T.C.

YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ

FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

BOŞLUKLU YIĞMA DUVARLARIN ELASTİK-PLASTİK ANALİZİ

Metin KARSLIOĞLU

DOKTORA TEZİ

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Yapı Programı

Danışman

Prof. Dr. Bilge DORAN

Ağustos, 2023

T.C.

YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ

FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

BOŞLUKLU YIĞMA DUVARLARIN ELASTİK-PLASTİK ANALİZİ

Metin KARSLIOĞLU tarafından hazırlanan tez çalışması 24.08.2023 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, Yapı Programı **DOKTORA TEZİ** olarak kabul edilmiştir.

Prof. Dr. Bilge DORAN
Yıldız Teknik Üniversitesi
Danışman

Jüri Üyeleri

Prof. Dr. Bilge DORAN, Danışman
Yıldız Teknik Üniversitesi _____

Prof. Dr. Yusuf AYVAZ, Üye
Yıldız Teknik Üniversitesi _____

Prof. Dr. Bülent AKBAŞ, Üye
Gebze Teknik Üniversitesi _____

Doç. Dr. Sema ALACALI, Üye
Yıldız Teknik Üniversitesi _____

Prof. Dr. Tülay AKSU ÖZKUL, Üye
İstanbul Teknik Üniversitesi _____

Danışmanım Prof. Dr. Bilge DORAN sorumluluğunda tarafımca hazırlanan "Boşluklu Yığma Duvarların Elastik-Plastik Analizi" başlıklı çalışmada veri toplama ve veri kullanımında gerekli yasal izinleri aldığımı, diğer kaynaklardan aldığım bilgileri ana metin ve referanslarda eksiksiz gösterdiğimi, araştırma verilerine ve sonuçlarına ilişkin çarpıtma ve/veya sahtecilik yapmadığımı, çalışmam süresince bilimsel araştırma ve etik ilkelerine uygun davrandığımı beyan ederim. Beyanımın aksinin ispatı halinde her türlü yasal sonucu kabul ederim.

Metin KARSLIOĞLU

İmza

Bu çalışma, “Yıldız Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Proje Koordinatörlüğü’nün FDK-2019-3675” numaralı projesi ile desteklenmiştir.



Aileme

TEŞEKKÜR

Bu tez çalışmasının her aşamasında bilgi, öneri ve derin tecrübesinden yararlandığım, yardım ve katkılarını hiçbir zaman eksik etmeyen değerli danışmamın Sayın Prof. Dr. Bilge DORAN'a en derin teşekkürlerimi sunarım.

Tezimin gelişme süreci boyunca değerli yorum ve katkılarıyla beni yönlendiren Prof. Dr. Yusuf AYVAZ ve Prof. Dr. Bülent AKBAŞ'a, çalışmanın deneysel kısmında desteklerini esirgemeyen Prof. Dr. Nabi YÜZER ve Dr. Öğr. Üyesi Serhan ULUKAYA'ya, tezimin gelişiminde değerli katkılarıyla bana yol gösteren Doç. Dr. Sema ALACALI'ya ve Abaqus v6.14 yazılımının kullanımına olanak sağlayan Doç. Dr. Cüneyt VATANSEVER'e teşekkür ederim.

Bu çalışmanın yapılmasında, "Boşluklu Yığma Duvarların Elastik-Plastik Analizi" adlı FDK-2019-3675 numaralı projeyi destekleyerek katkıda bulunan Yıldız Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Proje Koordinatörlüğü'ne teşekkür ederim.

Tez çalışmamım her aşamasında desteğini hiç esirgemeyen değerli çalışma arkadaşım Arş. Gör. Dr. Zeynep ÜNSAL ASLAN'a sonsuz şükranlarımı sunarım. Tez çalışmamın en zor kısımlarında yanımda olan, her durumda bana güç ve destek veren Arş. Gör. Emine ÖZDOĞRU'ya tüm kalbimle sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Bu günlere gelmemde desteklerini hiçbir zaman esirgemeyen, başta annem, babam ve tüm aileme sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Ağustos, 2023

Metin KARSLIOĞLU

İÇİNDEKİLER

SİMGE LİSTESİ viii
KISALTMA LİSTESİ xii
ŞEKİL LİSTESİ xiii
TABLO LİSTESİ xvii
ÖZET xviii
ABSTRACT xx
1 GİRİŞ 1
1.1 Literatür Özeti 1
1.2 Tezin Amacı 39
1.3 Hipotez 40
2 YIĞMA YAPILAR HAKKINDA GENEL BİLGİ 42
2.1 Yığma Yapılarda Kullanılan Malzemeler 43
2.2 Yığma Duvar Tipleri 44
2.3 Yığma Duvarların Mekanik Davranışı 46
3 SAYISAL ANALİZ YÖNTEMİ VE BÜNYE MODELLERİ 63
3.1 Sonlu Elemanlar Yöntemi 63
3.2 Yığma Duvarlarda Sayısal Modelleme Teknikleri 68
3.3 Bünye Modelleri 70
4 YIĞMA DUVARLARIN ÜÇ BOYUTLU DOĞRUSAL OLMAYAN ANALİZİ 78
4.1 Elastoplastik Hasar Modeli 78
4.2 Kohezif Bölge Modeli 84
4.3 Sayısal İrdelemeler 86
5 PARAMETRİK ÇALIŞMA 114
5.1 Çalışmada Kullanılan Parametreler 114
5.2 Sayısal Analiz ve Sonuçlar 118
5.3 Parametrik Çalışmaya ait Değerlendirmeler 119
6 ANALİTİK ÇALIŞMA 132
6.1 Yığma Duvarların Tepe Yer Değiştirme Oranı İçin Önerilen Bağıntılar 132
6.2 Boşluklu Yığma Duvarların Tepe Yer Değiştirme Oranı için Geliştirilen Model 139
6.3 Önerilen Ampirik Modele ait Değerlendirmeler 145
7 SONUÇ VE ÖNERİLER 151

KAYNAKÇA **158**
A EK **183**
TEZDEN ÜRETİLMİŞ YAYINLAR **207**

SİMGE LİSTESİ

f_i	Akma Fonksiyonu
k	Akma Gerilmesi
ε_c	Basınç Birim Şekil Değiştirmesi
σ_c	Basınç Gerilmesi
d_c	Basınç Hasar Parametresi
G_c	Basınç Yüklemesi Altında Kırılma Enerjisi
$\tilde{\varepsilon}_c^{pl}$	Basınç Plastik Şekil Değiştirmesi
E_0	Başlangıç Elastisite Modülü
σ_{b0}	Betonun İki Eksenli Yükleme Altındaki Basınç Dayanımı
σ_{c0}	Betonun Tek Eksenli Yükleme Altındaki Basınç Dayanımı
δ_{ij}	Birim Tansör
G_S	Birinci ve İkinci Kayma Doğrultusundaki Toplam Kırılma Enerjisi
ε_s^0	Birinci Kayma Doğrultusunda Hasarın Başladığı Birim Şekil Değiştirme Değeri
t_s^0	Birinci Kayma Doğrultusunda Hasarın Başladığı Nominal Yüzey Gerilmesi
G_s^c	Birinci Kayma Doğrultusunda Hasarın Meydana Geldiği Kritik Kırılma Enerjisi
G_s	Birinci Kayma Doğrultusundaki Kırılma Enerjisi
t_s	Birinci Kayma Gerilmesi
ε_t^{ck}	Çatlama Birim Şekil Değiştirmesi
ε_t	Çekme Birim Şekil Değiştirmesi
σ_t	Çekme Gerilmesi
d_t	Çekme Hasar Parametresi
ε_c^{in}	Çekme İnelastik Birim Şekil Değiştirmesi
$\tilde{\varepsilon}_t^{pl}$	Çekme Plastik Şekil Değiştirmesi
G_f	Çekme Yüklemesi Altında Kırılma Enerjisi
X_i	Deneysel Veri
$\overline{X}$	Deneysel Veri Ortalaması
S_{ij}	Deviyatör Tansörü
J_2	Deviyatör Tansörünün İkinci İnvaryantı
J_3	Deviyatör Tansörünün Üçüncü İnvaryantı

