için karakteristik dayanma değeri Mohr-Coulomb gerilme ilişkisiyle aşağıdaki gibi tanımlanır:

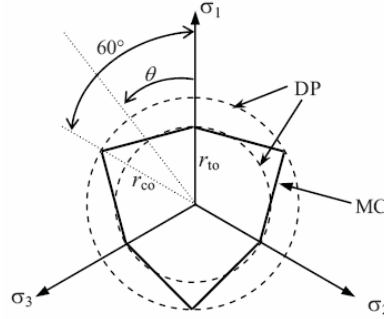
$$f_t = \frac{2c \cos \phi}{1 + \sin \phi} \quad (1.82)$$

$$f_c = \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi} \quad (1.83)$$

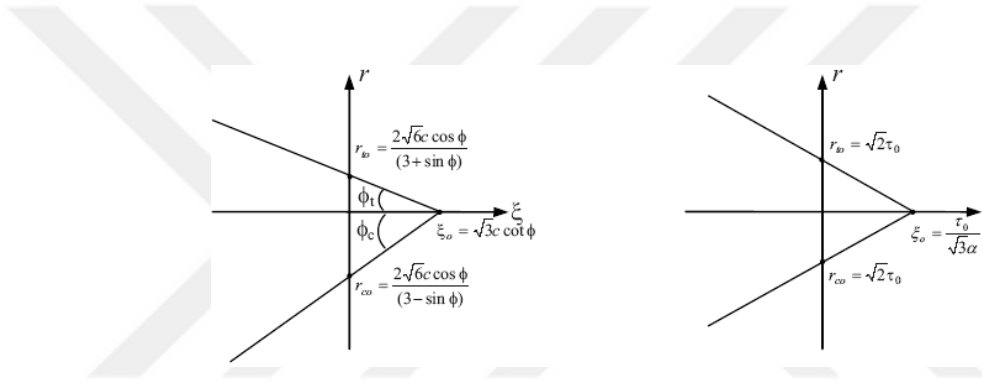
Drucker-Prager sabitleri, Mohr-Coulomb sabitleri c ve ϕ ile ilişkilendirilebilir. Drucker-Prager kriterinin konisinin büyüklüğü, basınç meridyenlerine karşılık gelen

1. GİRİŞ

köşelerin birleştirilmesiyle oluşan Mohr-Coulomb altığıni ile veya Şekil 1.17’de verilen çekme meridyenleriyle ayarlanabilir.



Şekil 1.17 Drucker-Prager kriterinin Mohr-Coulomb göçme yüzeyine eşlenmesi.



Şekil 1.18 Deviatorik Gerilme vb. durumunda meridyenlerin gösterimi.

Üç boyutlu eşleşen durumda, eğer iki göçme yüzeyi basınç meridyenlerinde karşılaşırsa malzeme sabitlerinden iki tanesi Denklem (1.84)’deki gibi ilişkilendirilir:

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad \tau_0 = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad (1.84)$$

Çekme meridyenleri kullanılırsa:

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 + \sin \phi)} \quad \tau_0 = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3}(3 + \sin \phi)} \quad (1.85)$$

Çeşitli yükleme durumlarında betonun davranışındaki değişiklikten dolayı malzeme sabitlerinin de farklı tanımlanması gerekir. Drucker-Prager sabitleri α ile τ_0 ,

1. GİRİŞ

iki eksenli gerilme durumunda Mohr-Coulomb sabitleri c ile ϕ , malzeme testlerinden elde edilen iki nokta ile bulunur.

Düzlem gerilme altında ($\sigma_2 = 0$), gerilme tensörünün değişmezleri, $I_1 = \sigma_1 + \sigma_3$ ve $J_2 = (\sigma_1^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1\sigma_3)/3$ olarak verilebilir. Bir eksenli basınç ve çekme testleri ile iki eksenli basınç deneyleri dikkate alınarak, gerilmenin temel değerleri, I_1 ve J_2 sabitleri ve Haigh-Westergaard koordinatları, ξ , r ve θ Çizelge 1.6'da verilmektedir.

Drucker-Prager kriteri durumu için, bir eksenli basınç (f_c) ve çekme (f_t) altında pik gerilmelerin değerleri yerine konur ve model parametreleri Denklem (1.82) ve (1.83) için çözülürse aşağıdaki ifadeler elde edilir.

$$\alpha = \frac{f_c - f_t}{\sqrt{3}(f_c + f_t)} \quad (1.86)$$

$$\tau_0 = \frac{2f_c f_t}{\sqrt{(f_c + f_t)}} \quad (1.87)$$

Düzlem gerilme durumu altında, Denklem 1.79'daki kriter Denklem (1.88) şeklinde verilebilir.

$$4(\sigma_1^2 + \sigma_3^2) + \left(2 - 3 \frac{f_c^2 + f_t^2}{f_c + f_t}\right) \sigma_1 \sigma_3 + 4(f_c + f_t)(\sigma_1 + \sigma_3) - 4f_c f_t = 0 \quad (1.88)$$

Çizelge 1.6 Drucker-Prager modeli parametrelerinin hesaplanması.

Gerilme Durumu	σ_1	σ_3	I_1	J_2	ξ	r	θ , derece
Bir Eksenli Çekme	f_t	0	f_t	$f_t^2/3$	$f_t/\sqrt{3}$	$f_t\sqrt{2/3}$	0
Bir Eksenli Basınç	0	$-f_c$	$-f_c$	$f_c^2/3$	$f_c/\sqrt{3}$	$f_c\sqrt{2/3}$	60
Eş İki Eksenli Basınç	$-f_{bc}$	$-f_{bc}$	$-2f_{bc}$	$f_{bc}^2/3$	$-2f_{bc}/\sqrt{3}$	$f_{bc}\sqrt{2/3}$	0

f_t/f_c oranına bağlı olarak Denklem (1.89) elips, parabol veya hiperbol olabilir. Çekme ve basınç altındaki bir eksenli dayanımların birbirine uyumuyla, gerçek göçme zarfında tek eksenli çekme ve çekme-basınca karşılık gelen uygun bir değer kullanmak gerekir. Ancak, basınç-basınca altında eş iki eksenli dayanım noktası sonsuz olur, çünkü f_t/f_c oranı azalır. Diğer yandan, bir eksenli basınç durumunda iyi bir yaklaşım elde etmek için tek eksenli ve eş iki eksenli basınç (f_{bc}) dayanımı birleştirilmelidir. Bu sonuçla;

$$\alpha = \frac{f_{bc} - f_c}{\sqrt{3}(2f_{bc} - f_c)} \quad (1.89)$$

$$\tau_0 = \frac{f_{bc}f_c}{\sqrt{3}\sqrt{2}(f_{bc} - f_c)} \quad (1.90)$$

Denklem (1.89)'a benzer olarak, düzlem gerilme altında, basınç bölgesinde daha iyi bir yaklaşım elde edebilmek için Denklem (1.91) şeklinde de yazılabilir.

$$\left(2 - 3\frac{f_{bc}}{f_c}\right)(\sigma_1^2 + \sigma_3^2) + \left(3\frac{2f_{cb}^2 + f_c^2}{f_c f_{bc}} - 8\right)\sigma_1\sigma_3 - 2(f_{bc} - f_c)(\sigma_1 + \sigma_3) + f_c f_{bc} = 0 \quad (1.91)$$

1.6.4. Multilineer pekleşme plastisitesi modeli (MISO, MKIN ve KINH)

Basınç etkisindeki betonun modellenmesinde kullanılan BISO ve DP modellerinin en büyük eksikliği, hem betondaki yumuşamanın modellenememesi, hem de zorlanma ve yumuşamadan sonraki davranışın modellenememesinden kaynaklanmaktadır.

Betonun gerilme-şekil değiştirme eğrisinin azalan eğri kısmı için ANSYS malzeme modelleri kütüphanesindeki multilineer plastisite modeli kullanılır. Multilineer izotropik sertleşme (Multilineer Isotropic Hardening, MISO) özellikleri iki doğrulu eğri

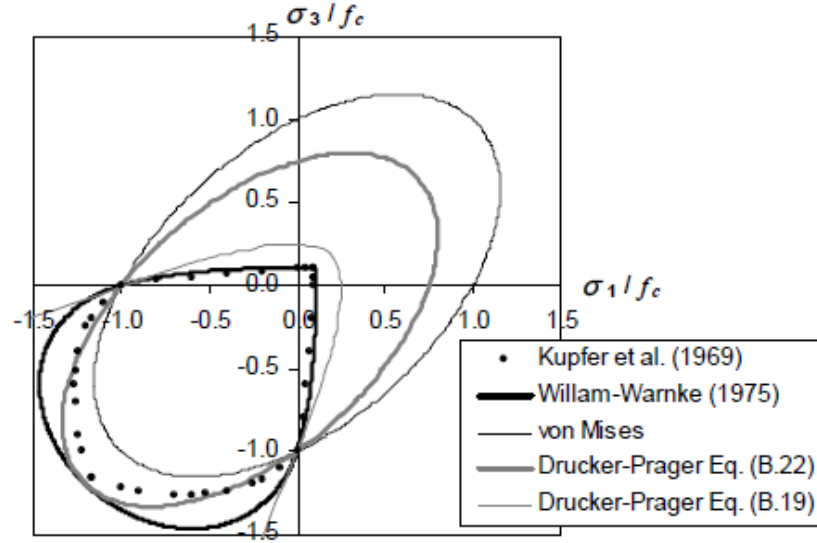
yerine multilineer doğru kullanılması dışında iki doğrulu izotropik sertleşme özelliklerine benzer.

Tepe noktalarıyla tanımlanan ve pekleşme özelliklerinin tanımlandığı malzeme modelleri kullanıldığı zaman, sonlu eleman çözümlerinin sonlu eleman boyutunda sahte bir duyarlığa sahip olduğu ve burada elemanların yakınsamasında zorluklarla karşılaşmaktadır. Ayrıca, doğrusal olmayan sonlu eleman analizi kuvvet tipi yüklemde, modelin ulaştığı nihai kuvvetten sonra gerilme-şekil değiştirme eğrisinin düşmeye başladığı yumuşama kısmını verememektedir. Betonarme elemanın, yer değiştirme kontrollü yüklenmesi nihai yüklemekten sonra yakınsama sağlanması amacıyla verilir.

1.6.5. Birleştirilmiş malzeme modeli

Beton davranışı modellenirken basınç yüklemesi için yukarıda bahsedilen modeller, çekme yüklemesi için Willam-Warnke modeli ile birlikte kullanılarak kırılma yüzeylerinin plastik davranışı verilmektedir.

ANSYS'de plastisite tabanlı modeller Willam-Warnke beton malzeme özellikleriyle tanımlandığında plastisite kontrolü çatlama ve ezilme kontrolünden önce yapılır. Malzeme modelinin herhangi bir noktasının akması veya çatlaması ana gerilmeler üzerinde değerlendirilerek yaklaşık düzlem gerilme durumu azaltılabilir. Şekil 1.19'da verilen grafikte akma yüzeylerinin görülebilmesi için birleştirilmiş malzeme modelleri aynı grafikte verilmektedir.



Şekil 1.19 Willam-Warnke, Drucker-Prager ve Von-Mises malzeme modelleri.

Şekil 1.19’da, çekme-çekme ve çekme-basınç eğrileri için beton çatladıktan sonra Willam-Warnke modelinin geçerli olacağı açıktır. Çatlak düzlemi üzerindeki gerilmeye azalma, çatlak doğrultusuna dik durumdaki gerilmeyi azaltır. Çatlak üzerindeki gerilmenin azalmasını takiben her iki modelde çekme-basınç eğrileri birbirilerini etkileyecektir. Basınç-basınç eğrilerinde tam olarak plastik davranış geçerli olacaktır.

Bu neticede çatlak yüzeyine dik doğrultuda sıfır çekme gerilmesiyle çatlamış beton dikkate alındığında, eşdeğer gerilme hesaplaması $\sigma_2 = 0$ beton basınç dayanımına tamamen bağlıdır.

İki eksenli gerilme durumunda ANSYS’de Willam-Warnke beton modeli ile Drucker-Prager malzeme modeli parametrelerinin birlikte verilmesi durumunda, bu parametrelerin betonun gerçek basınç dayanımına (f_c) yakın belirlenmesi gerekir.

1.7. ANSYS’de Kullanılan Sonlu Elamanların Tanıtılması

ANSYS programında, farklı yapı ve malzeme davranışları için çeşitli elemanlar tanımlanmaktadır. Donatılı veya donatısız 3-D betonarme eleman modellemesi için SOLID65 elemanı tanımlanmaktadır. Betonarme donatısının modellemesinde iki

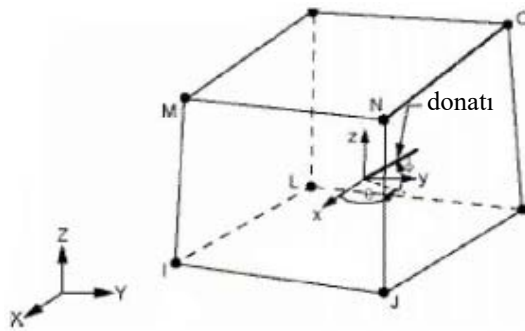
1. GİRİŞ

yöntem vardır. Birincisi, SOLID65 eleman içerisinde donatının yayılı olarak kabul edildiği yayılı donatı modeli, ikincisi ise donatının aksenal yük taşıyan LINK8 çubuk eleman olarak tanımlandığı ayırık donatı modelidir.

Bu tez çalışmasında, beton SOLID65 eleman ile modellenmiştir. Donatı karşı gelen katı elemanın hacmi içerisinde yayılı olarak modellenmiştir. Betonun çatlaması dışındaki hasarın ihmal edilebileceği üst kısımlar kesme-eğilme formülasyonuna göre hazırlanmış kolon-kiriş elemanlarından (BEAM188) teşkil edilmiştir. Düğüm noktalarında katı eleman ile kiriş elemanının uyumsuzluğunu çözmek için MPC184 uyum elemanının rijit kiriş özelliğinden faydalanılarak iki eleman tipi birbirine bağlanmıştır.

1.7.1. SOLID65 elemanı

SOLID65, her düğüm noktasında üç öteleme serbestlik derecesine sahip sekiz düğüm noktasından oluşan bir elemandır. Bu 3D blok eleman, çekme gerilmelerinde çatlama, basınç gerilmelerinde ezilme (plastik şekil değiştirme) özelliklerine de sahiptir. Çatlak oluşumu, etkili ayırık çatlak veya yayılı band çatlakları olarak, iki farklı şekilde verilmekte ve yayılı band çatlakları, malzeme özelliklerinde bir ayarlama ile elde edilmektedir. Beton malzemesi başlangıçta izotropik olarak tanımlanır ve farklı üç yönde donatı tanımlanabildiği için bağlar ve etriyeler bu özellik kullanılarak modellenebilir. Tanımlanan donatılar çekme ve basınç kuvvetlerini taşır, kesme kuvvetlerini taşımaz. SOLID65, plastik şekil değiştirme yeteneğine de sahiptir. Geometri, düğüm yerleri ve koordinat sistemi Şekil 1.20'de verilmektedir.



Şekil 1.20 SOLID65 elemanı geometrisi (ANSYS kullanım kılavuzu).

1. GİRİŞ

SOLID65 elemanı, sekiz birleşim (düğüm) noktası ile, (2x2x2) geometri ve yer değiştirme için sekiz enterpolasyon fonksiyonu vermektedir. Bu eleman için enterpolasyon şekil fonksiyonu Denklem (1.92)'de verilmektedir.

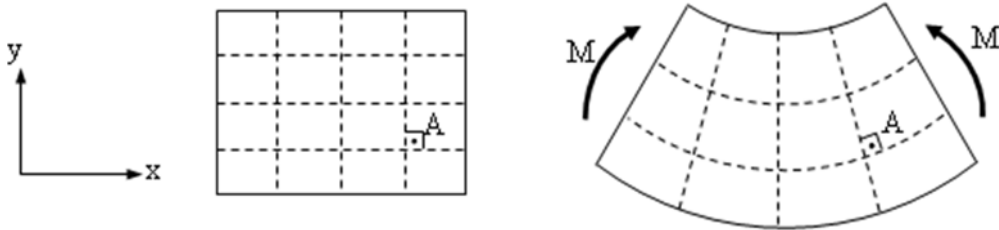
$$N_i = \frac{1}{8}(1 \pm \xi)(1 \pm \eta)(1 \pm \zeta) \quad i=1, \dots, 8 \quad (1.92)$$

Bu N_i şekil fonksiyonuna bağlı olarak, noktasal yer değiştirme (u_i, v_i, w_i) eleman üzerindeki bir noktanın (ξ, η, ζ) koordinatlarına bağlı olarak Denklem (1.93)'deki gibi hesaplanır.

$$\begin{aligned} u &= u_1 N_1 + u_2 N_2 + \dots + u_8 N_8 \\ v &= v_1 N_1 + v_2 N_2 + \dots + v_8 N_8 \\ w &= w_1 N_1 + w_2 N_2 + \dots + w_8 N_8 \end{aligned} \quad (1.93)$$

Kesme gerilmesi ve yer değiştirme

Malzemenin tanımlandığı blok elemanın yüzeyleri Şekil 1.21'de görüldüğü gibi, üç koordinat düzlemine (xy, xz, yz) paraleldir. Sürekli ortam, yeterli (ve çok) sayıda kübik elemanlara bölünür. Sadece eğilme momenti etkisinde, elemanın yatay düzlemdeki kenar çizgileri birer eğri halini alır (düşey çizgiler ise doğru olarak kalır). Bununla birlikte, her bir düğüm noktasında, bütün yüzeyler, şekil değiştirmeden sonra da, birbirine dik kalır. Bundan dolayı $\gamma_{xy} = \gamma_{yx} = 0$ ve $\tau_{xy} = \tau_{yx} = 0$ bulunur.



Şekil 1.21 Eğilme momenti etkisindeki elemanda şekil değiştirme.

Sürekli ortam, burada ele aldığımız SOLID65 elemanı ile sonlu elemanlara bölündüğünde ise malzemesi aynı olan bu elemanlar, eğilme momenti etkisi altında

1. GİRİŞ

Şekil 1.22'deki gibi şekil değiştirmektedir. Tüm kesik çizgiler (eleman ayrıtları) düz kalmaktadır, fakat A açısı artık 90° değildir. Bu durum, eleman içinde sabit gerilme dağılımı demek olan doğrusal yer değiştirme fonksiyonlarından kaynaklanmaktadır. Bu şekilde bir durum, elemanın şekil değiştirme enerjisinin, eleman hacmi içinde, kayma şekil değiştirmesi olarak oluştuğunu (eğilme şekil değiştirmesinin pek oluşmadığını) gösterir. Malzeme ile uyumlu olmayan kesme gerilmelerinin tanımlanması, saf eğilme momenti etkisinde, aşırı yüklenmeye neden olmaktadır. Kesme kilitlenmesi (Shear Lock) olarak tanımlanan bu durum; hatalı şekil değiştirme, yanlış gerilme ve sahte doğal frekans değerleri vermektedir.



Şekil 1.22 SOLID65 elemanın eğilme momenti etkisinde şekil değiştirmesi.

Bu durumu önlemek için, eleman yer değiştirme fonksiyonlarına, eğilme modları da eklenmektedir. Bu tip "uyumsuz yer değiştirme fonksiyonu modları", eğilme uygulamalarını modellemek açısından çok daha iyi sonuçlar verir. Aksi durumda sekiz düğüm noktalı bu katı elemanlar (dört düğüm noktalı yüzey eleman gibi) kesme kilitlenmesi durumuna düşecektir.

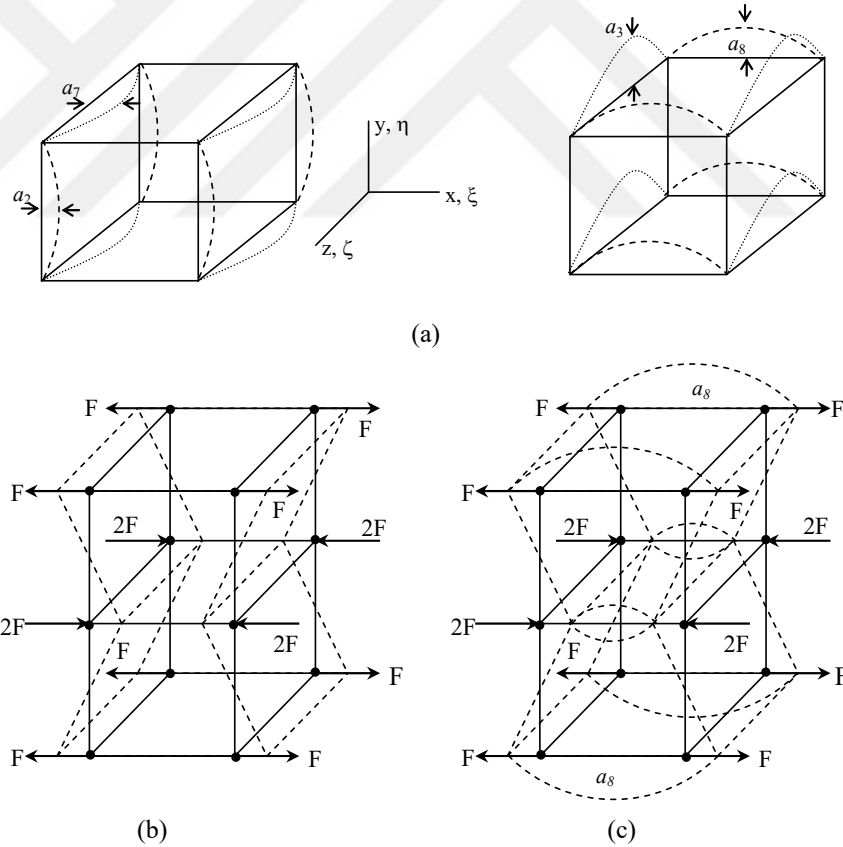
Hacimsel şekil değiştirme aranıyor ise, işlem hızını artırmak, kaydetme dosyasını küçültmek ve yakınsama hatalarını azaltmak için gereksiz şekil değiştirme hesaplamaları kapatılmalı; ancak bunu yaparken herhangi bir eğilme modeli kapatılmamalıdır. Böyle bir durumda eğilme doğrultusundaki eleman sayısı artırılmalıdır. Yapısal analiz için, ilave şekil fonksiyonlarıyla elemanın köşe düğüm noktasının uygun bir çözümünü elde etmek için bilgisayarın daha fazla çalışması gerekecektir. İlave şekil fonksiyonları göz önüne alındığında, yer değiştirmeler Denklem (1.94)'deki gibi hesaplanır.

1. GİRİŞ

$$\begin{aligned} u &= u_1 N_1 + u_2 N_2 + \dots + u_8 N_8 + a_1(1 - \xi^2) + a_2(1 - \eta^2) + a_7(1 - \zeta^2) \\ v &= v_1 N_1 + v_2 N_2 + \dots + v_8 N_8 + a_3(1 - \xi^2) + a_4(1 - \eta^2) + a_8(1 - \zeta^2) \\ w &= w_1 N_1 + w_2 N_2 + \dots + w_8 N_8 + a_5(1 - \xi^2) + a_6(1 - \eta^2) + a_9(1 - \zeta^2) \end{aligned} \quad (1.94)$$

Burada her a_i , bir serbestlik derecesidir. Her bir a_i , diğer düğüm noktaları ve serbestlik dereceleri ile bağlantılı değildir. a_i ile bağlantılı yer değiştirme modu, Denklem 1.94 eşitlikleri (yer değiştirme değerleri) ile her bir eleman için (ayrık ortam bazında) ayrı ayrı gösterilmektedir.

İlave şekil değiştirme fonksiyonları ile tanımlanan eleman davranışı Şekil 1.22’de gösterildiği gibi olduğundan “uyumsuz” olarak adlandırılır. Çünkü Şekil 1.23b’de gösterilen yükleme durumunda elemanlar arasında boşluk oluşur (Şekil 1.23c).



Şekil 1.23 Sonlu eleman yer değiştirme modları.

Hiç boşluk veya örtüşme (uyumsuzluk) oluşmaması, fiziksel devamlılığı gösterir. Sabit gerilmeye maruz elemanların şekil değiştirmemiş durumdaki düz çizgileri (sabit

gerilme durumunda olduğu gibi), şekil değiştirmeden sonra da düz kalır. Bu şekilde ilave şekil fonksiyonlarını da barındıran elemanlardan oluşan bir model, kesin sonuca çok daha iyi yaklaşır. İlave şekil değiştirme fonksiyonlarının tanımlandığı sonlu elemanlar ile azalarak (yukarıdan aşağıya) yakınsama olurken, ilave şekil fonksiyonları olmayan sonlu elemanlar ise artarak (aşağıdan yukarıya) yakınsamaktadır. Çünkü bu basit elemanlar, çok daha rijittir.

Varsayımlar ve sınırlamalar

Malzeme modellemede tanımlanan en temel varsayımlar aşağıdaki gibidir:

1. Beton malzeme başlangıçta izotropik kabul edilir. Beton için simetrik malzeme rijitlik matrisi $[D]$ Denklem (1.95)'deki gibidir.

$$[D^C] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & (1-\nu) & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & (1-\nu) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \quad (1.95)$$

Burada E , Elastisite Modülü ve ν , betonun Poisson Oranı'dır.

2. Beton içindeki donatı da dikkate alınacak ise, donatı beton eleman içerisinde yayılı olarak tanımlanır. Donatı miktarı, donatı hacminin toplam hacme bölünmesiyle tanımlanan hacimsel oran olarak tanımlanır. Bu oran, donatının gerilme-şekil değiştirme matrisinde, D^R olarak alınır ve Denklem (1.96)'da verildiği gibi kullanılır.

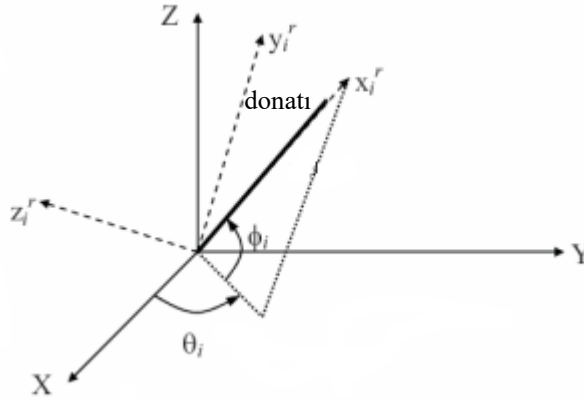
$$[D] = (1 - \sum_{i=1}^{N_R} V_i^R) [D^C] + \sum_{i=1}^{N_R} V_i^R \cdot [D^R]_i \quad (1.96)$$

1. GİRİŞ

Bu denklemde, N_R farklı donatı malzemelerinin sayısı, D^C betonun gerilme – şekil değiştirme matrisi, D^R donatı malzemesinin gerilme-şekil değiştirme matrisi, V_i^R donatının hacimsel oranını, V_i ise elemanın toplam hacmini ifade eder.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx}^r \\ \sigma_{yy}^r \\ \sigma_{zz}^r \\ \sigma_{xy}^r \\ \sigma_{yz}^r \\ \sigma_{xz}^r \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_i^r & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx}^r \\ \varepsilon_{yy}^r \\ \varepsilon_{zz}^r \\ \varepsilon_{xy}^r \\ \varepsilon_{yz}^r \\ \varepsilon_{xz}^r \end{Bmatrix} = [D^r]_i \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx}^r \\ \varepsilon_{yy}^r \\ \varepsilon_{zz}^r \\ \varepsilon_{xy}^r \\ \varepsilon_{yz}^r \\ \varepsilon_{xz}^r \end{Bmatrix} \quad (1.97)$$

Denklem (1.97)'de, E_i donatı tipine göre verilen elastisite modülüdür. σ_{xx}^r , i . donatı tipinin x_i^r ekseninde normal gerilmesinin sıfır olmayan tek gerilme bileşenidir. Eleman koordinat sistemi (X, Y, Z) olarak tanımlanır. Donatı için tanımlanan donatı koordinat sistemi ise, x_i^r, y_i^r, z_i^r dir (Şekil 1.24).



Şekil 1.24 Donatı doğrultusu.

Donatılı malzeme matrisi donatı eksenini doğrultusuna paralel koordinatlarda tanımlanmak istendiğinde dönüşüm matrisi kullanılır Denklem (1.98).

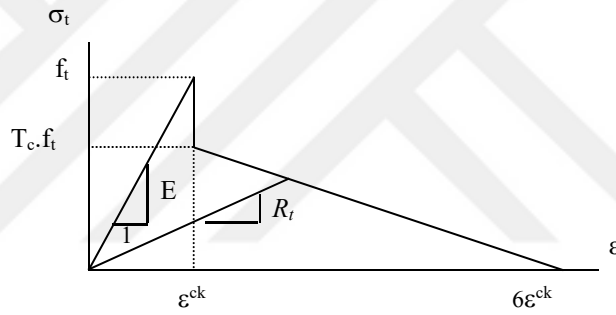
$$[D^R]_i = [T^r]^T [D^r]_i [T^r] \quad (1.98)$$

1. GİRİŞ

$[D^R]_i$, global koordinatlarda donatının davranışını ifade eder.

3. Çatlama her integrasyon noktasında üç eksen de izin verilir.
4. Eğer çatlak integrasyon noktasında meydana gelirse, çatlak malzeme özelliklerine bağlı bir endeksleme ile etkili ayırık çatlak olarak değil yayılı çatlak olarak modellenir. Çatlak, integrasyon noktasında meydana geldiğinde, yüzeyin zayıf yönünde betonun gerilme-şekil değiştirme ilişkisine göre çatlak yüzeyinin normali doğrultusunda ortaya çıkar.

Betonun çekme altında gerilme-şekil değiştirme ilişkisi ve çatlama durumunda zorlanması Şekil 1.25’de verilmektedir.



Şekil 1.25 Betonun çekme davranışı.

Şekilde f_t tek eksenli çekme kuvveti ve E betonun elastisite modülüdür. Çatlamadan sonra, f_t beton çekme gerilmesi, $T_c \cdot f_t$ değerine düşer (genellikle $T_c = 0.6$ kabul edilir). R_t sekant eğimi ve nihai yük değerine yaklaşıldıkça sifıra yaklaşacaktır. Beton çekme dayanımındaki bu azalma, elaman fonksiyonunda dikkate alındığında çok daha iyi bir yakınsama sağlamaktadır.

Ayrıca, kesme iletim katsayısı β_t çatlak yüzeyi boyunca gelen kesme yüklerinin iletilmesinde kesme yüklerini azaltma faktörü olarak tanımlanır. Bir doğrultuda çatlak oluşan malzemenin gerilme-şekil değiştirme ilişkisi Denklem (1.99) halini alır.

$$[D_c^{ck}] = \frac{E}{(1+\nu)} \begin{bmatrix} \frac{R_t(1+\nu)}{E} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{(1-\nu)} & \frac{\nu}{(1-\nu)} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\nu}{(1-\nu)} & \frac{1}{(1-\nu)} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\beta_t}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\beta_t}{2} \end{bmatrix} \quad (1.99)$$

Burada üst simge ck çatlama yüzeyine dik olan x^{ck} ile esas gerilme doğrultusuna paralel koordinat sisteminde gerilme-şekil değiştirme ilişkisini ifade eder. Denklem (1.99)'a göre, çatlığa dik yönde malzemenin gerilme-şekil değiştirme ilişkisinin R_t ile ve kayma teriminin f_t ile tanımlandığı görülür. f_t terimi agrega yüzeyi veya donatı yüzeyindeki sürtünme gerilmelerinin aktarıldığı kesme terimidir. Çatlak kapalı ise, çekme yüzeyine dik basınç gerilmeleri çatlak yüzeyince taşınır ve kapalı çatlak için sadece kesme iletim katsayısı f_c tanımlanır. Daha sonra kapalı bir çatlak ile beton için uygun gerilme-şekil değiştirme ilişkileri Denklem (1.100) formunu alır.

$$[D_c^{ck}] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & (1-\nu) & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & (1-\nu) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \beta_c \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \beta_c \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \quad (1.100)$$

İki yönde çatlak bulunan betonun gerilme-şekil değiştirme ilişkisi Denklem (1.101)'de verilmektedir.

$$[D_c^{ck}] = E \begin{bmatrix} \frac{R_t}{E} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{R_t}{E} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\beta_t}{2(1+\nu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\beta_t}{2(1+\nu)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\beta_t}{2(1+\nu)} \end{bmatrix} \quad (1.101)$$

Her iki yönde kapalı çatlak var ise betonarme elemanda gerilme-şekil değiştirme ilişkisi Denklem (1.102) formunda olur.

$$[D_c^{ck}] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & (1-\nu) & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & (1-\nu) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \beta_c \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \beta_c \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \quad (1.102)$$

Çatlağın her üç yönde oluştuğu betonarme elemanda gerilme-şekil değiştirme ilişkisi Denklem (1.103) formunda olur.

$$[D_c^{ck}] = E \begin{bmatrix} \frac{R_t}{E} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{R_t}{E} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\beta_t}{2(1+\nu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\beta_t}{2(1+\nu)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\beta_t}{2(1+\nu)} \end{bmatrix} \quad (1.103)$$

Eleman koordinatlarına dönüşüm matrisi Denklem (1.104)'de verildiği gibidir.

$$[D_c]_i = [T^{ck}]^T [D_c^{ck}]_i [T^{ck}] \quad (1.104)$$

Burada $[T^{ck}]$ ile gösterilen değer, ana yön vektörlerinin terimlerini ifade eder.

5. Çatlama ve kırılmaya ek olarak beton, yaygın olarak kullanılan Drucker-Prager göçme yüzeyle plastisiteye maruz kalabilir. Bu durumda, plastisite çatlama ve kırılmadan önce oluşmaktadır.



2. KAYNAK ÖZETLERİ

Zhang and Wang (2000) yaptıkları çalışmada, yüksek aksel yüklemeye tabi tutulan betonarme perdelerin sünekliğini ve yıkılma mekanizmasını araştıran deneysel bir çalışma yürütmüşlerdir. Çalışmada dört adet betonarme perdeyi farklı aksel yük oranları ve kesme-basınç oranı durumlarında ele alarak betonarme perdelerin davranışlarını incelemişlerdir. Aksel yük oranının perde yıkılma mekanizması ve sünekliği üzerinde etkili olduğunu, oran arttıkça elemanın daha az sünek davranış göstererek yıkılmaya gittiğini ve kesme-basınç oranının perdenin şekil değiştirme kapasitesi üzerinde çok etkili olmadığını ancak oran arttıkça ağ çatlaklarının da arttığını tespit etmişlerdir.

Özkan (2005) yaptığı çalışmada, betonarme perdeler üzerinde detaylı incelemeler yapmıştır. Perdelerin nicelik özelliklerine göre tanımlaması ve sınıflandırmasını çeşitli yönetmelikler ışığında yapmıştır. Çalışmasında Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkında Yönetmeliğine (ABYYHY) göre tasarladığı bir yapı üzerinde statik ve betonarme hesaplar yapmıştır. Yapı bünyesinde perde uç bölgesinin yeterliliğini belirlemek için incelemelerde bulunarak, ABYYHY bünyesindeki betonarme perdeler için ön görülen perde uç bölgesi boyutlarının yeterliliğini tespit etmiştir.

Özmen vd. (2007) yaptıkları çalışmada, betonarme eleman ve sistem davranışında beton malzeme modellerini incelemişlerdir. Bu kapsamda Mander, Saatçioğlu-Razvi ve Geliştirilmiş Kent-Park beton modelleri üzerine incelemeler yapmışlardır. Çalışmada 1975 Afet Yönetmeliği'ne göre tasarladıkları modeli, beton sınıfı ve sargı donatısı aralığı parametrelerini değiştirerek doğrusal ötesi statik itme analizine tabi tutmuşlardır. Malzeme modelleri arasında farkları incelemişlerdir. Özellikle kolon kesitlerin moment-eğrilik davranışında ortaya çıkan farklılıkların sistem davranışı üzerinde belirginliğini yitirdiğini gözlemlemişlerdir.

Su and Wong (2007) yaptıkları çalışmada, betonarme perdelerin sismik davranışında aksel yük oranının etkisini incelemişlerdir. Çalışmada yükseklik-boy oranı sabit olan üç adet betonarme perdeyi farklı aksel yük oranları ve enine donatı

miktarları altında deneysel olarak incelemişlerdir. Sismik performans değerlendirmesinde aksenal yük oranının çok önemli bir parametre olduğunu belirterek aksenal yükün 0.50 olduğu numunelerin can güvenliği bölgesinde ani göçme yaptığını vurgulamışlardır.

Aktan ve Kıracı (2010) yaptıkları çalışmada, betonarme perdeleri ve depreme dayanıklı yapı tasarımında gerekli olan rijitlik, dayanım ve süneklik kriterlerini incelemişlerdir. Perdelerin planda farklı yerleştirilmesiyle oluşan davranış değişikliklerini sekiz farklı kalıp planı üzerindeki inceleyerek perdelerin depreme dayanıklı yapı tasarımında göz ardı edilemeyeceğini belirtmişlerdir.

Kazaz (2010) yaptığı çalışmada, sonlu eleman yazılım programı ANSYS'i kullanarak dikdörtgen kesitli betonarme perdelerin perde uçlarındaki beton ve çelik gerilmeleri, kesit dönmesi ve eğriliği ve global ötelenmesi arasındaki ilişkiyi incelemiştir. Hesaplamalar sonucu elde edilen sınır durumlar ışığında DBYBHY (2007) ve bazı diğer hesap kılavuzlarında şekil değiştirme için verilen sınır durumları incelemiştir. Dikdörtgen kesitli perde elemanlar için modelleme parametreleri ve kabul kıstasları önermiştir. Sismik hesaplarda perde ve perde-çerçeve sistemler için analitik hesap yöntemleri ve sonlu eleman modelleme stratejileri geliştirmiştir.

Xu et al. (2010) yaptıkları çalışmada, betonarme perdelerin depremler ve güçlü rüzgârlar altında davranışını incelemek için dört adet perde modelini deneysel olarak ve sonlu eleman modeli yöntemiyle incelemişlerdir. Sonlu eleman modelleme programı olarak ABAQUS'ü kullanmışlardır. Deneysel olarak inceledikleri perdelerin yük-yer değiştirme eğrileri ile ABAQUS ile elde ettikleri perdelerin yük-yer değiştirme eğrilerini karşılaştırarak, sonlu eleman yönteminin kabul edilebilir doğrulukta olduğuna karar vermişlerdir.

Jiang et al. (2011) yaptıkları çalışmada, Çin tasarım kodlarına göre tasarlanan ve ana tasarım parametreleri aksenal basınç yük oranı, uç bölgede sargı oranı ve enkesit şeklinin türü olan yedi betonarme perde üzerinde deprem altında hasar davranışlarını incelemek için düşük devirli tekrarlı yükleme testleri gerçekleştirmişlerdir. Deneysel veriye göre aksenal basınç yük oranı arttıkça süneklik ve kalıcı çatlak oranı azalırken,

taşıma kapasitesi ve kesme etkisinin arttığını belirtmişlerdir. “I” enkesit şekline sahip betonarme perdelerin “-” ve “T” enkesit şekline sahip perdelerden taşıma kapasitesinin daha fazla olduğunu ve kesme etkisinde daha etkin rol oynadığını belirtmişlerdir.

Sivri (2011) yaptığı çalışmada, laboratuvarında denenmiş betonarme çerçevelerin perde ilavesiyle güçlendirilerek yatay yükleme altındaki doğrusal olmayan davranışını ANSYS programını kullanarak incelemiştir. Tersinir statik yükler altında perdesiz ve kısmi betonarme perdeli sekiz adet model için ANSYS programı sonuçlarını ve deneysel sonuçları karşılaştırmıştır. Karşılaştırma sonucunda ANSYS’den elde edilen sonuçların deneylere yakın olduğunu tespit etmiştir.

Kazaz ve Gülkan (2012) yaptıkları çalışmada, DBYBHY’ne (2007) göre tasarladıkları dikdörtgen kesitli betonarme perdeyi sonlu eleman hesap programı ANSYS’i kullanarak modellemişlerdir. Farklı parametrelere bağlı olarak perde modeli üzerinde 300 analiz gerçekleştirmişlerdir. Analizler ışığında perdelerin perde uçlarındaki beton ve donatı birim şekil değiştirme, kesit dönmesi ve eğriliği ve ötelenmesi arasındaki ilişkiyi incelemiştirler. DBYBHY (2007) ve bazı diğer hesap kılavuzlarında verilen şekil değiştirme ile ilgili hükümlerin geçerliliğini irdelemiştirler. Perde elemanların plastik dönme açısı, eğrilik ve ötelenme oranı limitleri için bağıntılar önermişlerdir. Perde elemanlar için modelleme parametreleri ve kabul kıstasları teklif etmişlerdir.

Kazaz et al. (2012) yaptıkları çalışmada, DBYBHY (2007), Eurocode 8 ve ASCE/SEI 41 yönetmeliklerinde betonarme perdeler için verilen performans limitlerini irdeleyerek, sonlu eleman yöntemiyle hesaplanan şekil değiştirme limitleri ile karşılaştırmışlardır. ASCE/SEI 41 yönetmeliğinin kullanıma devam (IO) sınır durumunda düşük aksenal yük oranı için güvensiz sonuçlar verdiği, onun dışındaki durumlar için güvenilir sonuçlar verdiğini ve DBYBHY’nin (2007) üç hasar sınırı durumunda da birçok veri için güvensiz sonuç verdiğini belirtmişlerdir.