ξ	Doğal Koordinat Sistemi Bileşeni
η	Doğal Koordinat Sistemi Bileşeni
T	Duvarın Genişliği
u	Düğüm Noktalarının X Doğrultusundaki Yer Değiştirmeleri
v	Düğüm Noktalarının Y Doğrultusundaki Yer Değiştirmeleri
$\bar{\rho}$	Efektif Hidrostatik Basınç Gerilmesi
$\hat{\bar{\sigma}}_{max}$	Efektif Maksimum Asal Gerilme
ϵ	Eksantrisite
σ	Eksenel (Normal) Gerilme
ε	Eksenel Birim Şekil Değiştirme
σ_{t0}	Eksenel Çekmede Kırılma Anındaki Çekme Gerilmesi
n	Eksenel Yük Oranı
K	Elastik Rijitlik Matrisi
K_{ij}	Elastik Rijitlik Matrisi Bileşenleri
E	Elastisite Modülü
$\bar{q}$	Eşdeğer von Mises Efektif Gerilmesi
ψ	Genleşme (Dilatasyon) Açısı
I_1	Gerilme Tansörünün Birinci İnvaryantı
δ_{NC}	Göçmenin Önlenmesi Yer Değiştirme Değeri
f_{mr}	Harcın Basınç Dayanımı
E_{mr}	Harcın Elastisite Modülü
v_m	Harcın Poisson Oranı
l_{cr}	Hasar Alan Bölgenin Genişliği
h_{cr}	Hasar Alan Bölgenin Yüksekliği
φ_0	İçsel Sürtünme Açısı
ε_t^0	İkinci Kayma Doğrultusunda Hasarın Başladığı Birim Şekil Değiştirme Değeri
t_t^0	İkinci Kayma Doğrultusunda Hasarın Başladığı Nominal Yüzey Gerilmesi
G_t^c	İkinci Kayma Doğrultusunda Hasarın Meydana Geldiği Kritik Kırılma Enerjisi
G_t	İkinci Kayma Doğrultusundaki Kırılma Enerjisi
t_t	İkinci Kayma Gerilmesi
V_{cr}	İlk Çatlağın Oluştuğu Yük
H_0	Kesme Açıklığı
γ	Kesme Birim Şekil Değiştirmesi

δ_s	Kayma Doğrultusundaki Birinci Yer Değiştirme
δ_t	Kayma Doğrultusundaki İkinci Yer Değiştirme
τ	Kayma Gerilmesi
c	Kohezyon
r	Korelasyon Katsayısı
p_{ij}	Küresel (Hidrostatik) Gerilme Tansörü
ε_u	Maksimum Basınç Birim Şekil Değiştirmesi
σ_1	Maksimum Gerilme
δ_u	Maksimum Yer Değiştirme
V_u	Maksimum Yer Değiştirmeye Karşılık Gelen Yük
V_{max}	Maksimum Yük
δ_{max}	Maksimum Yüke Karşılık Gelen Yer Değiştirme
K	Malzeme Sabiti
α	Malzeme Sabiti
β	Malzeme Sabiti
σ_3	Minimum Gerilme
G_f^{II}	Mod II Kırılma Enerjisi
t	Nominal Yüzey Gerilme Vektörü
G_n	Normal Doğrultudaki Kırılma Enerjisi
ε_n^0	Normal Doğrultusunda Hasarın Başladığı Birim Şekil Değiştirme Değeri
t_n^0	Normal Doğrultusunda Hasarın Başladığı Nominal Yüzey Gerilmesi
G_n^c	Normal Doğrultusunda Hasarın Meydana Geldiği Kritik Kırılma Enerjisi
δ_n	Normal Doğrultusundaki Yer Değiştirme
t_n	Normal Gerilme
σ_m	Ortalama Normal Gerilme
Y_i	Önerilen Model Verisi
Y	Önerilen Model Veri Ortalaması
$\varepsilon^{\rho l}$	Plastik Birim Şekil Değiştirme
H_{ref}	Referans Duvar Yüksekliği
δ_{SD}	Sınır Durumu Yer Değiştirme Değeri
N	Şekil Fonksiyonu
θ	Tepe Yer Değiştirmesi Oranı (Kayma Açısı)
G_T	Toplam Kırılma Enerjisi

G^C	Toplam Kritik Kırılma Enerjisi
v_b	Tuğlanın Poisson Oranı
μ	Viskozite
$\varepsilon_v^{\rho l}$	Viskoplastik Birim Şekil Değiştirme
δ	Yer Değiştirme
$f_m{}'$	Yığmanın Basınç Dayanımı
f_{bl}	Yığma Birimin Basınç Dayanımı
E_b	Yığma Birimin Elastisite Modülü
h_{bl}	Yığma Birimin Yüksekliği
L_B	Yığma Duvar Boşluk Genişliği
H_B	Yığma Duvar Boşluk Yüksekliği
L	Yığma Duvar Genişliği
H	Yığma Duvar Yüksekliği
η_m	Yığma Yapı İçinde Harcın Hacimsel Oranı
η_b	Yığma Yapı İçinde Tuğlanın Hacimsel Oranı
E_m	Yığma Yapının Elastisite Modülü
$\vec{p}$	Yük Vektörü

KISALTMA LİSTESİ

M	Aritmetik Ortalama
WOR	Boşluklu Duvar
WR	Boşluksuz Duvar
CSA	Canadian Standard Association
PEEQT	Çekme Eşdeğer Plastik Birim Şekil Değiştirme Dağılımı
PEEQ	Eşdeğer Plastik Birim Şekil Değiştirme Dağılımı
EC8	Eurocode 8
FEMA	Federal Emergency Management Agency
IBC	International Building Code
LVDT	Lineer Değişken Diferansiyel Transformatör
MSJC	Masonry Standards Joint Committee
NZSEE	New Zealand Society for Earthquake Engineering
SD	Standart Sapma
TBDY	Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği
CoV	Varyasyon Katsayısı

ŞEKİL LİSTESİ

Şekil 1.1 Van depreminde köşe birleşiminden hasar almış yığma bir yapı [2]. 2

Şekil 1.2 2020 Elazığ depreminde hasar almış bir yığma yapı [4] 3

Şekil 2.1 Donatısız yığma duvarın şematik gösterimi 45

Şekil 2.2 Donatılı yığma duvarın şematik gösterimi 45

Şekil 2.3 Yığmanın basınç etkisinde tipik gerilme-birim şekil değiştirme davranışı 47

Şekil 2.4 Tek eksenli basınç etkisinde yığma duvarda oluşan çatlak şekilleri 47

Şekil 2.5 Yatay derzlere paralel uygulanan çekme etkisinde yığmanın tipik gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri [159] 51

Şekil 2.6 Tek eksenli çekme kuvveti etkisinde yığma prizmanın göçme modları 52

Şekil 2.7 Farklı doğrultularda iki eksenli çekme kuvveti etkisinde yığma prizmanın davranışı [160], [161] 53

Şekil 2.8 Basınç-çekme kuvveti etkisinde yığma prizmada oluşan çatlak/göçme şekilleri 53

Şekil 2.9 İki eksenli basınç etkisinde yığma prizmada oluşan çatlak şekli 53

Şekil 2.10 Arayüz göçme modları (a) Mod-I, (b) Mod-II ve (c) Mod-III 54

Şekil 2.11 Çekme etkisinde yığmanın deneysel gerilme-çatlak yer değiştirme eğrisi [160], [161] 55

Şekil 2.12 Çekme etkisinde yığma birim-harç arayüzünde oluşan net bağ yüzey alanı [166] 56

Şekil 2.13 Van der Plujim testi [165] (a) test numunesi (b) test boyunca numuneye uygulanan yükler 57

Şekil 2.14 Yığmanın kesme etkisinde davranışı ve farklı eksenel yük seviyeleri için bağ dayanımı [165] 57

Şekil 2.15 Yarı gevrek malzemelerin (a) tek eksenli çekme (b) tek eksenli basınç (c) kesme yüklemeleri altındaki davranışları 58

Şekil 2.16 Tuğla-harç birleşim bölgesinin göçme modları 60

Şekil 2.17 Yığma duvarların düzlem içi göçme modları 61

Şekil 2.18 Yığma duvarlarda düzlem içi yükleme sonucunda oluşan göçme modları 62

Şekil 3.1 Aynı sistemin farklı boyutlarda sonlu eleman ağına bölümü (a) sıkı (fine) ağ, (b) kaba (coarse) ağ 64

Şekil 3.2 Üç eksenli gerilme hali [172] 65

Şekil 3.3 Bir boyutlu elemanlar [43] 65

Şekil 3.4 Çubuk sistemler [173] 65

Şekil 3.5 Kalınlıkları ihmal edilen yüzeysel elemanlar [173] 66

Şekil 3.6 İki boyutlu eleman örnekleri a) İki boyutlu elemanlar [43] b) İki boyutlu üçgen ve dörtgen elemanlarda yer değiştirmeler 66

Şekil 3.7 Üç boyutlu elemanlar [43] 67

Şekil 3.8 Modelleme yaklaşımları 69

Şekil 3.9 Yükleme ve boşaltma durumlarında akma yüzeyi [176] 71

Şekil 3.10 Tresca ve von Mises akma yüzeyleri [182] 73

Şekil 3.11 π düzleminde von Mises ve Tresca kriterlerinin gösterimi [183] 75

Şekil 3.12 Coulomb kırılma kriterinin Mohr gerilme düzleminde gösterimi [183] 76

Şekil 3.13 Mohr- Coulomb ve Drucker-Prager modellerinin akma kriterleri [184] 77

Şekil 3.14 Mohr- Coulomb ve Drucker-Prager akma yüzeyleri [183] 77

Şekil 4.1 Gerilme-şekil değiştirme ilişkileri (a) çekme, (b) basınç [43] 79

Şekil 4.2 Gerilme düzleminde akma yüzeyi [43] 81

Şekil 4.3 Deviyatorik düzlemde akma yüzeyi [43] 82

Şekil 4.4 Drucker-Prager hiperbolik plastik akma potansiyeli [43] 82

Şekil 4.5 Yüzey gerilmesi-ayrılma (açılma) ilişkisi 84

Şekil 4.6 WR ve WOR duvarlarının geometrik özellikleri 88

Şekil 4.7 Basınç etkisinde tuğla ve harcın gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri [209] 89

Şekil 4.8 Deney düzeneği ve ölçüm aletlerinin yerleşimi 90

Şekil 4.9 Dolu duvarda oluşan çatlak şekli 91

Şekil 4.10 Boşluklu duvarda oluşan çatlak şekli 91

Şekil 4.11 WR ve WOR duvarlarının yatay yük-yer değiştirme eğrileri 92

Şekil 4.12 Sayısal modellerin sınır/yükleme koşulları ve sonlu eleman ağı detayları 93

Şekil 4.13 Dilatasyon açısının yatay yük-yer değiştirme davranışına etkisi 96

Şekil 4.14 Viskozitenin yatay yük-yer değiştirme davranışına etkisi 96

Şekil 4.15 Yatay yük-yer değiştirme eğrisinde kontrol noktaları 99

Şekil 4.16 WR ve WOR duvarlarının deneysel ve sayısal yük-yer değiştirme eğrileri (makro modelleme) 100

Şekil 4.17 WR ve WOR duvarlarının deneysel ve sayısal yük-yer değiştirme eğrileri (detaylı mikro modelleme) 103

Şekil 4.18 WR duvarının deneysel çatlak gelişimi ve detaylı mikro modelleme sonucu elde edilen maksimum asal birim şekil değiştirme dağılımının karşılaştırması (C noktası) 104

Şekil 4.19 WOR duvarının deneysel çatlak gelişimi ve detaylı mikro modelleme sonucu elde edilen maksimum asal birim şekil değiştirme dağılımının karşılaştırması (C noktası) 106

Şekil 4.20 WR ve WOR duvarlarının analizin sonlandırıldığı noktadaki şekil değiştirme durumları (10 kat büyütme) 108

Şekil 4.21 WR ve WOR duvarlarının deneysel ve sayısal yük-yer değiştirme eğrilerinin karşılaştırması..... 110

Şekil 4.22 Sonlu eleman modellerinin sınır koşulları ve sonlu eleman ağı detayları 111

Şekil 4.23 Deneysel ve sayısal yük-yer değiştirme eğrilerinin karşılaştırması ... 113

Şekil 5.1 Parametrik çalışmada kullanılan parametreler 115

Şekil 5.2 H/L=0,50 için oluşturulan duvar modelleri 115

Şekil 5.3 H/L=0,75 için oluşturulan duvar modelleri 115

Şekil 5.4 H/L=1,00 için oluşturulan duvar modelleri 116

Şekil 5.5 H/L=1,50 için oluşturulan duvar modelleri 116

Şekil 5.6 H/L=2,00 için oluşturulan duvar modelleri 117

Şekil 5.7 Düzlem içi yükler altında yığma duvarın genel davranışı [226] 118

Şekil 5.8 Yük-yer değiştirme eğrisinin idealleştirilmesi 119

Şekil 5.9 H/L=0,50 için maksimum yükün %80'ine düştüğü durumda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri..... 120

Şekil 5.10 H/L=0,75 için maksimum yükün %80'ine düştüğü durumda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri..... 120

Şekil 5.11 H/L=1,00 için maksimum yükün %80'ine düştüğü durumda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri..... 121

Şekil 5.12 H/L=1,50 için maksimum yükün %80'ine düştüğü durumda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri..... 121

Şekil 5.13 H/L=2,00 için maksimum yükün %80'ine düştüğü durumda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri..... 122

Şekil 5.14 H/L=0,50 için boşluk oranı değişimine göre yük-yer değiştirme eğrileri 123

Şekil 5.15 H/L=0,75 için boşluk oranı değişimine göre yük-yer değiştirme eğrileri 123

Şekil 5.16 H/L=1,00 için boşluk oranı değişimine göre yük-yer değiştirme eğrileri 124

Şekil 5.17 H/L=1,50 için boşluk oranı değişimine göre yük-yer değiştirme eğrileri 124