Jiang et al. (2013) yaptıkları çalışmada, Çin tasarım kodlarına göre performansa dayalı tasarımı yapılan yedi adet betonarme perdeyi tekrarlı yükleme altında deneysel olarak incelemiştirler. Betonarme perdelerin sünekliğini, kesme şekil değiştirmesi ve

çatlak genişliğini, aksenal yük oranı, uç bölgede sargı oranı ve enkesit şekline bağlı olarak incelemiştirler. Aksenal yük oranı ve uç bölgede sargı oranının hasar durumlarında etkin olduklarının gözlemlemiştirler.

Çolakoğlu (2014) yaptığı çalışmada, DBYBHY'ne (2007) göre tasarladığı U ve H şekilli betonarme perdeleri, sonlu eleman programı ANSYS'i kullanarak farklı yatay yükleme ve burulma etkileri altında doğrusal ve doğrusal olmayan davranışını incelemiştir. Dikdörtgen kesitli olmayan betonarme perdelerin yük-yer değiştirme eğrileri, şekil değiştirme biçimleri ve moment-eğrilik ilişkilerini vererek inelastik davranışı açıklamıştır.

Rama Rao et al. (2014) yaptıkları çalışmada, performansa dayalı tasarımı yapılan üç adet orta ölçekli yükseklik-boy oranına sahip betonarme perde elemanı monotonik ve tekrarlı yükleme koşulları altında doğrusal olmayan davranışını incelemiştirler. Deneysel olarak yapılan çalışmada perdelerin eğilme davranışını ve sünekliğini incelemek için aksenal yük oranına bağlı olarak parametrik çalışma yürütmüşlerdir. Perde elemanlarının monotonik ve tekrarlı yükleme altındaki performans limitlerini önerilen değerler ile kıyaslamışlardır. Perde elemanların yük-yer değiştirme eğrisinde tekrarlı yükleme sonucunda monotonik yüklemeye kıyasla hem yükte hem de yer değiştirmede %20'lik bir azalma gözlemlemiştirler.

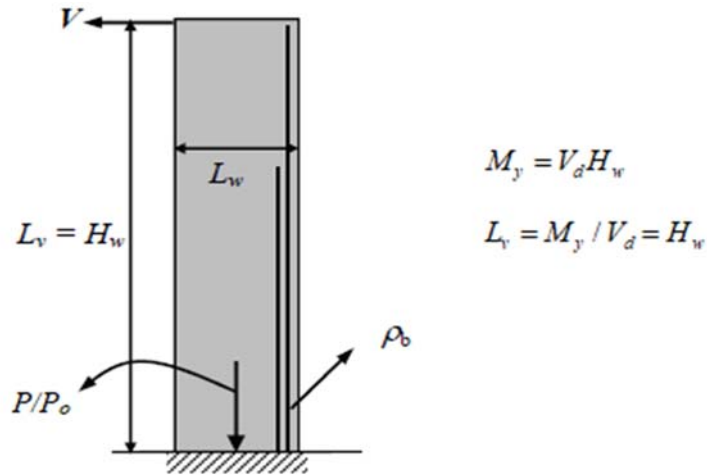
3. MATERYAL ve YÖNTEM

3.1. Parametrik Çalışma

Betonarme perdelerin şekil değiştirme ve yük taşıma kapasitesi incelendiğinde perde davranışını etkileyen en önemli parametrelerin yükseklik-boy oranı (H_w/L_w), aksenal yük oranı (P/P_o), perde uç bölgesinde sargı donatısının etkinliği, boyuna donatı miktarı (ρ_b) ve etkin kesme boyu ($L_v=M/V$) olduğu görülmüştür. Bu çalışmada kullanılacak parametreler ve aldıkları değerler aşağıda özetlenmiştir:

- Perde boyu (L_w): 2 m, 3 m, 5 m, 8 m
- Etkin kesme boyu (L_v): 6 m, 9 m, 10 m, 12 m, 15 m, 18 m, 25 m, 30 m
- Perde uç bölgesinde boyuna donatının hacimsel oranı (ρ_b): % 0.5, 1, 2, 4
- Aksenal yük oranı (P/P_o): 0.05, 0.1, 0.2
- Sargı aralığı (s): 50 mm, 100 mm, 150 mm, 250 mm
- Beton basınç dayanımı (f_c): 10 MPa, 20 MPa, 30 MPa, 50 MPa
- Donatı akma dayanımı (f_y): 220 MPa, 420 MPa
- Perde kalınlığı (t_w): 250 mm alınacaktır.

Bu parametrelere bağlı kalınarak 2600 vaka analizi yapılmıştır. Hesaplarda kullanılan değişkenler Şekil 3.1’de tipik bir perde elemanı üzerinde gösterilmektedir.



Şekil 3.1 Perdelerin hesabında kullanılan değişkenlerin şematik gösterimi.

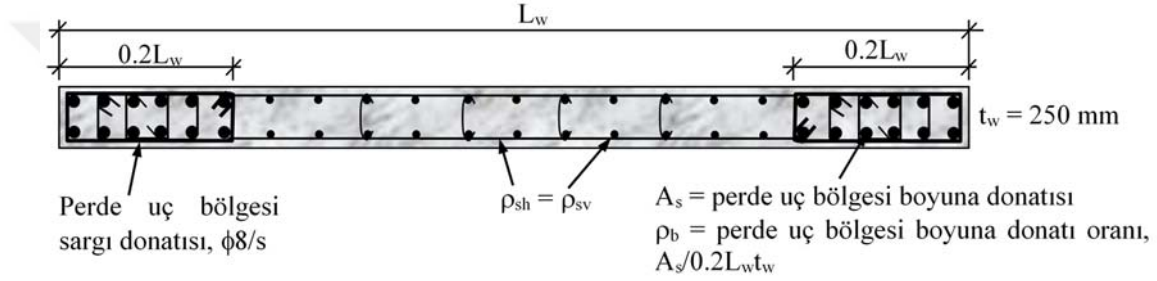
- **Perde duvar yükseklik-boy oranı (H_w/L_w):** Bu çalışmada perde duvar yükseklik-boy oranları; 2 m boyundaki perdeler için 4.5 ve 7.5, 3 m boyundaki perdeler için 3, 5 ve 9, 5 m boyundaki perdeler için 1.8, 3, 4.2 ve 7.5, 8 m boyundaki perdeler için 2.25, 3.375 ve 5.625 olarak belirlenmiştir. Yüksekliğin boya oranı perde duvarların davranış modlarını etkiler. Yükseklik-boy oranı azaldıkça kesme etkisi daha belirgin hale gelmektedir.
- **Eksenel yük oranı (P/P_o):** Uygulamada konsol duvarlar için eksenel yük oranı aralığı kısa-orta boydaki binalarda $0 \leq P/P_o \leq 0.15$ olarak bildirilir. Basit hesaplama için her duvara 1~1.25% eksenel yük oranı geldiği kabul edilmektedir. Bu çalışmada kullanılan eksenel yük oranları 0.05, 0.1 ve 0.2 olarak belirlenmiştir. Elemanda eksenel yük seviyesi arttıkça daha az yer değiştirme yaparak göçmeye gittiği görülmüştür.
- **Perde uç bölgesi boyuna donatı oranı (ρ_b):** Tipik dikdörtgen perde duvarların uç bölgesinde bulunan toplam boyuna donatı alanının (A_s), uç bölgesi alanına (A_{sw}) oranı olarak tanımlanan boyuna donatı oranı çalışmada $0.005 \leq \rho_b \leq 0.04$ aralığında tutulmuştur. Uç bölgesinde boyuna donatı oranı olarak 0.005, 0.01, 0.02 ve 0.04 değerleri kullanılmıştır. Boyuna donatı basınç kuvveti ile zorlanan betonun taşıma kapasitesini artırır, narin perdelerde burkulmaya karşı güvenlik sağlar, büyük çatlakları önler ve ortaya çıkan eğilme momentlerini karşılar. Bu nedenle perde uç bölgesinde kullanılan boyuna donatı oranları perdenin davranışında değişikliklere neden olmaktadır.
- **Etkin kesme boyu (L_v):** Perde taban kesiti moment kapasitesinin (M_y) tasarım kesme kuvvetine (V_d) oranı etkin kesme boyunu verir ($L_v = M_y/V_d$). Bu çalışmada etkin kesme boyları; 2 m boyundaki perdeler için 6 ve 9 m, 3 m boyundaki perdeler için 6, 10 ve 18 m, 5 m boyundaki perdeler için 6, 9, 15 ve 25 m, 8 m boyundaki perdeler için 12, 18 ve 30 m olarak belirlenmiştir. Deprem yüklerinin üçgen şekilde perde yüksekliğince dağıldığı varsayılırsa toplam deprem yükü perde yüksekliğinin yaklaşık olarak $L_v = 2H_w/3$ kadar bir seviyesinde tekil olarak etki ettiği düşünülebilir. Her iki yükleme tabanda eşit moment etkisi oluşturacaktır. Dolayısıyla çalışmada yük H_w perde

3. MATERYAL ve YÖNTEM

yüksekliğinde üçgen yayılı olarak değil, $L_v=2H_w/3$ olan etkin kesme boyu seviyesinde noktasal olarak uygulanmıştır.

3.2. Perdelerin Tasarımı ve Detaylandırma

Bu çalışmada yer alan dikdörtgen kesitli perdelerde, DBYBHY'nin (2007) öngördüğü şekilde kritik perde yüksekliği boyunca uç bölgelerinin her birinin plandaki uzunluğu, perdenin plandaki toplam uzunluğunun %20'si olarak alınmıştır ($l_u = 0.2L_w$). Tüm perdeler için perde duvar kalınlığı 250 mm olarak alınmıştır (Şekil 3.2).



Şekil 3.2 Çalışmada kullanılan perde detayı.

Perdenin her iki yüzündeki gövde donatılarının toplam en kesit alanı, düşey (ρ_{sv}) ve yatay (ρ_{sh}) oranları, perde uç bölgelerinin arasında kalan perde gövdesi brüt en kesit alanının 0.0025'i olarak alınmıştır. Eğer pekleşmeli moment kapasitesi göz önüne alınarak hesaplanan kesme kuvveti ($V_e=\lambda V_d$), Denklem (3.1) ile verilen perde kesitinin kesme dayanımından fazla olursa, gerekli gövde donatısı yine aynı bağıntı kullanılarak elde edilmiş ve bu yeni gövde donatısı ile önceki parametreler sabit kalacak şekilde tekrar analiz gerçekleştirilmiştir. Düşey gövde donatısı yatayda hesaplanan donatı miktarıyla aynı alınmıştır.

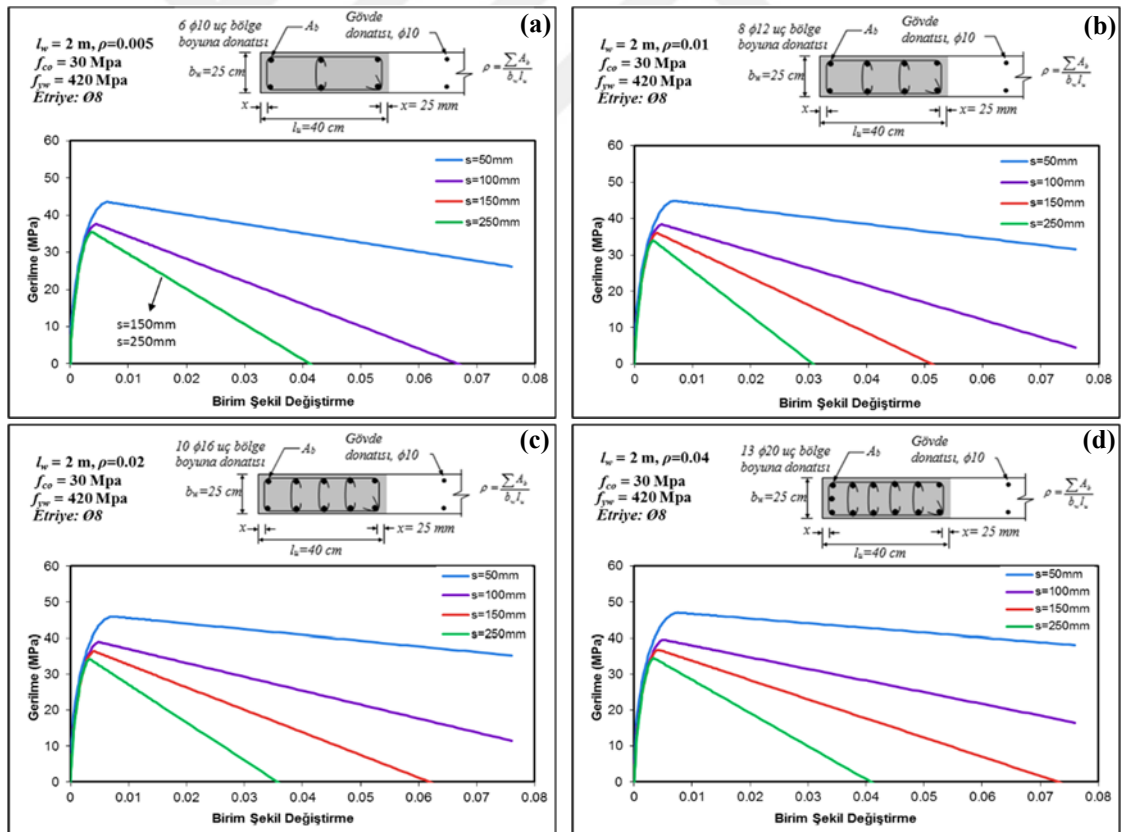
$$V_r = A_{ch} (0.65 f_{ctd} + \rho_{sh} f_{ywd}) \quad (3.1)$$

Kolon gibi tasarlanan perde elemanlarının, uç bölgelerinde uygulanması istenilen sargı donatısı kolonlar için gerekenin 2/3'ü kadar verilir. DBYBHY'de (2007) perde uç bölgelerinde gereken sargı donatısının hesaplanmasında önerilen bağıntı

3. MATERYAL ve YÖNTEM

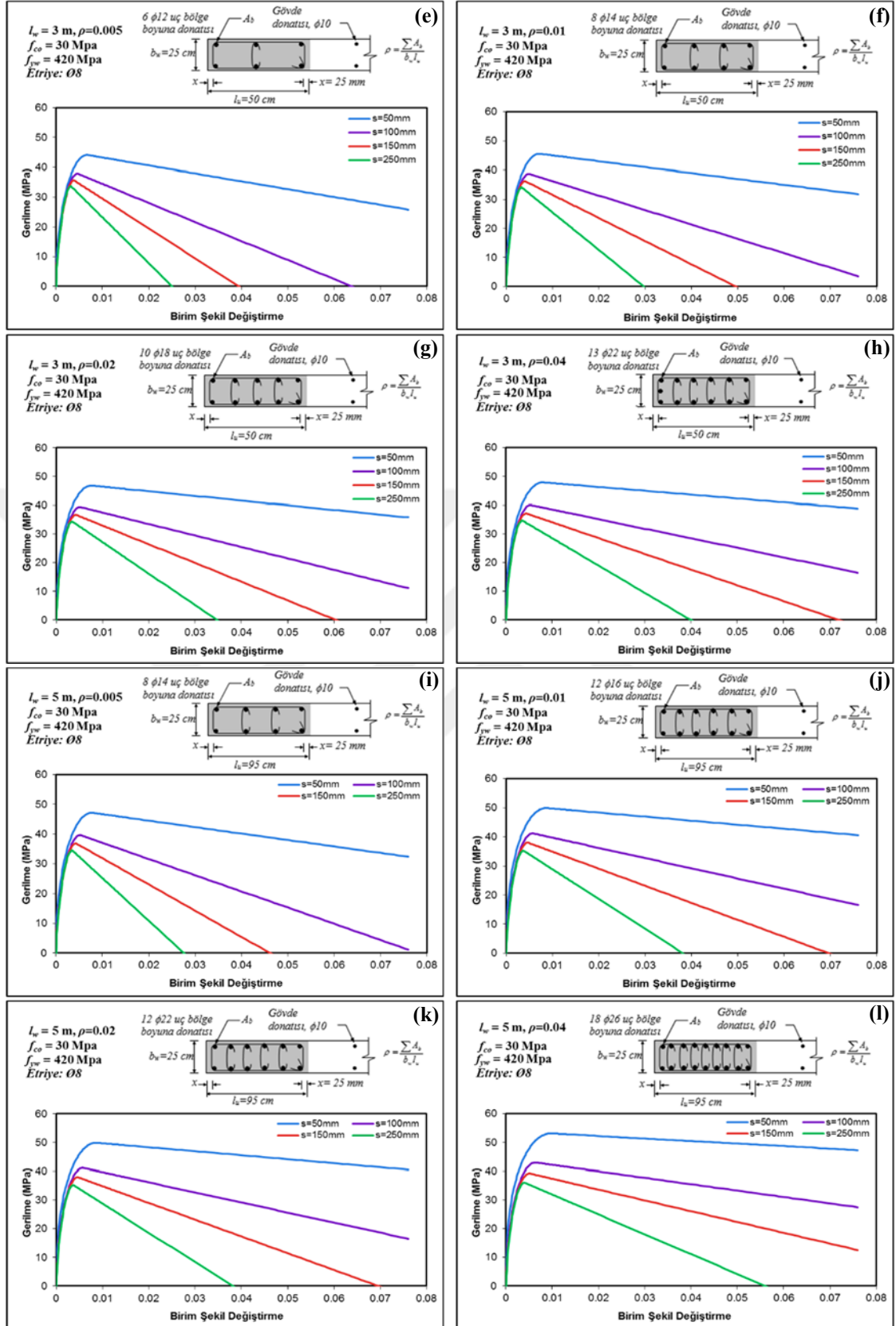
$A_{sh} = 0.05sb_c f_{ck} / f_{ywk}$ şeklinde verilir. DBYBHY'ne (2007) göre düşey doğrultuda etriye ve/veya çiroz aralığı perde kalınlığının yarısından ve 100 mm'den daha fazla ve 50 mm'den daha az olmayacaktır. Bu çalışma kapsamında perde uç bölgesi sargı donatısı $\phi 8/50$ mm, $\phi 8/100$ mm, $\phi 8/150$ mm ve $\phi 8/250$ mm olarak belirlenmiştir. Burada $\phi 8/150$ mm ve $\phi 8/250$ mm olan sargı donatısı DBYBHY (2007) yönetmeliğine uygun değildir; ancak bu çalışma kapsamında eski yapıların davranışı da incelendiği için bu iki sargı donatısı da dikkate alınmıştır.

Çalışma kapsamında beton basınç dayanımı (f_c): 10 MPa, 20 MPa, 30 MPa ve 50 MPa, donatı akma dayanımı (f_y): 220 MPa ve 420 MPa değerleri için inceleme yapılmıştır. Örnek teşkil etmesi amacıyla $f_c=30$ MPa ve $f_y=420$ MPa değerleri dikkate alınarak Şekil 3.3'de verilen gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri oluşturulmuştur. Gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri Saatcioglu and Razvi Modeli ile hesaplanmıştır.



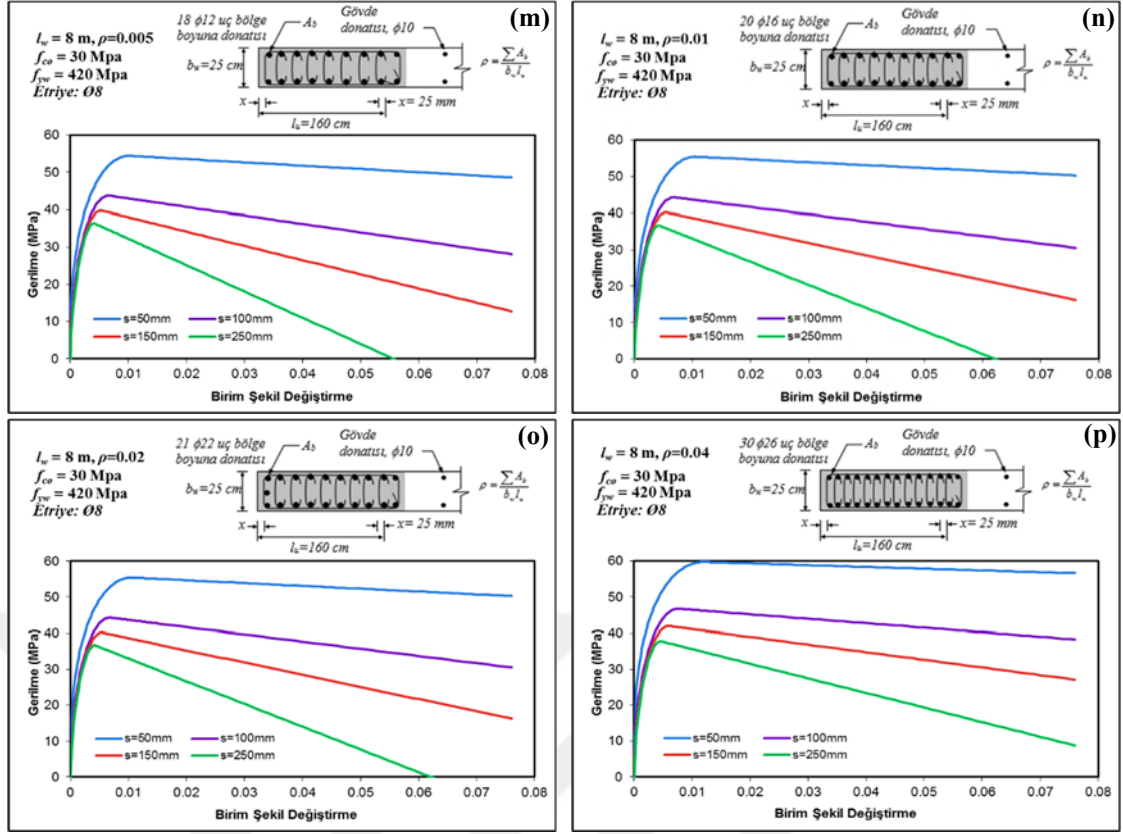
Şekil 3.3 Sargılı bölgede gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri.

3. MATERYAL ve YÖNTEM



Şekil 3.3 (devam) Sargılı bölgede gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri.

3. MATERYAL ve YÖNTEM



Şekil 3.3 (devam) Sargılı bölgede gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri.

3.3. Sonlu Eleman Modeli ve Malzeme Özellikleri

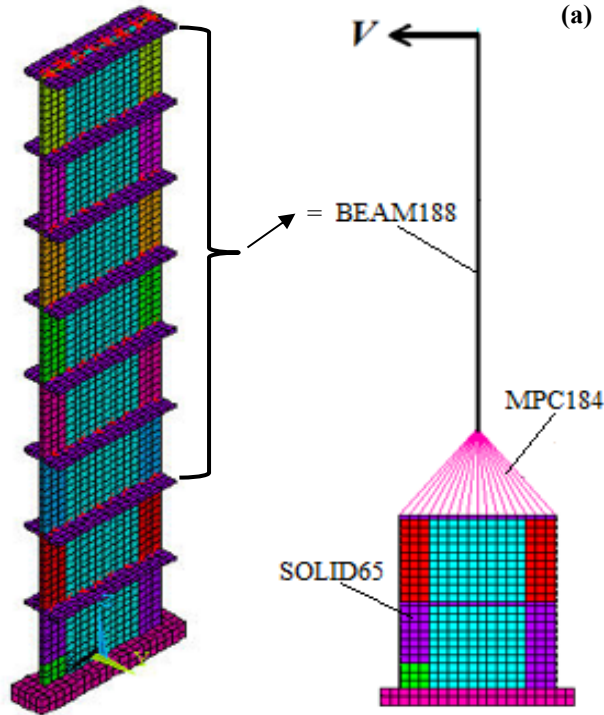
Şekil 3.4.(a)'da verilen tipik perde elemanının tasarımı sonlu eleman yazılım programı ANSYS kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Buradaki en önemli husus deneysel sonuçlar kullanılarak iyi bir kalibrasyonun yapılmasıdır. ANSYS programının kalibrasyonu yapılırken Kazaz et al. (2006), Kazaz (2010 ve 2011) çalışmalarından yararlanılarak gerçekleştirilmiştir.

Şekil 3.4.(b)'de gösterildiği gibi perde modellerinin doğrusal olmayan hesaplamaları tepe noktasından uygulanan tekil statik yükler altında gerçekleştirildiğinden en büyük kesit tesirleri perde tabanında gerçekleşmiştir. Yapılan hesaplamalarda betonda çatlamanın perde orta yüksekliğine kadar yayıldığı görülmekle beraber donatıda ciddi akmanın ancak ilk bir veya iki kat seviyesinde yoğunlaştığı görülmüştür. Dolayısıyla Şekil 3.4.(a)'da görüldüğü gibi, perde elemanlarının hesaplamalarında kullanılmak üzere hem katı hem de çubuk elemanlardan oluşan karma sonlu eleman modelleri kullanılmıştır.

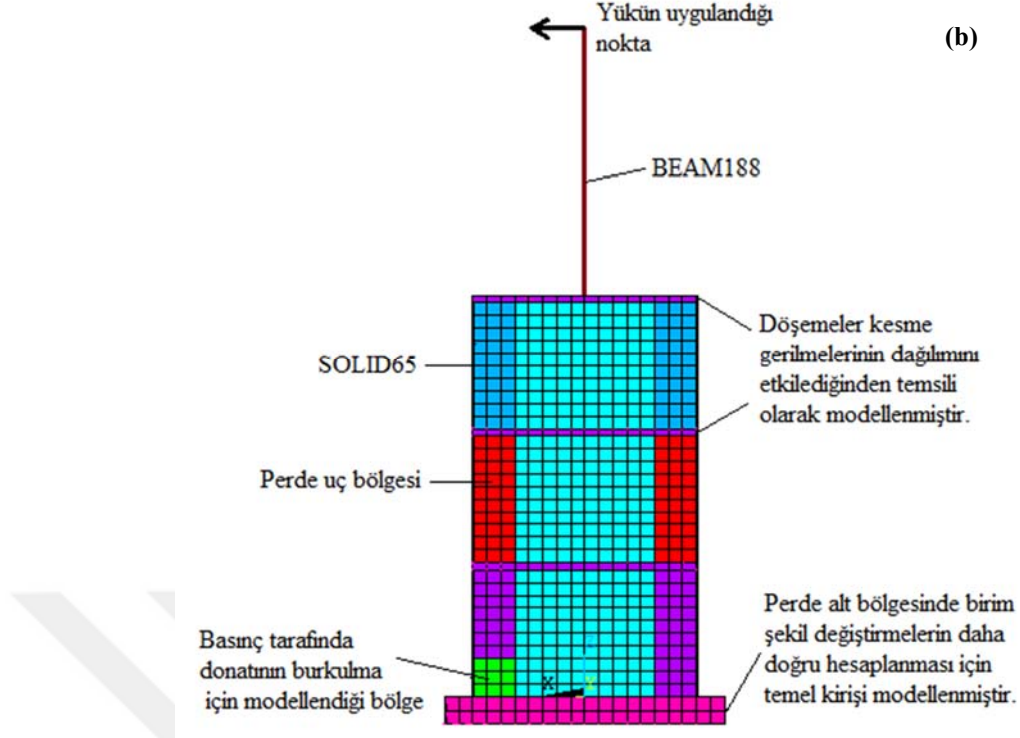
3. MATERYAL ve YÖNTEM

Hasarın yoğunlaştığı alt katlarda daha detaylı bilgi elde etmek üzere 8-düğüm noktalı katı elemanlar (SOLID65) kullanılmıştır. Gerçekleştirilen sonlu eleman hesaplamalarında perde davranışı 2 ve 3 m'lik perdelerde ilk iki kat yüksekliğince, 5m'lik perdelerde ilk üç katta, 8m'lik perdelerde ilk dört kat boyunca SOLID65 ile modellenerek detaylı bir şekilde incelenmiştir. Katı elemanlarla yapılan sonlu eleman modellemesinin en büyük avantajı modelin istenilen tüm noktalarında birim şekil değiştirme ve ötelenme değerlerinin elde edilebilmesi ve şekil değiştirmeler kullanılarak dönme ve eğrilik hesaplanabilmesidir.

Donatı betondan ayrı olarak çubuk elemanları ile modellenmek yerine, karşı gelen katı elemanın hacmi içerisinde yayılı olarak modellenmiştir. Betonun çatlaması dışındaki hasarın ihmal edilebileceği üst kısımlar kesme-eğilme formülasyonuna göre hazırlanmış kolon-kiriş elemanlarından (BEAM188) ile modellenmiştir. Düğüm noktalarında sadece ötelenme serbestlik dereceleri (u_x, u_y, u_z) olan katı elemanla hem ötelenme hem de dönme serbestlik dereceleri olan kiriş elemanının ($u_x, u_y, u_z, \theta_x, \theta_y, \theta_z$) düğüm noktalarındaki uyumsuzluğu çözmek için MPC184 uyum elemanının rijit kiriş özelliğinden faydalanılarak iki eleman tipi birbirine bağlanmıştır.



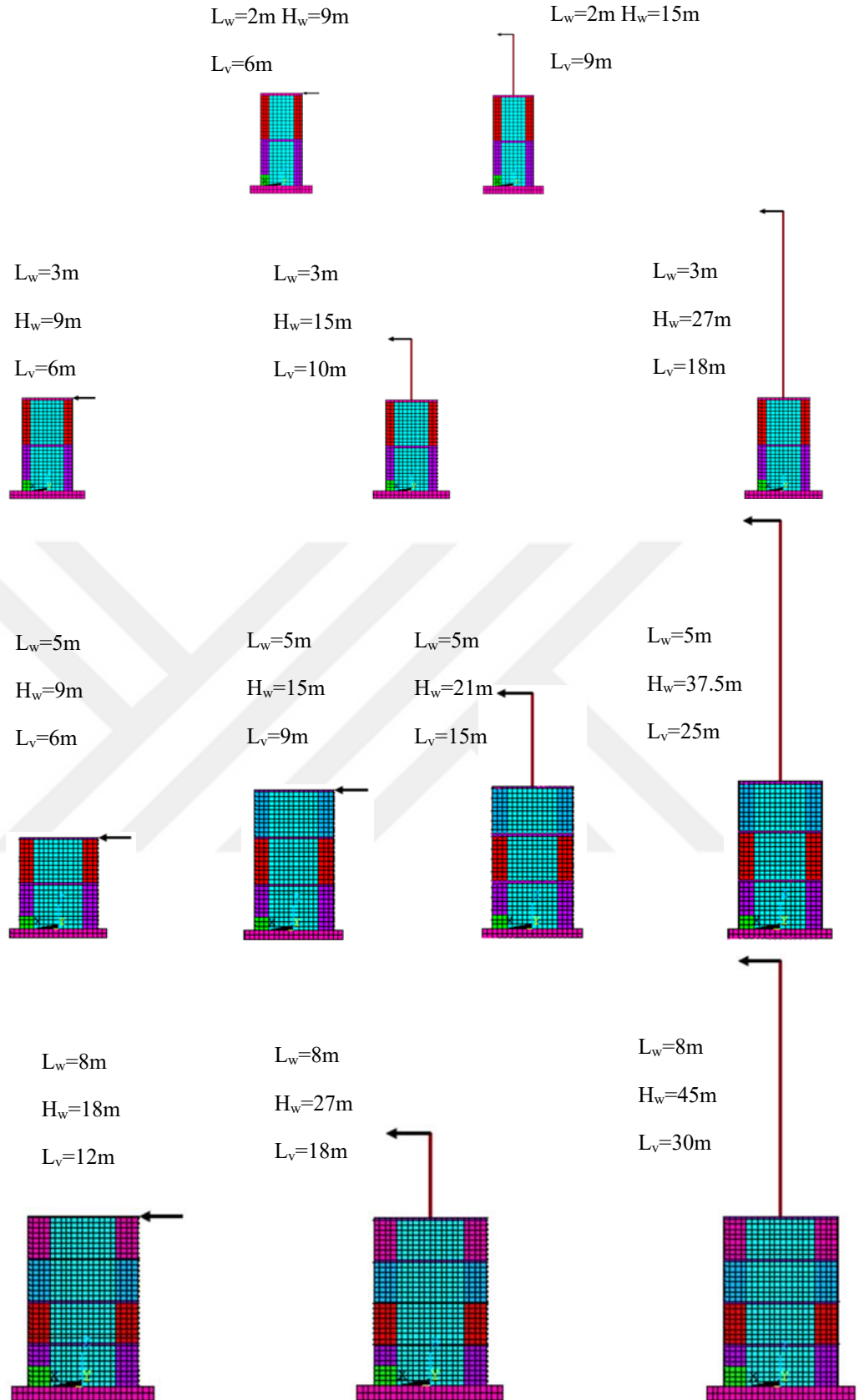
Şekil 3.4 Perdelerin sonlu eleman modeli ve detayları.



Şekil 3.4 (devam) Perdelerin sonlu eleman modeli ve detayları.

Bu çalışma kapsamında on iki farklı temel perde modeli oluşturulmuştur. Perde modellerinde uç bölgesi sargı donatısı ve boyuna donatı oranları, aksel yük oranı, beton basınç ve çelik çekme dayanımları değiştirilerek 2600 analiz gerçekleştirilmiştir. Perde modelleri Şekil 3.5'te verilmektedir.

3. MATERYAL ve YÖNTEM

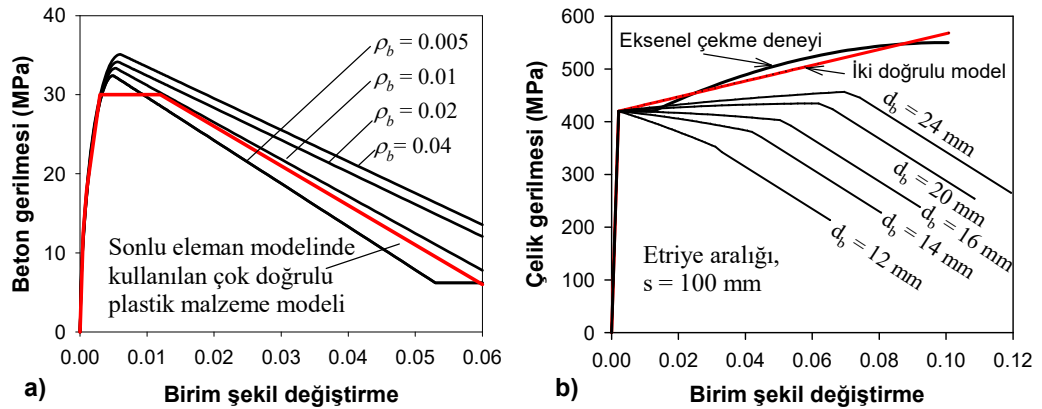


Şekil 3.5 Çalışmada kullanılan perdelerin sonlu eleman modelleri.

3.4. Sonlu Eleman Analiz Yöntemi

Bu çalışma kapsamında kullanılacak perde elemanları sonlu eleman modeli ANSYS yazılımı ile oluşturulmuştur. Öncelikle Şekil 3.5'te verilen perde elemanların sonlu eleman modelleri hazırlanmıştır. Perde uç bölgesinde boyuna donatının hacimsel oranı (ρ_b), aksenal yük oranı (P/P_o), sargı aralığı (s), beton basınç dayanımı (f_c), donatı akma dayanımı (f_y) ayrıca oluşturulan veri dosyası yardımıyla modele tanıtılmıştır. Oluşturulan veri dosyasına perde modellerinin katı eleman kısımlarında sargılı beton için gerilme-birim şekil değiştirme değerleri Saatcioglu-Razvi Modeli ve sargısız beton için gerilme-birim şekil değiştirme değerleri Hognestad Modeli formüllerine bağlı kalınıp malzeme eğrisi çok parçalı doğru şekilde idealize edilerek kodlanmıştır. Donatı çeliği için ise elastik modülü 200000 MPa, akma dayanımı 420 MPa ve 220 MPa, akma sonrası teğet modülü 1500 MPa olacak şekilde iki doğrulu model olarak kodlanmıştır.

ANSYS yazılımında model açıldıktan sonra daha önce oluşturulan ve yapılacak analiz parametrelerinin tanıtıldığı veri dosyası, yazılımda okutularak modelde eksik olan malzeme özellikleri ilave edilmiştir. Modelde yer alan sargılı ve sargısız beton ve donatı çeliğinin gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri Şekil 3.6'da verilmektedir.



Şekil 3.6 Beton ve çelik için kullanılan malzeme modelleri.

Modele uygulanan yük için oluşturulan dosyaya betonarme perdenin yapabileceği tahmini yer değiştirme değeri verilerek sonlu eleman modeli yer değiştirme kontrollü analize tabi tutulmuştur. Analizde yük değeri olarak yer değiştirme verilmesinin sebebi; yük-yer değiştirme eğrisinde göçmeden sonraki düşüşün görülmek

istenmesidir. Burada verilen yer değiştirme değeri DBYBHY’de (2007) belirtilen her bir deprem doğrultusu için, binanın herhangi bir i ’inci katındaki kolon veya perdelerde, $\delta_i = R \Delta_i$ ($\Delta_i = d_i - d_{i-1}$ d : yatay yer değiştirme R : kat sayısı) ile hesaplanan etkin görelî kat ötelemelerinin (δ_i) kat içindeki en büyük değeri $(\delta_i)_{max}$, Denklem 3.2’de verilen koşulu sağlayacaktır.

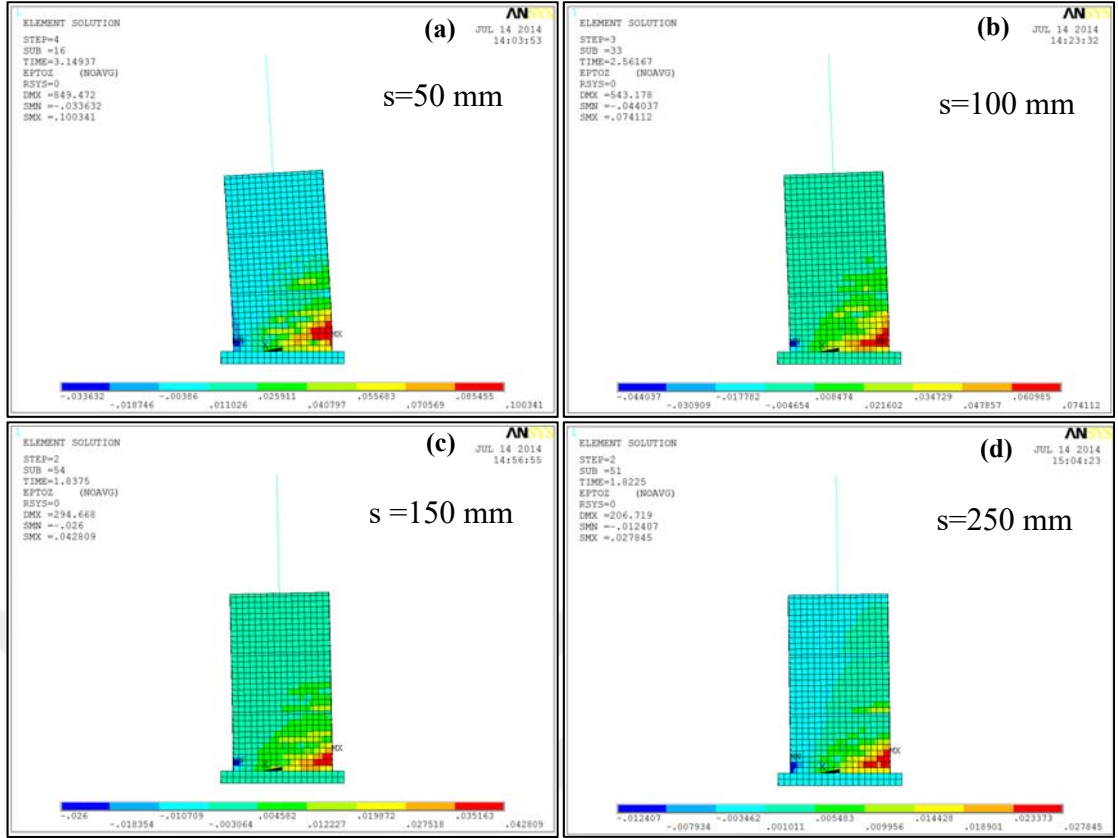
$$\frac{(\delta_i)_{max}}{h_i} \leq 0.02 \quad (3.2)$$

Denklem 3.2’ye uygun olarak h_i : kat yüksekliği ve 0.02 değeri çarpılarak yer değiştirme değeri bulunmuş ve bulunan bu değere uygun olarak ilk analiz gerçekteşirilmiiştir. Analiz tamamlandığında modelin malzeme özelliklerine bakılarak çekme ve basınç bölgelerinde nihai Şekil değiştirme değerlerine göre analize devam edilmiştir. Eğer modelde beton ve çelik nihai Şekil değiştirme değerlerine ulaşmamiişsa daha büyük bir yer değiştirme değeri verilerek analize devam edilmiştir. Analiz bittiğinde Şekil 3.7’de verilen örnek modelde yer değiştirme değerlerine bakılarak eğer nihai Şekil değiştirme değerine ulaşılmiişsa, modele ait yanal yük-yanal ötelenme eğrisi çizdirilir (Şekil 3.8), bu eğride düşüş olduğunda analiz tamamlanır.

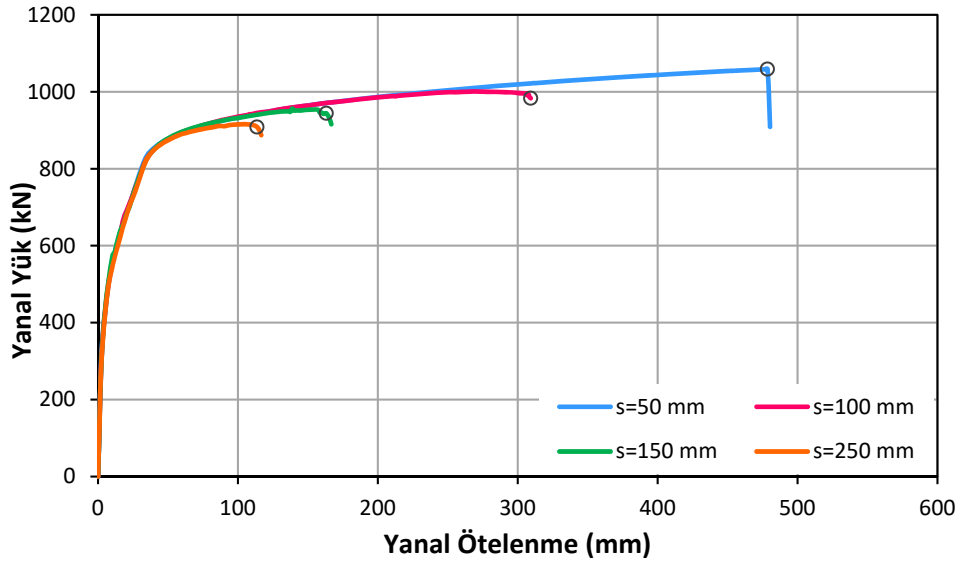
Şekil 3.7’de verilen modellere ait parametre değerleri; perde boyu 5 m, perde yüksekliği 21 m, etkin kesme boyu 14 m, donatı akma dayanımı 420 MPa, beton basınç dayanımı 30 MPa, aksenal yük oranı 0.1 ve boyuna donatı oranı 0.01’dir.

Aynı parametrelere sahip dört modele farklı sargı aralıkları verilerek analizler gerçekteşirilmiiştir. Sargı aralığının perde eleman üzerindeki etkisi Şekil 3.8’de görölmektedir.

3. MATERYAL ve YÖNTEM



Şekil 3.7 Farklı sargı aralıklarında perdelerin basınç ve çekme nihai şekil değıştirme değeri.

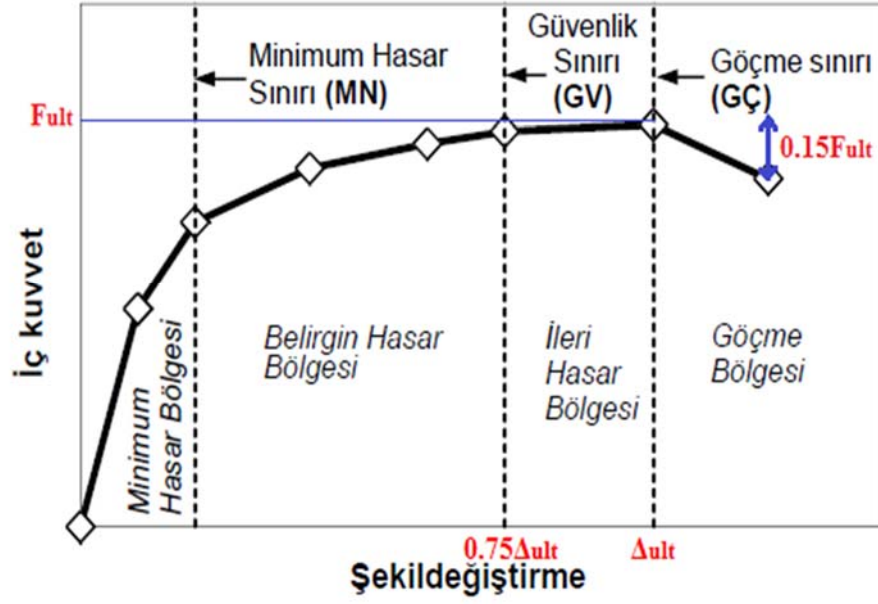


Şekil 3.8 Şekil 3.7’de verilen perdelerin yanal yük-yanal ötelenme eğrileri.

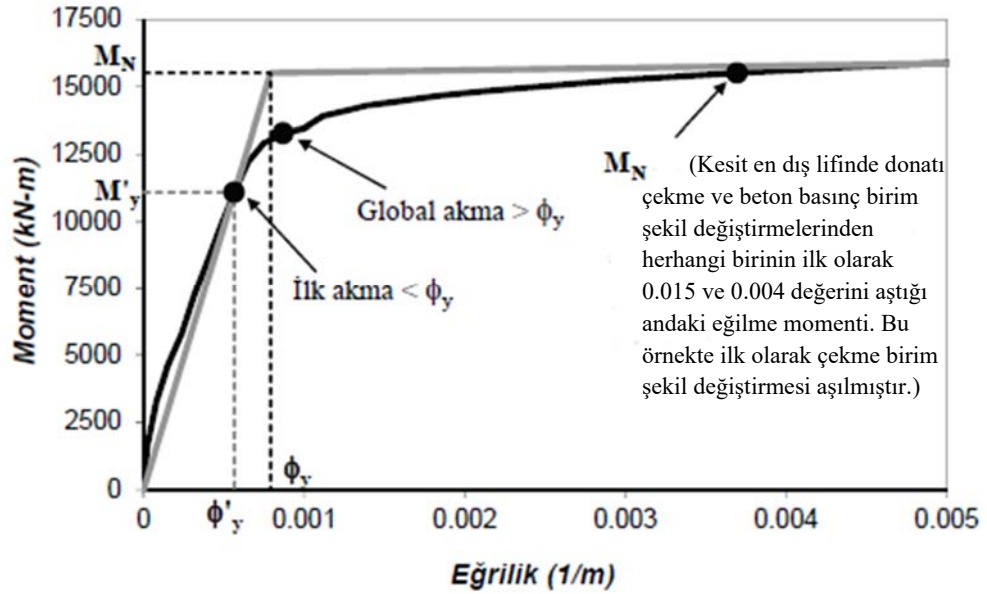
3.5. Analiz Sonuçlarından Hasar Sınırlarının Belirlenmesi

Kazaz ve Gülkan (2012) kesit hasar sınırları konusundaki görüşlerini “Kesitin göçme sınırı belirlenirken değişik yaklaşımlar ortaya atılmıştır. CEB (1996) yanal yük taşıma kapasitesinin en büyük değerine (F_{ult}) ulaştığı noktayı göçme hasar sınırı olarak kabul ederken, Hamburger (1997) kesit taşıma gücünün hızla azalmaya başladığı bölgedeki yer değiştirme taleplerini göçme hasar sınırı olarak alınabileceğini kabul etmiştir. Bu nokta kesitin taşıyabileceği en büyük kuvvetin %80~85 ine tekabül eder ($0.80\sim 0.85F_{ult}$). Güvenlik sınırı diğer hasar sınırların göre daha az belirgin bir tanıma sahip olmakla beraber genelde Göçme Sınırı için tanımlanan değerlerin $\frac{3}{4}$ 'ü oranında alınır.” şeklinde ifade etmişlerdir (Şekil 3.9).

Sonlu eleman yöntemiyle hesapları gerçekleştirilen perde elemanlarının hasar durumlarının belirlenmesinde kabul edilen ilkeler şu şekildedir; *Göçme Sınırı* (GÇ) perde yük-şekil değiştirme kapasitesinde belirgin bir düşüşün gerçekleşmesi ($0.85F_{ult}$) veya çekme durumundaki donatı çeliğinde en büyük birim şekil değiştirmenin $\varepsilon_s > 0.1$ değerini aşması veya basınç tarafında donatı çeliği için Dhakal and Maekawa (2002) modeliyle tanımlanan burkulmanın gerçekleşmesi olarak tanımlanmıştır. *Güvenlik Sınırı* (GV), *Göçme Sınırı* için elde edilen ötelenme değerinin %75'ine denk gelen nokta olarak alınmıştır. *Minimum Hasar Sınırının* (MN) hesaplanmasında Priestley et al. (2007) önerdiği yöntem kullanılmıştır. Bu yöntemde kesit en dış liflerinde donatı çekme birim şekil değiştirme değerinin 0.0021 ve beton basınç birim şekil değiştirme değerinin 0.002, değerlerinden herhangi birinin ilk olarak aşıldığı nokta kesit için ilk akma noktası (ϕ'_y, M'_y) olarak belirlenmiştir. Şekil 3.10'da gösterildiği gibi, moment-eğrilik grafiğinde sıfır noktasından ve ilk akma noktasından geçen bir doğru çizilir. İkinci nokta olarak kesit en dış lifinde donatı çekme birim şekil değiştirme değerinin 0.015 ve beton basınç birim şekil değiştirme değerinin 0.004, değerlerinden herhangi birinin ilk olarak ulaşıldığı andaki eğilme momenti elde edilir. Bu noktaya nominal moment (M_N) denir ve sıfır noktası ve ilk akma noktasından geçen doğru üzerinde M_N işaretlenir. Bu noktaya karşılık gelen eğrilik ve bu eğriliğe karşılık gelen moment işaretlenir. Belirlenen noktaya global akma noktası (ϕ_y, M_y) denir. Bu çalışmada (ϕ_y, M_y) *Minimum Hasar Sınırını* (MN) olarak tanımlamıştır.



Şekil 3.9 Kesit hasar sınırları.



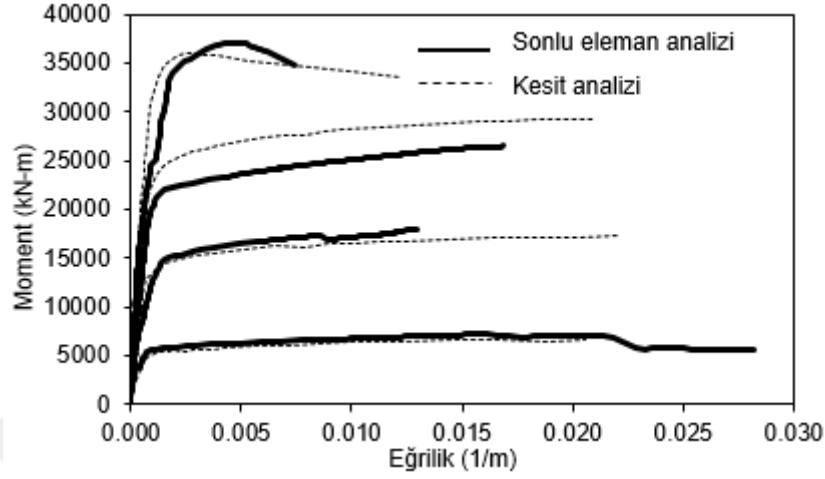
Şekil 3.10 Priestley et al. (2007) önerdiği yöntemle eleman akma sınırının belirlenmesi (Kazaz ve Gülkan 2012).

3.6. Sonlu Eleman ve Moment-Eğrilik Hesaplamalarının İlişkilendirilmesi

Parametrik çalışmanın sonuçları DBYBHY'nin (2007) temelini dayandığı plastik mafsallı kabulünün esaslarına uygun olarak ele alınmıştır. Çalışmada bulunan sonuçların yönetmeliklerde verilen değerlerle birebir karşılaştırılabilir olması için eğrilik (ϕ), plastik mafsallı boyu (L_p) ve plastik mafsallı dönme açısı (θ_p) gibi plastik

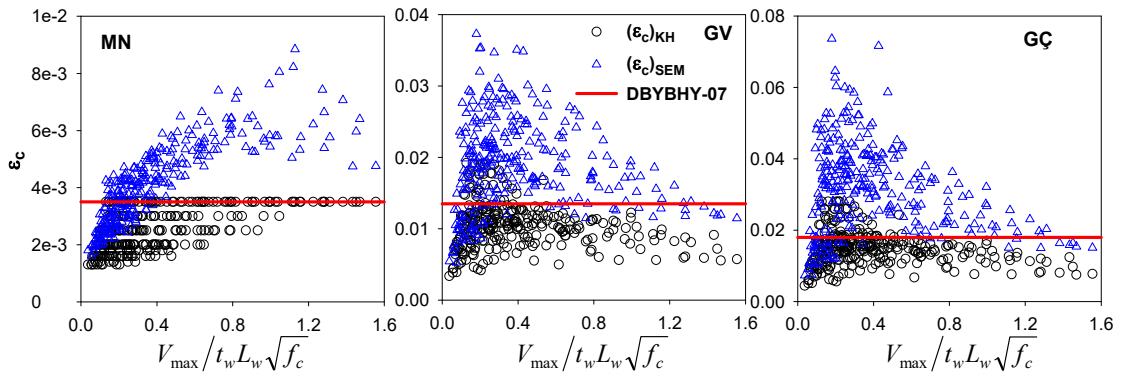
3. MATERYAL ve YÖNTEM

kapasitesi) yakın değerler verdiği ancak maksimum eğrilik değerlerinde büyük farklılıklar olduğu görülmektedir (Şekil 3.12).



Şekil 3.12 Sonlu eleman ve kesit analizinden elde edilen moment-eğrilik eğrilerinin karşılaştırılması ($L_w=5m$) (Kazaz 2010).

Her iki yöntemi birim şekil değiştirme değerleri açısından karşılaştırmak amacıyla moment-eğrilik grafiğinde aynı eğrilik değerlerine karşılık gelen birim şekil değiştirmeler incelenmiştir. Kazaz ve Gülkan (2012) tarafından her iki yöntemle elde edilen birim şekil değiştirme değerlerinde büyük farklılıklar olduğu ortaya konulmuştur. (Şekil 3.13). Yaygın mühendislik yaklaşımları kesit davranışını esas aldığı için, çalışmada kesit analizi sonucunda elde edilen birim şekil değiştirmeler kullanılmıştır.



Şekil 3.13 İki farklı yöntem kullanılarak perde uç bölgelerinde elde edilen beton birim kısalması (ϵ_c) karşılaştırması, SEM: Sonlu eleman yöntemi, KH: Kesit hesabı (Kazaz ve Gülkan 2012).

3.7. Betonarme Perdelerde Eğilme ve Kesme Yerdeğiştirme Bileşenlerinin Belirlenmesi

Betonarme yapıların sismik yer hareketine bağlı dinamik yükler altında doğrusal olmayan davranışının tahmin edilebilmesi için kolon, kiriş ve perde gibi yapı elemanlarının çevrimsel davranışlarının bilinmesi gerekir. Kolon ve kiriş elemanlarının çevrimsel davranışı gerçekleştirilen birçok deneysel ve analitik çalışmayla birlikte tam olarak belirlenmiş ve önerilen çevrimsel yük-yer değiştirme modelleriyle (örneğin Takeda modeli) belirli kurallara bağlanmıştır. Öte yandan, perdeler için pratik çevrimsel yük-yer değiştirme modelleri önerilmekle beraber bu modellerin güvenilirliği deneysel verilerin azlığına bağlı olarak tam olarak sınanmamıştır.

Literatürde birçok perde deneyi bulunmasına rağmen, bu deney elemanlarından elde edilen yük-yer değiştirme ilişkisi uygulanan yüke karşı gelen toplam yanal ötelenme (yer değiştirme) şeklindedir. Çok az deneysel çalışmada yanal ötelenmenin, ayrıştırılmasındaki zorluktan dolayı, eğilme ve kesme bileşenleri ayrı ayrı verilmiştir.

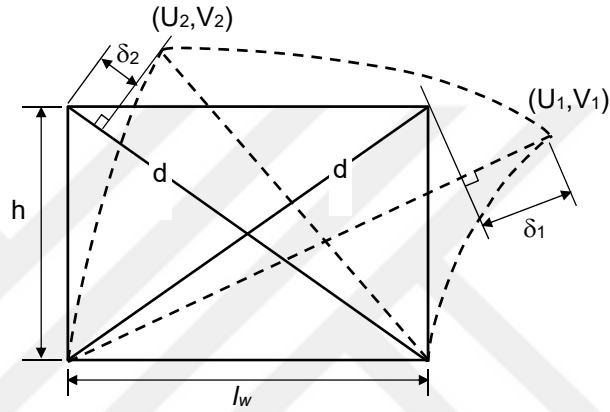
Toplam yanal ötelenmeyi eğilme ve kesme bileşenlerine ayırma yöntemleri üzerinde değerlendirme yapılması gerekmektedir. Bu değerlendirme için doğrusal olmayan sonlu eleman yöntemiyle davranışları hesaplanmış perde modelleri kullanılmıştır. Model hesaplamalarından elde edilen noktasal yatay ve düşey ötelenme ve eleman boyu üzerinde birim şekil değiştirme değerleri kullanılarak dönme, eğrilik ve ötelenme hesaplama modelleri irdelenmiştir.

Betonarme perde eleman deneylerinde, kesme ötelenme bileşeni bir kat yüksekliğindeki perde panelinin köşegenleri uzunluğunda meydana gelen değişimle belirlenir. Ancak, bu yöntemle hesaplanan kesme ötelenmesi, duvar boyunca var olan moment gradyanına bağlı eğilme bileşenini de içeren toplam ötelenme değerleri kullanılarak elde edildiği için olması gereken değerden daha büyük değerler alır. Bu da eğilme bileşenin azalması anlamına gelir.

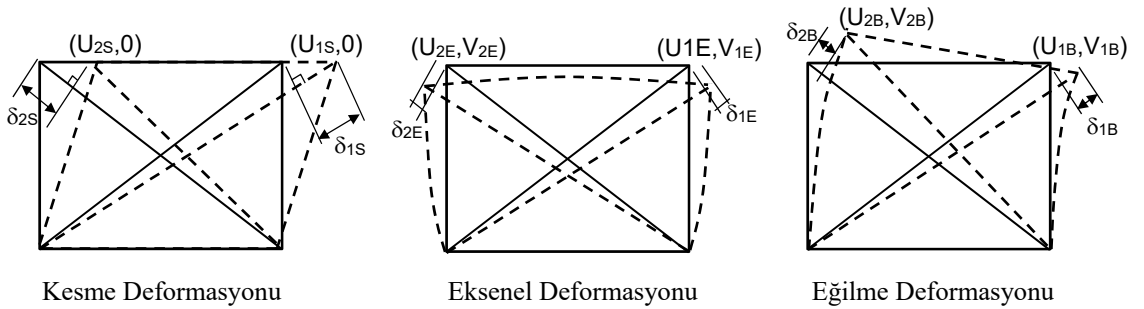
Bir kat yüksekliğindeki perde panelinin dört köşesinde elde edilen yatay ve düşey yer değiştirmeler ile eğilme, kesme ve toplam yer değiştirme arasındaki ilişki

3. MATERYAL ve YÖNTEM

tanımlanacaktır. Yanal yük etkisine maruz perde elamanında meydana gelecek şekil değiştirme ve ötelenmeler Şekil 3.14'te gösterilmektedir. Denklemlerin türetilmesini kolaylaştırmak üzere perde tabanında düşey ve yatay ötelenmeler sıfır olarak kabul edilmiştir. Ayrıca bu ötelenmelerin Şekil 3.15'de gösterildiği gibi eğilme, kayma ve aksel kısılma olmak üzere üç bileşenden oluştuğu varsayılmıştır. Yatay ve düşey ötelenmeler için pozitif yön sağa ve yukarı alınmıştır. Köşegenlerde uzamanın pozitif olduğu kabul edilmiştir. Yer değiştirmeler arasında aşağıdaki ilişkiler olduğu kabul edilmiştir.



Şekil 3.14 Yanal yüke maruz perde panel elemanın şekil değiştirmiş hali.



Şekil 3.15 Deformasyon bileşenleri.

Ötelenme değerleri arasında aşağıdaki bağıntıların olduğu varsayılmıştır.

$$U_1 = U_2 = U \quad (3.4)$$

$$U_{1s} = U_{2s} = U_s \quad (3.5)$$

3. MATERYAL ve YÖNTEM

$$U_{1E} = -U_{2E} = U_E \quad (3.6)$$

$$-V_{1E} = -V_{2E} = -V_E \quad (3.7)$$

$$U_{1B} = U_{2B} = U_B \quad (3.8)$$

Bu ötelenme bileşenleri ve Şekil 3.14'te verilen toplam ötelenme değerleri arasında aşağıdaki bağıntılar vardır.

$$U_1 = U_{1S} + U_{1E} + U_{1B} \quad (3.9)$$

$$U_2 = U_{2S} - U_{2E} + U_{2B} \quad (3.10)$$

$$U_1 = U_S + U_E + U_B \quad (3.11)$$

$$U_2 = U_S - U_E + U_B \quad (3.12)$$

$$U = \frac{U_1 + U_2}{2} = U_S + U_B \quad (3.13)$$

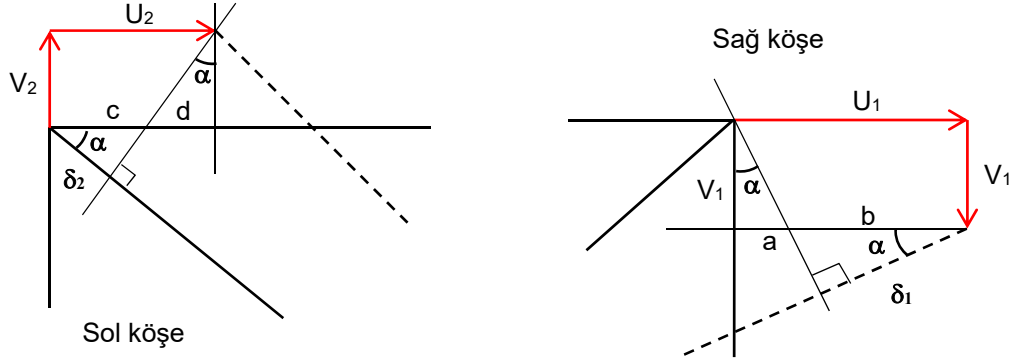
$$V_1 = U_{1B} + V_E \text{ (Aşağı yönde)} \quad (3.14)$$

$$V_2 = U_{2B} - V_E \text{ (Yukarı yönde)} \quad (3.15)$$

$$\delta_1 - \delta_2 = \delta_{1S} + \delta_{1E} + \delta_{1B} - (\delta_{2S} + \delta_{2E} + \delta_{2B}) \quad (3.16)$$

$$\delta_1 - \delta_2 = \delta_{1S} + \delta_{1B} - (\delta_{2S} + \delta_{2B}) \quad (3.17)$$

Şekil 3.14'te verilen perde panelinin uç bölgelerine yakın bir bakış Şekil 3.16'da verilmektedir. Bu şekilde gösterilen ilişkiler kullanılarak yatay ve düşey ötelenmeler ile köşegen deformasyonu arasında aşağıdaki bağıntılar oluşturulmuştur.



Şekil 3.16 1 ve 2 numaralı perde köşelerinde toplam yatay ve düşey ötelenmeler arasındaki ilişki.

$$\sin \alpha = \frac{h}{d} \quad \cos \alpha = \frac{l_w}{d} \quad \tan \alpha = \frac{h}{l_w}$$

$$U_1 = a + b$$

$$U_1 = V_1 \cdot \tan \alpha + \frac{\delta_1}{\cos \alpha} \quad (3.18)$$

$$U_2 = c + d$$

$$U_2 = V_2 \cdot \tan \alpha + \frac{\delta_2}{\cos \alpha}$$

Bu bağıntılar ötelenmelerin pozitif uzunluk değerleri olduğu kabul edilerek elde edilmiştir. Bu değerler deneysel olarak ölçülerek elde edilmiş olsaydı V_1 (aşağı yönde) ve δ_2 (kısalan köşegen) negatif değerler olacaktır. Bu durum dikkate alınarak bağıntılar yeniden düzenlenecek olursa

$$U_1 = -V_1 \cdot \tan \alpha + \frac{\delta_1}{\cos \alpha} \quad (3.19)$$

$$U_2 = V_2 \cdot \tan \alpha - \frac{\delta_2}{\cos \alpha} \quad (3.20)$$

elde edilir. Daha önce $U = \frac{U_1 + U_2}{2} = U_s + U_B$ bağıntısı elde edilmişti. Bu bağıntı içine yukarıdaki bağıntılar dağıtılacak ve yeniden düzenlenecek olursa kesme ötelenmesi için

$$U_s = \frac{\delta_1 - \delta_2}{2 \cos \alpha} - \left(\frac{V_1 - V_2}{2} \right) \cdot \tan \alpha - U_B \quad (3.21)$$

$$U_s = \frac{d}{2l_w} (\delta_1 - \delta_2) - \frac{h}{2} \left(\frac{V_1 - V_2}{l_w} \right) - U_B \quad (3.22)$$

elde edilir. Eğilme etkisi altında perdede dönme miktarı pozitif değerli olarak aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

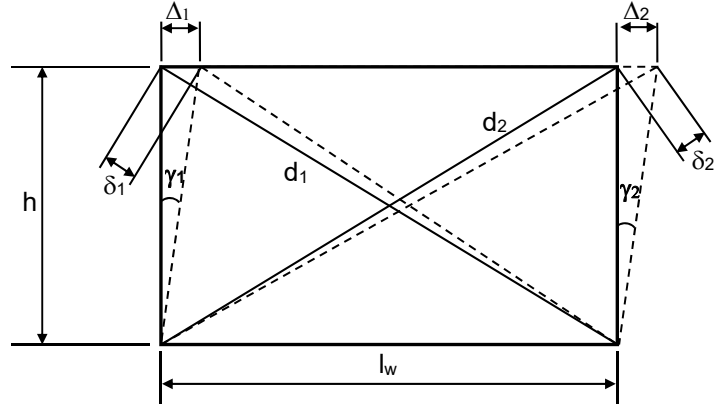
$$\theta = \frac{-V_1 + V_2}{l_w} \quad (3.23)$$

Bu bağıntıyı da kullanarak kesme ötelenmesi

$$U_s = \frac{d}{2l_w} (\delta_1 - \delta_2) + \frac{h}{2} \theta - U_B \quad (3.24)$$

$$U_s = \frac{d}{2l_w} (\delta_1 - \delta_2) - \left(U_B - \frac{h}{2} \theta \right) \quad (3.25)$$

olarak hesaplanır. Denklem (3.25), Şekil 3.17'de verilen klasik kesme ötelenmesi hesaplama yöntemi ile karşılaştırılacak olursa eğilme bileşeninin dikkate alınmadığı bu yöntemle fark belirgin bir şekilde ortaya çıkmaktadır. Dolayısıyla deneysel çalışmalarda kesme ötelenmesinin belirlenmesinde sıklıkla kullanılan bu düzenek için doğru hesap yöntemi ortaya konulmuştur.



Şekil 3.17 Perde kesme bileşeninin hesaplanması.

$$\gamma_1 = \frac{\Delta_1}{h}, \quad \gamma_2 = \frac{\Delta_2}{h}, \quad \frac{\Delta_1}{\delta_1} = -\frac{d_1}{l_w}, \quad \frac{\Delta_2}{\delta_2} = \frac{d_2}{l_w} \quad (3.26)$$

$$\gamma_{ave} = \frac{\Delta_1 + \Delta_2}{2h}, \quad \gamma_{ave} = \frac{d_2\delta_2 - d_1\delta_1}{2hl_w}, \quad (3.27)$$

$$\Delta_{shear} = \gamma_{ave}h, \quad \Delta_{shear} = \frac{d_2\delta_2 - d_1\delta_1}{2l_w} \quad (3.28)$$

3.7.1. Eğilme ötelenmesinin (U_B) kat dönme açısı cinsinden ifade edilmesi

Denklem (3.25) ile kesme deformasyonunun hesaplanabilmesi için eğilme ötelenme bileşeni U_B 'nin güvenilir bir kesinlikte tahmin edilmesi gerekmektedir. Eğilme ötelenmesi Denklem (3.29) ile hesaplanabilir.

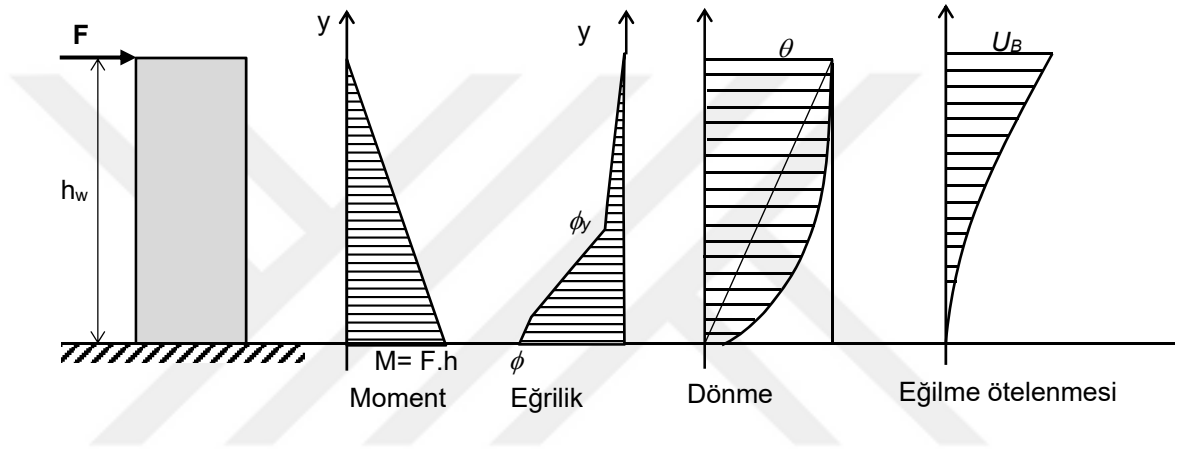
$$U_B = \int_0^h \theta(y) \cdot dy = \int_0^h \frac{1}{l_w} (V_2 - V_1) \cdot dy \quad (3.29)$$

Denklem (3.29)'da $\theta(y)$ yukarı doğrultuda y eksenini boyunca perde kesitindeki dönme miktarıdır. Perde tabanından başlayarak yukarı doğru $\theta(y)$ dağılımına dair bir gösterim Şekil 3.18'de verilmektedir. Çatlakların ve donatıda akmanın yoğun olarak görüldüğü perde tabanına yakın kısımlarda eğrilik büyük bir artış gösterir. Denklem (3.29)'da verilen dönme profilinin entegrasyonu yoluyla elde edilen eğilme ötelenmesi,

$$U_B = \alpha \theta \cdot h_w \quad (3.30)$$

bağıntısıyla da ifade edilebilir. α katsayısı profilin şekline bağlı olarak $0.5 < \alpha < 1.0$ arasında değişir.

$$\alpha = \frac{\int_0^h \theta(y) \cdot dy}{\theta \cdot h_w} \quad (3.31)$$



Şekil 3.18 Konsol perde üzerinde değişik deformasyon ölçütlerinin dağılımı.

Eğer α katsayısı için bir tahminde bulunulabilirse kesme ötelenmesi

$$U_s = \frac{d}{2I_w} (\delta_1 - \delta_2) - \left(\alpha - \frac{1}{2} \right) \theta h \quad (3.32)$$

şeklinde hesaplanabilir. Şüphesiz perde yüksekliği boyunca bölgelere ayrılarak her bir bölge üzerinde elde edilecek α ve dönme açısı arasında kurulacak ilişki parametrelerin belirlenmesi açısından daha kesin sonuçlar verecektir.

3.7.2. Kat ötelenmelerinin kayma birim şekil değiştirmesi ve kat dönmesi formunda hesaplanması

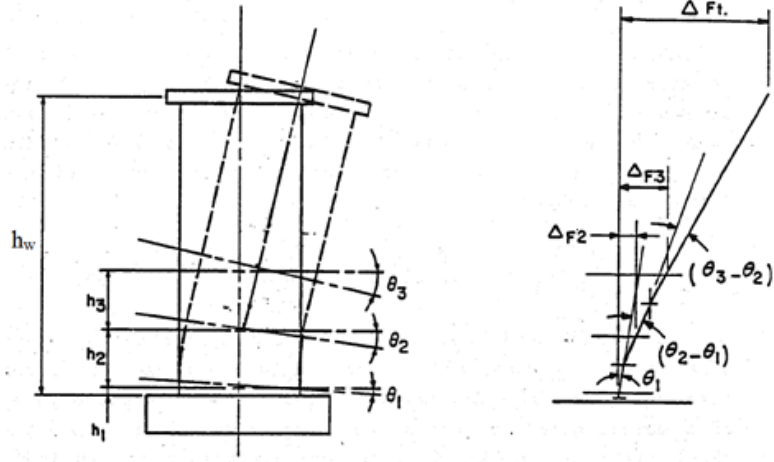
Yukarıda geliştirilen teorik yaklaşım uygulanarak betonarme bir perdenin değişik kat seviyelerindeki kesme, eğilme ve toplam ötelenme değerleri hesaplanabilir. Bir perde duvarın üst noktalarında meydana gelen toplam ötelenme perde taban kesitinin dönmesi sonucu oluşan rijit dönme hareketi, perde yüksekliği boyunca oluşan eğilme ve kesme bileşenlerine ayrıştırılabilir. Bu hesaplamalar iki farklı şekilde açıklanabilir (Şekil 3.19 ve Şekil 3.20).

Kat ötelenmelerinin eğilme bileşeni kat içinde meydana gelen toplam dönmenin kat orta noktasında (dolayısıyla kat yüksekliğinin yarısı, $\alpha=0.5$) konsantre olduğu varsayılarak hesaplanır. Eğriliğin akma eğriliğinden küçük olduğu yukarı seviyelerin rijit kaldığı varsayılarak tepe ötelenmesi hesaplanabilir. Eğilmeden kaynaklanan kat ötelenmeleri şu şekilde hesaplanabilir,

$$\Delta_{F2} = \theta_1 \left(h_2 + \frac{h_1}{2} \right) + (\theta_2 - \theta_1) \left(\frac{h_2}{2} \right) \quad (3.33)$$

$$\Delta_{F3} = \theta_1 \left(h_3 + h_2 + \frac{h_1}{2} \right) + (\theta_2 - \theta_1) \left(h_3 + \frac{h_2}{2} \right) + (\theta_3 - \theta_2) \left(\frac{h_3}{2} \right) \quad (3.34)$$

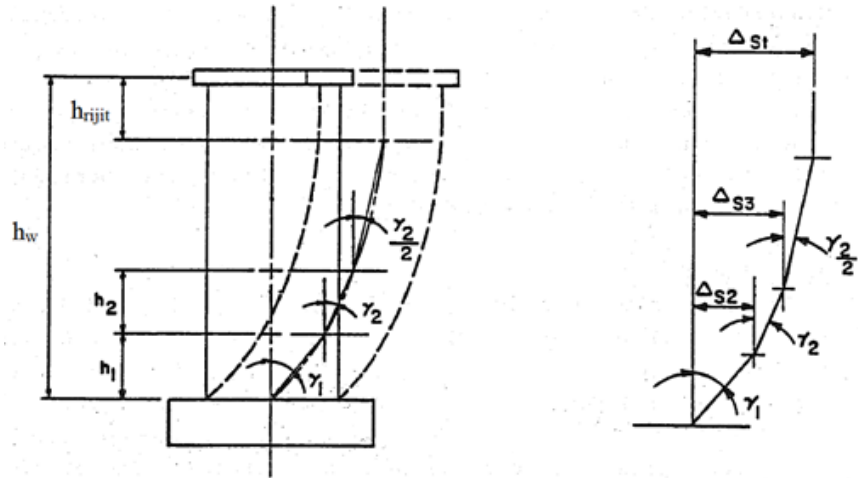
$$\Delta_{Ftop} = \theta_1 \left(h_w - \frac{h_1}{2} \right) + (\theta_2 - \theta_1) \left[h_w - \left(h_1 + \frac{h_2}{2} \right) \right] + (\theta_3 - \theta_2) \left[h_w - \left(h_1 + h_2 + \frac{h_3}{2} \right) \right] \quad (3.35)$$



Şekil 3.19 Eğilme bileşeninin hesabı.

h_1 ve h_2 seviyelerindeki kesme deformasyonları daha önce detayları açıklanan yöntemle hesaplanabilir. Tepe noktasındaki kesme deformasyonunu hesaplayabilmek için en üste h_{rijit} ($\sim l_w/2$) yüksekliği boyunca kesme birim şekil değiştirmesinin sıfır olduğu varsayılabilir. Aslında bu bölgede elastik sınırlar içinde bir miktar kesme deformasyonu meydana gelecektir ancak bunların büyüklüğü ihmal edilebilir. h_2 seviyesinde rijit bölgeye kadar olan alanda $\gamma/2$ 'lik bir averaj kayma açısı kabulü yapılabilir. Dolayısıyla kesme ötelenmesi Denklem (3.36)'da görüldüğü gibidir.

$$\begin{aligned}\Delta_{S2} &= \gamma_1 h_1 \\ \Delta_{S3} &= \gamma_1 h_1 + \gamma_2 h_2 \\ \Delta_{St} &= \gamma_1 h_1 + \gamma_2 h_2 + \frac{\gamma_2}{2} \left[h_w - (h_1 + h_2 + h_{rijit}) \right]\end{aligned}\quad (3.36)$$



Şekil 3.20 Kesme bileşeninin hesabı.

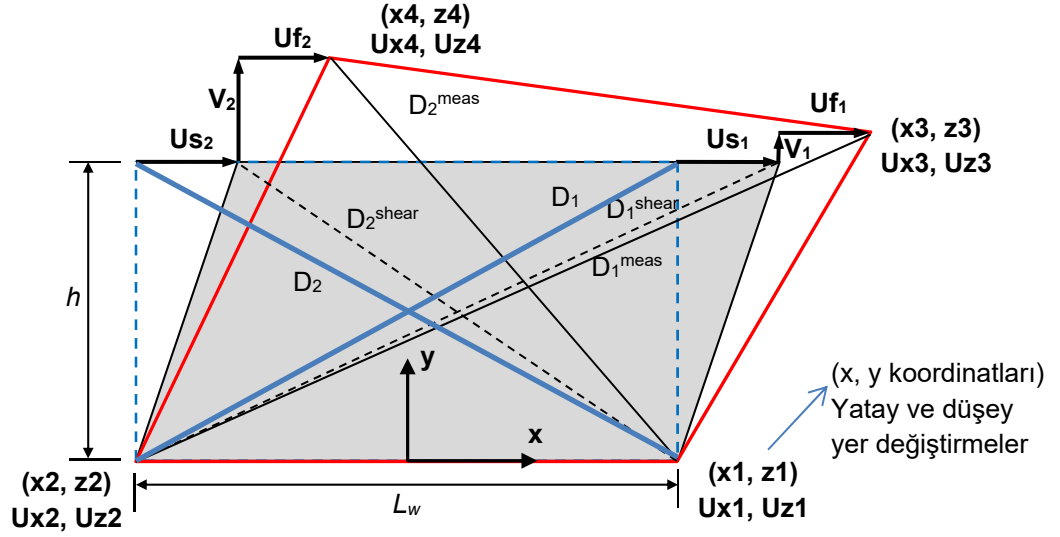
3.7.3. Perde sonlu eleman modeli üzerinde ötelenmelerin ve deformasyon ölçütlerinin hesaplanması

Özetlemek gerekirse çalışma kapsamında betonarme perdelerde sonlu eleman hesaplamalarında kullanılacak yöntem ve teorik altyapı tanımlanmıştır. Modellerden ötelenme, dönme, eğrilik ve birim şekil değiştirme için farklı noktalardan veriler elde edilmiştir. Sonraki bölümde bu veriler değerlendirilerek hasar göstergeleri için hasar ölçütü olarak kullanılmak üzere sınır değerler belirlenecektir.

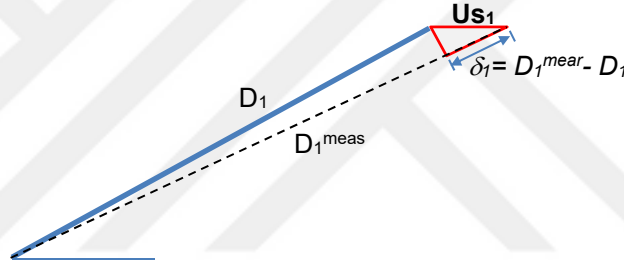
Perdelerde deneysel veya analitik olarak elde edilen yanal yer değiştirmeler toplam ötelenme değerleridir. Elde edilen bu ötelenmenin bir kısmı perde eğilme hareketinden oluşurken, önemli bir bölümü de perde gövdesinde meydana gelen kayma davranışından meydana gelmektedir. Ötelenmenin eğilme ve kesme bileşenlerine ayrılması perdelerin modellenmesi açısından çok önemlidir. Özellikle çubuk sonlu elemanlarla modellenen perdelerde sadece eğilme bileşeni elde edileceğinden toplam ötelenme olması gereken değerden daha küçük değerler olacaktır. Buda yapılacak değerlendirmenin güvenilirliğini azaltacak bir durumdur.

Katı sürekli ortam yaklaşımıyla yapılan modelleme deneysel numunelere benzer bir yaklaşımla ele alınabilir. Model üzerinde her noktada veri alınabileceğinden, deneysel çalışmanın kısıtlı veri toplama imkânlarına göre avantaj bile sağladığı söylenebilir.

Aşağıda perde toplam ötelenmesinin eğilme ve kesme bileşenlerine ayrılması üzerine mevcut yöntemler irdelenmiştir. Şekil 3.21 ve Şekil 3.22 yardımıyla kayma yer değiştirme bileşeninin hesabında kullanılacak bağıntılar elde edilmiştir.



Şekil 3.21 Sonlu eleman hesaplamalarından elde edilen yer değiştirmeler ve ötelenme bileşenlerinin hesabında kullanılan model.