Şekil 5.18 H/L=2,00 için boşluk oranı değişimine göre yük-yer değiştirme eğrileri 125

Şekil 5.19 %15 boşluk oranı için boşluk şekline göre yük-yer değiştirme eğrileri 126

Şekil 5.20 %20 boşluk oranı için boşluk şekline göre yük-yer değiştirme eğrileri 127

Şekil 5.21 %25 boşluk oranı için boşluk şekline göre yük-yer değiştirme eğrileri 128

Şekil 5.22 H/L=0,50 için farklı eksenel yük oranları altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri 129

Şekil 5.23 H/L=0,75 için farklı eksenel yük oranları altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri 129

Şekil 5.24 H/L=1,00 için farklı eksenel yük oranları altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri 130

Şekil 5.25 H/L=1,50 için farklı eksenel yük oranları altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri 130

Şekil 5.26 H/L=2,00 için farklı eksenel yük oranları altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri 131

Şekil 6.1 Donatısız yığma duvarda oluşan göçme mekanizmaları ve şematik yük-yer değiştirme ilişkisi [11] 134

Şekil 6.2 Önerilen bağıntı ile sayısal analiz sonuçlarının karşılaştırması 142

Şekil 6.3 Önerilen bağıntı ile sayısal analiz sonuçlarının karşılaştırması 143

Şekil 6.4 Önerilen bağıntı ile sayısal analiz sonuçlarının karşılaştırması 143

Şekil 6.5 Önerilen bağıntı ile sayısal analiz sonuçlarının karşılaştırması 144

Şekil 6.6 Önerilen bağıntı ile sayısal analiz sonuçlarının karşılaştırması 144

Şekil 6.7 Bağıntıların R^2 ve CoV değerlerinin karşılaştırılması ($H/L \leq 1$)..... 146

Şekil 6.8 Bağıntıların R^2 ve CoV değerlerinin karşılaştırılması ($H/L > 1$)..... 146

Şekil 6.9 Önerilen model ile diğer bağıntıların karşılaştırması (H/L=0,5)..... 147

Şekil 6.10 Önerilen model ile diğer bağıntıların karşılaştırması (H/L=0,75)..... 148

Şekil 6.11 Önerilen model ile diğer bağıntıların karşılaştırması (H/L=1,00)..... 148

Şekil 6.12 Önerilen model ile diğer bağıntıların karşılaştırması (H/L=1,50)..... 149

Şekil 6.13 Önerilen model ile diğer bağıntıların karşılaştırması (H/L=2,00)..... 149

TABLO LİSTESİ

Tablo 2.1 Yığma duvarın basınç dayanımı için mevcut bağıntılar 48

Tablo 2.2 Eksenel basınç etkisinde yığma duvarın elastisite modülünü belirlemek için önerilen bağıntılar 50

Tablo 4.1 Beton Elastoplastik Hasar Modelinin parametrelerine ait değerler 83

Tablo 4.2 Harcın sertleşmiş hal özellikleri [215] 88

Tablo 4.3 Tuğlanın mekanik özellikleri [215] 89

Tablo 4.4 Boşluklu ve dolu duvar test sonuçları 92

Tablo 4.5 Makro modelde kullanılan mekanik parametreler 95

Tablo 4.6 Mikro modellemede kullanılan parametreler 98

Tablo 4.7 WR duvarı için sayısal çıktılar (makro modelleme) 101

Tablo 4.8 WOR duvarı için sayısal çıktılar (makro modelleme) 102

Tablo 4.9 WR duvarı için sayısal çıktılar (detaylı mikro modelleme) 105

Tablo 4.10 WOR duvarı için sayısal çıktılar (detaylı mikro modelleme) 107

Tablo 4.11 Deney ve sayısal analiz sonuçları 109

Tablo 4.12 Makro ve mikro modelleme için toplam analiz süreleri 109

Tablo 4.13 Makro modelde kullanılan mekanik parametreler 112

Tablo 6.1 Tepe yer değiştirme oranı için sınır değerler (%) 133

Tablo 6.2 Donatısız yığma duvarların tepe yer değiştirme oranı için literatürde dikkate alınan farklı parametreler [231] 135

Tablo 6.3 Doğrusal olmayan regresyon analizi için değişkenlerin istatistiki çıktıları 140

Tablo 6.4 Regresyon analizinde kullanılan parametrelerin korelasyon matrisi .. 141

ÖZET

Boşluklu Yığma Duvarların Elastik-Plastik Analizi

Metin KARSLIOĞLU

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Yapı Programı

Doktora Tezi

Danışman: Prof. Dr. Bilge DORAN

Bu tez çalışması kapsamında, boşluklu donatısız yığma duvarların düzlem içi davranışı ve yatay yer değiştirme kabiliyeti deneysel, sayısal ve analitik olarak incelenmiştir.

Boşluklu yığma duvarlarda çerçeve oranının, boşluk oranının, boşluk geometrisinin ve eksenel yük seviyesinin yatay yük-yer değiştirme kabiliyetine olan etkisini parametrik olarak irdeleyebilmek için, uygun ve pratik bir sayısal/bünyesel modelleme tekniği belirlemek üzere çalışmalar yapılmıştır. Düzlem içi yükler etkisinde donatısız yığma duvarların üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu elemanlar analizleri ABAQUS yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Kullanılan modelleme tekniklerinin doğruluğu, doktora tez çalışması kapsamında yapılan deneysel çalışmanın sonuçlarıyla kalibre edilmiştir. Farklı modelleme yaklaşımlarının kullanıldığı analizler sonucunda elde edilen yatay yük-yer değiştirme eğrileri ve göçme mekanizmaları deneysel sonuçlar ile karşılaştırmalı olarak incelenmiştir.

Sayısal modelin kalibrasyonu sağlandıktan sonra boşluk oranının, boşluk geometrisinin ve eksenel yük seviyesinin yatay yük-yer değiştirme kabiliyetine olan etkisi parametrik olarak incelenmiş ve elde edilen veriler doğrultusunda

donatısız boşluklu yığma duvarların tepe yer değiştirme oranını (kayma açısı) tahmin eden bir bağıntı önerilmiştir. Önerilen bağıntı ile elde edilen sonuçlar mevcut yönetmeliklerdeki ve araştırmacıların geliştirmiş olduğu bağıntıların sonuçları ile karşılaştırmalı olarak incelenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Donatısız yığma duvar, sonlu elemanlar yöntemi, sayısal modelleme, analitik model.

ABSTRACT

Elastic-Plastic Analysis of Masonry Walls with Openings

Metin KARSLIOĞLU

Department of Civil Engineering

Doctor of Philosophy Thesis

Supervisor: Prof. Dr. Bilge DORAN

In this thesis, the in-plane behavior and displacement capacity of the unreinforced masonry walls with opening were investigated experimentally, numerically and analytically.

In order to parametrically examine the effect of aspect ratio, opening ratio, geometric shape of the opening and axial load ratio on the horizontal load-displacement capability in masonry walls with opening, studies have been carried out to determine an appropriate and practical numerical/constitutive modeling technique. Three dimensional nonlinear finite element analysis of unreinforced masonry walls under in-plane loads was performed using ABAQUS software. The accuracy of the modeling techniques used in this study is validated with the experimental results obtained within the scope of this thesis. The horizontal load-displacement curves and failure mechanisms obtained from the analysis using different modeling approaches are compared with the experimental results.