Şekil 3.22 Diyagonal uzamanın hesaplanması.

$$D_1 = D_2 = \sqrt{L_w^2 + h^2} \quad (3.37)$$

$$D_1^{meas} = \sqrt{(x_3 + Ux_3 - x_2 - Ux_2)^2 + (z_3 + Uz_3 - z_2 - Uz_2)^2} \quad (3.38)$$

$$D_1^{meas} = \sqrt{(L_w + Ux_3 - Ux_2)^2 + (h + Uz_3 - Uz_2)^2} \quad (3.39)$$

$$\delta_1 = D_1^{meas} - D_1 \text{ (eğer pozitifse uzama, negatifse kılalma)} \quad (3.40)$$

$$D_2^{meas} = \sqrt{(x_4 + Ux_4 - x_1 - Ux_1)^2 + (z_4 + Uz_4 - z_1 - Uz_1)^2} \quad (3.41)$$

$$D_2^{meas} = \sqrt{(-L_w + Ux4 - Ux1)^2 + (h + Uz4 - Uz1)^2} \quad (3.42)$$

$$\delta_2 = D_2^{meas} - D_2 \text{ (negatif olduğu varsayılmıştır, kısalma)} \quad (3.43)$$

$$\delta_{ave} = \frac{U_{s1} + U_{s2}}{2} \quad (3.44)$$

$$U_{s_{ave}} = \frac{D_1 \delta_1 - D_2 \delta_2}{2L_w} \quad \gamma_{ave} = \frac{D_1 \delta_1 - D_2 \delta_2}{2hL_w} \quad (3.45)$$



4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

4.1. Perdeler Üzerinde Yapılan Parametrik Çalışma Sonuçları

Bu çalışmada; parametrelere bağlı olarak gerçekleştirilen 2600 analizden elde edilen sonuçlar istatistiki çalışmaya tabi tutularak global akma ve nihai şekil değiştirme durumları için beton birim kısalması (ϵ_c), çelik birim uzaması (ϵ_s), perde taban eğriliği (ϕ), perde taban dönme açısı (θ), kayma ötelenmesi (DR_s), eğilme ötelenmesi (DR_f) ve toplam ötelenme (DR_t) için değerlendirme sonuçları grafiksel olarak incelenmiştir. Çalışmada hasar ölçütleri modelleme ve tasarım parametrelerine karşı çizdirilerek grafikler oluşturulmuştur. Bu şekilde perde davranışı üzerine hangi parametrelerin daha etkili olduğu belirlenmeye çalışılmıştır. Oluşturulan grafiklerde; L_w : perde boyu, L_v/L_w : kesme boyu oranı (etkin kesme boyunun perde boyuna oranı), f_y : donatı çeliği akma gerilmesi, f_c : beton basınç dayanımı, f_y/f_c : donatı çeliği akma gerilmesinin beton basınç dayanımına oranı, P/P_o : eksenel yük oranı, ρ_b : perde uç bölgesinde boyuna donatı oranı, ρ_s : perde uç bölgesinde sargı donatısı oranı, ρ_{sh} : perde yatay gövde donatısı oranı ve v : normalize edilmiş kesme gerilmesi parametreleri kullanılmıştır. Grafikler oluşturulurken perde boyuna (L_w) ve perde uç bölgesi sargı donatısı oranına (ρ_s) göre kendi içlerinde sınıflandırılmıştır. Buradaki amaç önemli bir parametre olan perde boyunun ve sargı etkisinin hasar ölçütleri üzerindeki tesirini göstermektir.

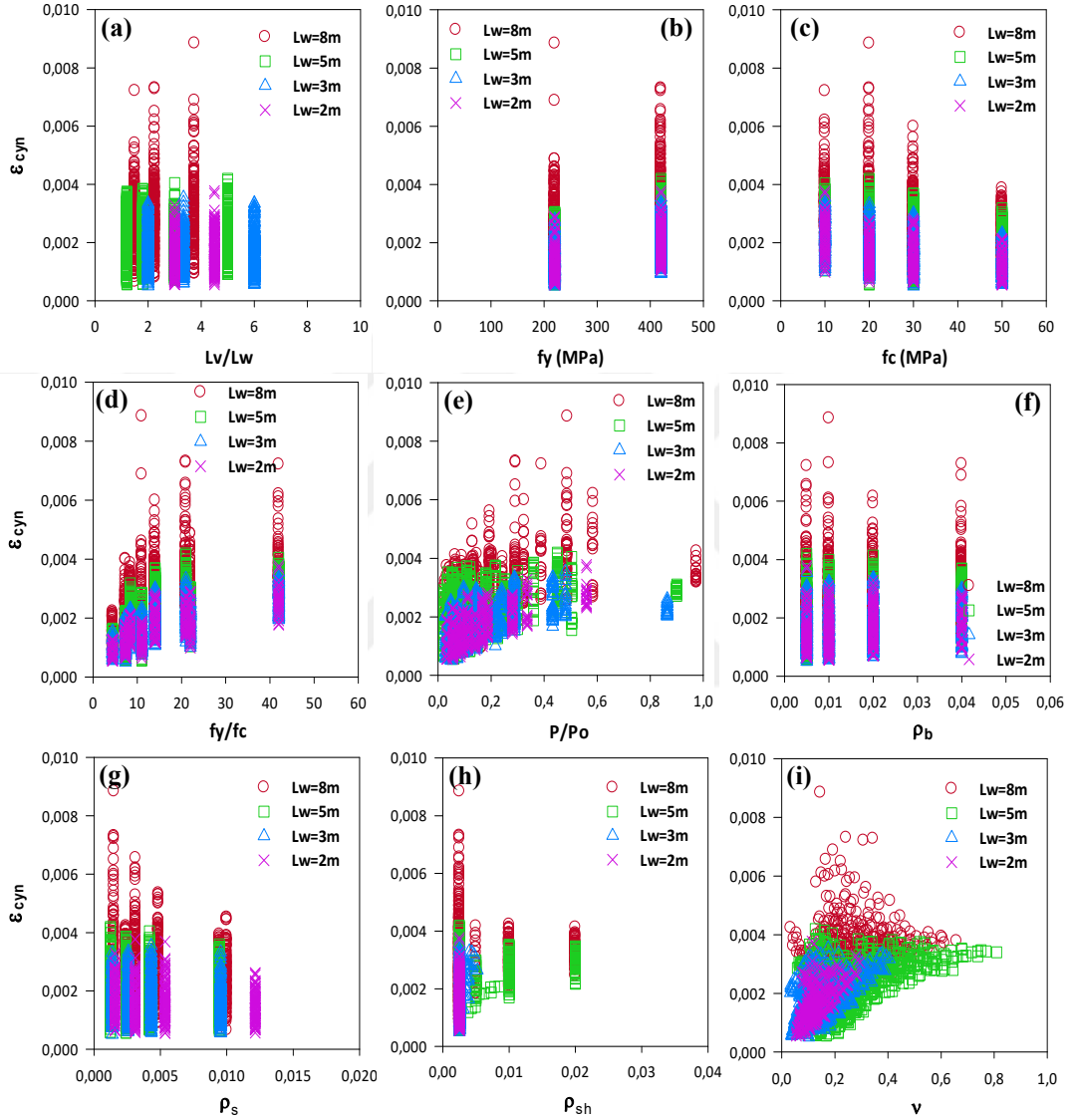
4.1.1. Global akma anında hasar ölçütleri ve parametreler arasındaki ilişki

Hasar ölçütlerinin perde boyuna göre sınıflandırılması

Global akma anında beton birim kısalmasını etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyu arttıkça beton birim kısalmasının (ϵ_{cyn}) arttığı görülmektedir. Perde boylarının hasar gözlemlenmesinde $L_w=8m$ ve $L_w=5m$ arasındaki geçişte belirgin bir fark olurken $L_w=5m$ 'den daha kısa perde boyları arasındaki fark azalmaktadır. Diğer parametreler incelendiğinde; donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça ϵ_{cyn} 'nin arttığı, beton basınç dayanımı (f_c) arttıkça ϵ_{cyn} $f_c=20MPa$ seviyesine kadar arttığı daha sonra azaldığı, donatı çeliğinin beton basınç dayanımına oranı (f_y/f_c) arttıkça ϵ_{cyn} 'nin arttığı, eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça ϵ_{cyn} 'nin arttığı,

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

perde uç bölgesi sargı donatısı oranı (ρ_s) arttıkça ε_{cyn} 'nin azaldığı özellikle perde boyu $L_w=8m$ için bu durumun belirgin olduğu ve normalize edilmiş kesme gerilmesinin (ν) $\nu < 0.6$ değerine kadar ε_{cyn} 'yi arttırıcı etkisi olduğu ancak bu değerden sonra ε_{cyn} 'nin sabit bir değerde kaldığı görülmektedir (Şekil 4.1).

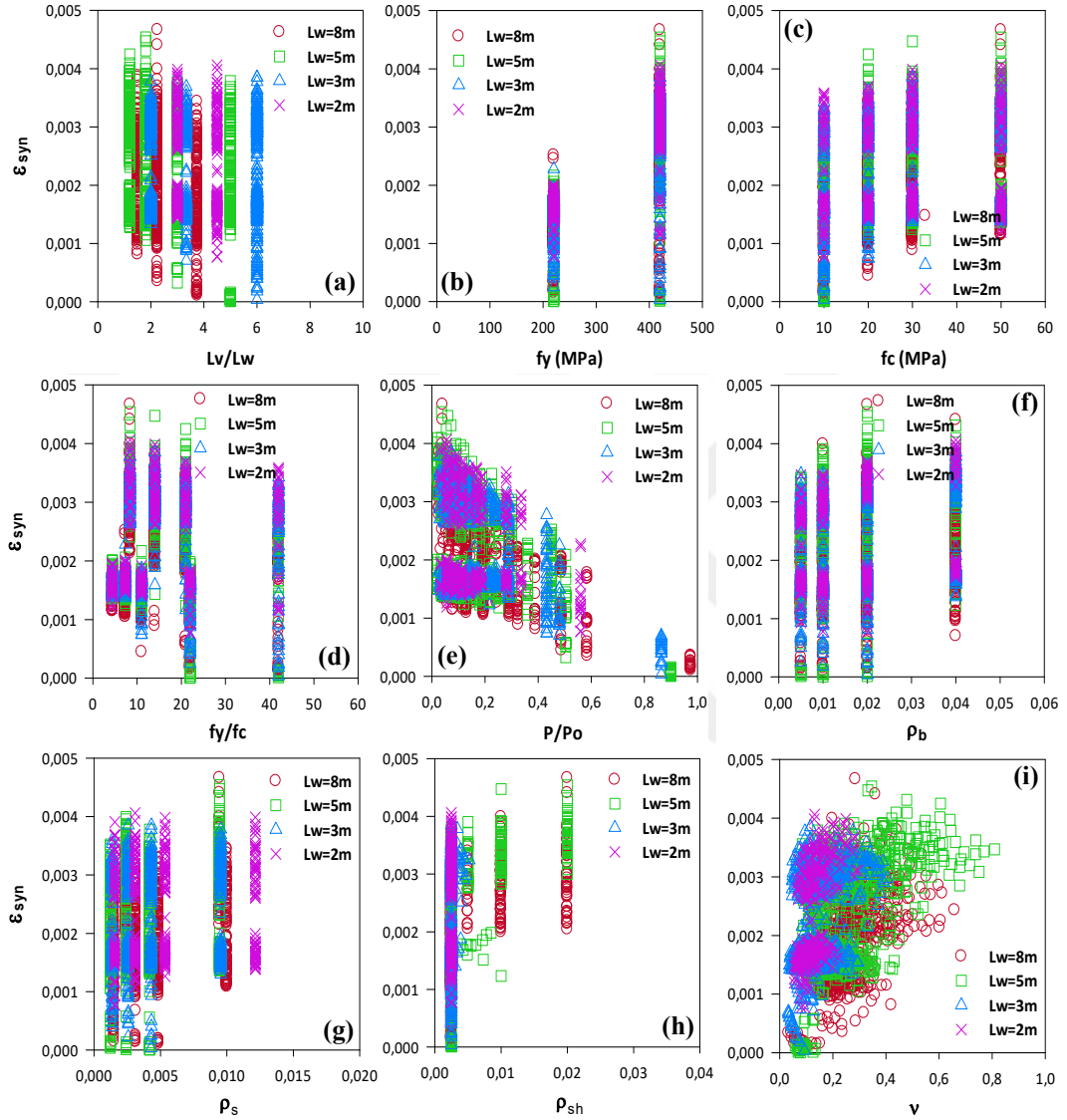


Şekil 4.1 Global akma anında perde uç bölgesi beton birim kısalması üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

Global akma anında çelik birim uzamasını etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyundaki farklılıkların çelik birim uzamasında (ε_{syn}) belirgin bir etkisi olmadığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça ε_{syn} 'nin arttığı, eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça ε_{syn} 'nin azaldığı, perde uç bölgesi boyuna donatı oranı (ρ_b) arttıkça

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

ε_{syn} 'nin arttığı ancak $\rho_b=0.04$ seviyesinde azaldığı, yatay perde gövde donatı oranı (ρ_{sh}) arttıkça ε_{syn} 'nin arttığı ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça ε_{syn} 'nin arttığı görülmektedir (Şekil 4.2).

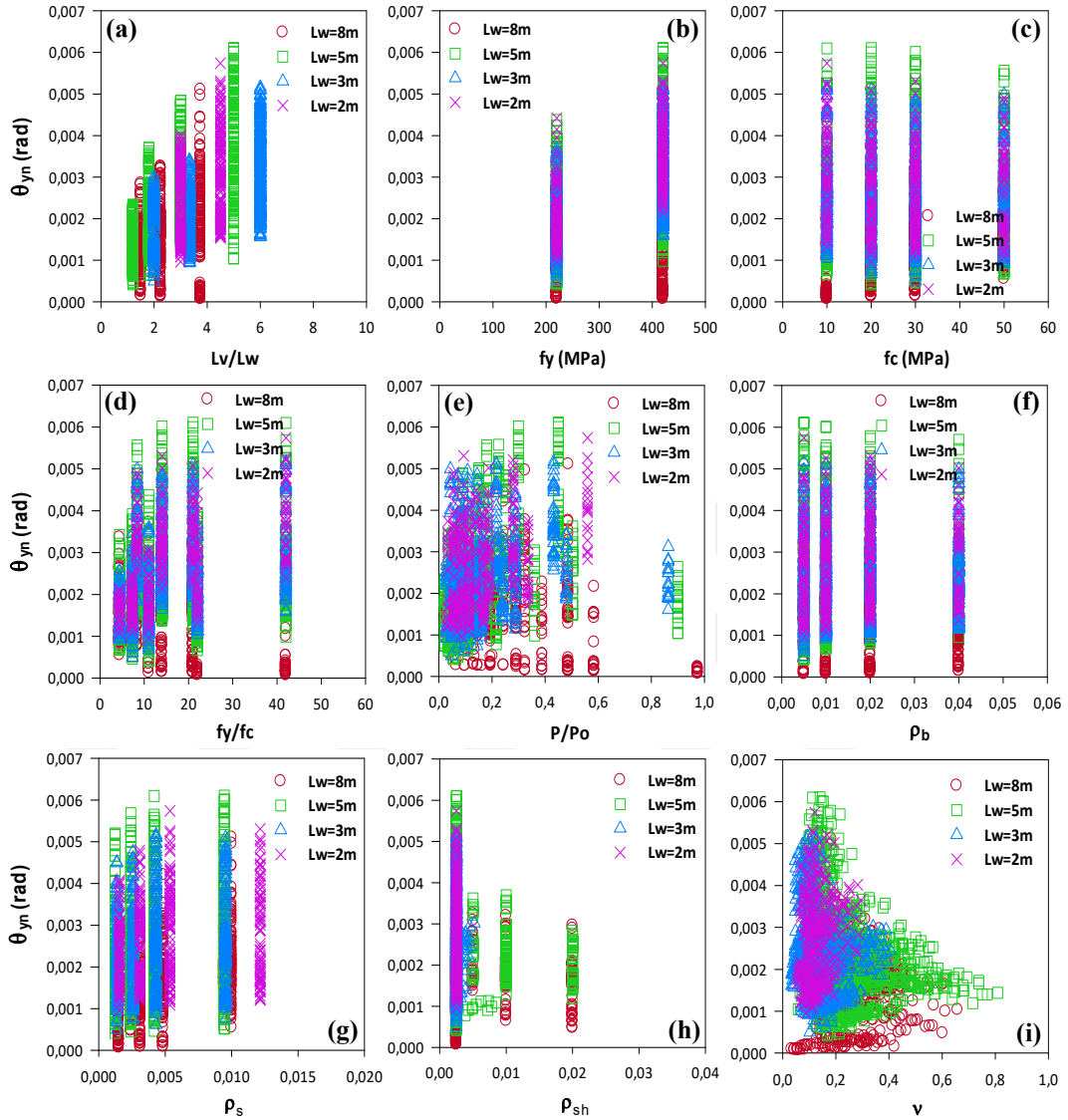


Şekil 4.2 Global akma anında perde uç bölgesi çelik birim uzaması üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

Global akma anında perde taban dönme açısını etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyundaki farklılıkların perde taban dönme açısında (θ_{yn}) belirgin bir etkisi olmadığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; etkin kesme boyu oranı (L_v/L_w) arttıkça θ_{yn} 'nin arttığı, ancak $L_v/L_w=6$ seviyesinde bir düşüş olduğu, donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça θ_{yn} 'nin arttığı ve normalize edilmiş kesme gerilmesi $\nu=0.2$ seviyesine kadar θ_{yn} 'i arttırdığı, $0.2 < \nu < 0.6$

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

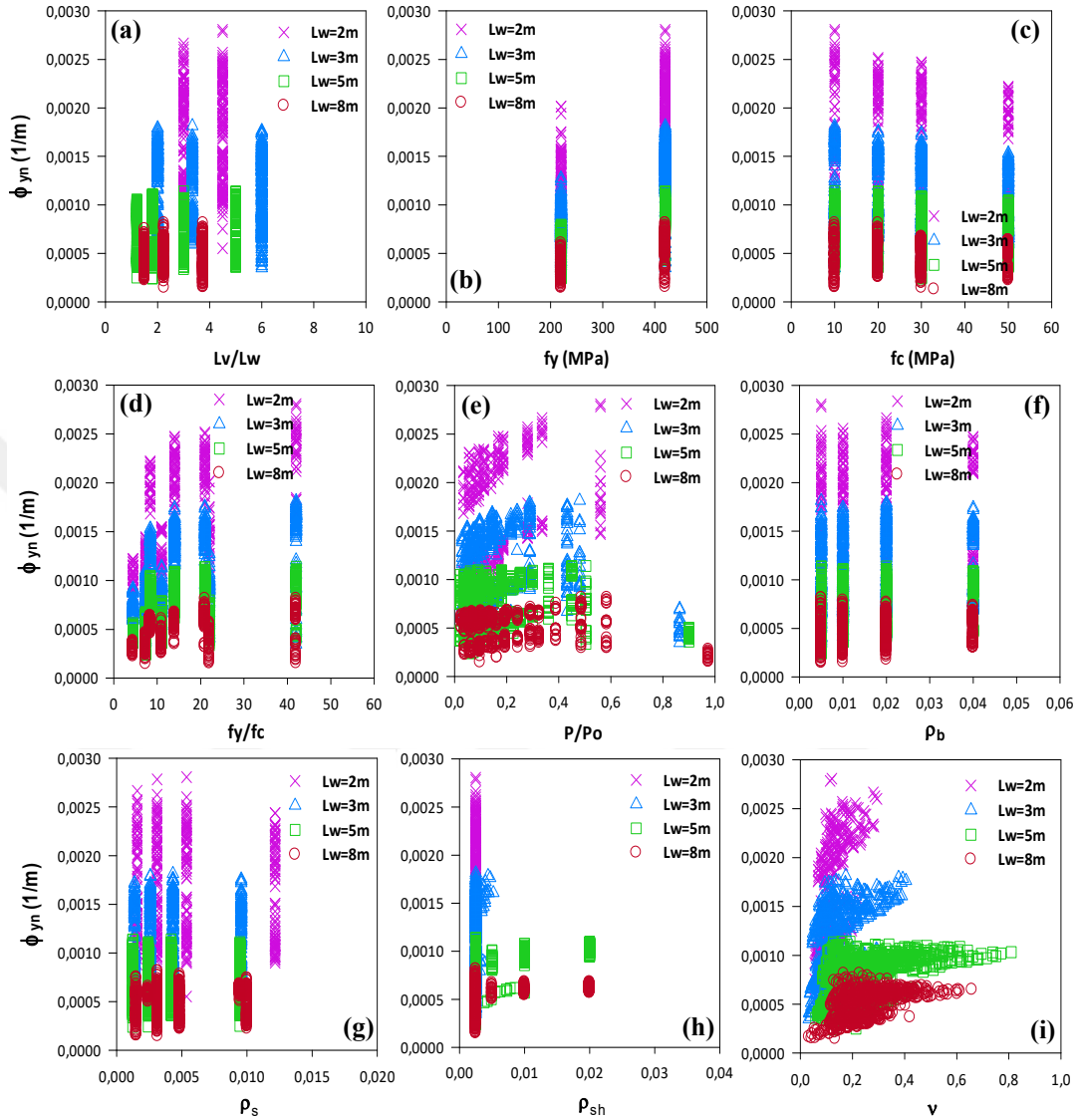
aralında azalttığı ve $\nu > 0.6$ olan durumda θ_{yn} 'nin sabit bir değerde kaldığı görülmektedir (Şekil 4.3).



Şekil 4.3 Global akma anında perde taban dönme açısı üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

Global akma anında perde taban akma eğriliğini etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyu azaldıkça perde taban akma eğriliğinin (ϕ_{yn}) belirgin bir şekilde arttığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça ϕ_{yn} 'nin arttığı, beton basınç dayanımı (f_c) arttıkça ϕ_{yn} 'nin azaldığı, eksenel yük oranı (P/P_o) genel olarak ϕ_{yn} 'yi belirgin şekilde etkilememiş ancak perde boyu $L_w=2m$ ve $L_w=3m$ olduğu durumlarda (P/P_o) arttıkça ϕ_{yn} 'nin arttığı ve normalize edilmiş kesme gerilmesinin (ν) düşük

değerleri için ϕ_{yn} 'nin arttığı yaklaşık olarak $\nu=0.15$ değerinden sonra sabit değerde kaldığı görülmektedir (Şekil 4.4).



Şekil 4.4 Global akma anında perde taban akma eğriliği üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

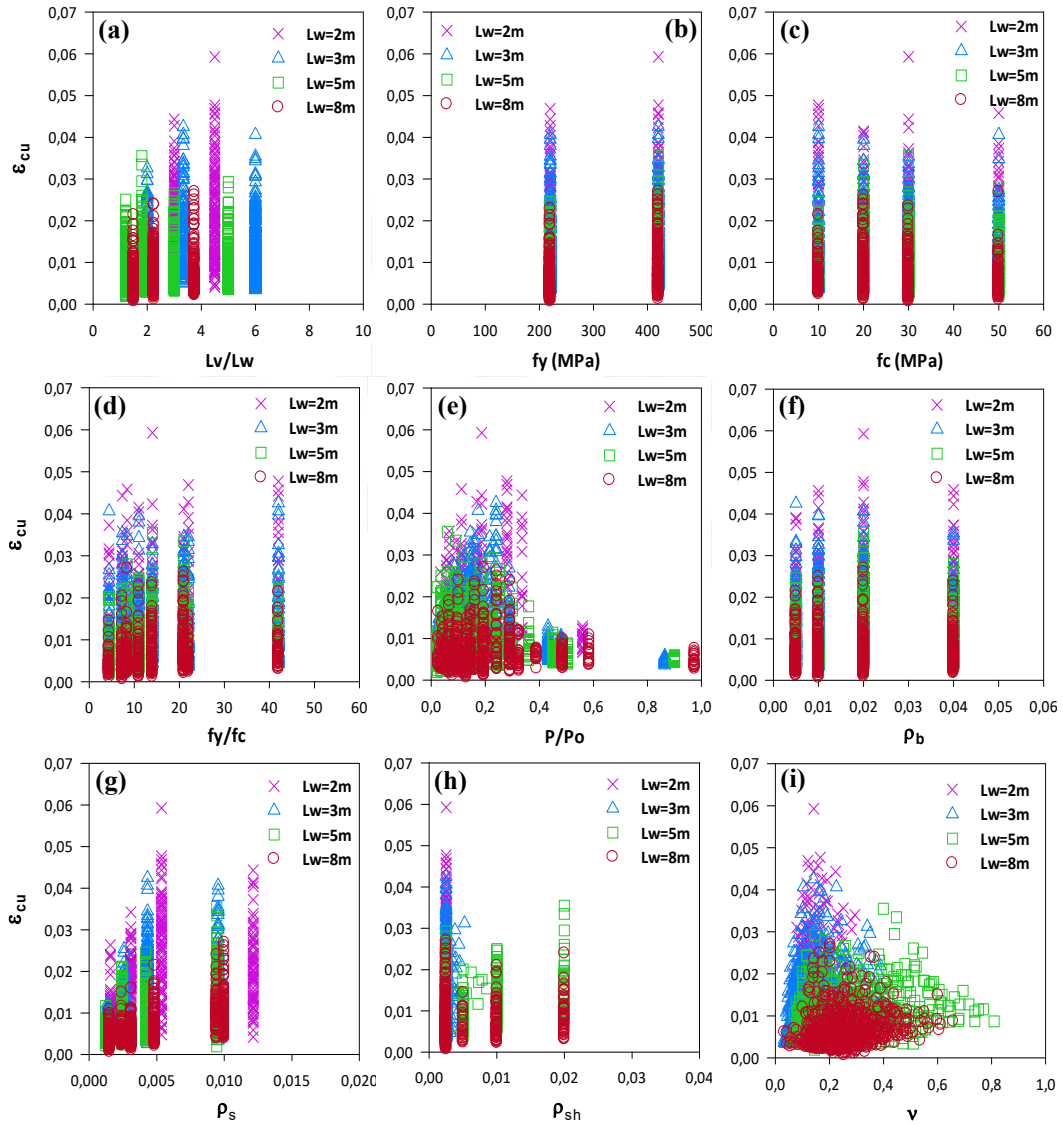
4.1.2. Nihai şekil değiştirme anında hasar ölçütleri ve parametreler arasındaki ilişki

Hasar ölçütlerinin perde boyuna göre sınıflandırılması

Nihai şekil değiştirme anında beton birim kısalmasını etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyu azaldıkça beton birim

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

kısalmasının (ϵ_{cu}) arttığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; aksenal yük oranı (P/P_o) arttıkça ϵ_{cu} 'nun $P/P_o=0.40$ seviyelerine kadar arttığı daha sonra belirgin bir düşüş olduğu, perde uç bölgesi sargı donatısı oranı $\rho_s=0.005$ seviyelerine kadar ϵ_{cu} 'yu arttırdığını ancak ρ_s arttıkça ϵ_{cu} 'nun azaldığı ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça ϵ_{cu} 'nun belirli bir seviyeye ulaştıktan sonra azaldığı görülmektedir (Şekil 4.5).

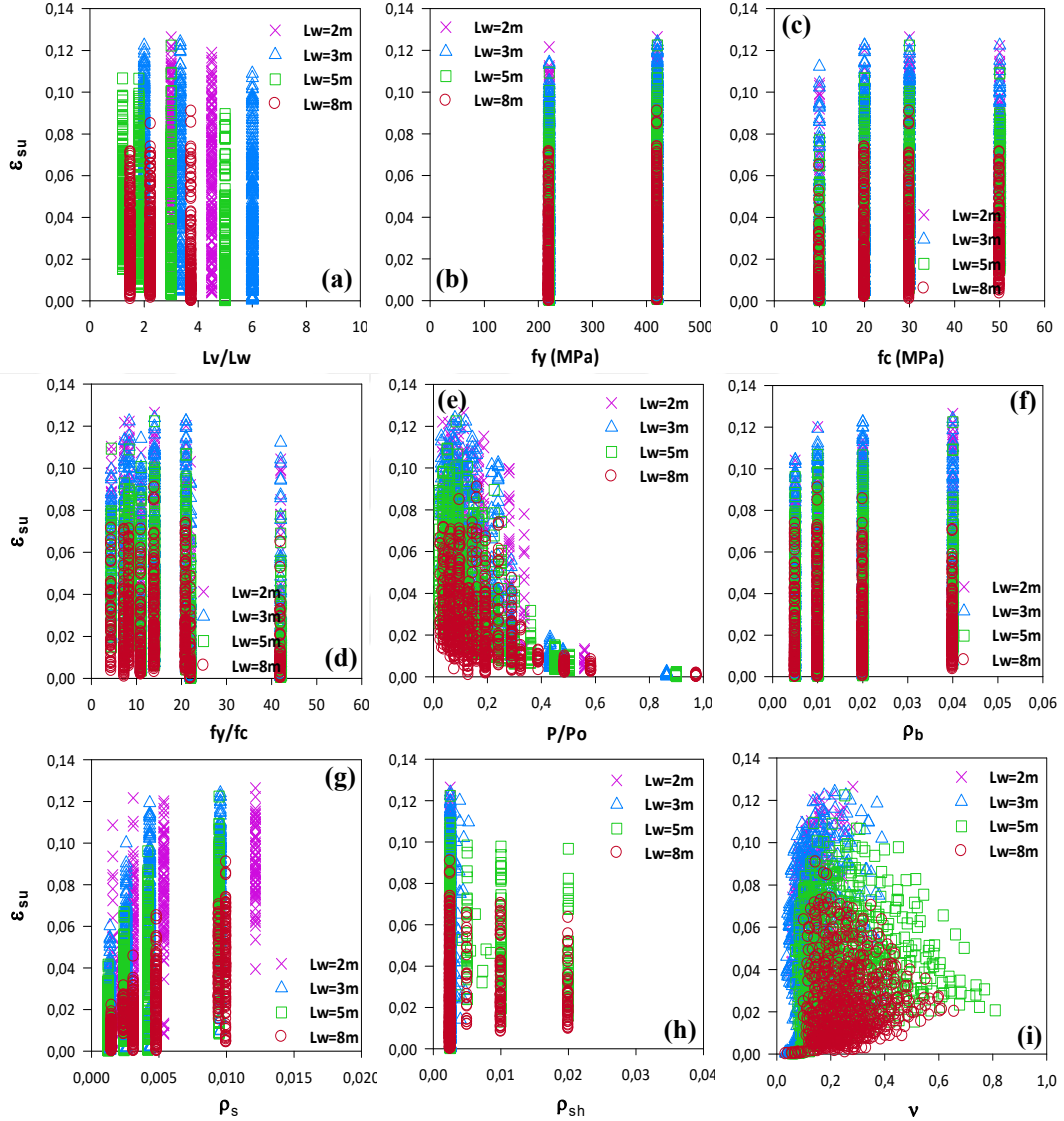


Şekil 4.5 Nihai şekil değiştirme anında perde uç bölgesi beton birim kısalması üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

Nihai şekil değiştirme anında çelik birim uzamasını etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyu azaldıkça çelik birim uzamasının (ϵ_{su}) arttığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; aksenal yük

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

oranı (P/P_o) arttıkça ε_{su} 'nun azaldığı ancak özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş olduğu, perde uç bölgesi sargı donatısı oranı (ρ_s) arttıkça ε_{su} 'nun arttığı ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça ε_{su} 'nun $\nu=0.2$ değerine kadar arttığı ancak bu değerden sonra azaldığı görülmektedir (Şekil 4.6).

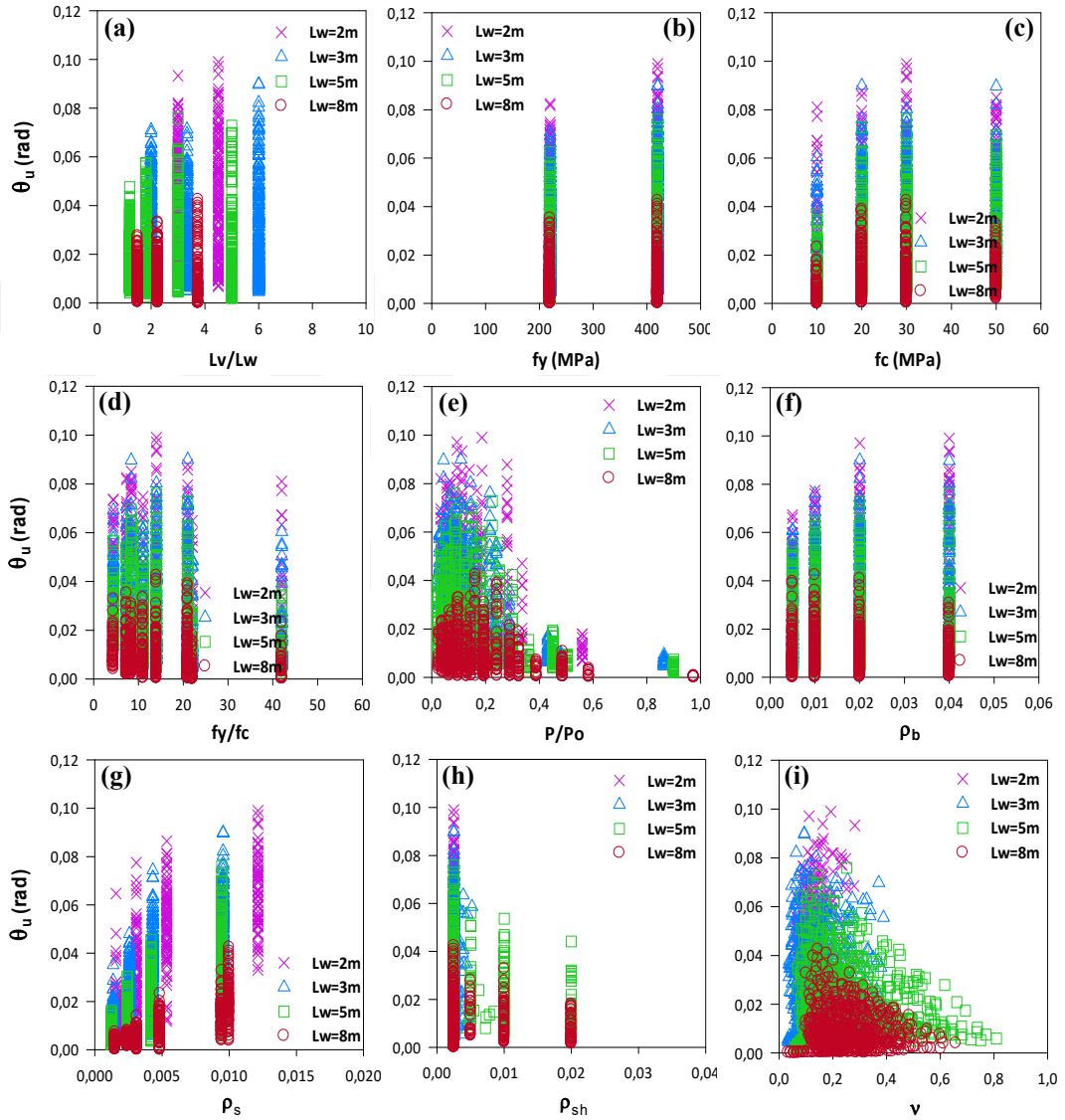


Şekil 4.6 Nihai şekil değiştirme anında perde uç bölgesi çelik birim uzaması üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

Nihai şekil değiştirme anında perde taban dönme açısını etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyu azaldıkça perde taban dönme açısının (θ_u) arttığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça θ_u 'nun arttığı, beton basınç dayanımı (f_c) arttıkça θ_u 'nun arttığı ancak $f_c=50\text{MPa}$ seviyesinde azaldığı, eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

θ_u 'nun belirli bir seviyeye kadar arttığı daha sonra azaldığı özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş olduğu, perde uç bölgesi boyunca donatı oranı (ρ_b) arttıkça θ_u 'nun arttığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranı (ρ_s) arttıkça θ_u 'nun arttığı ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça θ_u 'nun $\nu=0.15$ seviyesine kadar arttığı daha büyük değerlerde azaldığı görülmektedir (Şekil 4.7).

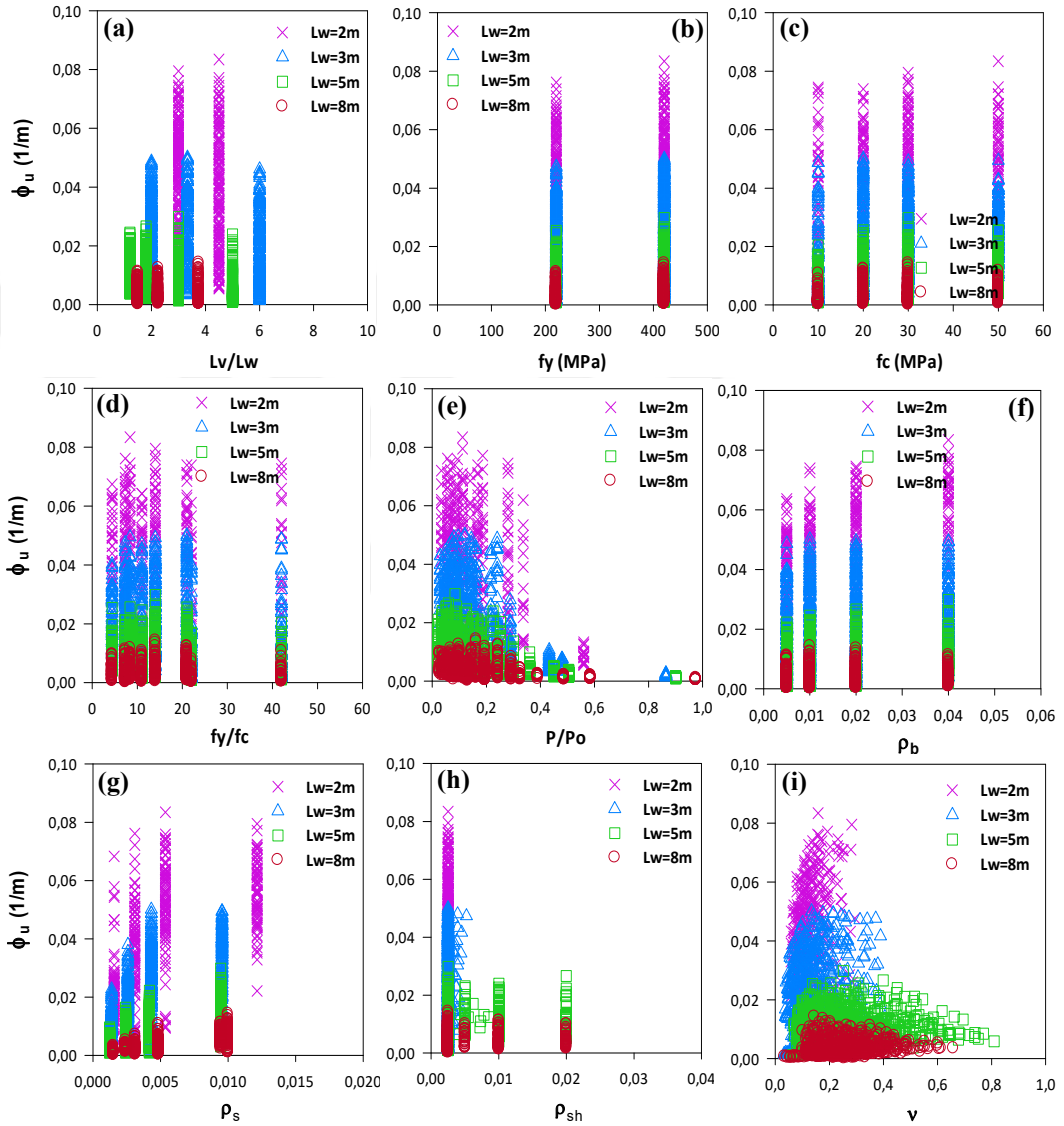


Şekil 4.7 Nihai şekil değiştirme anında perde taban dönme açısı üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

Nihai şekil değiştirme anında perde taban eğriliğini etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyu azaldıkça perde taban eğriliğinin (ϕ_u) arttığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; aksenal yük oranı (P/P_o) arttıkça ϕ_u 'nun azaldığı özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

olduğu, perde uç bölgesi boyunca donatı oranı (ρ_b) arttıkça ϕ_u 'nun arttığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranının (ρ_s) artması ϕ_u 'yu her bir perde boyu için kendi içinde arttırdığı ancak $L_w=2m$ ve $L_w=3m$ için bu artış $\rho_s=0.010$ seviyesine kadar olduğu ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça ϕ_u 'nun $\nu=0.2$ seviyesine kadar arttığı daha büyük değerlerde azaldığı görülmektedir (Şekil 4.8).

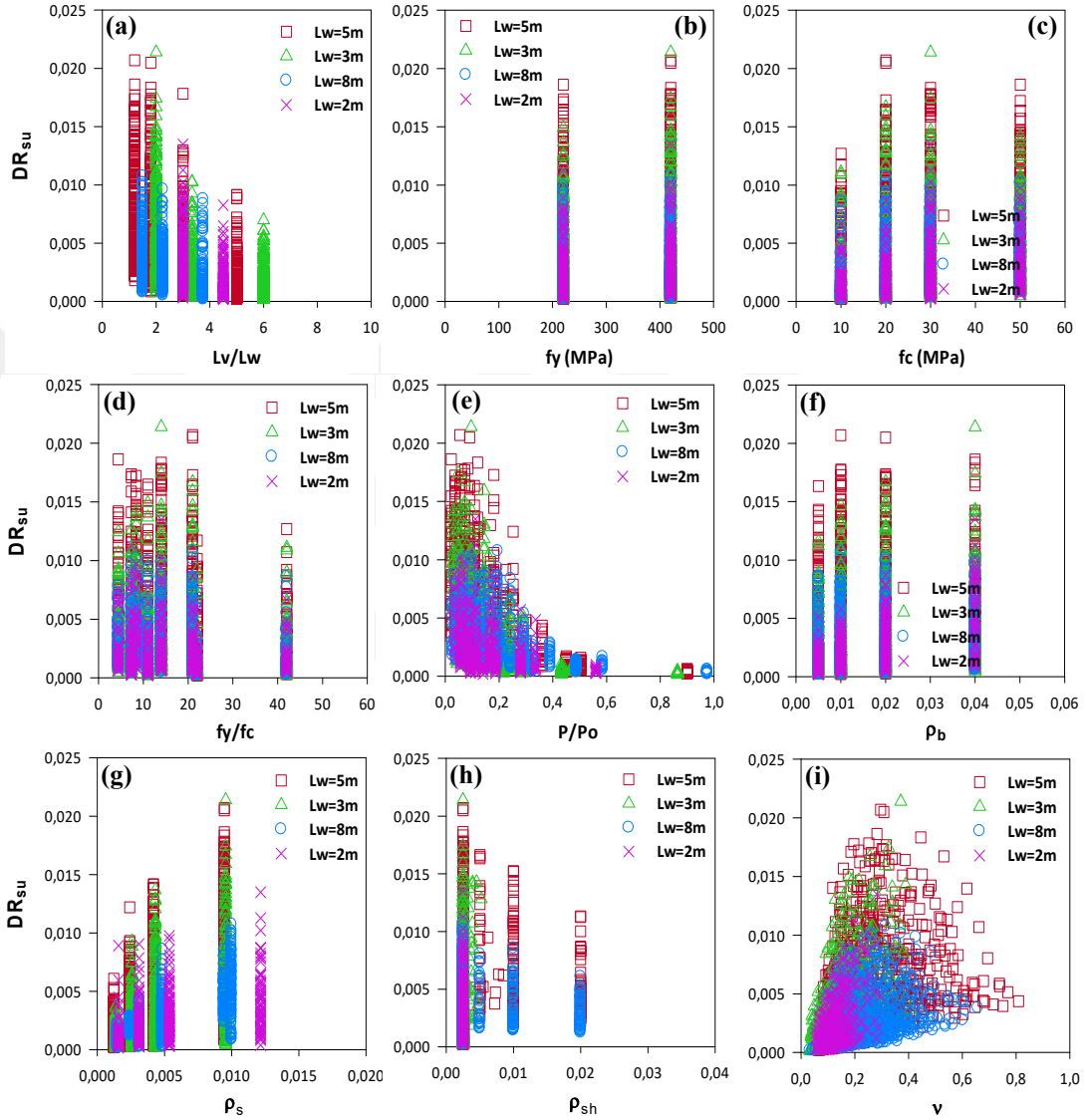


Şekil 4.8 Nihai şekil değiştirme anında perde taban eğriliği üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

Nihai şekil değiştirme anında kayma ötelenmesini etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyu arttıkça kayma ötelenmesinin (DR_{su}) arttığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde, kesme boyu oranı (L_v/L_w) arttıkça DR_{su} 'nun azaldığı, aksel yük oranı (P/P_o) arttıkça

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

DR_{su} 'nun azaldığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranının (ρ_s) artması DR_{su} 'yu her bir perde boyu için kendi içinde arttırdığı, perde yatay gövde donatı oranı (ρ_{sh}) arttıkça DR_{su} 'nun azaldığı ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça DR_{su} 'nun belirli bir seviyeye ulaştıktan sonra azaldığı görülmektedir (Şekil 4.9).

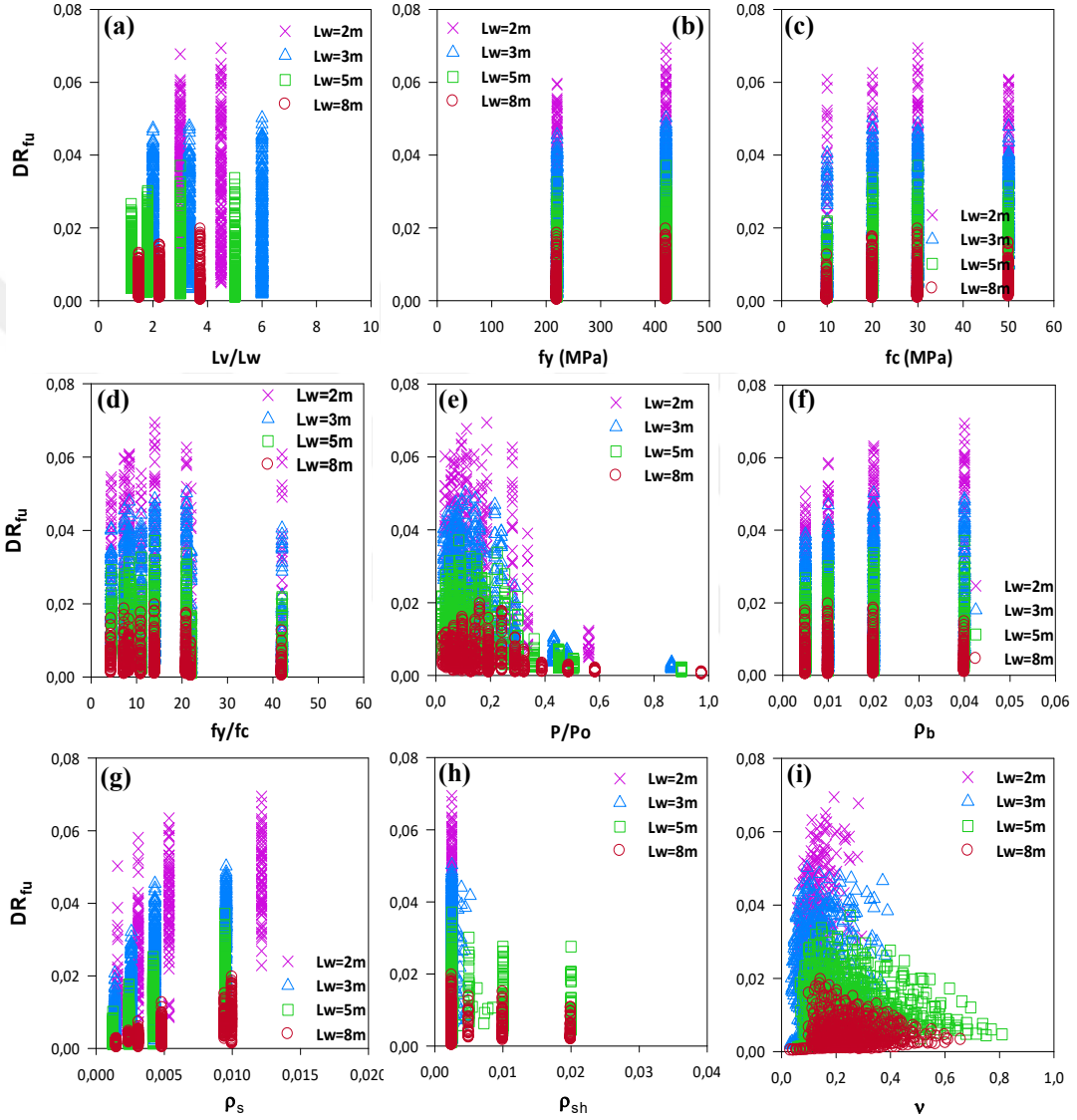


Şekil 4.9 Nihai şekil değiştirme anında kayma ötelenmesi üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

Nihai şekil değiştirme anında eğilme ötelenmesini etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyu azaldıkça eğilme ötelenmesinin (DR_{fu}) arttığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça DR_{fu} 'nun arttığı, beton basınç dayanımı (f_c) arttıkça DR_{fu} 'nun arttığı ancak $f_c=50\text{MPa}$ seviyesinde azaldığı, aksenal yük oranı (P/P_o) arttıkça

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

DR_{fu} 'nun azaldığı özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş olduğu, perde uç bölgesi boyunca donatı oranı (ρ_b) arttıkça DR_{fu} 'nun arttığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranının (ρ_s) artması DR_{fu} 'yu her bir perde boyu için kendi içinde arttırdığı ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça DR_{fu} 'nun belirli bir seviyeye ($\nu<0.15$) ulaştıktan sonra azaldığı görülmektedir (Şekil 4.10).

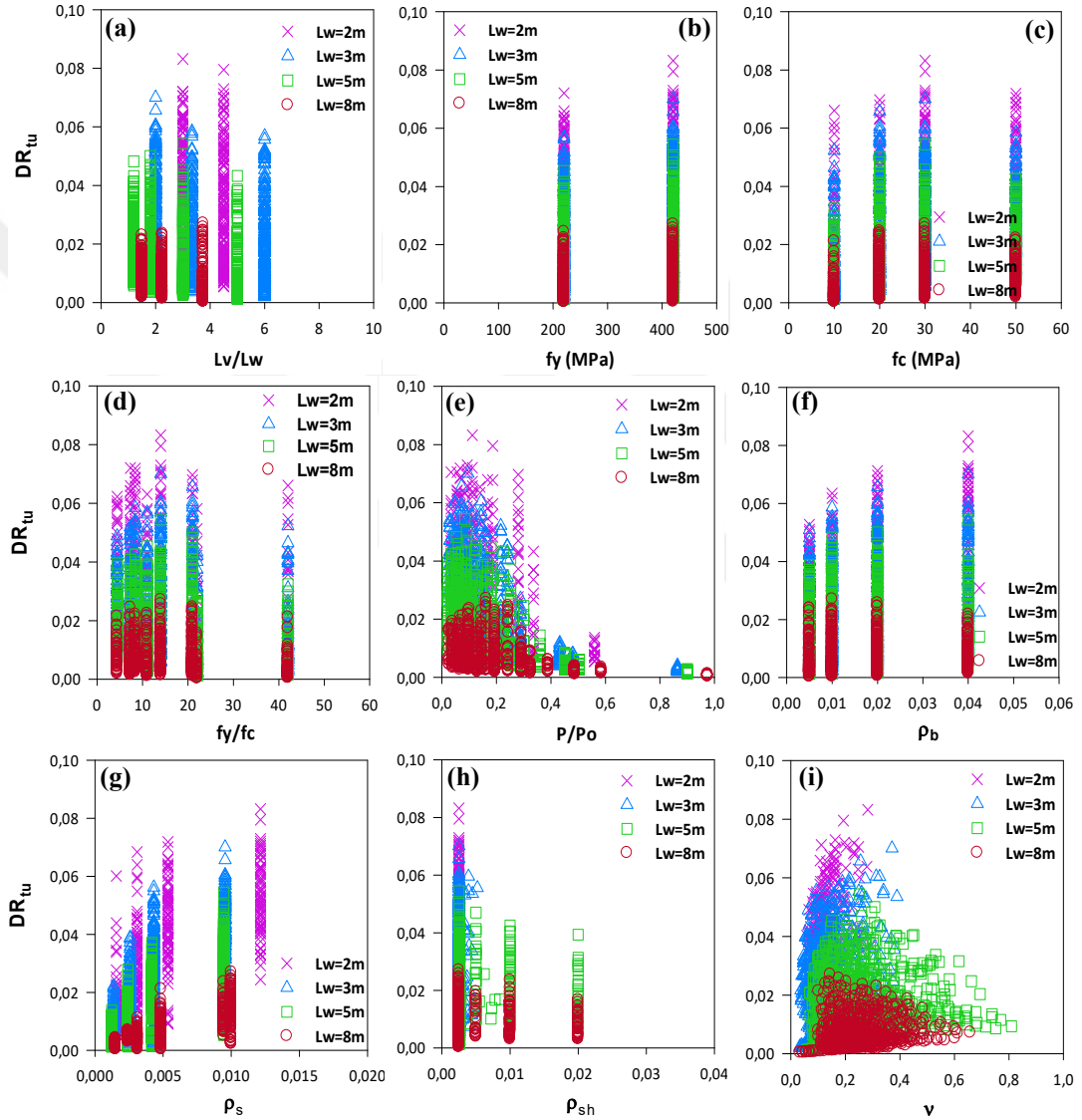


Şekil 4.10 Nihai şekil değiştirme anında eğilme ötelenmesi üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

Nihai şekil değiştirme anında toplam ötelenmeyi etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde boyunu incelediğimizde, perde boyu azaldıkça toplam ötelenmenin (DR_{tu}) arttığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça DR_{tu} 'yu arttırdığı, beton basınç dayanımı (f_c) arttıkça DR_{tu} 'yu

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

arttırdığı ancak $f_c=50\text{MPa}$ seviyesinde azaldığı, eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça DR_{tu} 'nun azaldığı özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş olduğu, perde uç bölgesi boyunca donatı oranı (ρ_b) arttıkça DR_{tu} 'nun arttığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranının (ρ_s) artması DR_{tu} 'yu her bir perde boyu için kendi içinde arttırdığı ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (v) arttıkça DR_{tu} 'nun belirli bir seviyeye ulaştıktan sonra azaldığı görülmektedir (Şekil 4.11).



Şekil 4.11 Nihai şekil değiştirme anında toplam ötelenme üzerine parametrelerin etkisi (Perde boyuna göre gruplandırma).

Hasar ölçütlerinin perde uç bölgesinde sargı donatısı oranına göre sınıflandırılması

Sargı donatısı aralıkları DBYBHY’de (2007) eksenel yük ve eğilme etkisindeki elemanlarda veya perde uç bölgelerinde ihtiyaç duyulan sargı donatısı ve analiz sonuçları dikkate alınarak belirlenmiştir. Yönetmelikte perde uç bölgelerinde, kolonların sarılma bölgeleri için Denklem (4.1) ile hesaplanan donatı miktarının konulması gerekmektedir.

$$A_{sh} \geq 0.05sb_k \left(f_{ck} / f_{ywk} \right) \quad (4.1)$$

$$\rho_s = \frac{A_{sh}}{sb_k} \geq 0.05 \left(f_{ck} / f_{ywk} \right) \Rightarrow \rho_s \geq 0.05 (25 / 420) \Rightarrow \rho_s \geq 0.003 \quad (4.2)$$

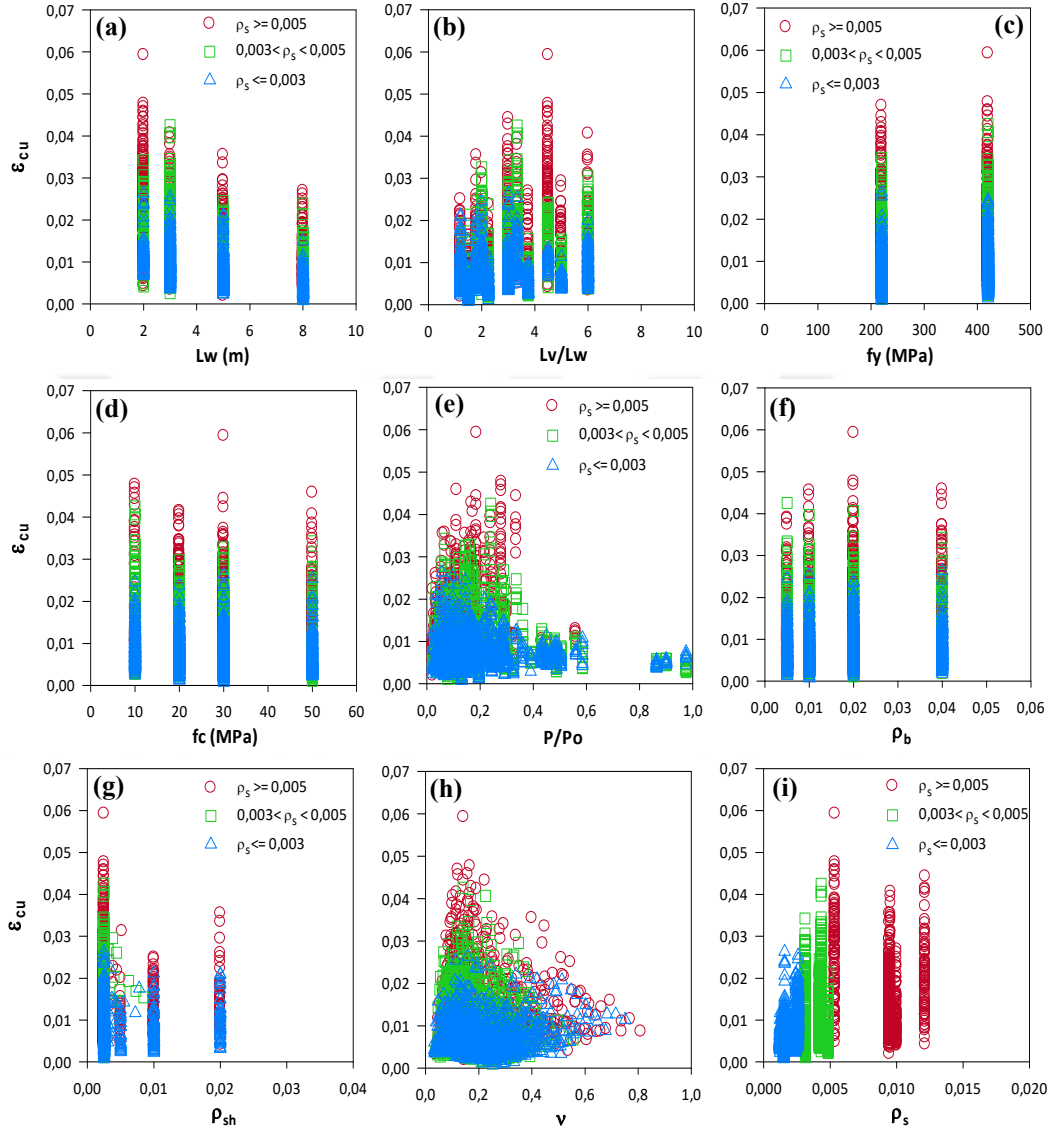
Denklem (4.2)’de görüldüğü gibi beton basınç dayanımı 25 MPa, çelik akma dayanımı 420 MPa olarak alındığında yönetmeliğe göre $\rho_s > 0.003$ yeterli olmaktadır. Ancak yönetmelik tarafından öngörülen minimum şartlar karşılanması durumunda, perde boyuna paralel yönde 2φ8 etriye bacağı arası $b_k = 200$ mm olacak şekilde ve $s = 100$ mm adım aralığı ile sargı donatısı oranının yönetmeliğe göre en az $\rho_s > 0.005$ olması gerekir.

Bu bilgiler ışığında perde uç bölgesinde sargı oranı (ρ_s) için üç bölge tanımlanmıştır. Yetersiz ve yönetmeliğe uygun olarak sargılanmamış perde uç bölgeleri için $\rho_s \leq 0.003$, yeterli ancak yönetmelik tarafından öngörülen minimum sargı donatısı koşullarını sağlamayan perde uç bölgeleri için $0.003 < \rho_s < 0.005$, yönetmeliğe uygun olarak sargılanmış perde uç bölgeleri için $\rho_s \geq 0.005$.

Nihai şekil değiştirme anında beton birim kısalmasını etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde uç bölgesi sargı donatısı oranına (ρ_s) göre incelediğimizde, sargı donatısı oranı $\rho_s = 0.005$ seviyelerine kadar beton birim kısalmasının (ε_{cu}) arttığı ancak ρ_s arttıkça azaldığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; perde boyu (L_w) arttıkça ε_{cu} ’nun azaldığı, eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça ε_{cu} ’nun $P/P_o = 0.40$

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

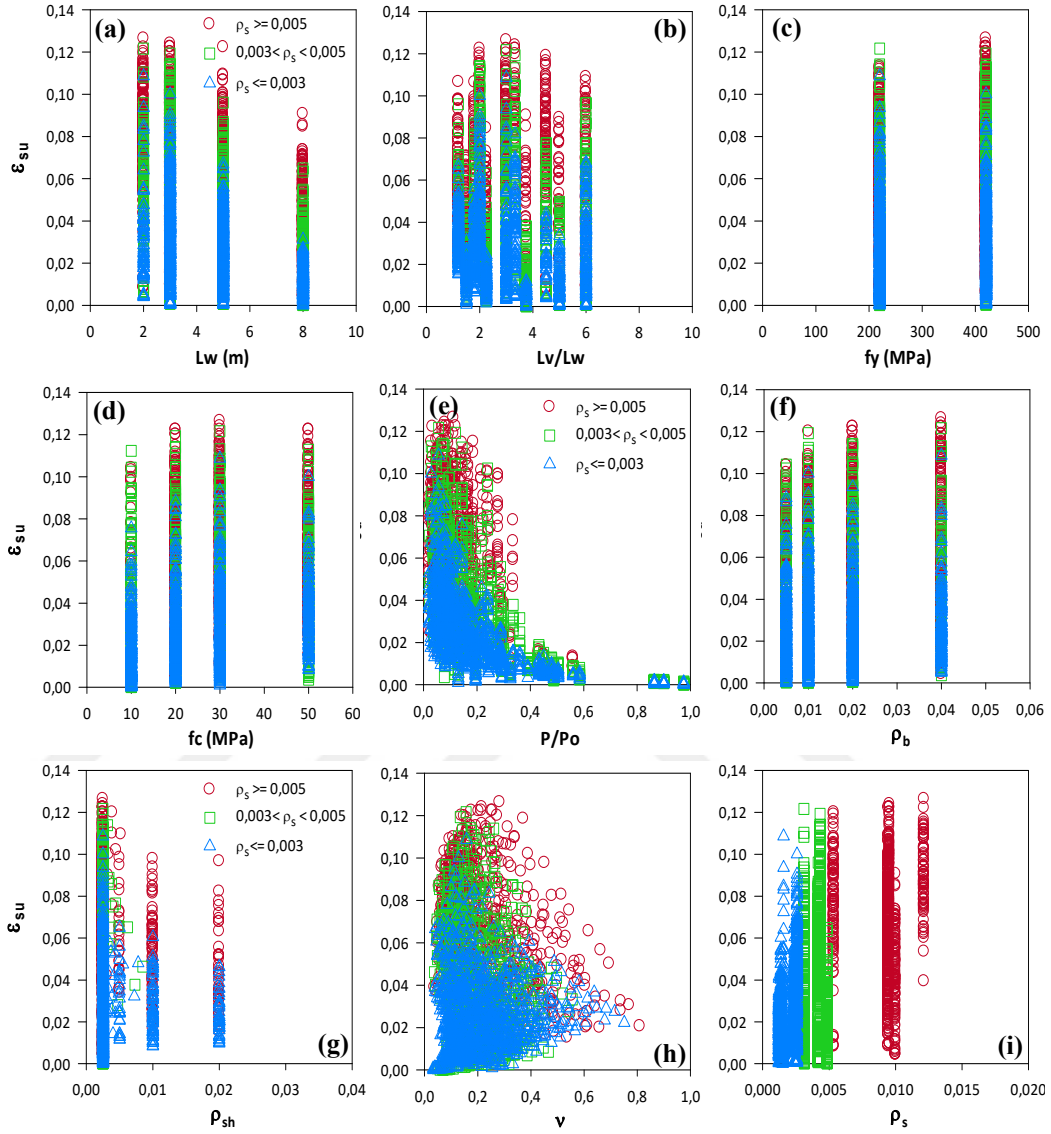
seviyelerine kadar arttığı daha sonra belirgin bir düşüş olduğu ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça ε_{cu} 'nun belirli bir seviyeye ulaştıktan sonra azaldığı görülmektedir (Şekil 4.12).



Şekil 4.12 Nihai şekil değiştirme anında perde uç bölgesi beton birim kısalması üzerine parametrelerin etkisi (Sargı donatısı oranına göre gruplandırma).

Nihai şekil değiştirme anında çelik birim uzamasını etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde uç bölgesi sargı donatısı oranına (ρ_s) göre incelediğimizde, sargı donatısı oranı arttıkça çelik birim uzamasının (ε_{su}) arttığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; perde boyu (L_w) arttıkça ε_{su} 'nun azaldığı, eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça ε_{su} 'nun azaldığı ancak özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir

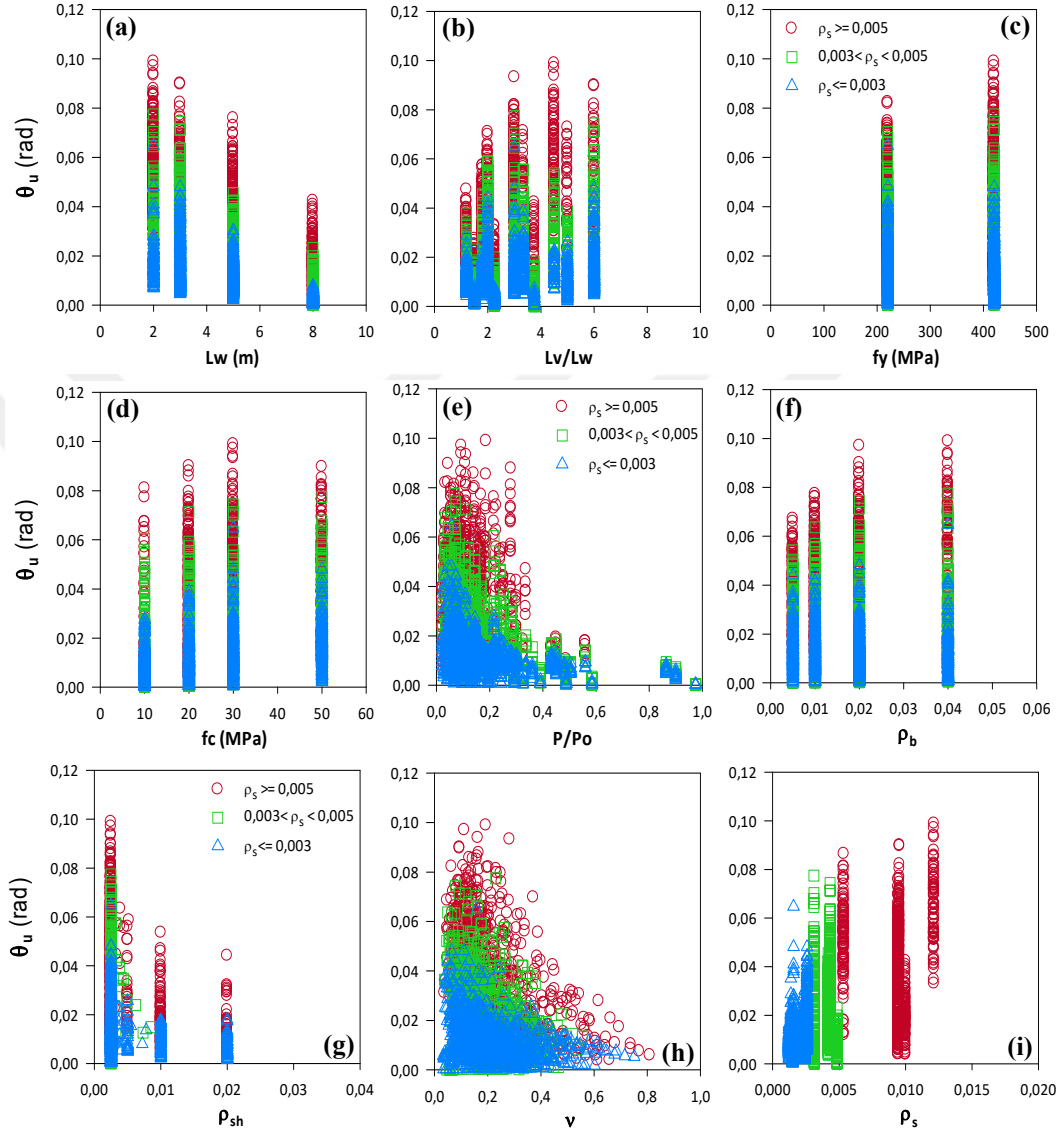
düşüş olduğu ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça ε_{su} 'nun belirli bir seviyeye ulaştıktan sonra azaldığı görülmektedir (Şekil 4.13).



Şekil 4.13 Nihai şekil değiştirme anında perde uç bölgesi çelik birim uzaması üzerine parametrelerin etkisi (Sargı donatısı oranına göre gruplandırma).

Nihai şekil değiştirme anında perde taban dönme açısını etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde uç bölgesi sargı donatısı oranına (ρ_s) göre incelediğimizde, sargı donatısı oranı arttıkça perde taban dönme açısının (θ_u) arttığı görülmektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; perde boyu (L_w) arttıkça θ_u 'nun azaldığı, donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça θ_u 'nun arttığı, beton basınç dayanımı (f_c) arttıkça θ_u 'nun arttığı ancak $f_c=50\text{MPa}$ seviyesinde azaldığı, aksel yük oranı (P/P_o) arttıkça θ_u 'nun belirli bir seviyeye kadar arttığı daha sonra azaldığı özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde

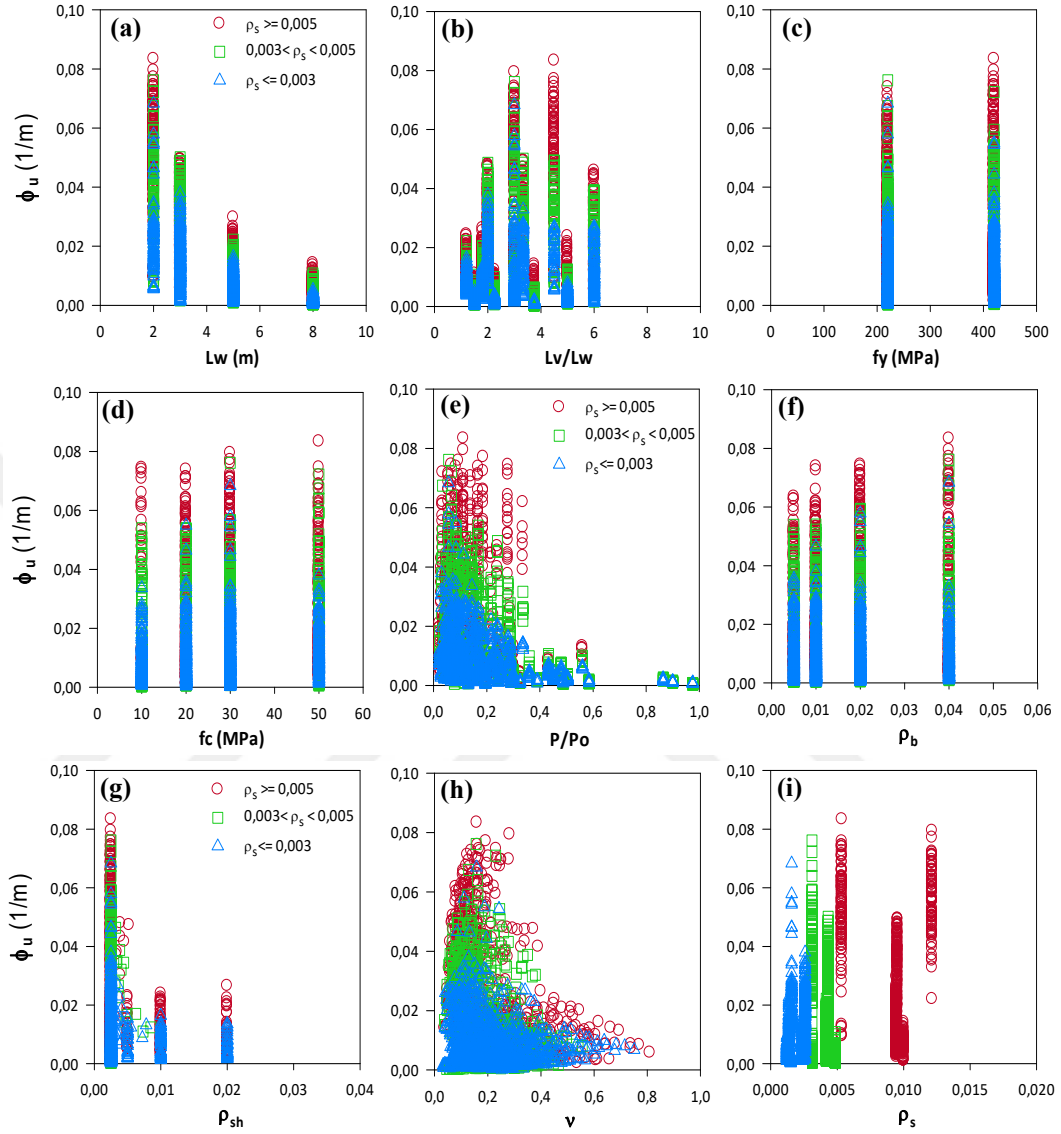
belirgin bir düşüş olduğu, perde uç bölgesi boyuna donatı oranı (ρ_b) arttıkça θ_u 'nun arttığı ve normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça θ_u 'nun belirli bir seviyeye ulaştıktan sonra azaldığı görülmektedir (Şekil 4.14).



Şekil 4.14 Nihai şekil değiştirme anında perde taban dönme açısı üzerine parametrelerin etkisi (Sargı donatısı oranına göre gruplandırma).

Nihai şekil değiştirme anında perde taban eğriliğini etkileyen parametreler arasında ilk olarak perde uç bölgesi sargı donatısı oranına göre incelediğimizde, sargı donatısı oranının (ρ_s) perde taban eğriliği (ϕ_u) üzerine etkisi değişkenlik göstermektedir. Diğer parametreler incelendiğinde; perde boyu (L_w) arttıkça ϕ_u azaldığı, eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça ϕ_u 'nun azaldığı özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş olduğu, perde uç bölgesi boyuna donatı oranı (ρ_b) arttıkça ϕ_u 'nun arttığı ve normalize

edilmiş kesme gerilmesi (ν) arttıkça ϕ_u 'nin belirli bir seviyeye ulaştıktan sonra azaldığı görülmektedir (Şekil 4.15).



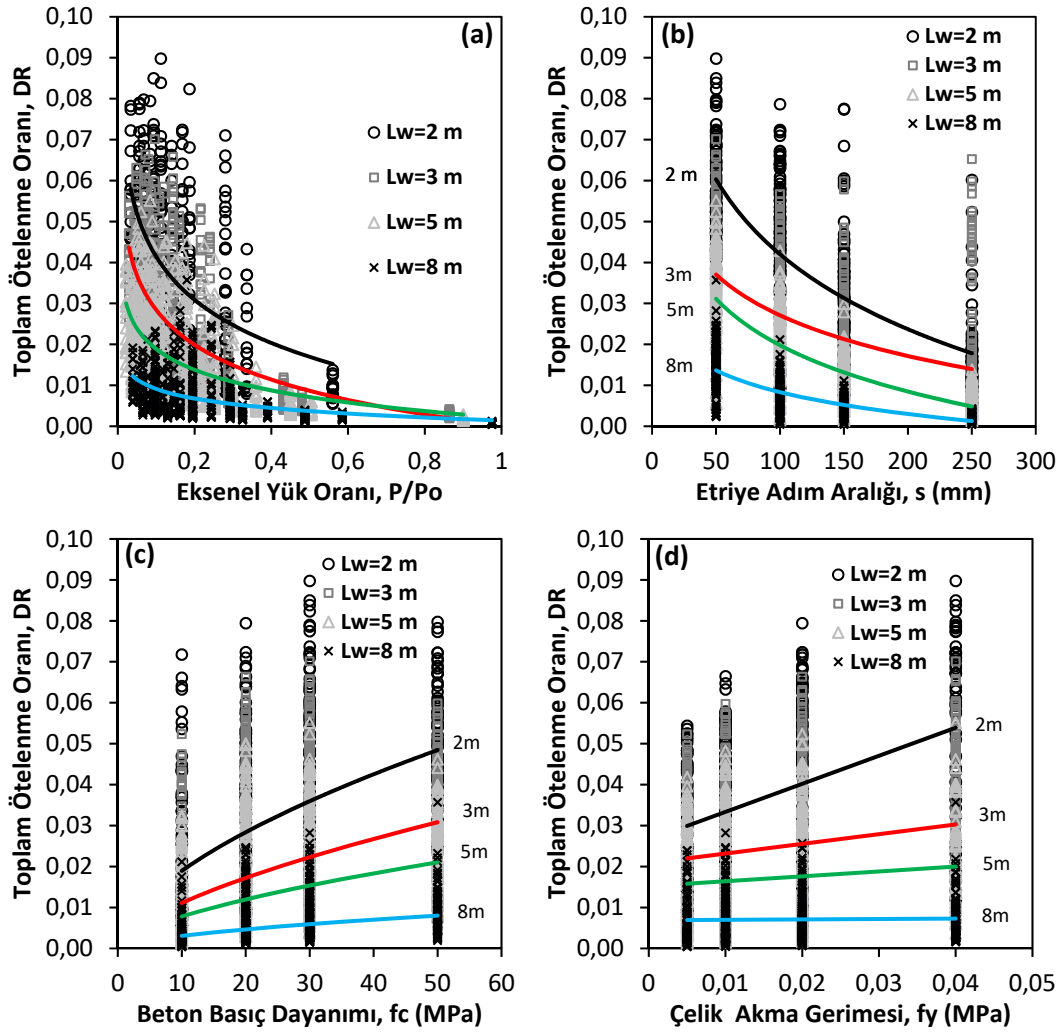
Şekil 4.15 Nihai şekil değiştirme anında perde taban eğriliği üzerine parametrelerin etkisi (Sargı donatısı oranına göre gruplandırma).

4.1.3. Perde ötelenme oranlarının irdelenmesi

2600 sonlu eleman analizinden perde ikinci kat seviyesinde elde edilen toplam ötelenme oranı ($\Delta_{t2}/2h_s$) ve kesme yer değiştirmesinin toplam ötelenmeye oranı (Δ_{s2}/Δ_{t2}) sonuçları perde boyuna göre gruplanarak Şekil 4.16 ve 4.17’de çizdirilmiştir.

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

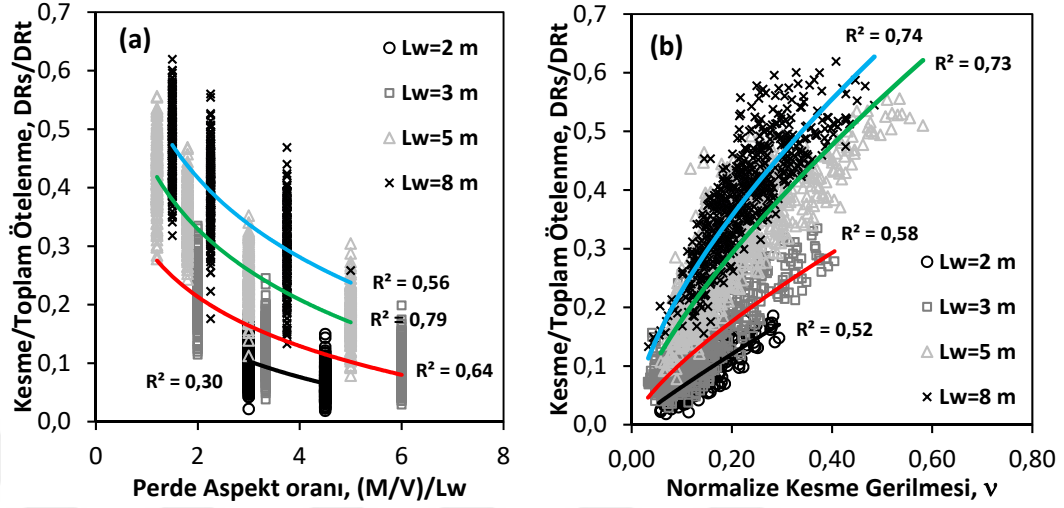
Perde boyu (L_w), aksenal yük oranı (P/P_o) ve sargılama etkinliğini belirleyen etriye adım aralığının (s) perde şekil değiştirme kapasitesi üzerinde belirgin bir etkisi olduğu görülmektedir (Şekil 4.16). Diğer parametreler daha az etkili olmakla beraber her bir parametrenin hasar ölçütleri üzerine etkisi regresyon analizlerinde daha belirgin olarak sunulacaktır.



Şekil 4.16 Perde analiz parametrelerinin perde birinci kat şekil değiştirme kapasitesi üzerindeki etkisi.

Şekil 4.17'de perde kesme ötelenmesi toplam ötelenmeye göre normalize edilerek perde kesme boyu oranı (L_v/L_w) ve normalize kesme gerilmesine (ν) karşı çizdirilmiştir. Şekilde görüldüğü gibi özellikle perde boyu ve perde tarafından taşınan yatay yük (gerilme) arttıkça ve perde en boy oranı azaldıkça kesme şekil değiştirmesi perde yanal ötelenmesinin önemli bir kısmını oluşturduğu anlaşılmaktadır. Dolayısıyla perdeler üzerinde kesit davranışına bağlı olarak moment-eğrilik esaslı plastik mafsal

yöntemiyle hesaplanan eğilme ötelenme bileşeni perdenin gerçek yanal ötelenmesini vermekten oldukça uzak kalabilmektedir.



Şekil 4.17 Perde birinci kat seviyesinde kayma ötelenmesinin (DRs) toplam ötelenmeye (DRt) oranı.

4.1.4. Perde taban dönme açısının ve perde taban eğriliğinin irdelenmesi

Parametreler arasında hasar ölçütleri üzerine etkinliği belirgin olan eksenel yük oranı (P/P_o) ve perde uç bölgesi sargı donatısı oranı (ρ_s) perde taban dönme açısı için ayrıca incelenmiştir. Bu incelemede perde taban dönme açısı (θ) değerleri ilk olarak perde uç bölgesinde sargı oranına (ρ_s) bağlı olarak üç gruba ayrılmış, ikinci aşamada her bir sargı grubu eksenel yük oranı (P/P_o) için dört gruba ayrılmış ve son olarak her bir alt eksenel yük oranı grubu normalize edilmiş kesme gerilmesi (v) için üç gruba ayrılmıştır. Bu şekilde perde taban dönme açısı (θ) değerleri 36 parçaya bölünerek incelenmiştir. Bu inceleme neticesinde normalize edilmiş kesme gerilmesine bağlı olarak perde taban dönme açısı bağıntıları elde edilmiştir (Çizelge 4.1). Bağıntı elde etmek için oluşturulan grafikler detaylı incelendiğinde perde boyuna göre gruplanmalar olduğu görülmüştür.

Eğilme etkisindeki elemanlar için hasar sınırı olarak plastik mafsal dönmesini (θ) kabul eden yönetmelikleri incelediğimizde ASCE/SEI 41 yönetmeliğinin de eksenel yük oranı (P/P_o), normalize edilmiş kesme gerilmesine ($v = V_{max}/(t_w L_w \sqrt{f_c})$) ve perde uç bölgesindeki sargı donatısının yeterli olup olmamasına bağlı olarak sınırları belirlediği görülmektedir.