After the calibration of the numerical model, opening ratio, geometric shape of the opening and axial load ratio effects on the horizontal displacement capacity was examined parametrically. In line with the obtained data, an empirical equation is proposed to predict the drift ratio of the unreinforced masonry walls with opening. The results obtained from the proposed equation were compared with the results of

the equations in the existing codes and the equations developed by the other researchers.

Keywords: Unreinforced masonry wall, finite element method, numerical modeling, analytical model.

1
GİRİŞ

1.1 Literatür Özeti

Ülkemizin özellikle kırsal kesimlerindeki yapı stoğunun büyük bir bölümünü yığma yapılar oluşturur. Kolay ulaşılabilir bir malzeme olması ve maliyet açısından daha uygun olması nedeniyle kırsal bölgelerimizde daha yoğunluklu olarak yığma yapı tercih edilmiştir. Türkiye İstatistik Kurumu verilerine göre Türkiye nüfusunun %17,3'ü kırsal yerleşim bölgelerindeki yapılarda yaşamakta, Türkiye'deki toplam yapı stoğunun %7'si yığma yapılardan oluşmaktadır [1]. Dolayısıyla Türkiye'deki toplam nüfusun önemli bir kısmının yığma yapılarda ikamet ettiği görülmektedir. Türkiye'nin özellikle doğu kesimlerinde, yığma yapılar genellikle donatısız yığma yapı tipinde inşa edilmektedir. Kırsal kesimlerdeki yapı stoğunun yanı sıra tarihi yapıların önemli bir kısmı da yığma yapım tekniği kullanılarak inşa edilmiştir. Haliyle tarihi yapıların gelecek dönemlere güvenli bir şekilde aktarılması amacıyla yığma yapıların yatay yükler altındaki davranışının bilinmesi istenir; özellikle hasar görmüş olan yığma yapıların uygun onarım/güçlendirme tekniğinin belirlenebilmesi oldukça önemlidir.

Uzun yıllardır yığma yapılarla ilgili hükümleri kapsayan birçok standart ve yönetmelik oluşturulmasına rağmen özellikle ülkemizin doğu kesimlerde inşa edilen birçok yığma yapı, mühendislik hizmeti almadığından ya da yapımı esnasında yönetmelik ve standartların koyduğu sınırlamalara ve kurallara uyulmadığından deprem yükü ile karşılaştığında davranışı öngörülemez olmaktadır. Yığma yapıların eksenel yük taşıma kapasitelerinin yüksek olmasına karşın deprem gibi yatay yüklere karşı zayıf oldukları bilinmektedir ve ülkemizin aktif bir deprem kuşağında yer alması nedeniyle yığma yapılar kullanım süreleri boyunca çeşitli depremlere maruz kalabilmekte ve bu depremler sonucunda ciddi hasarlar almaktadırlar. Türkiye'nin jeolojik konumu göz önünde bulundurulduğunda yüksek sismik aktivitenin etkin olduğu, her 4-5 yılda bir büyük bir depremin gerçekleştiği ve bu depremlerin çok büyük can ve mal kayıplarına sebep olduğu bilinmektedir.

Türkiye'de son 30 yıl içerisinde büyüklüğü Mw 5,5-7,5 arasında değişen birçok deprem gerçekleşmiş ve bu depremler sonucunda yığma yapıların aldığı hasarlar değerlendirildiğinde mevcut yığma yapıların Mw 5,5-6,0 büyüklüğe sahip depremlerde bile yeterli performans sergileyemediği görülmüştür. 2011 yılında gerçekleşen Mw 7,2 büyüklüğündeki Van depremi, Van ili ve Erciş ilçesine ek olarak Bitlis, Diyarbakır, Ağrı ve Hakkari gibi komşu illerde de hasara yol açmıştır. Deprem sonrasında bölgede yapılan incelemeler sonucunda, Van ilindeki yapıların %86,4'ünün yığma yapı olduğu ve bu yapıların yaklaşık %70'inin az ve daha fazla yapısal hasar aldığı; komşu illerde ise yığma yapı oranının %95,7'ye kadar çıktığı ve bu yapıların yaklaşık %10'unun az ve daha fazla yapısal hasar aldığı görülmüştür [2]. Bu doğrultuda depremin merkez üssüne yakın bölgelerdeki yapıların daha büyük hasar aldığı söylenebilmekle beraber yapının mühendislik hizmeti alıp almadığı, malzemenin niteliği gibi parametreler de yapının aldığı hasarda pay sahibidir.



Şekil 1.1 Van depreminde köşe birleşiminden hasar almış yığma bir yapı [2].

2020 yılında geçekleşen Mw 6,7 büyüklüğe sahip Elazığ depreminde ise şehirde var olan yapıların %40'ının kırsal bölgelerde ağırlıklı olarak görülen taş ya da kerpiç yığma yapı olduğu, bu yapıların genellikle ağır hasar aldıkları veya yıkıldıkları görülmüştür. Genel olarak faya ve merkez üssüne yakın bölgelerde taş ve kerpiç yığma yapıların oldukça ciddi hasar aldığı, tuğla yığma yapıların ise daha

iyi performans gösterdiği belirlenmiştir [3]. Şekil 1.1 ve Şekil 1.2'de Van ve Elazığ depremlerinde hasar alan yığma yapılar görülmektedir.



Şekil 1.2 2020 Elazığ depreminde hasar almış bir yığma yapı [4]

6 Şubat 2023 tarihinde Kahramanmaraş'ta gerçekleşen Mw 7,8 ve 7,5 büyüklüğündeki depremlerde ise bölgede yaklaşık %5'i yığma olan yapıların çoğunlukla donatısız kerpiç yığma yapı olduğu görülmüş ve bu yapıların kırsal alanlarda bulunanlarının çoğunun ağır hasar aldığı ya da göçtüğü tespit edilmiştir [4]. Kerpiç yapılarda yığma birimler arasındaki çamur bazlı harcın zamanla bağlayıcılığını yitirmesi yapıların hasar almasında önemli bir sebep olmuştur. Yığma yapılarda genellikle düzlem dışı hasarlar görülmüş, ayakta kalan tarihi yapıların duvarlarında çatlaklar, ayrışmalar, dökülmeler oluştuğu gözlemlenmiştir [5]. Depremin etkilediği bölgelerden Antakya bölgesinde tarihi yapıların büyük çoğunluğu tamamen yıkılmış olup diğer bölgelerde tarihi yapılar orta ve ağır hasarlı olarak değerlendirilmiştir. Diğer yandan doğru bir mühendislik hizmeti alan yapılarda (örneğin Payas Kalesi) Kahramanmaraş depreminden sonra gerçekleşen Mw 6,4 büyüklüğündeki Hatay depremi sonrasında bile ufak hasarlar dışında ağır hasar ya da yıkılma gözlenmemiştir [6].

Yığma yapılarda meydana gelen hasarların nedenleri sınıflandırıldığında;

- Mühendislik hizmeti almamış olmaları ve zayıf işçilik,
- Yığma birimlerin ve harçların standartlara uygun üretilmemesi,
- Yatay ve düşey derzlerde yeterli miktarda harç kullanılmaması,

- Duvarların köşe birleşimlerinin zayıf olması,
- Duvar-döşeme ve duvar-çatı bağlantılarının zayıf olması,
- Döşemelerin ve çatıların rijit diyafram davranış gösterememesi,
- Yatay yükleri karşılamak üzere yeterli yığma duvar alanı bulunmaması,
- Bina köşelerine yakın büyük boyutlu boşluklar bulunması,
- Düşeyde düzensiz boşluklardan dolayı süreklilik bulunmaması

nedenleri genel olarak öne çıkmaktadır. Bu gibi nedenlerden ötürü mevcut yapı stoğunun yatay yükler etkisinde davranışı birçok belirsizlik içermektedir. Bu sebeple yapıların deprem yükü altındaki davranışının doğru bir şekilde analizinin yapılması, değerlendirilmesi ve gerekli güçlendirme/iyileştirme çalışmalarının yapılması büyük öneme sahiptir.