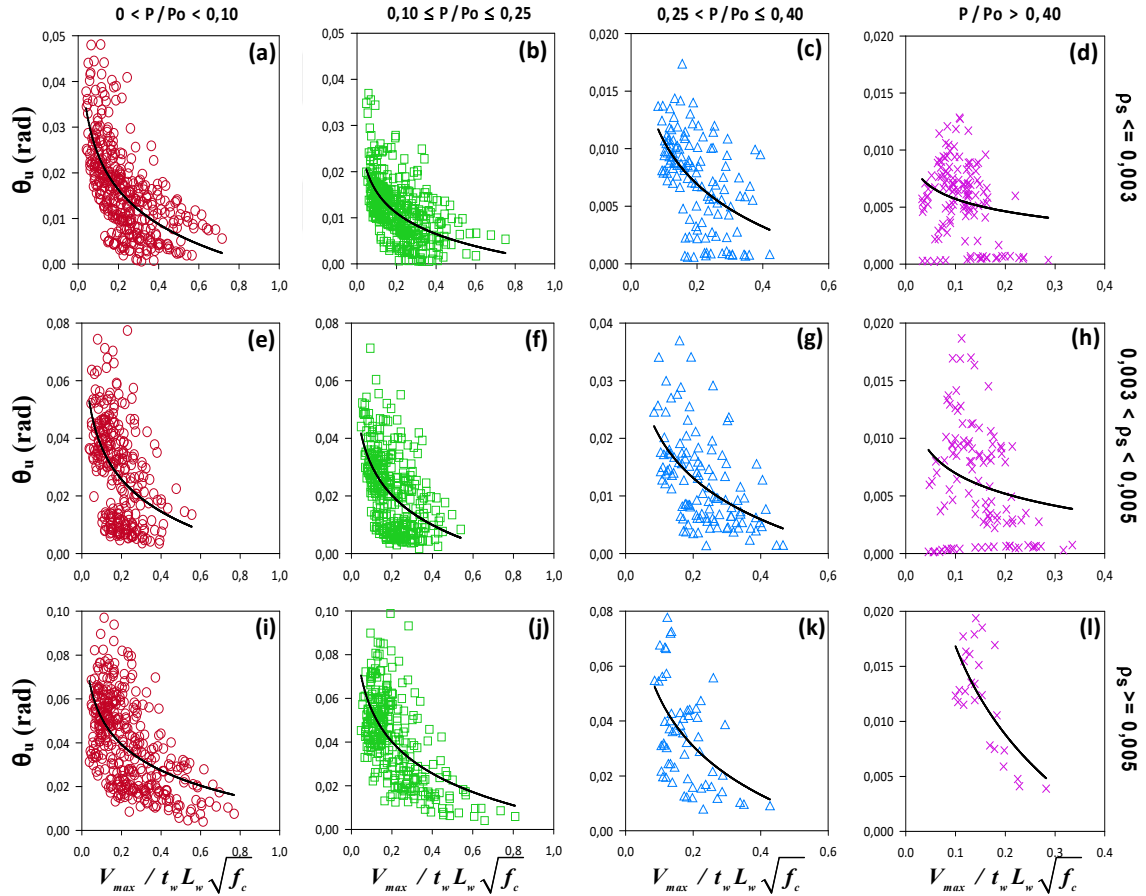
4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

Çizelge 4.1 Perde taban toplam dönme açısı-normalize edilmiş kesme gerilmesi ($\theta_u-\nu$) eğrilerinden elde edilen bağıntılar.

ρ_s	P/P_o	ν	Denklem
$\rho_s \leq 0.003$	$0 < P/P_o < 0.10$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.0795\nu + 0.0326$
		$0.33 < \nu < 0.50$	$\theta_u = -0.004\nu + 0.0109$
		$\nu \geq 0.50$	$\theta_u = 0.0018\nu + 0.0066$
	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.0441\nu + 0.02$
$0.33 < \nu < 0.50$		$\theta_u = -0.0244\nu + 0.0177$	
$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.0307\nu + 0.0133$	
	$0.33 < \nu < 0.50$	$\theta_u = 0.0265\nu - 0.0054$	
$0.003 < \rho_s < 0.005$	$0 < P/P_o < 0.10$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.109\nu + 0.0483$
		$0.33 < \nu < 0.50$	$\theta_u = -0.0078\nu + 0.0194$
		$\nu \geq 0.50$	$\theta_u = -0.0284\nu + 0.0293$
	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.0894\nu + 0.0388$
$0.33 < \nu < 0.50$		$\theta_u = -0.0302\nu + 0.0245$	
$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.1197\nu + 0.0729$	
	$0.33 < \nu < 0.50$	$\theta_u = -0.052\nu + 0.0241$	
$\rho_s \geq 0.005$	$0 < P/P_o < 0.10$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.0382\nu + 0.0211$
		$0.33 < \nu < 0.50$	-
		$\nu \geq 0.50$	-
	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.0266\nu + 0.0101$
$0.33 < \nu < 0.50$		-	
$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.0953\nu + 0.0611$	
	$0.33 < \nu < 0.50$	$\theta_u = -0.0947\nu + 0.0628$	
$\rho_s \geq 0.005$	$0 < P/P_o < 0.10$	$\nu \geq 0.50$	$\theta_u = -0.0546\nu + 0.0493$
		$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.1025\nu + 0.0639$
		$0.33 < \nu < 0.50$	$\theta_u = -0.0671\nu + 0.0478$
	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\nu \geq 0.50$	$\theta_u = -0.043\nu + 0.0379$
$\nu \leq 0.33$		$\theta_u = -0.1349\nu + 0.0595$	
$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$0.33 < \nu < 0.50$	$\theta_u = -0.0113\nu + 0.0135$	
	$\nu \geq 0.50$	-	
$\rho_s \geq 0.005$	$0 < P/P_o < 0.10$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.0735\nu + 0.0236$
		$0.33 < \nu < 0.50$	-
		$\nu \geq 0.50$	-
	$P/P_o > 0.40$	$\nu \leq 0.33$	$\theta_u = -0.0735\nu + 0.0236$
		$0.33 < \nu < 0.50$	-
		$\nu \geq 0.50$	-

Çizelge 4.1’de verilen gruplandırmayı korelasyon olarak incelemek amacıyla perde taban toplam dönme açısı-normalize edilmiş kesme gerilmesi ($\theta_u - \nu$) eğrileri oluşturulmuştur. Eğriler oluşturulurken perde taban dönme açısı (θ) değerleri ilk olarak perde uç bölgesinde sargı oranına (ρ_s) göre üç gruba, ikinci olarak eksenel yük oranı (P/P_o) göre dört gruba ayrılarak çizdirilmiştir (Şekil 4.18). Bu sınıflandırma ile oluşturulan grafik sayısı azaltılarak korelasyonu bir bütün olarak incelenmektedir.

Şekil 4.18’de verilen korelasyonu detaylı olarak incelediğimizde perde taban toplam dönme açısı, normalize edilmiş kesme gerilmesi arttıkça azaldığı, eksenel yük oranı arttıkça azaldığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranı arttıkça arttığı görülmektedir.

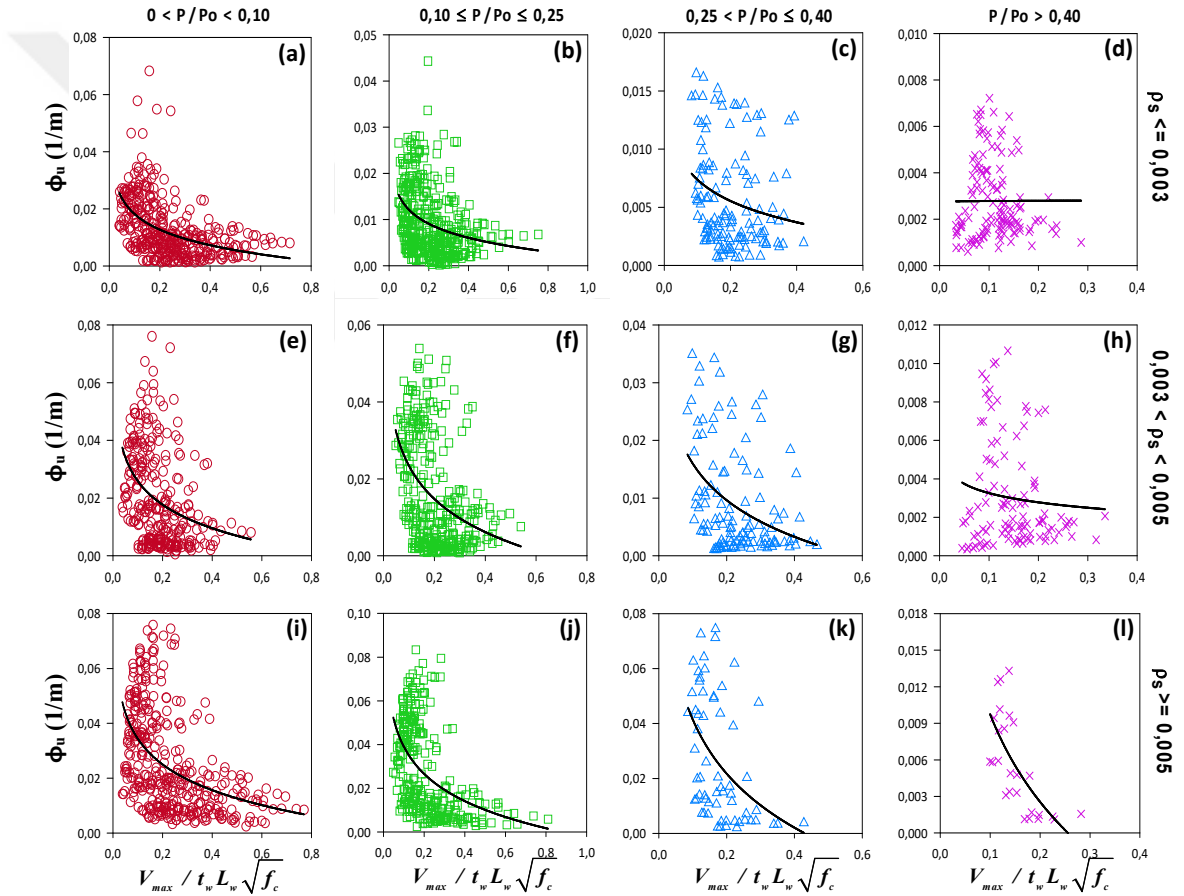


Şekil 4.18 Perde taban toplam dönme açısının normalize edilmiş kesme gerilmesine karşı, eksenel yük oranı ve perde uç bölgesi sargı donatısı oranına göre gruplandırılarak çizdirilmesi.

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

Perde taban toplam dönme açısı (θ_u) için oluşturulan grafikler, çelik birim uzaması (ε_{su}), beton birim kısalması (ε_{cu}) ve perde taban eğriliği (ϕ_u) için de oluşturularak incelenmiştir. Bu incelemede çelik birim uzaması ve beton birim kısalması korelasyonları için belirgin bir ilişki görülmemiştir. Perde taban eğriliği (ϕ_u) için oluşturulan grafiklerde ise gruplandırmanın etkisi görülmektedir (Şekil 4.19).

Şekil 4.19’da verilen korelasyonu detaylı olarak incelediğimizde perde eğriliği, normalize edilmiş kesme gerilmesi ve eksenel yük oranı arttıkça azaldığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranı arttıkça arttığı görülmektedir.



Şekil 4.19 Perde taban eğriliğinin normalize edilmiş kesme gerilmesine karşı, eksenel yük oranı ve perde uç bölgesi sargı donatısı oranına göre gruplandırılarak çizdirilmesi.

4.2. Hasar Ölçütleri için Gruplandırma Yapılarak Oluşturulan Sınır Bağlıları

Sonlu eleman analizi yapılarak elde edilen birim uzama ve kısalma, eğrilik, taban dönme açısı ve ötelenme değerlerinden, parametrelere bağlı olan regresyon analizleri yapılarak kapsamlı bağıntılar elde edilmiştir. Regresyon analizi gerçekleştirilerek en doğru bağıntıyı elde etmek için farklı yollar denenmiştir. Doğru yolu belirlerken ASCE/SEI 41 ve Eurocode 8 yönetmeliklerinde eğilme etkisindeki elemanlar için hasar sınırı olarak verilen perde taban dönme açısı (θ_u) örnek alınarak regresyonlar yapılmıştır.

Regresyon analizi yapılırken ilk olarak, perde davranışında belirgin bir etkiye sahip olan perde boyuna (L_w) göre bir sınıflandırma yapılmıştır. Bu gruplandırmada $L_w=2m$, $L_w=3m$, $L_w=5m$ ve $L_w=8m$ olan perdelerin verileri kendi içlerinde değerlendirilerek regresyon analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu analizlerden elde edilen bağıntılar Çizelge 4.2’de, grafikler Şekil 4.20’de verilmektedir.

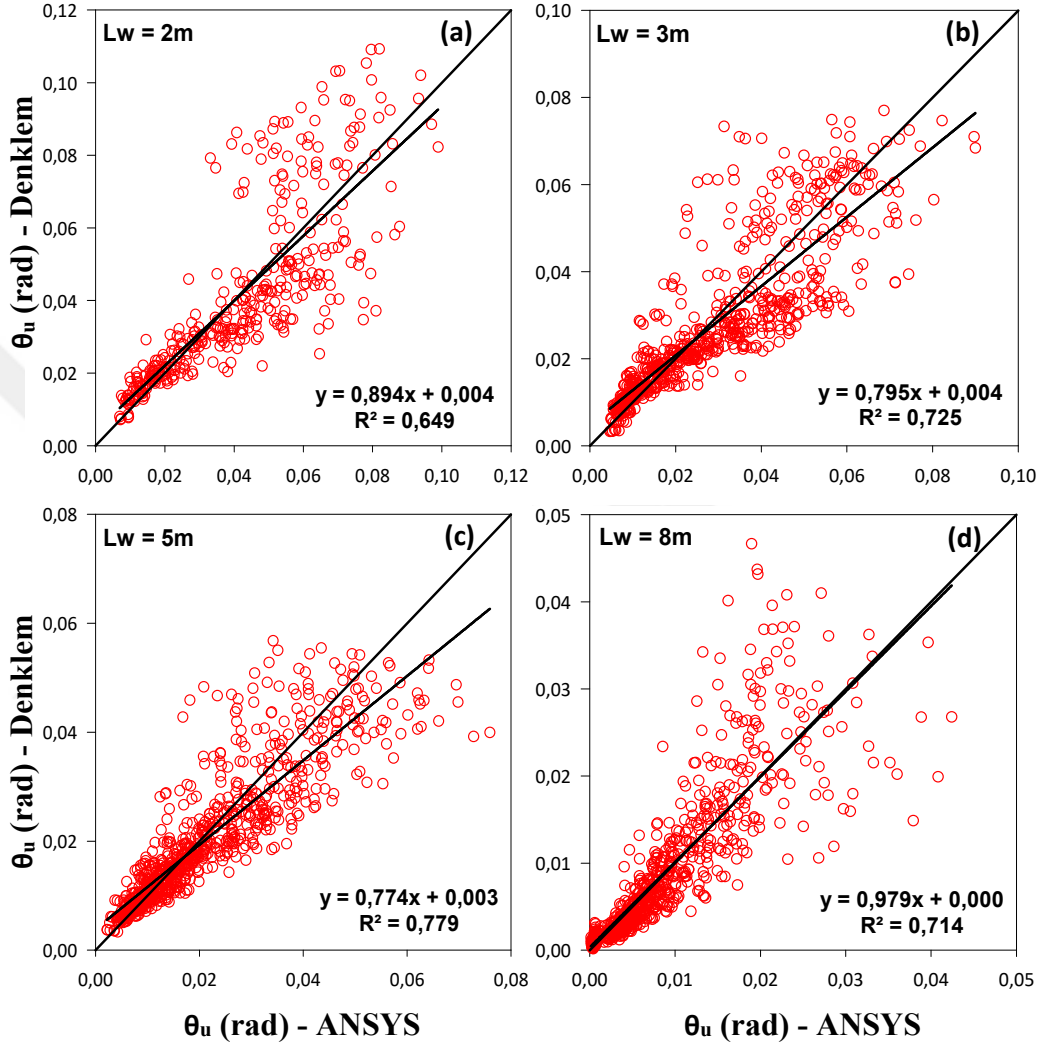
Çizelge 4.2 Farklı perde boyları için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.

No	L_w	Denklem
a	2	$\theta_u = (2.897) \rho_s^{0.6871} e^{-2.243 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.1124} e^{7.5753 \rho_b} e^{-0.1937 \nu}$
b	3	$\theta_u = (3.468) \rho_s^{0.7637} e^{-2.242 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \nu^{-0.204} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.1511} \rho_b^{0.0429}$
c	5	$\theta_u = (2.377) \rho_s^{0.74} e^{-1.4404 \left(\frac{P}{P_o} \right)} e^{-1.86 \nu} e^{-0.2151 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} \rho_b^{0.0117}$
d	8	$\theta_u = (2.077) \rho_s^{1.2085} e^{-2.9015 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \rho_b^{-0.369} e^{-1.2709 \nu} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{-0.051}$

Çizelge 4.2’de verilen denklemler yazılırken regresyon analizinde parametrenin etkinliği sırasına göre yazılmıştır. Örneğin $L_w=2m$ için oluşturulan denklemde regresyonda en etkin parametre perde uç bölgesi sargı donatısı oranı (ρ_s) ve diğerlerine göre daha az etki gösteren parametre normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν)’dir. Bu bilgi ışığında denklemleri incelediğimizde perde uç bölgesi sargı donatısı oranı (ρ_s)

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

bütün perde boyları için en etkin parametre, aksenal yük oranı (P/P_o) ise ikinci etkin parametre olarak görülmektedir. Denklemlerdeki konumu farklılık gösteren $\left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)$ parametresinin etkinliği ise perde boyu arttıkça azaldığı görülmektedir.



Şekil 4.20 Çizelge 4.2’de verilen perde taban toplam dönme açısı (θ_u) ile sonlu eleman modelinden hesaplanan θ_u ’nun karşılaştırılması.

İkinci yol olarak, veriler ilk aşamada perde boyuna (L_w) göre ikinci aşamada aksenal yük oranına (P/P_o) göre gruplandırılmıştır. Bu gruplandırmalar ile 16 regresyon analizi gerçekleştirilmiştir. Bu analizlerden elde edilen bağıntılar Çizelge 4.3’de, grafikler Şekil 4.21’de verilmektedir.

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

Çizelge 4.3 Perde boyu ve eksenel yük oranına göre yapılan gruplandırma için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.

No	L_w	P/P_o	Denklem
a	2	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (1.184) \rho_s^{0.3462} \rho_b^{0.2065} \nu^{0.1088} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.046} e^{-0.9649 \left(\frac{P}{P_o} \right)}$
b	2	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (4.550) \rho_s^{0.7266} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.151} e^{-2.9612 \left(\frac{P}{P_o} \right)} e^{4.6932 \rho_b} e^{-0.031 \nu}$
c	2	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (4.107) \rho_s^{1.0434} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.2682} \nu^{-0.473} e^{8.8304 \rho_b} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.402}$
d	2	$P/P_o > 0.40$	$\theta_u = (0.540) \rho_s^{0.4754} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.4587} \rho_b^{0.0299} \nu^{-0.088} e^{-0.0003 \left(\frac{P}{P_o} \right)}$
e	3	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (1.041) \rho_s^{0.5764} e^{-1.1514 \nu} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.1831} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.267} \rho_b^{0.025}$
f	3	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (1.608) \rho_s^{0.825} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.521} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.2307} \nu^{-0.237} \rho_b^{0.0367}$
g	3	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (0.359) \rho_s^{0.661} \rho_b^{-0.085} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0269} \nu^{-0.055} e^{0.0127 \left(\frac{P}{P_o} \right)}$
h	3	$P/P_o > 0.40$	$\theta_u = (4.218 \times 10^{-3}) \rho_s^{0.3397} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-2.395} e^{4.9434 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} \nu^{-0.211} \rho_b^{-0.008}$

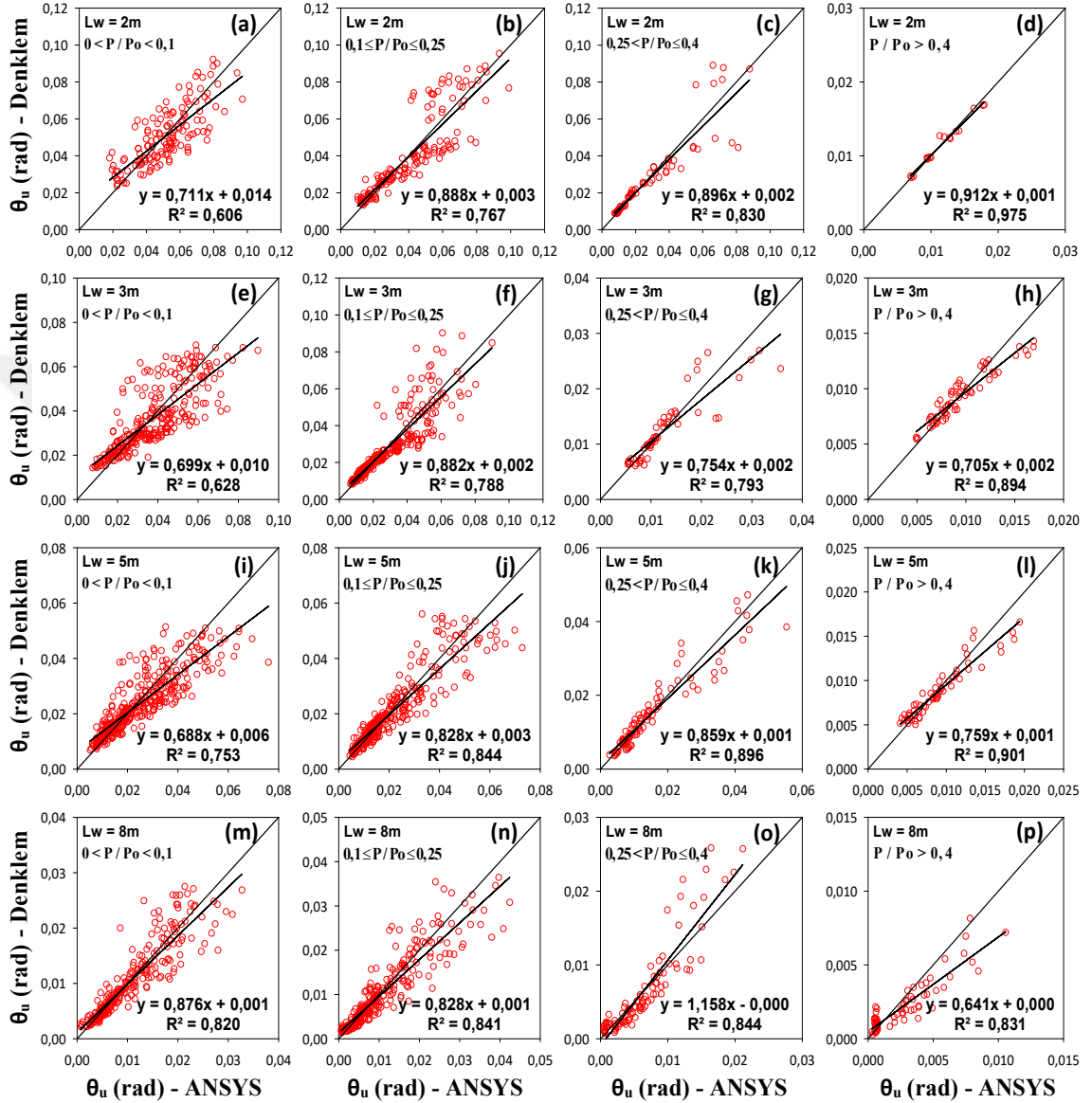
4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

Çizelge 4.3 (devam) Perde boyu ve eksenel yük oranına göre yapılan gruplandırma için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.

No	L _w	P/P _o	Denklem
i	5	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (1.166) \rho_s^{0.5979} e^{-1.9273\nu} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0326} \rho_b^{0.0226} e^{0.5575 \left(\frac{P}{P_o} \right)}$
j	5	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (1.584) \rho_s^{0.7675} e^{-2.0819\nu} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.215} e^{-0.3609 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} e^{-0.3032 \rho_b}$
k	5	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (5.676) \rho_s^{0.8317} e^{-6.1505 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \rho_b^{-0.121} e^{-0.5132\nu} e^{1.7985 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)}$
l	5	$P/P_o > 0.40$	$\theta_u = (0.326) \rho_s^{0.5111} e^{-4.3021 \left(\frac{P}{P_o} \right)} e^{3.6036 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} \nu^{-0.465} \rho_b^{-0.045}$
m	8	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (3.568) \rho_s^{0.9239} e^{-2.5064\nu} e^{-6.423 \rho_b} e^{-1.8632 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0297}$
n	8	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (4.499) \rho_s^{1.1328} e^{-2.9076\nu} \rho_b^{-0.174} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.1032} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.108}$
o	8	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (0.919) \rho_s^{1.3026} e^{-21.066 \rho_b} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-2.223} e^{-0.9019\nu} e^{0.5423 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)}$
p	8	$P/P_o > 0.40$	$\theta_u = (3.585) \rho_s^{1.1862} e^{-10.33\nu} \rho_b^{-0.093} e^{1.2427 \left(\frac{P}{P_o} \right)} e^{0.8412 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)}$

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

Çizelge 4.3'te verilen denklemlerdeki parametrelerin etkinliğini incelediğimizde perde uç bölgesi sargı donatısı oranının (ρ_s) tüm gruplandırmalarda en etkin parametre olduğu görülmektedir.



Şekil 4.21 Çizelge 4.3'de verilen perde taban toplam dönme açısı (θ_u) ile sonlu eleman modelinden hesaplanan θ_u 'nin karşılaştırılması.

Üçüncü yol olarak, veriler ilk aşamada perde boyuna (L_w) göre, ikinci aşamada perde yükseklik boy oranına (H_w/L_w) göre ve son olarak da aksenal yük oranına (P/P_o) göre gruplandırılmıştır. Bu gruplandırmalar ile 38 regresyon analizi gerçekleştirilmiştir. Elde edilen bağıntılar Çizelge 4.4'te, grafikler Şekil 4.22'de verilmektedir.

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

Çizelge 4.4 Perde boyu, perde yükseklik-boy oranı ve eksenel yük oranına göre yapılan gruplandırma için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.

No	L_w	H_w/L_w	P/P_o	Denklem
a	2	4.5	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (0.743) \rho_b^{0.2818} \rho_s^{0.2342} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0468} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{0.0265} e^{-0.1399\nu}$
b	2	4.5	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (2.347) \rho_s^{0.7294} e^{2.6789 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} e^{-2.7936 \left(\frac{P}{P_o} \right)} e^{4.1908 \rho_b} e^{0.1793\nu}$
c	2	4.5	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (17.549) \rho_s^{1.2035} e^{-10.139 \rho_b} e^{2.6123 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)}$
d	2	7.5	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (2.802) \rho_s^{0.5081} \nu^{0.3554} e^{-2.2517 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0781} e^{-1.1129 \rho_b}$
e	2	7.5	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (1.161) \rho_s^{0.7319} e^{8.0334 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.418} \nu^{0.2522} e^{1.0808 \rho_b}$
f	2	7.5	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (14.082) \rho_s^{0.9768} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.4382} \nu^{-0.211} e^{6.4779 \rho_b}$
g	3	3	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (1.084) \rho_s^{0.638} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.268} e^{-8.0959 \rho_b} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.1708} \nu^{-0.036}$
h	3	3	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (4.767) \rho_s^{0.8561} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.1926} \nu^{-0.223} \rho_b^{0.0253}$

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

Çizelge 4.4 (devam) Perde boyu, perde yükseklik-boy oranı ve eksenel yük oranına göre yapılan gruplandırma için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.

No	L _w	H _w /L _w	P/P _o	Denklem
i	3	3	0.25 < P/P _o ≤ 0.40	$\theta_u = (3.681) \rho_s^{0.9194} e^{-12.493 \rho_b} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0872} e^{-0.1051 \nu}$
j	3	5	0 < P/P _o < 0.10	$\theta_u = (1.573) \rho_s^{0.5572} e^{-2.7383 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \rho_b^{0.0553} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0874} e^{-0.4418 \nu}$
k	3	5	0.10 ≤ P/P _o ≤ 0.25	$\theta_u = (1.104) \rho_s^{0.9127} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.482} e^{5.132 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} \nu^{-0.209} \rho_b^{0.0397}$
l	3	5	P/P _o > 0.40	$\theta_u = (0.047) \rho_s^{0.3551} e^{4.9346 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} e^{-0.4484 \nu} \rho_b^{0.0155}$
m	3	9	0 < P/P _o < 0.10	$\theta_u = (0.858) \rho_s^{0.4422} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.2823} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.308} \nu^{0.1213} e^{-0.3795 \rho_b}$
n	3	9	0.10 ≤ P/P _o ≤ 0.25	$\theta_u = (1.889) \rho_s^{0.729} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.2764} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.613} e^{-1.8725 \nu} \rho_b^{0.0259}$
o	3	9	0.25 < P/P _o ≤ 0.40	$\theta_u = (0.041) \rho_s^{0.5803} \nu^{-0.573} e^{11.415 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} \rho_b^{-0.009}$
p	3	9	P/P _o > 0.40	$\theta_u = (0.024) \rho_s^{0.3008} e^{5.8098 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} \nu^{-0.151} \rho_b^{-0.037}$

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

Çizelge 4.4 (devam) Perde boyu, perde yükseklik-boy oranı ve eksenel yük oranına göre yapılan gruplandırma için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.

No	L _w	H _w /L _w	P/P _o	Denklem
q	5	1.8	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (0.529) \rho_s^{0.5384} e^{-1.5782\nu} \left(\frac{P}{P_o}\right)^{-0.079} e^{-1.0696\rho_b} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)^{0.0359}$
r	5	1.8	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (1.576) \rho_s^{0.5909} e^{-2.4888\nu} e^{-2.4725\left(\frac{P}{P_o}\right)} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)^{0.0361} e^{-1.7466\rho_b}$
s	5	3	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (1.140) \rho_s^{0.633} e^{-1.8886\nu} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)^{0.0222} \left(\frac{P}{P_o}\right)^{-0.064} e^{-1.8446\rho_b}$
t	5	3	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (1.802) \rho_s^{0.758} e^{-2.0849\left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)} e^{-5.3978\rho_b} \nu^{0.0861} e^{-0.523\left(\frac{P}{P_o}\right)}$
u	5	3	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (0.578) \rho_s^{0.7214} e^{-20.752\rho_b} e^{1.846\left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)}$
v	5	4.2	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (1.368) \rho_s^{0.6903} e^{-1.8468\left(\frac{P}{P_o}\right)} \rho_b^{-0.037} e^{0.1289\nu} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)^{0.006}$
w	5	4.2	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (2.856) \rho_s^{0.8251} e^{-1.6829\nu} e^{5.932\left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)} e^{-0.8578\left(\frac{P}{P_o}\right)} e^{-0.4786\rho_b}$
x	5	4.2	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (1.132) \rho_s^{0.9048} e^{4.1412\left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)} \nu^{-0.418} \rho_b^{-0.016}$

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

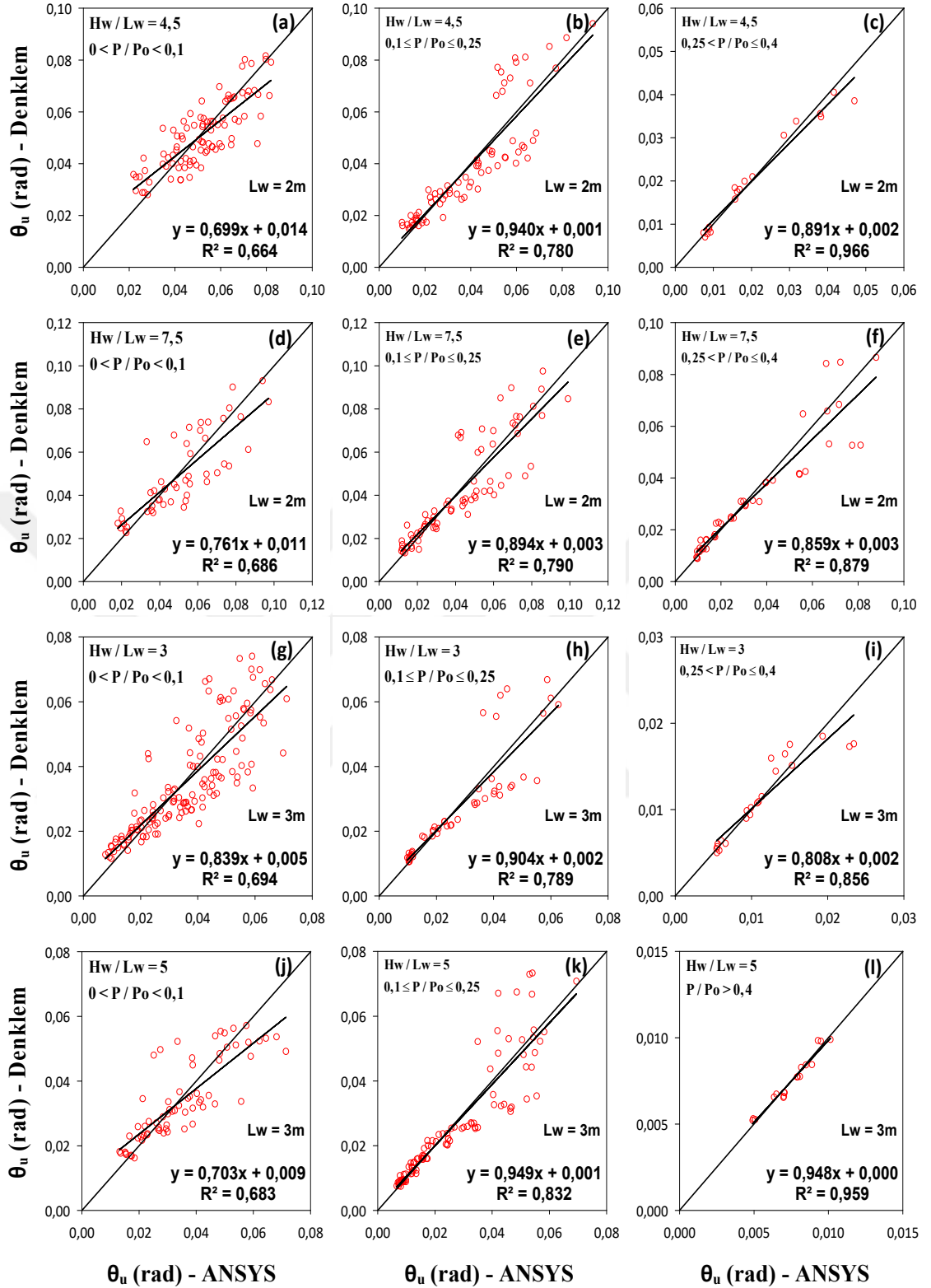
Çizelge 4.4 (devam) Perde boyu, perde yükseklik-boy oranı ve eksenel yük oranına göre yapılan gruplandırma için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.

No	L _w	H _w /L _w	P/P _o	Denklem
y	5	7.5	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (1.689) \rho_s^{0.7308} e^{-4.1405 \rho_b} e^{6.7921 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)}$
z	5	7.5	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (2.276) \rho_s^{0.7854} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.177} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.326} e^{-3.8544 \rho_b}$
aa	5	7.5	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (0.439) \rho_s^{0.6689} e^{-7.1829 \rho_b} e^{9.8145 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} \nu^{-0.112}$
ab	5	7.5	$P/P_o > 0.40$	$\theta_u = (0.067) \rho_s^{0.4992} e^{5.0226 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} \nu^{-0.115} \rho_b^{-0.094}$
ac	8	2.25	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (0.559) \rho_s^{0.895} e^{-22.079 \rho_b} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{-0.14} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{-0.225}$
ad	8	2.25	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (6.250) \rho_s^{1.183} e^{-30.609 \rho_b} e^{-0.5519 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} e^{1.0769 \left(\frac{P}{P_o} \right)}$
ae	8	2.25	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (204.220) \rho_s^{1.52} e^{-7.5196 \nu} \rho_b^{-0.047}$
af	8	3.375	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (2.733) \rho_s^{0.941} e^{-2.9458 \nu} \rho_b^{-0.085} e^{0.9287 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{0.1399}$

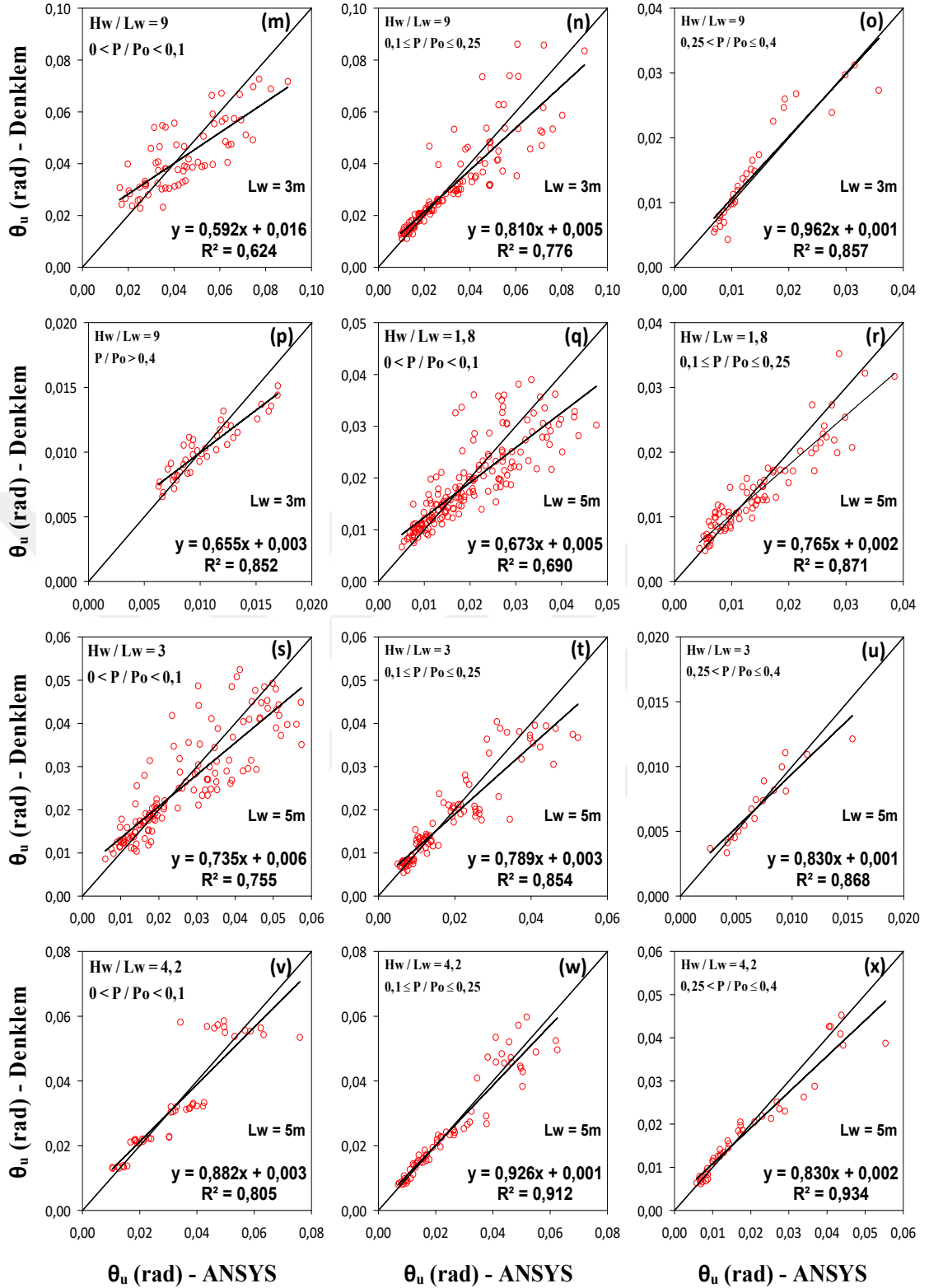
4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

Çizelge 4.4 (devam) Perde boyu, perde yükseklik-boy oranı ve eksenel yük oranına göre yapılan gruplandırma için perde taban toplam dönme açısı (θ_u) bağıntıları.

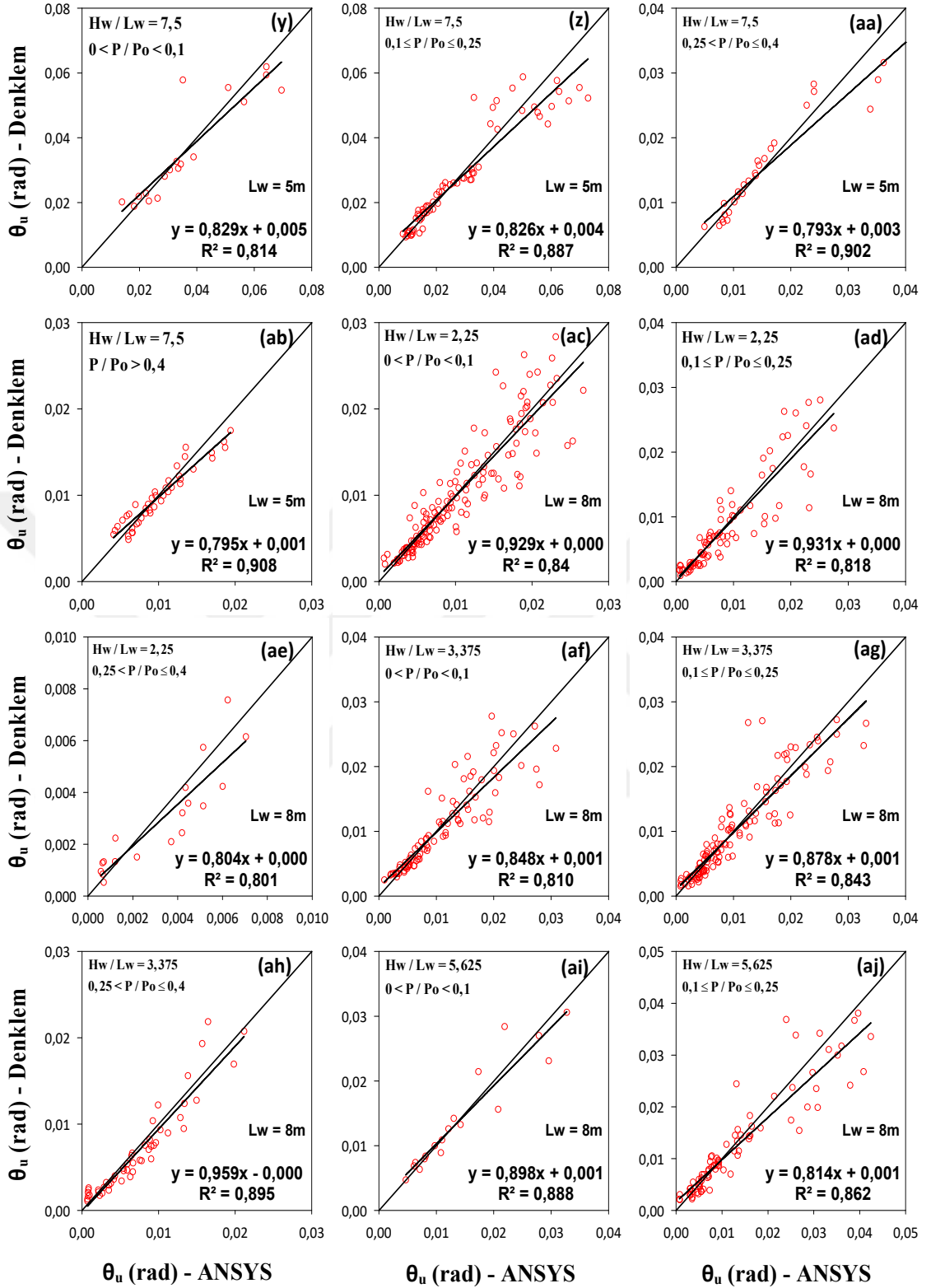
No	L _w	H _w /L _w	P/P _o	Denklem
ag	8	3.375	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (6.047) \rho_s^{1.0438} e^{-20.326 \rho_b} e^{-3.0874 \left(\frac{P}{P_o}\right)} e^{-0.6552 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)} e^{-0.1557 \nu}$
ah	8	3.375	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (20.737) \rho_s^{1.2442} e^{-5.8929 \nu} e^{2.7522 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)} \rho_b^{-0.037}$
ai	8	5.625	$0 < P/P_o < 0.10$	$\theta_u = (7.780) \rho_s^{1.0594} e^{-6.7593 \nu} e^{-2.4001 \rho_b} e^{4.5394 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)}$
aj	8	5.625	$0.10 \leq P/P_o \leq 0.25$	$\theta_u = (11.534) \rho_s^{1.195} e^{-6.4788 \nu} e^{7.0661 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)} \left(\frac{P}{P_o}\right)^{-0.125} \rho_b^{-0.027}$
ak	8	5.625	$0.25 < P/P_o \leq 0.40$	$\theta_u = (12.620) \rho_s^{1.2661} e^{-30.71 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)} e^{-15.246 \rho_b} e^{0.8396 \nu}$
al	8	5.625	$P/P_o > 0.40$	$\theta_u = (10.074) \rho_s^{1.2007} e^{-11.206 \nu} e^{3.5808 \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)} \rho_b^{-0.017}$



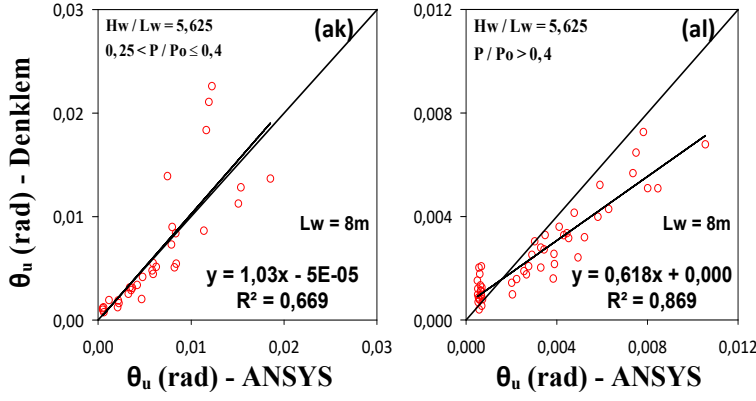
Şekil 4.22 Çizelge 4.4'te verilen perde taban toplam dönme açısı (θ_u) ile sonlu eleman modelinden hesaplanan θ_u 'nin karşılaştırılması.



Şekil 4.22 (devam) Çizelge 4.4'te verilen perde taban toplam dönme açısı (θ_u) ile sonlu eleman modelinden hesaplanan θ_u 'nın karşılaştırılması.



Şekil 4.22 (devam) Çizelge 4.4'te verilen perde taban toplam dönme açısı (θ_u) ile sonlu eleman modelinden hesaplanan θ_u 'nın karşılaştırılması.



Şekil 4.22 (devam) Çizelge 4.4’te verilen perde taban toplam dönme açısı (θ_u) ile sonlu eleman modelinden hesaplanan θ_u ’nun karşılaştırılması.

Çizelge 4.4’te verilen denklemlerdeki parametrelerin etkinliğini incelediğimizde perde uç bölgesi sargı donatısı oranının (ρ_s) gruplandırmalarda en etkin parametre olduğu, sadece (a) korelasyonunda perde uç bölgesi boyuna donatı oranı (ρ_b) en etkin parametre olduğu görülmektedir. Denklemlerde yer alan diğer parametrelerin etkinlikleri ise her grupta farklılık göstermektedir.

İlk olarak bu üç yöntemin denenmesinde hasar ölçütleri üzerinde parametrelerin etkinliğini ortaya koyan çalışma etkili olmuştur. Etkin parametreler olan perde boyu (L_w), yükseklik boy oranı (H_w/L_w) ve eksenel yük oranı (P/P_o), regresyon analizinden elde edilen bağıntılarda da etkin olacağına karar verildiği için regresyon analizi gruplandırılarak yapılmıştır.

Son olarak uygulanan ve karar verilen yöntem, verilerin herhangi bir gruplandırma yapılmadan regresyon analizlerinin gerçekleştirilmesidir.

4.3. Hasar Ölçütleri için Sınır Bağlıları

Hasar sınırları için bağıntıların oluşturulmasında kullanılan regresyon analizi hasar ölçüt değerinin bağlı olduğu üç parametre üzerinden örneklendirdiğimizde şu şekilde yapılmıştır;

$$Y_{ANSYS} = \text{hasar ölçüt değerleri ve } \ln(Y_{ANSYS}) = E$$

$x_1, x_2, x_3 \dots x_N$ (bağımsız değerler)

E ve her bir bağımsız değer arasında grafikler çizdirilmiştir. Bu grafiklerde R^2 (analizde bağımlı değişkenin etkisini ölçen değer, $0 \leq R^2 \leq 1$) değeri büyük olan grafikte karar kılınmıştır. Bu grafiği oluşturan denklemde (Denklem 4.3) x yerine grafiği oluşturduğumuz parametre yazılıp hata hesaplanmıştır (Denklem 4.4). Elde edilen hata değeri ile bağımsız değerler arasında ilk adımdaki yöntemeye uygun olarak grafik oluşturulmuş ve kalan işlemler sırasıyla aşağıdaki gibi takip edilmiştir.

$$Eq1 = a_1 \ln(x_2) + c_1 \quad (4.3)$$

$$Err1 = E - Eq1 \quad (4.4)$$

$$Eq2 = Err1 = a_2 \ln(x_2) + c_2 \quad (4.5)$$

$$Err2 = E - (Eq1 + Eq2) \quad (4.6)$$

$$Eq3 = Err2 = a_3 \ln(x_3) + c_3 \quad (4.7)$$

$$Err3 = E - (Eq1 + Eq2 + Eq3) \quad (4.8)$$

$$Y_{Denklem} = e^{(Eq1 + Eq2 + Eq3)} \quad (4.9)$$

$Y_{ANSYS} - Y_{Denklem}$ grafiği çizdirilir, R^2 değerine bakılarak korelasyon uygun bulunup işlemlere devam edilmiştir. Bu korelasyondan bağıntı elde etme aşaması şu şekildedir;

$$\ln(Y_{Denklem}) = a_1 \ln(x_1) + c_1 + a_2 \ln(x_2) + c_2 + a_3 \ln(x_3) + c_3 \quad (4.10)$$

$$e^{\ln(Y_{Denklem})} = e^{a_1 \ln(x_1) + a_2 \ln(x_2) + a_3 \ln(x_3)} e^{c_1 + c_2 + c_3} \quad (4.11)$$

$$Y_{Denklem} = x_1^{a_1} x_2^{a_2} x_3^{a_3} c \quad (4.12)$$

Analitik olarak yapılan hesaplamalarda insan kaynaklı, yuvarlamadan kaynaklı ve bilgisayar kaynaklı hatalar gibi hatalar ortaya çıkabilmektedir. Bu nedenle nihai şekil değiştirme durumu için veriler hata süzgecinden geçirilerek regresyon analizine tabi tutulmuştur. Yapılan işlem şu şekildedir;

İlk olarak Denklem 4.9’da verilen $Y_{Denklem}$ elde edildi,

$$Hata1 = Y_{ANSYS} - Y_{Denklem} \quad (4.13)$$

$$Yeni Y_{Denklem} = Y_{ANSYS} - 0.30 \times Hata1 \quad (4.14)$$

Regresyon analizi $Yeni Y_{Denklem}$ değeri kullanılarak tekrar yapıldı ve $Y_{Denklem_1}$ değeri hesaplandı. Yapılan analiz sonucunda $Hata2$ değeri hesaplandı (Denklem 4.15).

$$Hata2 = \left| \frac{Y_{Denklem_1} - Yeni Y_{Denklem}}{Yeni Y_{Denklem}} \right| \quad (4.15)$$

Denklem 4.15’de hesaplanan $Hata2$ değerine göre veriler küçükten büyüğe olacak şekilde sıralandı ve $Hata2 > 1$ olan değerler silinip regresyon yeniden yapılarak bağıntılar elde edildi.

Yapılan bu değişiklik sonucunda;

- Perde uç bölgesi beton birim kısalması (ε_{cu}) 2600 yerine 2416,
- Perde uç bölgesi çekme donatısı birim kısalması (ε_{su}) 2600 yerine 2457,
- Perde taban toplam dönmesi (θ_u) 2600 yerine 2371,

- Perde taban plastik dönmesi (θ_p) 2600 yerine 2307 ve
- Perde taban eğriliği (ϕ_u) 2600 yerine 2436 veri ile regresyon analizine tabi tutulmuştur.

Perde parametrelerine bağlı olarak gerçekleştirilen çok değişkenli regresyon analizleri sonucu perde plastik mafsallık bölgesi eğriliği, plastik mafsallık dönme açısı, perde uç bölgelerinde birim uzama ve kısalma için global akma ve nihai şekil değiştirme durumlarında kapsamlı bağıntılar elde edilmiştir. Bu bağıntı ve korelasyon grafikleri aşağıda sıralanmaktadır.

Bu denklemlerde;

L_w = perde boyu (m),

f_y = donatı çeliği akma gerilmesi (MPa),

f_c = beton basınç dayanımı (MPa),

ρ_b = perde uç bölgesi boyuna donatısı hacimsel oranı,

ρ_s = perde uç bölgesi sargı donatısının hacimsel oranı,

ρ_{sh} = perde yatay gövde donatı oranı,

v = normalize edilmiş kesme gerilmesi,

P/P_o = eksenel yük oranıdır.

Global akma anında;

$$\varepsilon_{cyn} = (0.011)v^{0.4827} \left(\frac{P}{P_o}\right)^{0.3292} \left(\frac{f_y}{f_c}\rho_{sh}\right)^{0.1268} e^{0.0291L_w} e^{4.733\rho_b} e^{-1.5615\rho_s} \quad (4.16)$$

$$\varepsilon_{syn} = (6.78 \times 10^{-3}) e^{-2.2394\left(\frac{P}{P_o}\right)} e^{0.7806v} e^{-0.0311L_w} \rho_s^{0.0298} e^{-0.8412\rho_b} \left(\frac{f_y}{f_c}\rho_{sh}\right)^{0.1947} \quad (4.17)$$

$$\theta_{yn} = (0.022) e^{-0.1069L_w} \rho_s^{0.2204} e^{-0.3241v} e^{-1.9832\rho_b} \left(\frac{f_y}{f_c}\rho_{sh}\right)^{0.1301} \left(\frac{P}{P_o}\right)^{0.0795} \quad (4.18)$$

$$\phi_{yn_220} = (0.013)L_w^{-0.869} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{0.2164} \rho_b^{0.0947} \rho_{sh}^{0.1461} f_c^{-0.039} \quad (4.19)$$

$$\phi_{yn_420} = (0.010)L_w^{-0.92} \left(\frac{P}{P_o} \right)^{0.0639} \rho_b^{0.0585} \rho_{sh}^{0.0603} f_c^{-0.062} \quad (4.20)$$

Nihai şekil değıştirme anında;

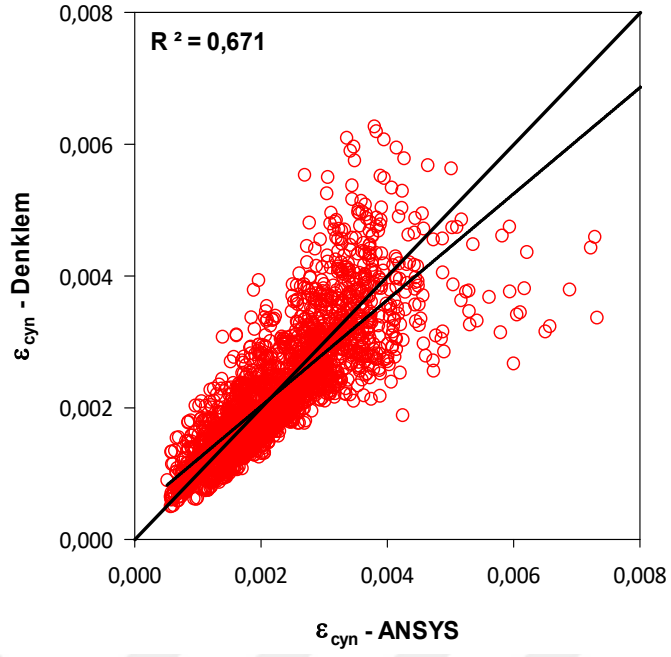
$$\varepsilon_{cu} = (0.740)e^{-0.1602L_w} \rho_s^{0.4705} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.224} e^{-0.2415 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \nu^{-0.021} \rho_b^{0.0486} \quad (4.21)$$

$$\varepsilon_{su} = (3.975)e^{-4.8268 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \rho_s^{0.4907} e^{-0.1604L_w} e^{-5.2505\rho_b} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0993} e^{-0.3831\nu} \quad (4.22)$$

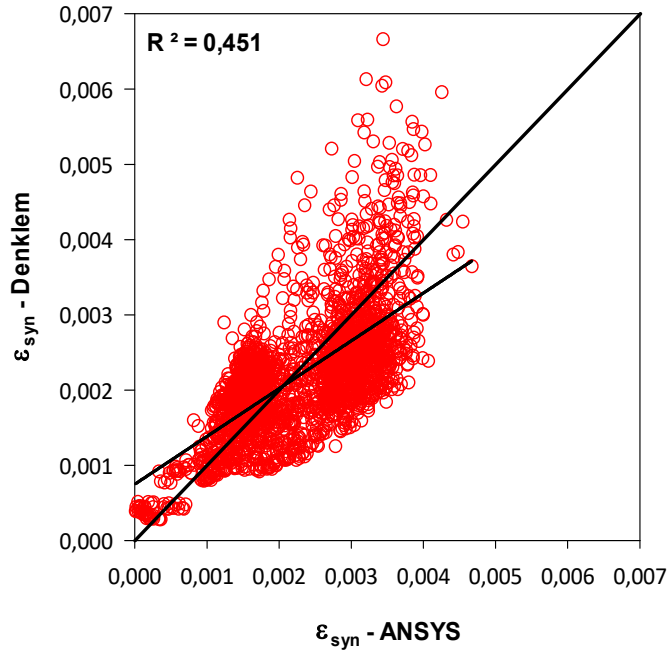
$$\theta_u = (12.336)e^{-0.2392L_w} \rho_s^{0.8366} e^{-1.8707 \left(\frac{P}{P_o} \right)} e^{-1.4619\nu} e^{-3.9057\rho_b} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.023} \quad (4.23)$$

$$\theta_p = (35.023)e^{-0.2781L_w} \rho_s^{0.9968} e^{-2.6969 \left(\frac{P}{P_o} \right)} e^{-1.5314\nu} e^{-5.5069\rho_b} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0137} \quad (4.24)$$

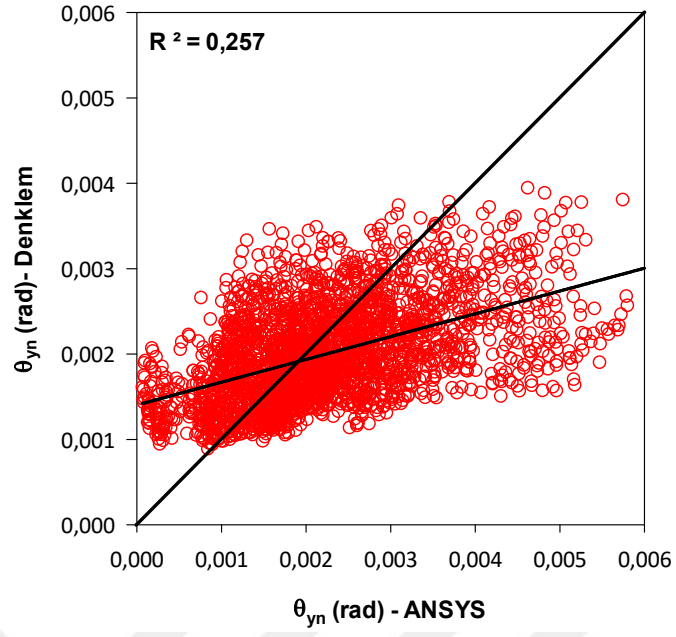
$$\phi_u = (6.399)e^{-0.386L_w} \rho_s^{0.7197} e^{-2.347 \left(\frac{P}{P_o} \right)} e^{0.1596\nu} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0956} \rho_b^{-0.026} \quad (4.25)$$



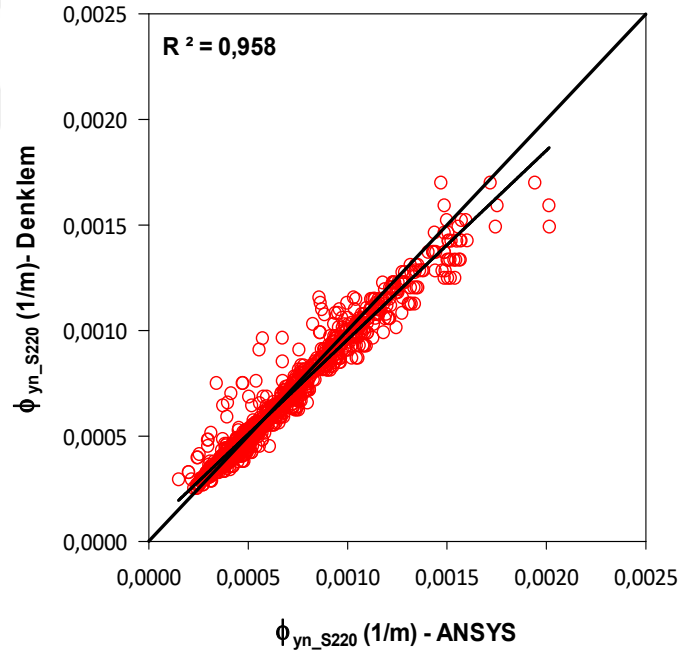
Şekil 4.23 Denklem (4.16) kullanılarak elde edilen perde uç bölgesi beton birim kısalması (ϵ_{cyn})'nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması



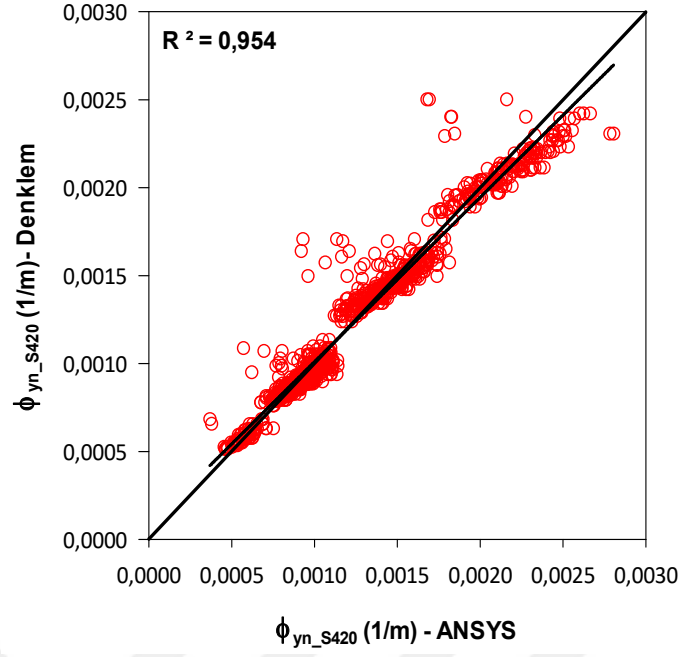
Şekil 4.24 Denklem (4.17) kullanılarak elde edilen perde uç bölgesi donatı çekme birim uzaması (ϵ_{syn})'nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.



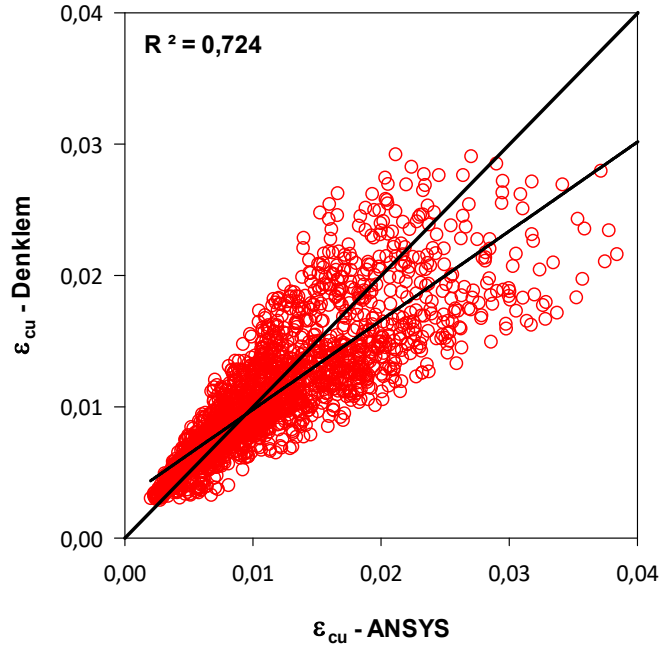
Şekil 4.25 Denklem (4.18) kullanılarak elde edilen perde taban akma dönmesi (θ_{yn})'nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.



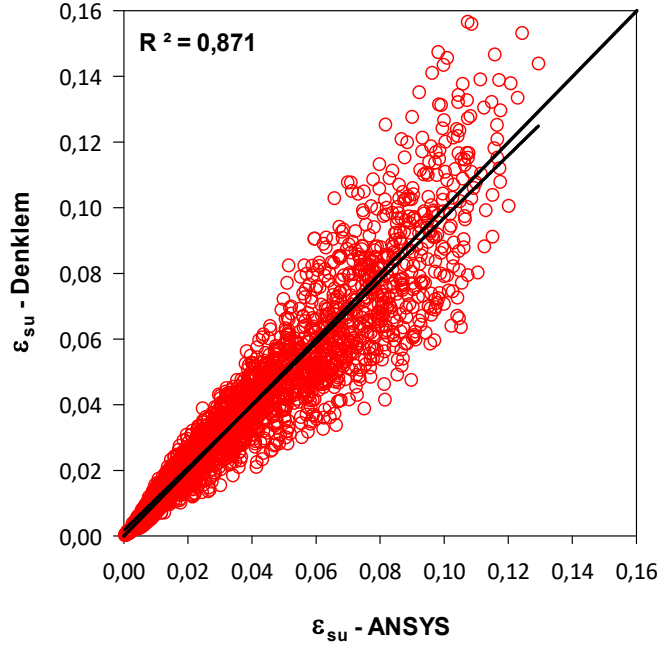
Şekil 4.26 Denklem (4.19) kullanılarak elde edilen perde taban akma eğriliği (ϕ_{yn})'nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.



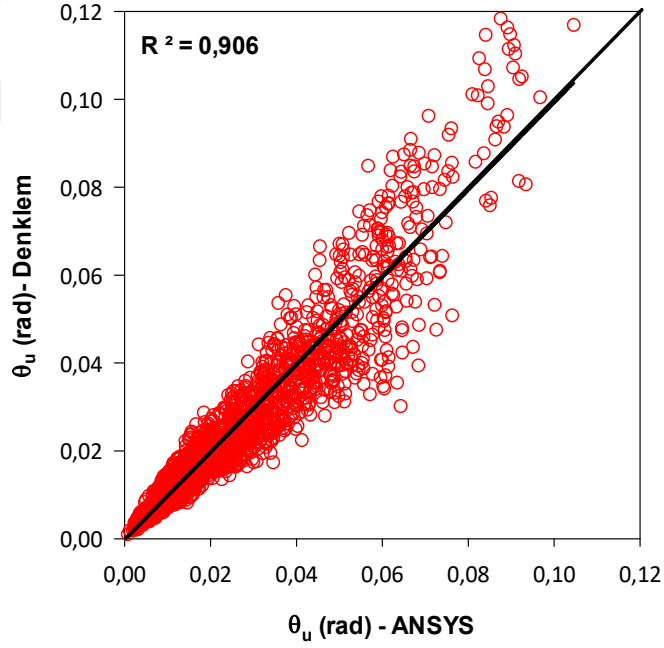
Şekil 4.27 Denklem (4.20) kullanılarak elde edilen perde taban akma eğriliği (ϕ_{yn})'nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.



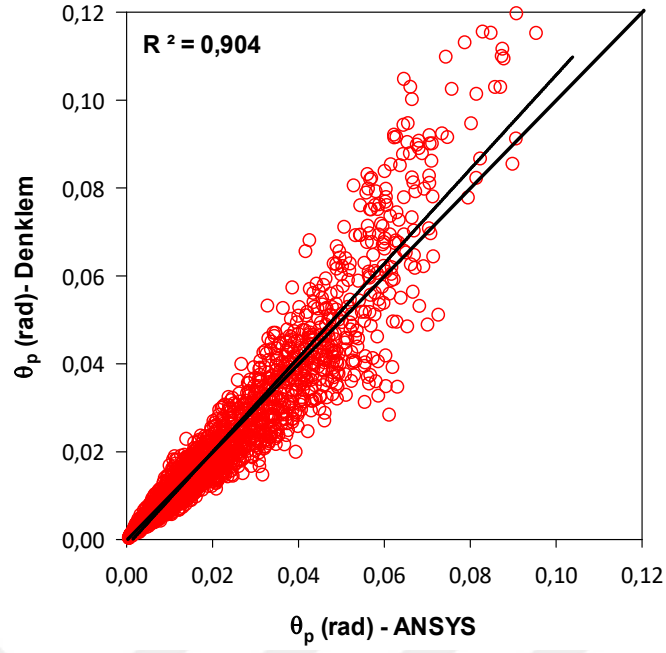
Şekil 4.28 Denklem (4.21) kullanılarak elde edilen perde uç bölgesi beton birim kısalması (ϵ_{cu})'nun sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.



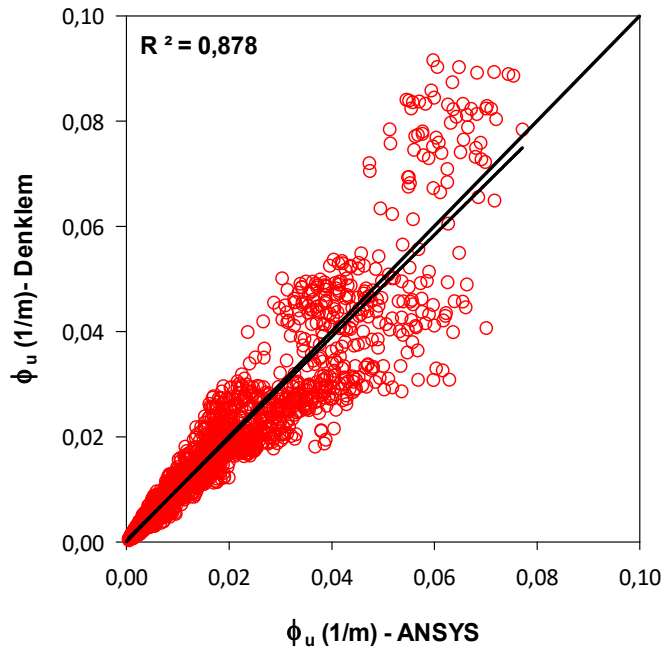
Şekil 4.29 Denklem (4.22) kullanılarak elde edilen perde uç bölgesi donatı çekme birim uzaması (ϵ_{su})'nun sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.



Şekil 4.30 Denklem (4.23) kullanılarak elde edilen perde taban toplam dönmesi (θ_u)'nun sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.



Şekil 4.31 Denklem (4.24) kullanılarak elde edilen perde taban plastik dönmesi (θ_p)'nin sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.



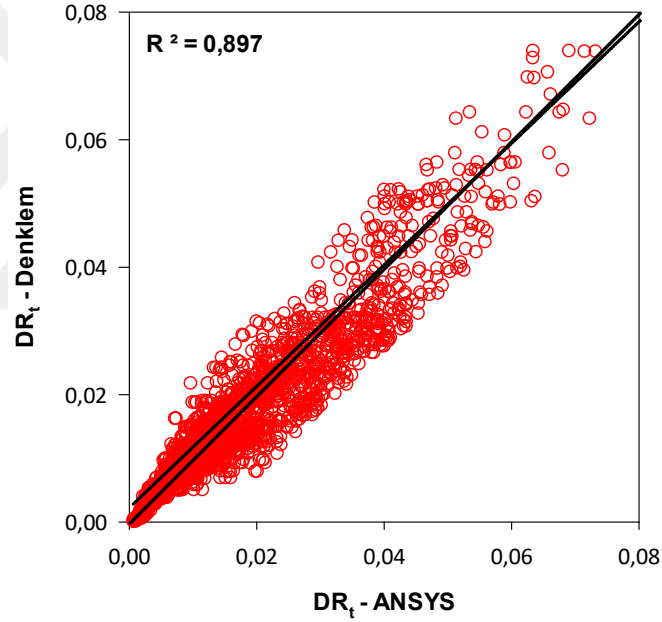
Şekil 4.32 Denklem (4.25) kullanılarak elde edilen perde taban eğriliği (ϕ_u)'nun sonlu eleman modelinden hesaplanan değerlerle karşılaştırılması.

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

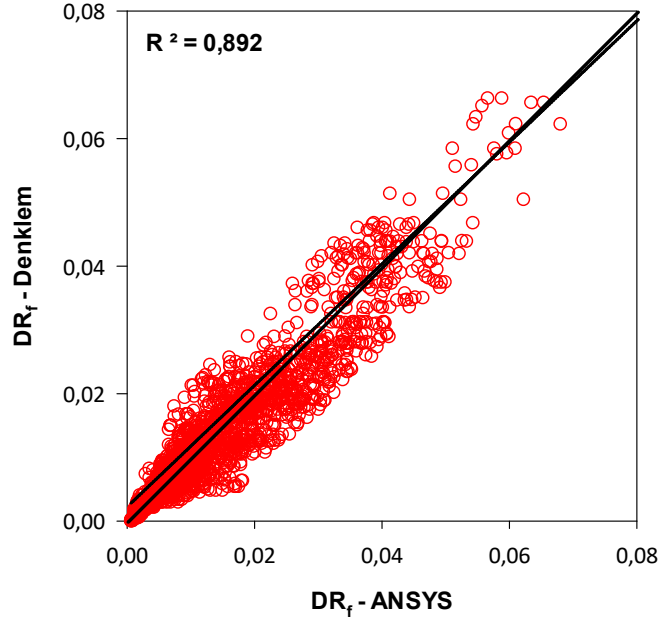
Benzer şekilde toplam ötelenme oranı ve ötelenmenin eğilme bileşeni için perde parametrelerine bağlı olarak aşağıdaki bağıntılar elde edilmiştir. Elde edilen bağıntılar kullanılarak yapılan kestirimlerin sonlu eleman analiz sonuçları ile karşılaştırılması Şekil 4.33 ve Şekil 4.34'te gösterilmektedir.

$$DR_t = 2.09 \times e^{-0.2625L_w - 3.105 \frac{P}{P_o} + 0.014 \frac{f_y}{f_c} + 18.7 \rho_{sh}} \times \rho_s^{0.61} \quad (4.26)$$

$$DR_f = 2.30 \times e^{-0.332L_w - 2.812 \frac{P}{P_o} + 0.011 \frac{f_y}{f_c} + 22.5 \rho_{sh}} \times \rho_s^{0.61} \quad (4.27)$$



Şekil 4.33 Denklem (4.26) kullanılarak elde edilen perde toplam ötelenme kestirimlerinin sonlu eleman modelinden hesaplanan sonuçlarla karşılaştırılması.



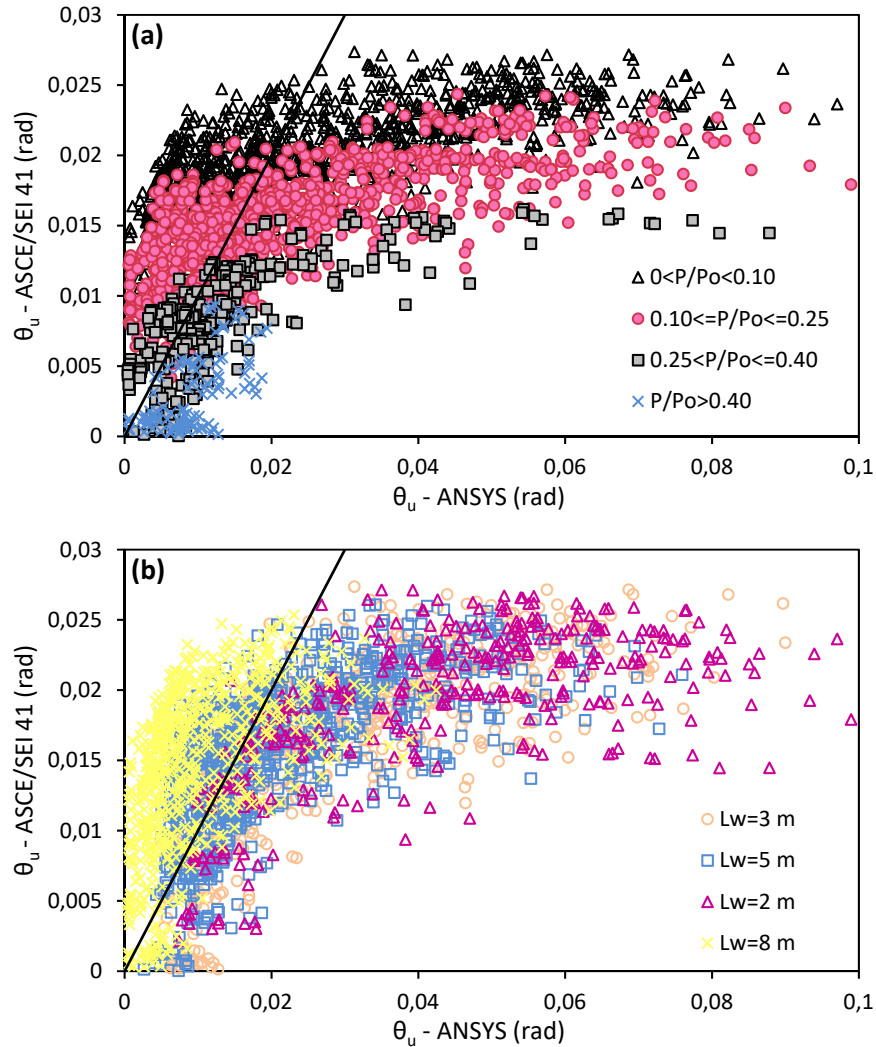
Şekil 4.34 Denklem (4.27) kullanılarak elde edilen perde toplam ötelenme eğilme bileşeni kestirimlerinin sonlu eleman modelinden hesaplanan sonuçlarla karşılaştırılması.

4.4. Hesaplanan Hasar Sınırlarının Yönetmelikler ile Karşılaştırılması

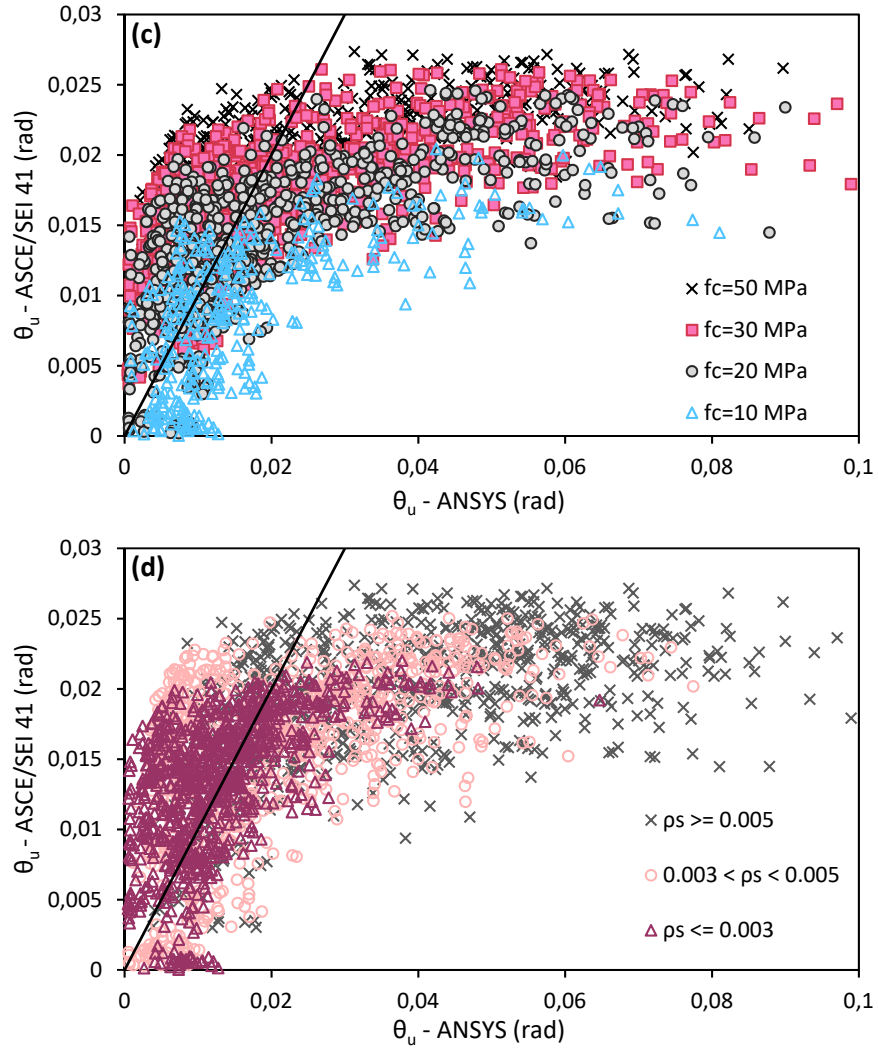
Yönetmeliklerde verilen hasar sınırlarını incelemek amacıyla ASCE/SEI 41, Eurocode 8 ve DBYBHY (2007), taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) ve TBDY (2018) yönetmeliklerinde verilen göçme anındaki limitler ile sonlu eleman analiziyle elde edilen sınır değerler karşılaştırılmıştır. Yönetmelik hasar sınırları: ASCE/SEI 41 ve Eurocode 8 yönetmeliklerinde eğilme etkisindeki elemanlar için plastik mafsallı dönmesi; DBYBHY (2007), taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) yönetmeliklerinde kesit birim şekil değiştirmeleri ve TBDY (2018) yönetmeliğinde kesit birim şekil değiştirmeleri ve plastik mafsallı dönmesi olarak tanımlanmaktadır. Bu nedenle kıyaslamalar plastik mafsallı dönmesi ve birim şekil değiştirmeler ile gerçekleştirilmiştir.

Şekil 4.35 ve Şekil 4.36’da verilen grafikler yardımıyla; ASCE/SEI 41 ve Eurocode 8 yönetmelikleri ile hesaplamalar sonucu elde edilen plastik dönmeler, göçme durumu için kıyaslanmıştır. Kıyaslama, aksel yük oranı (P/P_o), perde boyu (L_w), beton basınç dayanımı (f_c) ve sargı dontüsü oranı (ρ_s) dikkate alınarak yapılmıştır. Bu gruplandırma ile hesaplamalar ve yönetmelik arasında yapılan kıyaslamada güvensiz bölgede (grafiklerde doğrunun ayırdığı bölgelerden yönetmelik eksenine yakın kısım) kalan verilerin incelenmesi amaçlanmaktadır.