Mevcut yapıların deprem performanslarının şekil değiştirmeye dayalı değerlendirmesinde depremin yer değiştirme istemi ve buna karşılık yapının yer değiştirme kapasitesinin belirlenmesi oldukça önemlidir. Teknik literatürde betonarme veya çelik taşıyıcı sistemlerde yer değiştirme kapasitesi/sınır yer değiştirmeleri belirlemek üzere deneysel/analitik çalışmalar oldukça fazla sayıda olmasına rağmen, yığma yapılar ile ilgili oldukça az sayıda çalışmanın yer aldığı görülmektedir. Literatürde, donatısız yığma duvarların düzlem içi davranışını inceleyen deneysel ve/veya teorik kapsamlı çalışmalar aşağıda özetlenmiştir.

Magenes vd. [7], donatısız tuğla yığma duvarların dayanım, yer değiştirme ve enerji yutma kapasitelerini mevcut yapıların sismik açıdan değerlendirilmesi çerçevesinde incelemişlerdir. Dayanım kapasitelerinin değerlendirilmesine yönelik olası yaklaşımlar, mevcut deneysel ve sayısal veriler esas alınarak irdelenmiş ve bu değerlendirmeler sonucunda ampirik bir bağıntı sunulmuştur. Ayrıca, kesme göçme mekanizması durumunda kesme oranının önemi vurgulanmış ve kesme dayanımını tahmin eden bir bağıntı önerilmiştir.

Magenes vd. [8], farklı göçme modları etkisinde olan yığma duvarların düzlem içi çevrimsel yükleme altındaki davranışını incelemek amacıyla deneysel bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Farklı en/boy oranı ve eksenel yük oranına sahip üç farklı tuğla tipinden oluşan 28 adet tam ölçekli yığma duvar üzerinde testler gerçekleştirilmiştir. Bu testler dayanım, süneklik, yer değiştirme ve enerji yutma kapasitesi açısından referans bir test olması amacıyla yapılmıştır. Göçme modunun,

yığma tipolojisinden, duvarın geometrisinden, eksenel yük oranından ve sınır/mesnetlenme koşullarından etkilendiği belirtilmiştir. Göçme moduna bağlı olarak, yığma duvarların süneklik ve yer değiştirme kapasitelerinin geniş bir aralıkta değerler aldığı görülmüştür. Yığma birim üzerinde çatlak oluşmadığında daha yüksek yer değiştirme kapasitesine ulaşıldığı, aksi durumda aşırı kırılgan bir davranış gerçekleştiği belirtilmiştir. Eksenel yük oranı arttıkça tepe yer değiştirmelerin azaldığı belirtilmiştir.

Petry ve Beyer [9], donatısız yığma duvarların sismik performansının şekil değiştirme esaslı değerlendirmelerle belirlenebilmesi için, yığma duvarlarda yerel ölçekte meydana gelen şekil değiştirmeler ve global ölçekteki yük-yer değiştirme ilişkilerini birleştiren mekanik ve sayısal modeller geliştirilmesinin gerekliliğini belirtmişlerdir. Bu amaçla kil tuğla duvarların davranışını belirlemek üzere literatürde kabul görmüş mevcut deneysel çalışmaların sonuçlarını ele alarak, kesme veya eğilme göçme mekanizması görülen yığma duvarlarda yerel hasar sınırı ve yük-yer değiştirme ilişkisinin karakteristik noktaları arasında iki sınır durum önerilmiştir. Sonrasında, önerilen sınır durumları karakteriz etmek için çevrimsel duvar testlerinin optik ölçüm verilerinden yararlanılarak elde edilen yerel şekil değiştirme ölçümleri değerlendirilmiştir. Farklı sınır durumların elde edildiği tepe yer değiştirme oranlarının eksenel yük seviyesi arttıkça azaldığı görülmüştür. Ayrıca, kesme açıklığı azaldıkça da tepe yer değiştirme oranının azaldığı belirtilmiştir.

Petry ve Beyer [10], [11], donatısız yığma duvarlarda sınır şartların yer değiştirme kapasitesine etkisini incelemek amacıyla farklı eksenel yük oranına maruz kalan altı adet yığma duvarın yarı-statik çevrimsel yük etkisinde testlerini gerçekleştirmişlerdir. Çalışma sonucunda sınır koşulların duvarın göçme mekanizmasına ve tepe yer değiştirme oranına olan etkisi araştırılmıştır. Ayrıca literatürde yer alan farklı tip ve yüksekliğe sahip 64 adet yığma duvar ele alınmıştır. Oluşturulan veri seti incelendiğinde, donatısız yığma duvarların yer değiştirme kapasitesinin boyut etkisinden önemli oranda etkilendiği görülmüştür. Daha kısa yüksekliğe sahip duvarların tam kat yüksekliğindeki duvarlardan daha yüksek yer değiştirme kapasitesine sahip olduğu görülmüştür. Ayrıca çalışmada tepe yer değiştirme oranı tahmini için moment profili, eksenel yük oranı ve boyut etkisi parametrelerini içeren ampirik bir bağıntı önerilmiştir.

Petry ve Beyer [12], eğilme göçme modu etkisindeki yığma duvarların doğrusal olmayan davranışını temsil edecek yeni bir mekanik model geliştirmişlerdir. Önerilen model, yığma duvarın çekme kuvveti almadığı ve basınç altında doğrusal elastik davrandığı kabulüne göre oluşturulmuştur. Model, yerel ölçekteki performans seviyesi ile global düzeydeki yer değiştirme kapasitesi arasında bir bağlantı kurmayı amaçlamıştır. Sınır durumlar, normal kalınlığa sahip, kil tuğla ve çimento harcı ile üretilen modern yığma duvarların davranışını tanımlamaktadır. Sonuç olarak, önerilen yeni modelin farklı sınır durumlardaki yığma duvarların efektif rijitlik ve yük-yer değiştirme kapasitesini iyi bir şekilde tahmin ettiği belirtilmiştir.

Salmanpour vd. [13]–[15], yığma yapıların şekil değiştirme esaslı performansını incelemişlerdir. Bu amaçla çalışmanın deneysel kısmında 10 adet tam ölçekli yığma duvar üretilmiş ve statik çevrimsel yükleme altında yığma birimin tipi, eksenel yüklemenin seviyesi, narinlik, duvar boyutu ve sınır koşullar gibi çeşitli etkiler için yer değiştirme kapasiteleri belirlenmiştir. Yapılan çalışmalar sonucunda yığma duvarlar için yönetmeliklerde önerilen yer değiştirme kapasitelerinin güvenilir olmayabileceğini belirtmişlerdir. Deneyler sonucunda elde edilen veriler kullanılarak yığma duvarların tepe yer değiştirme oranı için ampirik bir bağıntı önerilmiştir.