ASCE/SEI 41'de; aksel yük oranı için yapılan gruplandırmada $P/P_o > 0.40$ durumundaki veriler güvenli tarafta kalırken diğer durumlarda belirgin bir olay gözlenmemektedir. Perde boyu için yapılan gruplandırmada $L_w=2\text{m}$ durumundaki verilerin tamamına yakını güvenli bölgede kalırken, $L_w=8\text{m}$ durumundaki verilerden birçoğu güvensiz bölgede kalmaktadır. Perde boyu için yönetmeliğin $L_w=5\text{m}$ 'den daha uzun perdelerde güvensiz olduğu tespit edilmiştir. Beton basınç dayanımı için $f_c=30\text{MPa}$ değerine kadar yönetmelik plastik dönmesini artırıcı etkisi olduğu ancak $f_c=30\text{MPa}$ değerinden sonra aynı etki gözlenmemektedir. Sargı dontusu oranında yönetmelik denklemleri hesaplanırken yetersiz sargı durumu olarak belirlenen $\rho_s \leq 0.003$ olan verilerden birçoğu güvensiz bölgede kalmaktadır (Şekil 4.35).



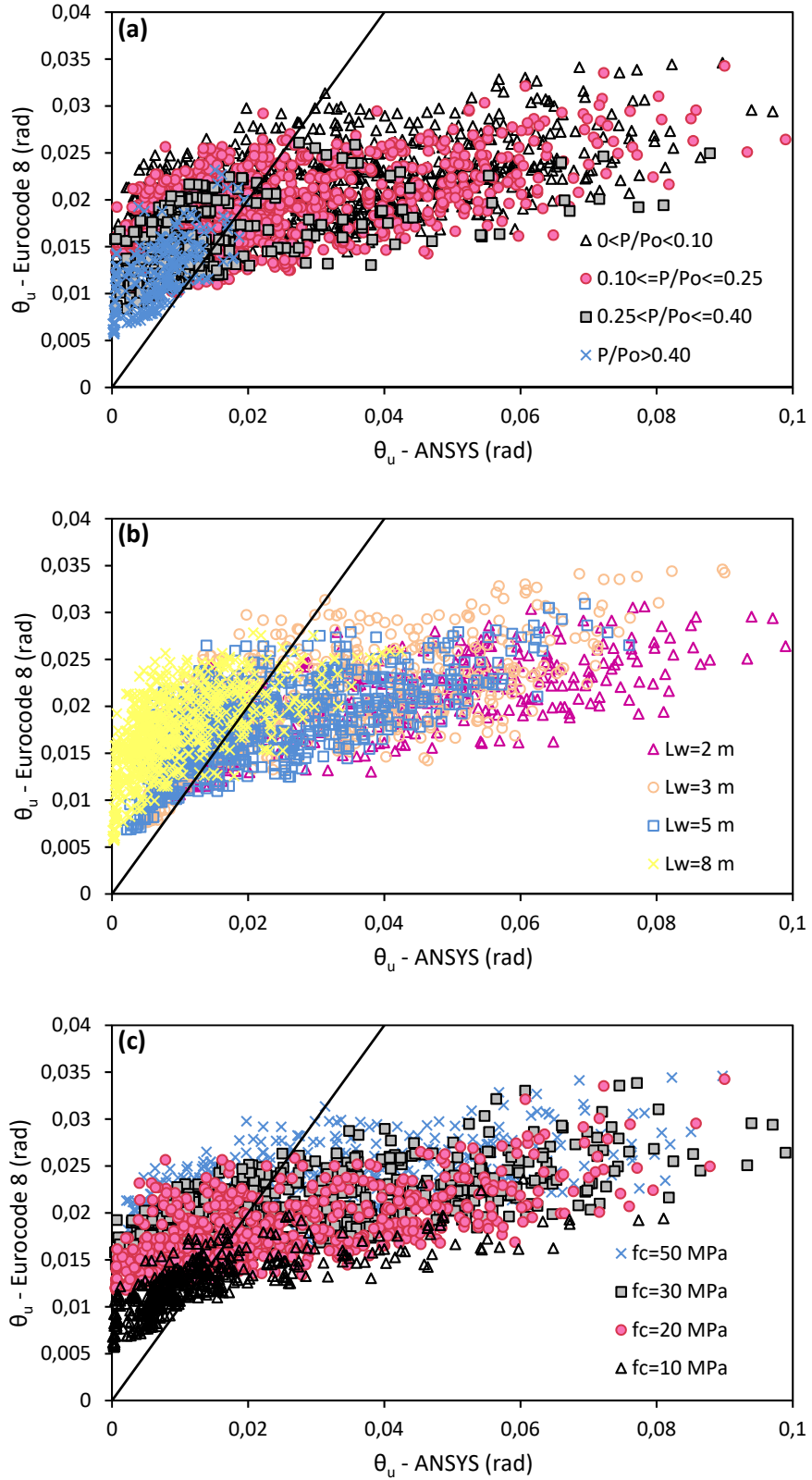
Şekil 4.35 ASCE/SEI 41 yönetmeliğine göre hesaplanan plastik mafsal dönmesinin hesaplamalar sonucu elde edilen sınır değerleriyle karşılaştırılması.



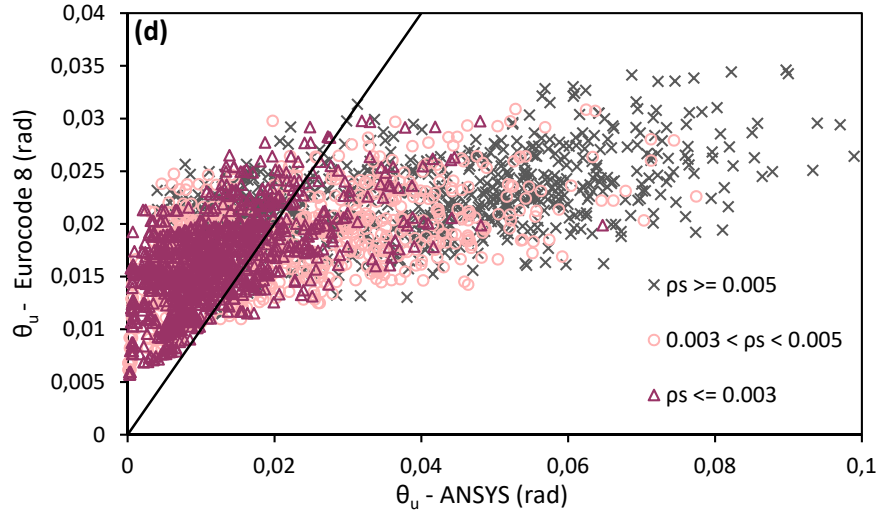
Şekil 4.35 (devam) ASCE/SEI 41 yönetmeliğine göre hesaplanan plastik mafsal dönmesinin hesaplamalar sonucu elde edilen sınır değerleriyle karşılaştırılması.

Eurocode 8’de eksenel yük oranı $P/P_o > 0.40$ durumundaki verilerin tamamına yakını güvensiz tarafta kalmaktadır. Eksenel yük oranında yönetmeliğin $P/P_o > 0.25$ ’den daha büyük değerler için güvenilirliğinin azaldığı görülmektedir. Perde boyu $L_w = 8\text{m}$ durumundaki verilerin tamamına yakını güvensiz bölgede kalmaktadır. Beton basınç dayanımı için $f_c = 10\text{MPa}$ değerindeki verilerin büyük bir kısmının güvensiz bölgede kaldığı görülmektedir. Sargı dontısı oranı $\rho_s \leq 0.003$ olan verilerin tamamına yakını güvensiz bölgede kalmaktadır (Şekil 4.36).

4. ARAŞTIRMA BULGULARI ve TARTIŞMA

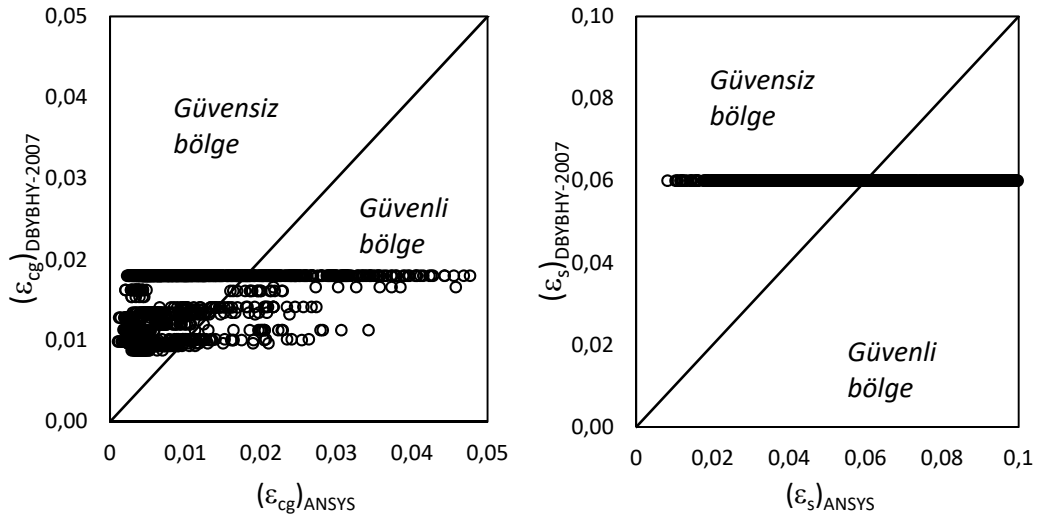


Şekil 4.36 Eurocode 8 yönetmeliğine göre hesaplanan plastik mafsal dönmesinin hesaplamalar sonucu elde edilen sınır değerleriyle karşılaştırılması.



Şekil 4.36 (devam) Eurocode 8 yönetmeliğine göre hesaplanan plastik mafsal dönmesinin hesaplamalar sonucu elde edilen sınır değerleriyle karşılaştırılması.

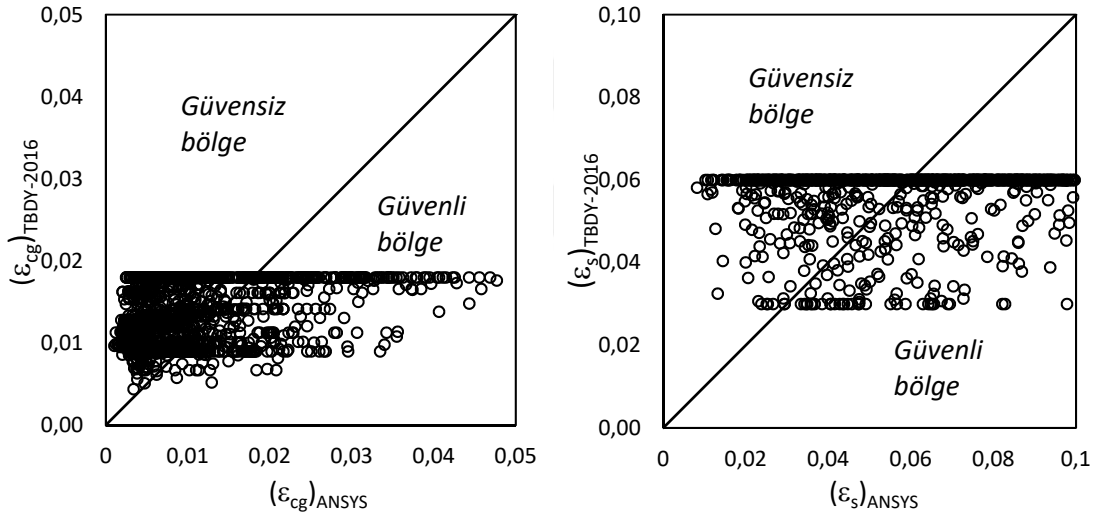
Şekil 4.35 ve Şekil 4.36’da sunulan grafikler yardımıyla ASCE/SEI 41 ve Eurocode 8 yönetmeliklerini incelediğimizde dikkate alınan parametrelerde farklı sonuçlar vermektedirler. Özellikle eksenel yük oranında $P/P_o > 0.40$ durumu için ASCE/SEI 41 ile yapılan kıyaslamada güvenli tarafta kalınırken, Eurocode 8 ile yapılan kıyaslamada güvensiz tarafta kaldığı görülmektedir. Perde boyu için her iki yönetmelikte de $L_w=8m$ durumundaki verilerin tamamına yakını güvensiz bölgede kalmaktadır.



Şekil 4.37 DBYBHY’ye (2007) göre beton ve donatı çeliği hasar sınırlarının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.

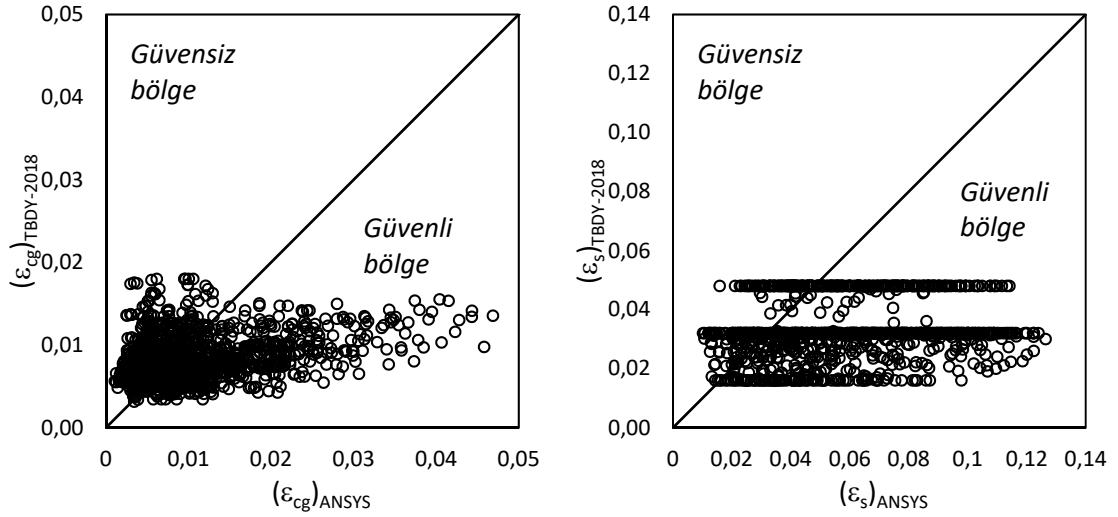
Şekil 4.37’de görüldüğü gibi, DBYBHY’ye (2007) göre göçme sınır değerleri için yapılan incelemede yönetmelik, modellerin birçoğunda güvenilir olmayan sonuçlar vermektedir ve yetersizdir.

Taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) yönetmeliğine göre yapılan göçme sınır değerleri incelemesinde yönetmeliğin, modellerin birçoğunda güvenilir olmayan sonuçlar verdiği ve yetersiz olduğu görülmektedir. Taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) yönetmeliğine göre hesaplanan göçme sınır durumu için beton ve donatı çeliği hasar sınırlarının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması Şekil 4.38’de verilmektedir. Değerlendirme sonucunda yönetmelik hasar sınırlarının yapılan iyileştirmeye rağmen hala yetersiz olduğu görülmektedir.



Şekil 4.38 TBDY’ye (2016) göre hesaplanan göçme sınır durumu için beton ve donatı çeliği hasar sınırlarının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.

TBDY (2018) yönetmeliğine göre yapılan göçme sınır değerleri incelemesinde yönetmeliğin, beton birim şekil değiştirmesi için modellerin birçoğunda güvenilir olmayan sonuçlar verdiği ve yetersiz olduğu, donatı çeliği birim şekil değiştirmesi için modellerin birçoğunda güvenilir sonuç verdiği görülmektedir. TBDY (2018) yönetmeliğine göre hesaplanan göçme sınır durumu için beton ve donatı çeliği hasar sınırlarının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması Şekil 4.39’da verilmektedir. 1 Ocak 2019 tarihinde yürürlüğe girecek olan yönetmeliğin hasar sınırlarında yapılan iyileştirmeye rağmen hala yetersiz olduğu görülmektedir.



Şekil 4.39 TB DY (2018) yönetmeliğine göre hesaplanan göçme sınır durumu için beton ve donatı çeliği hasar sınırlarının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.

Perdeler için incelemelerde bulunan Kazaz ve Gülkan (2012) yaptıkları çalışmada DBYBHY’de (2007) betonarme elemanlar için birim şekil değiştirme kapasitelerinin perdelerde emniyetsiz tarafta kaldığını vurgulamış ve beton basınç birim şekil değiştirme güvenlik sınırı için normalize edilmiş kesme gerilmesine (ν), göçme sınırı için normalize edilmiş kesme gerilmesi (ν) ve perde uç bölgesinde sargı oranına (ρ_s) bağlı denklemler üretmişlerdir. Güvenlik sınırı için önerilen bağıntı Denklem 4.28’de ve göçme sınır durumu için önerdikleri bağıntılar Denklem 4.29 ve Denklem 4.30’da verilmektedir.

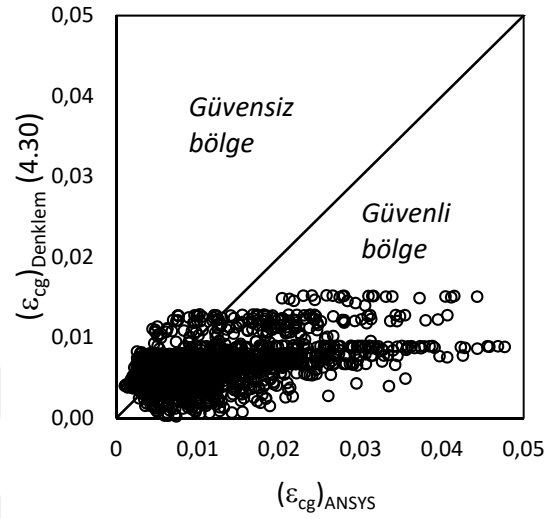
$$(\varepsilon_c)_{GVmax} = 0.010 - 0.005\nu \quad (4.28)$$

$$(\varepsilon_c)_{GÇmax} = 0.0135 - 0.006\nu \quad \rho_s > 0.01 \quad (4.29)$$

$$(\varepsilon_c)_{GÇ} = 0.004 + 100\rho_s [0.0095 - 0.006\nu] \quad \rho_s \leq 0.01 \quad (4.30)$$

Bu çalışmada kullanılan perde uç bölgesinde sargı oranı değerleri $\rho_s \leq 0.01$ sıralamasında olduğu için Denklem 4.30’a göre hesaplamalar yapılmıştır.

Denklem 4.30 ile perdeler için önerilen göçme sınır durumu beton basınç birim kışalmasını hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması Şekil 4.40'da verilmektedir. Denklem 4.30 ile verilen bağıntının DBYBHY (2007), taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) ve TBDY (2018) yönetmeliklerine kıyasla daha güvenilir hasar sınırları tanımladığı görülmektedir.



Şekil 4.40 Denklem 4.30 ile perdeler için önerilen göçme sınır durumu beton basınç birim kışalmasını hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.

5. SONUÇ ve ÖNERİLER

Bu çalışma kapsamında ANSYS programı ile oluşturulan dikdörtgen kesitli betonarme perdeler, perde boyu, etkin kesme boyu, perde uç bölgesinde boyuna donatının hacimsel oranı, sargılama etkinliği, aksenal yük oranı, beton basınç dayanımı ve donatı akma dayanımı değişkenleri kullanılarak 2600 analize tabi tutulmuştur.

Hasar ölçütleri üzerine parametrelerin etkisini incelemek için kapsamlı araştırmalar yapılmıştır. Bu incelemede betonarme perdelerde önemli parametreler olduğuna karar verilen perde boyu (L_w) ve perde uç bölgelerinde sargı oranı (ρ_s) için gruplandırmalar yapılmıştır.

Perde parametrelerine bağlı olarak gerçekleştirilen çok değişkenli regresyon analizleri ile perde plastik mafsallık bölgesi eğriliği, plastik mafsallık dönme açısı, perde uç bölgelerinde birim uzama ve kısalma için global akma ve nihai şekil değiştirme, toplam ötelenme oranı ve ötelenmenin eğilme bileşeni için nihai şekil değiştirme durumlarında kapsamlı bağıntılar elde edilmiştir.

ASCE/SEI 41, Eurocode 8, DBYBHY (2007), taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) ve TBDY (2018) yönetmeliklerinde betonarme perde elmanlar için sınır durumları irdelenmiş ve sonlu eleman analiziyle elde edilen sınır değerler ile karşılaştırılarak performans değerlendirmesi yapılmıştır.

1. Hasar ölçütleri üzerine parametrelerin etkisi incelemesinde ortaya çıkan sonuçlar şöyledir:

Global akma anında;

- Beton birim kısalması (ϵ_{cyn}) için; perde boyu (L_w) arttıkça arttığı, özellikle $L_w=5m$ 'den sonra bu artışın daha fazla olduğu, donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça ϵ_{cyn} 'nin arttığı, beton basınç dayanımı (f_c) arttıkça ϵ_{cyn} 'nin $f_c=20MPa$ seviyesine kadar arttığı ancak bu seviyeden sonra azaldığı, perde uç bölgesi sargı

donatısı oranı (ρ_s) arttıkça ε_{cyn} 'nin azaldığı ancak özellikle perde boyu $L_w=8m$ olduğu durum için belirgin bir azalma olduğu görülmüştür.

- Çelik birim uzaması (ε_{syn}) için; eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça ε_{syn} 'nin azaldığı, donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça ε_{syn} 'nin arttığı, perde uç bölgesi boyunca donatı oranı (ρ_b) arttıkça ε_{syn} 'nin $\rho_b=0.02$ seviyesine kadar arttığı ancak $\rho_b=0.04$ seviyesinde bir azalma olduğu görülmüştür.

- Perde taban dönme açısı (θ_{yn}) için; kesme boyu oranı (L_v/L_w) arttıkça θ_{yn} 'nin arttığı ancak $L_v/L_w=6$ seviyesinde bir düşüş olduğu, donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça θ_{yn} 'nin arttığı görülmüştür.

- Perde taban eğriliği (ϕ_{yn}) için; perde boyu (L_w) azaldıkça ϕ_{yn} 'nin arttığı, donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça ϕ_{yn} 'nin arttığı, beton basınç dayanımı (f_c) arttıkça ϕ_{yn} 'nin azaldığı, eksenel yük oranı (P/P_o) genel olarak ϕ_{yn} 'yi belirgin şekilde etkilemediği ancak perde boyu $L_w=5m$ 'den daha kısa perdeler için perde boyu azaldıkça (P/P_o)'da meydana gelen artışın ϕ_{yn} 'yi arttırdığı görülmüştür.

Nihai şekil değiştirme anında;

- Beton birim kısalması (ε_{cu}) için; perde boyu (L_w) azaldıkça ε_{cu} 'nun arttığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranı $\rho_s=0.005$ seviyelerine kadar ε_{cu} 'yu arttırdığı ancak ρ_s arttıkça ε_{cu} 'nun azaldığı, eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça ε_{cu} 'nun $P/P_o=0.40$ seviyelerine kadar arttığı daha sonra belirgin bir düşüş olduğu görülmüştür.

- Çelik birim uzaması (ε_{su}) için; perde boyu (L_w) azaldıkça ε_{su} 'nun arttığı perde uç bölgesi sargı donatısı oranı (ρ_s) arttıkça ε_{su} 'nun arttığı, eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça ε_{su} 'nun azaldığı ancak özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş olduğu görülmüştür.

- Perde taban dönme açısı (θ_u) için; perde boyu (L_w) azaldıkça θ_u 'nun arttığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranı (ρ_s) arttıkça θ_u 'nun arttığı görülmüştür. Eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça θ_u 'nun belirli bir seviyeye kadar arttığı daha sonra azaldığı özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş olduğu, beton

basınç dayanımı (f_c) arttıkça θ_u 'nun arttığı ancak $f_c=50\text{MPa}$ seviyesinde azaldığı, perde uç bölgesi boyunca donatı oranı (ρ_b) arttıkça θ_u 'nun arttığı görülmüştür.

- Perde taban eğriliği (ϕ_u) için; perde boyu (L_w) azaldıkça ϕ_u 'nun arttığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranının (ρ_s) artması ϕ_u 'yu her bir perde boyu için kendi içinde arttırdığı ancak $L_w=2\text{m}$ ve $L_w=3\text{m}$ için bu artışın $\rho_s=0.010$ seviyesine kadar olduğu görülmüştür. Eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça ϕ_u 'nun azaldığı özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş olduğu, perde uç bölgesi boyunca donatı oranı (ρ_b) arttıkça ϕ_u 'nun arttığı görülmüştür.

- Kayma ötelenmesi (DR_{su}) için; perde boyu (L_w) arttıkça DR_{su} 'nun arttığı perde uç bölgesi sargı donatısı oranının (ρ_s) artması DR_{su} 'yu her bir perde boyu için kendi içinde arttırdığı ve eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça DR_{su} 'nun azaldığı görülmüştür.

- Eğilme ötelenmesi (DR_{fu}) için; perde boyu (L_w) azaldıkça DR_{fu} 'nun arttığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranının (ρ_s) artması DR_{fu} 'yu her bir perde boyu için kendi içinde arttırdığı görülmüştür. Eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça DR_{fu} 'nun azaldığı özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş olduğu, beton basınç dayanımı (f_c) arttıkça DR_{fu} 'nun arttığı ancak $f_c=50\text{MPa}$ seviyesinde azaldığı, donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça DR_{fu} 'nun arttığı, perde uç bölgesi boyunca donatı oranı (ρ_b) arttıkça DR_{fu} 'nun arttığı görülmüştür.

- Toplam ötelenme (DR_{tu}) için; perde boyu (L_w) azaldıkça DR_{tu} 'nun arttığı, perde uç bölgesi sargı donatısı oranının (ρ_s) artması DR_{tu} 'yu her bir perde boyu için kendi içinde arttırdığı görülmüştür. Eksenel yük oranı (P/P_o) arttıkça DR_{tu} 'nun azaldığı özellikle $P/P_o=0.40$ seviyesinde belirgin bir düşüş olduğu, beton basınç dayanımı (f_c) arttıkça DR_{tu} 'nun arttığı ancak $f_c=50\text{MPa}$ seviyesinde azaldığı, donatı çeliği akma gerilmesi (f_y) arttıkça DR_{tu} 'nun arttığı, perde uç bölgesi boyunca donatı oranı (ρ_b) arttıkça DR_{tu} 'nun arttığı görülmüştür.

Perde boyu (L_w), eksenel yük oranı (P/P_o) ve sargılama etkinliğini belirleyen etriye adım aralığının (s) perde şekil değiştirme kapasitesi üzerinde diğer parametrelere nazaran belirgin bir etkisi vardır. Nihai şekil değiştirme anında eksenel yük oranı $P/P_o=0.40$ seviyesi hasar ölçütlerinde ani azalmalara sebep olur.

2. Perde parametrelerine bağlı olarak gerçekleştirilen çok değişkenli regresyon analizlerinden elde edilen bağıntılar sonucunda:

- Bağıntıların elde edilmesinde etkili parametreler; perde boyu (L_w), eksenel yük oranı (P/P_o), perde uç bölgesinde sargı donatısı oranı (ρ_s), perde uç bölgesinde boyuna donatı oranı (ρ_b), normalize edilmiş kesme gerilmesi (v) ve içerisinde donatı çeliği akma gerilmesi (f_y), beton basınç dayanımı (f_c) ve perde yatay gövde donatısı oranını (ρ_{sh}) barındıran $\left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh}\right)$ 'dır.
- Bu parametrelerin her bir hasar ölçütü bağıntısında etkinliği değişmekle beraber nihai şekil değiştirme anında perde boyu (L_w) en etkili parametredir.

3. ASCE/SEI 41, Eurocode 8, DBYBHY (2007), taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) ve TBDY (2018) yönetmeliklerinde betonarme perde elmanlar için sınır durumlarının karşılaştırılması sonucunda:

- ASCE/SEI 41 incelemesi parametreler gruplandırılarak yapılmıştır. Eksenel yük oranı için yapılan gruplandırmada $P/P_o > 0.40$ olduğu durumdaki veriler için güvenilir sonuç vermiş ancak diğer durumlarda hem güvenilir hem de güvenilir olmayan sonuç vermiştir. Perde boyu için yapılan gruplandırmada $L_w = 2m$ durumundaki verilerin tamamına yakını için güvenilir sonuç verirken $L_w = 8m$ durumundaki verilerden birçoğu için güvenilir olmayan sonuç vermiştir. Beton basınç dayanımı (f_c) için yapılan gruplandırmada belirgin bir durum görülmemiştir. Perde uç bölgesi sargı donatısı oranı için yapılan gruplandırmada $\rho_s \leq 0.003$ olduğu verilerin birçoğu için güvenilir olmayan sonuç vermiştir.
- Eurocode 8 incelemesi parametreler gruplandırılarak yapılmıştır. Eksenel yük oranı $P/P_o > 0.40$ olduğu durumdaki verilerin tamamına yakını için güvenilir olmayan sonuç vermiştir. Perde boyu $L_w = 8m$ olan verilerin birçoğu için güvenilir olmayan sonuç vermiştir. Beton basınç dayanımı $f_c = 10MPa$ değerindeki verilerin büyük bir kısmında güvenilir olmayan sonuç vermiştir. Perde uç bölgesinde sargı donatısı oranı $\rho_s \leq 0.003$ olan verilerin tamamına yakını için güvenilir olmayan sonuç vermiştir.

- DBYBHY (2007) ve taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) yönetmeliklerinde birim şekil değiştirme hasar sınırları için performans değerlendirmesinde yönetmelikler yetersiz kalmıştır. Taslak olarak yayınlanan TBDY (2016) yönetmeliğinde yapılan iyileştirme etkili olmamış hala birçok veri için yönetmelik güvenilir olmayan sonuç vermiştir.
- TBDY (2018) yönetmeliğinde birim şekil değiştirme hasar sınırları için yapılan değişiklikler neticesinde yönetmelik çelik için daha iyi bir sonuç verirken beton için değişikliklerin yeterli olmadığı görülmüştür.

ASCE/SEI 41 ve Eurocode 8 yönetmeliklerinin her ikisi de perde boyu $L_w=8m$ olan perdeler için güvenilir olmayan sonuç vermişlerdir. Yönetmeliklerin $L_w=5m$ 'den daha uzun perdeler için yetersiz kaldığı söylenebilir.

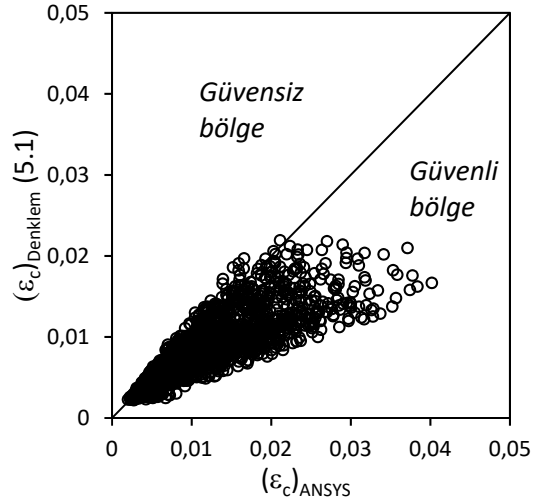
Bu çalışma kapsamında beton birim kısalması ve çelik birim uzaması için göçmenin önlenmesi performans düzeyinde kullanılması için aşağıdaki bağıntılar önerilmiştir.

$$(\varepsilon_c)_{GÖ} = (0.555) e^{-0.1602L_w} \rho_s^{0.4705} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.224} e^{-0.2415 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \nu^{-0.021} \rho_b^{0.0486} \quad (5.1)$$

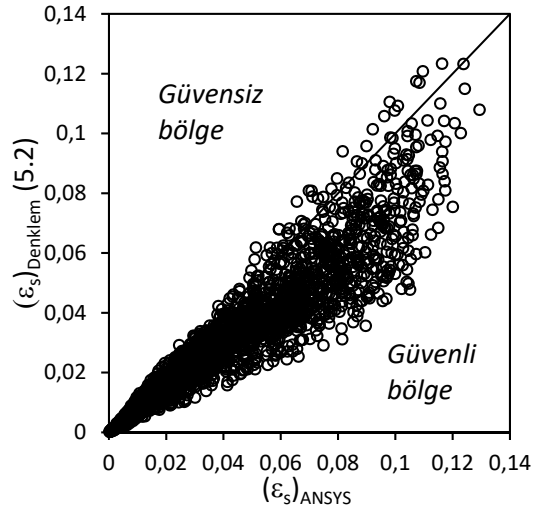
$$(\varepsilon_s)_{GÖ} = (2.981) e^{-4.8268 \left(\frac{P}{P_o} \right)} \rho_s^{0.4907} e^{-0.1604L_w} e^{-5.2505 \rho_b} \left(\frac{f_y}{f_c} \rho_{sh} \right)^{0.0993} e^{-0.3831 \nu} \quad (5.2)$$

Denklem (5.1) ile perdeler için önerilen göçmenin önlenmesi performans düzeyinde beton birim kısalmasının sonlu eleman hesap yöntemiyle belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması Şekil 5.1'de verilmektedir.

Denklem (5.2) ile perdeler için önerilen göçmenin önlenmesi performans düzeyinde çelik birim uzamasının sonlu eleman hesap yöntemiyle belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması Şekil 5.2'de verilmektedir.



Şekil 5.1 Denklem 5.1 ile perdeler için önerilen göçme sınır durumu beton basınç birim kısalmasının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.



Şekil 5.2 Denklem 5.1 ile perdeler için önerilen göçme sınır durumu çelik birim uzamasının hesaplamalar sonucu belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılması.

- Betonarme perdelerde eksenel yük oranı $P/P_o=0.40$ seviyesinin altında kalacak şekilde tasarımlar yapılmalıdır.
- Perde boyu 5 m'den daha uzun perdeler için detaylı incelemeler yapılmalıdır.

KAYNAKLAR

- Aktan, S. ve Kır aç, N. 2010. Betonarme binalarda perdelerin davranışa etkileri. Eskişehir Osmangazi Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi, 23 (1), 16-32.
- ASCE/SEI 41-13. 2013. Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings. American Society of Civil Engineers, 518, Reston, Virginia.
- Celep, Z. 2007. Betonarme sistemlerde doğrusal olmayan davranış: plastik mafsal kabulü ve zmlleme. Altıncı Ulusal Deprem Mühendisliği Konferansı, 16-20 Ekim, 1-14, İstanbul.
- Celep, Z. ve Gençoğlu, M. 2008. Deprem yönetmeliği 2007'de doğrusal olmayan zmlleme yöntemlerine basit rnekler. Betonarme Yapılar Semineri, 29 Mayıs, İstanbul Teknik Üniversitesi, 91-112, İstanbul.
- Comite' Euro-International Du Beton (CEB). 1996. RC elements under cyclic loading: state of the art report, London.
- olakoğlu, H. E. 2014. Dikdörtgen kesitli olmayan perdelerin davranışı ve tasarım esasları. Yüksek Lisans Tezi, Atatürk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, 177, Erzurum.
- DBYBHY. 2007. Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik. Bayındırlık ve İşkan Bakanlığı, 166, Ankara.
- Dhakal R.P. and Maekawa K. 2002. Modeling for postyield buckling of reinforcement. ASCE Journal of Structural Engineering, 128 (9), 1139-1147.
- Doğangn, A. 2012. Betonarme Yapıların Hesap ve Tasarımı. Birsen Yayınevi, 844, İstanbul.
- Eurocode 8. 2005. Design of Structures for Earthquake Resistance-Part 3: Assessment and Retrofitting of Buildings. Comit Européen de Normalisation, 89, Brussels, Belgium.
- FEMA 356. 2000. Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings. Federal Emergency Management Agency, Washington, D.C..
- Hamburger, R.O. 1997. A framework for performance-based earthquake resistive design. EERC-CUREe Symposium in Honor of Vitelmo V. Bertero, Berkeley, California.
- İşiltan, . 2010. Betonarme kolonlar için DBYBHY 2007, Eurocode 8 ve FEMA 356 ile yapılan performans değerlendirmelerinin deney sonuçlarıyla karşılaştırılması. Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, 159, İstanbul.
- İlki, A. ve Kumbasar, N. 2001. Sargılı beton için mevcut modellerin deneysel verilerle karşılaştırılması. İMO Teknik Dergi, Yazı 165, 2419-2433, Ankara.
- Jiang, H., Wang, B. and Lu, X. 2013. Experimental study on damage behavior of reinforced concrete shear walls subjected to cyclic loads. Journal of Earthquake Engineering, 17 (7), 958-971.
- Jiang, H., Ying, Y. and Wang, B. 2011. Experimental investigation on damage behavior of RC shear walls. Advanced Materials Research, 250-253, 2407-2411.
- Kadaş, K., Yakut, A. and Kazaz, İ. 2011. Ground motion intensity based on capacity and period elongation. ASCE Journal of Structural Engineering 137(3), 401-409.
- Kaltakcı, M.Y., Kken, A. ve Yılmaz, .S. 2006. Eksenel yk altındaki elik lifli ve lifsiz etriyeli betonarme kolonların davranışının deneysel ve analitik olarak incelenmesi. DE Mühendislik Fakültesi Fen ve Mühendislik Dergisi, 8 (1), 65-85.

- Kazaz, İ. 2010. Dynamic characteristics and performance assessment of reinforced concrete structural walls. PhD Thesis, The Graduate School of Natural and Applied Sciences of Middle East Technical University, 379, Ankara.
- Kazaz, İ. 2011. Finite element analysis of shear-critical reinforced concrete walls. *Computers and Concrete*, 8 (2), 143-162.
- Kazaz, İ. ve Gülkan, P. 2012. Süneklik düzeyi yüksek betonarme perdelerdeki hasar sınırları. *İMO Teknik Dergi*, Yazı 387, 6113-6140.
- Kazaz, İ., Gülkan, P. and Yakut A. 2012. Performance limits for structural walls: an analytical perspective. *Engineering Structures*, 43, 105-119.
- Kazaz, İ., Yakut, A. and Gülkan, P. 2006. Numerical simulation of dynamic shear wall tests: A Benchmark Study. *Computers and Structures*, 84 (8), 549-562.
- Kent, D.C. and Park, R. 1971. Flexural members with confined concrete. *ASCE Journal of Structural Engineering*, 97 (ST7), 1969-1990.
- Mander, J.B., Priestley, M.J.N. and Park, R. 1988. Observed stress-strain behaviour of confined concrete. *ASCE Journal of Structural Engineering*, 114 (8), 1827-1849.
- Özkan, A. 2005. Düşey taşıyıcı elemanlarda betonarme perde davranışının incelenmesi. Yüksek Lisans Tezi, Balıkesir Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, 83, Balıkesir.
- Öztürk, T. 2005. Betonarme binalarda deprem perdelerinin yerleşimi ve tasarımı. İMO İstanbul Şubesi İlkbahar-Yaz Dönemi Mesleki Eğitim Kursları, İstanbul.
- Priestley, M.J.N., Calvi, G.M. and Kowalsky M.J. 2007. *Displacement-Based Seismic Design of Structures*. IUSS Press, 670, Pavia, Italy.
- Rama Rao, G.V., Gopalakrishnan, N., Jaya, K.P., Muthumani, K., Reddy, G.R. and Parulekar, Y.M. 2014. Studies on nonlinear behavior of shear walls of medium aspect ratio under monotonic and cyclic loading. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 30 (1):04014201.
- Saatcioglu, M. and Razvi, S.R. 1992. Strength and ductility of confined concrete. *ASCE Journal of Structural Engineering*, 118 (6), 1590-1607.
- Sheikh, S.A. and Üzümeri, S.M. 1980. Strength and Ductility of Tied Concrete Columns. *ASCE Journal of the Structural Division*, 106 (5), 1079-1102.
- Sheikh, S.A. and Üzümeri, S.M. 1982. Analytical model for concrete confinement in tied columns. *ASCE Journal of the Structural Division*, 108 (12), 2703-2722.
- Sivri, M. 2011. Betonarme güçlendirme perdelerinin doğrusal olmayan davranışının sonlu elemanlar yöntemiyle incelenmesi. Doktora Tezi, Süleyman Demirel Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, 149, Isparta.
- 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, 1957-1965.
- TBDY (Taslak). 2016. Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği. Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı, 360, Ankara.
- TBDY. 2018. Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği. Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı, 395, Ankara.
- Willam, K.J. and Warnke, E.D. 1975. Constitutive model for the triaxial behavior of concrete. *Intl. Assoc. Bridge Struct. Eng. Proc.*, 19, 174-203.
- Xu, N., Xu, B., Zeng, X., Jiang, Z. and Chen, J. 2010. Dynamic load-displacement behavior of RC shear walls under different loading rates: tests and simulations. *Advanced Materials Research*, 163-167, 1780-1785.
- Zhang, Y. and Wang, Z. 2000. Seismic behavior of reinforced concrete shear walls subjected to high axial loading. *ACI Structural Journal*, 97 (5), 739-750.

ÖZGEÇMİŞ

Kişisel Bilgiler

İsim-Soy isim : Mahinur SERTKAYA
Uyruğu : Türk (TC)
Doğum Tarihi ve Yeri : 17.09.1990 - Erzurum
Medeni Hali : Bekâr
Telefon : +90 (534) 284 2729
e-mail : mahinursertkaya@gmail.com

Eğitim

Derece	Üniversite	Mezuniyet Yılı
Yüksek Lisans	Erzurum Teknik Üniversitesi	2018
Lisans	Atatürk Üniversitesi	2013
Lise	Erzurum Lisesi	2009

Çalıştığı Kurum/Kurumlar ve Yıl

Atatürk Üniversitesi Deprem Araştırma Merkezi (Akitli Öğrenci) 10/2013 - 08/2015