Wilding ve Beyer [16], kesme veya eğilme nedeniyle göçmeye ulaşan donatısız yığma duvarlar için monotonik yük-yer değiştirme ilişkisini veren analitik bir model önermişlerdir. Yığma duvar basınç etkisinde elastik ve çekme kuvveti almayacak şekilde modellenmiştir. Kesit özellikleri, eğilme veya kesme çatlakları oluştukça meydana gelen doğrusal olmayan davranışı yakalayabilmek için sürekli olarak güncellenmiştir. Duvarların maksimum tepe yer değiştirmesi, topuk bölgesinde plastikleşen bölgenin değerlendirmesine dayalı olarak belirlenmiştir. Önerilen model ile tam ölçekli boşluklu tuğla ile yapılmış yığma duvar deneyleri karşılaştırıldığında, efektif rijitlik, maksimum dayanım ve maksimum yer değiştirme açısından deneysel sonuçları doğru bir şekilde tahmin ettiği belirtilmiştir.

Vanin vd. [17], taş yığma yapıların şekil değiştirme esaslı değerlendirilmesi kapsamında gerekli olan parametrelerin elde edilmesi amacıyla, literatürde mevcut bulunan 123 adet taş yığma duvara ait deney sonuçlarından bir veri seti

oluşturmuşlardır. Toplanan veriler temel alınarak, taş yığma duvarların yanal dayanımının ve rijitliğinin tahmin edilmesine yönelik mevcut kriterler gözden geçirilmiş ve bazı iyileştirmeler önerilmiştir. Taş yığma duvarların maksimum yatay yer değiştirme kapasitesi, duvarda ilk çatlak oluşumundan duvarın göçmesine kadar olan altı farklı limit duruma göre değerlendirilmiştir. Ayrıca, yığma tipolojisinin ve göçme modunun ya da yığma tipolojisinin, kesme açıklığının ve eksenel yük oranının bir fonksiyonu olarak nihai yer değiştirme kapasitesini tahmin eden iki farklı analitik bağıntı önerilmiştir.

Dolatshahi vd. [18], yığma duvarların düzlem içi yer değiştirme kapasitesini etkileyen faktörler üzerine çalışmışlardır. Çalışmada mevcut yönetmeliklerde bulunan ampirik bağıntıların geliştirilmesi amacıyla, yatay yer değiştirme kapasitesinin kesme açıklığına, en-boy oranına, eksenel yük oranına ve duvarın boyutlarına duyarlılığı araştırılmıştır. Bu amaçla yığma duvarların üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu elemanlar modeli ABAQUS/Explicit programında oluşturulmuş ve bir dizi deneysel çalışma kullanılarak doğrulanmıştır. Analizler sonucunda eksenel yük, kesme açıklığı ve duvar boyutlarının yer değiştirme kapasitesini etkileyen en etkili parametreler olduğu belirtilmiştir. Ayrıca süneklik, mukavemet ve göçme moduna ilişkin sayısal sonuçlar, çeşitli ampirik modellerden elde edilen tahminlerle karşılaştırılmıştır. Literatürde mevcut olan ampirik bağıntıların, küçük ölçekteki deney duvarları üzerinde yapılan testler sonucunda elde edildiğini ve bu durumdan kaynaklı olarak büyük ölçekteki duvarlar için yer değiştirme kapasitesinin söz konusu bağıntılar tarafından daha fazla tahmin edildiği yapılan sayısal analizler sonucunda vurgulanmıştır.

Wilding ve Beyer [19], 61 adet yığma duvarın düzlem içi yükler etkisinde yapılan testler sonucunda elde edilen yer değiştirme kapasiteleri ile yönetmeliklerde önerilen ampirik bağıntılardan elde edilen yer değiştirme kapasiteleri karşılaştırmalı olarak incelemiştir. Ayrıca kesme veya eğilme kontrollü olarak göçme moduna ulaşan yığma duvarların yer değiştirme kapasitelerini tahmin eden analitik bir model geliştirmişler ve bu modeli basit bir denklem formunda sunmuşlardır. Bu modelde yığma duvarlarda kesme veya eğilme nedeniyle meydana gelen ezilmenin etkisi dikkate alınmıştır. Ayrıca kinematik ve statik sınır koşulların yer değiştirme kapasitesine etkisi de dikkate alınmıştır. Geliştirilen analitik model, deney sonuçları ve ampirik formüller ile karşılaştırmalı olarak

incelenmiş ve yer değiştirme kapasitesinin duvarın geometrisine, statik ve kinematik sınır koşullarına olan duyarlılığı araştırılmıştır.

Messali ve Rots [20], yığma kolonların devrilme göçme mekanizma durumuna ait yer değiştirme kapasitelerini incelemişlerdir. Bu amaçla, literatürde yarı statik yükleme altında deneyleri gerçekleştirilmiş olan 38 adet yığma kolona ait deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçlar ile bir veri seti oluşturmuş ve istatistiksel olarak analiz etmişlerdir. Bu veri seti, düşük eksenel basınç yükü ve sınırlı kalınlığa sahip olan hem kalsiyum silikat hem de kil tuğlalı yığma kolonlardan oluşmaktadır. Analizler sonucunda eksenel yük oranı, narinlik oranı ve kolon yüksekliğinin yığma yapının yer değiştirmesi üzerinde etkili olduğu gözlemlenmiştir. Ayrıca devrilme göçme modu gösteren yığma kolonlar için yeni bir ampirik bağıntı önerilmiş ve çalışma kapsamında oluşturulan veri seti kullanılarak kalibre edilmiştir. Önerilen denklemin doğruluğu, yönetmeliklerde ve literatürde önerilen ampirik modellerle karşılaştırılarak değerlendirilmiştir.

Orlando vd. [21], düzlem içi yatay yükleme altındaki kolonların doğrusal olmayan davranışlarını bir dizi parametrik sayısal analizler aracılığıyla incelemişlerdir. Makro modelleme yaklaşımıyla yapılan doğrusal olmayan sayısal analizlerde, toplam şekil değiştirme çatlak modeli ve plastik model olmak üzere iki farklı bünyesel model kullanılmıştır. Sayısal model, literatürde deneysel sonuçlarının mevcut olduğu bir yığma duvar testi ile kalibre edilmiştir. Parametrik çalışmada, en-boy oranı ve eksenel yük seviyesinin yığma kolonların kesme dayanımına ve yer değiştirme kapasitesine etkisi incelenmiştir. Parametrik çalışma sonuçları ve yönetmeliklerde yer alan bağıntıların sonuçları karşılaştırıldığında, kesme dayanımı için iyi bir uyum elde edilirken, yer değiştirme kapasitesinin tahmininde önemli farklılıklar olduğu belirtilmiştir. Parametrik çalışma sonucunda yer değiştirme kapasitesinin tahmini için eksenel yük oranını ve en/boy oranını dikkate alan ampirik bir bağıntı önerilmiştir.

Javed vd. [22] tarafından, on iki adet yığma duvar düzlem içi yarı statik çevrimsel yükleme etkisinde test edilmiş ve sismik performansları değerlendirilmiştir. Yığma duvarların eksenel yük seviyesi ve en-boy oranının, hasar dağılımı, tepe yer değiştirme oranı ve enerji yutma karakteristikleri üzerine olan etkileri incelenmiştir. Deneyler sonucunda, eksenel yük oranı daha yüksek olan duvarlardaki kesme çatlaklarının büyük bir kısmı, yatay ve düşey tuğla-harç derzlerinden geçerek

merdiven basamaklı çatlak şekline neden olduğu görülmüştür. Eksenel yük oranının düşük olması durumunda ise çatlakların tuğla-harç derzlerinin yanı sıra tuğların ortasından geçtiği belirtilmiştir. Kesme kontrollü göçme durumu gösteren donatısız yığma duvarlar için çeşitli performans seviyelerine ait tepe yer değiştirme oranları önerilmiştir.

Wilding vd. [23], düzlem içi farklı yükleme protokollerinin etkisindeki donatısız kil tuğla yığma duvarların sayısal analizlerini sunmuşlardır. Çalışma sonucunda, duvarın yük taşıma kapasitesinin yükleme protokolüne çok duyarlı olmadığı gösterilmiştir. Bununla birlikte, kesme göçme davranışı etkin olan duvarların açısal yer değiştirme kapasitesi, yükleme geçmişine karşı oldukça hassasken, göçme modu eğilme olan duvarların yer değiştirme kapasitesinde böyle bir hassasiyet olmadığı belirtilmiştir. İki ucu tam tutulu sınır koşulu ve düşük eksenel yük oranı etkisinde kesme kontrollü göçme davranışı gösteren yığma duvarların monotonik ve çevrimsel yükleme sonucunda elde edilen tepe yer değiştirme oranları arasındaki farkın yaklaşık olarak iki kat olduğu gözlemlenmiştir. Kesme kontrollü duvarların yer değiştirme kapasitesi için yükleme protokolü ve eksenel yük seviyesinin fonksiyonu olan ampirik bir bağıntı önerilmiştir. Eğilme kontrollü duvarların yük-yer değiştirme ilişkisine yükleme protokolünün önemli bir etkisinin olmadığı ve monotonik yüklemenin sismik tasarım için gerekli parametrelerin sağlanmasında yeterli olabileceği belirtilmiştir.

Donatısız yığma duvarlarda kapı veya pencere boşluklarının bulunması durumunda, boşlukların çevresinde ve köşelerinde gerilmeler yoğunlaşır ve elverişsiz hasar oluşumları nedeniyle yığma duvarın kesme dayanımı ve yer değiştirme kapasitelerini önemli ölçüde zayıflar. Ayrıca yığma duvarda var olan boşluklar yük aktarım mekanizmasını da etkileyeceği için yatay yükler altında oluşacak çatlak gelişimini ve göçme mekanizmasını da etkiler ve bu durum kesme dayanımı ve yer değiştirme kapasitesinin değerlendirilmesi aşamasında farklı sorunlar meydana getirir. Bu nedenle yığma duvarların düzlem içi davranışını incelendiğinde boşlukların mevcudiyetini de dikkate almak gerektiği açıktır. Ancak yığma duvarların yatay yükler altındaki davranışı ile ilgili günümüze kadar yapılan çalışmalarda genellikle dolu duvar davranışının incelendiği görülmektedir. Literatür araştırmaları sonucunda, özellikle boşluklu yığma yapıların mekanik davranışı ve maksimum yatay yer değiştirme kapasitesi ile ilgili literatürde çok az

çalışma olduğu ve boşluklu donatısız yığma yapılar için genel olarak standart pencere, kapı boşlukları içeren tam ölçekli veya ölçeklendirilmiş duvarlar ile yapılan deneysel çalışmaların olduğu görülmüştür. Ayrıca, boşluklu yığma duvarlar ile ilgili yapılan çalışmalar kapsamında genel olarak onarım/güçlendirme yöntemlerine odaklanıldığı veya düzlem dışı davranışın incelendiği görülmüştür [24]–[32]. Yığma duvarlarda boşluk bulunması durumunu dikkate alan günümüze kadar yapılmış deneysel ve/veya teorik çalışmalar aşağıda özetlenmiştir.

Grande vd. [33], yığma yapıların davranışını temsil edecek uygun bir mekanik model geliştirmeyi amaçlamışlardır. Çalışma, özellikle lif takviyeli polimer malzemeler başta olmak üzere yeni tipte güçlendirme malzemelerinin kullanıldığı yığma yapıların sayısal modellemesine yöneliktir. Lif takviyeli polimer ile güçlendirilmiş yığma duvarların davranışını modellemek amacıyla homojenleştirme ve makro modelleme yaklaşımlarını esas alan hem yığma duvar hem de lif takviyeli polimer için farklı bünye modelleri ve akma kriterlerinin tanımlandığı iki farklı modelleme yaklaşımı sunulmuştur. Homojenleştirme yaklaşımında yığma duvarların doğrusal olmayan davranışını tanımlamak amacıyla rijit tam plastik malzeme modeli kullanılmıştır. Makro modelleme yaklaşımında ise malzeme modeli olarak yayılı çatlak yaklaşımı kullanılmıştır. Sayısal analizlerden elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri ve göçme yükü değerleri deneysel çalışma sonucunda elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Göçme durumunda, duvarın deforme olmuş şekli ve asal gerilme dağılımları sunulmuştur. Çalışma sonucunda, yığma duvar için ortotropik plastisite modeli ve lif takviyeli polimer ile güçlendirme için elastik-kırılgan bir davranışa dayanan makro modelleme yaklaşımının hem maksimum yük öncesi hem de maksimum yük sonrası bölgede deneysel davranışı iyi bir şekilde yansıttığı belirtilmiştir.

Shariq vd. [34] farklı en/boy oranı ve duvarlarında farklı konumlarda boşluklar bulunan tek katlı bir yığma yapının deprem etkisi altında performansını belirlemek için bir dizi sayısal çözümleme gerçekleştirmiştir. Sayısal analizler sonucunda yığma duvarların performans seviyesi belirlenirken maksimum asal çekme gerilmeleri ve maksimum kayma gerilmelerinin değişimi incelenmiştir. Çalışma sonucunda, boşluklu duvarlarda oluşan en büyük gerilmelerin, depremin yönü kısa açıklıklı duvar doğrultusunda olduğu durumda meydana geldiği görülmüştür. Genellikle duvarlarda oluşan en büyük asal çekme ve kayma gerilmelerinin en/boy

(çerçeve) oranı arttıkça arttığı ve boşluğun konumuna göre önemli ölçüde değiştiği belirtilmiştir. Ayrıca maksimum asal çekme gerilmelerinin kısa açıklıklı boşluklu duvarlarda, maksimum kayma gerilmelerinin ise uzun açıklıklı boşluklu duvarlarda oluştuğu gözlemlenmiştir.

Foraboschi [35], boşluklu yığma duvarların sabit eksenel yük ve artan yatay yük etkisinde düzlem içi performansını incelemiştir. Çalışmada tarihi yapıları temsil etmek amacıyla kil tuğla ve kireç harcı kullanılarak on beş adet tam ölçekli donatısız yığma duvar üretilmiştir. Her bir test duvarı mekanizma durumuna gelene kadar yüklemeye tabi tutulmuştur. Yükleme deneyleri sonucunda yönetmeliklerde yığma yapılar için önerilen davranış katsayısı üzerine incelemeler yapılmıştır. Deneysel sonuçlar, yatay duvar parçalarının (kirişin) eğilme ve kesme dayanımının, boşluklu yığma duvarların yatay yük taşıma kapasitesi üzerinde önemli bir rol oynadığını göstermiştir.

Balasubramanian vd. [36], boşluklu yığma duvarların yanal rijitliğinin belirlenebilmesi için literatürde önerilen çok az sayıda yöntemin bulunduğunu ve bu yöntemlerin genel olarak güçlü kiriş-zayıf kolon (yatay-düşey duvar parçaları) yaklaşımına uygun olduğunu belirtmişlerdir. Ayrıca bu yöntemlerin, zayıf kiriş-güçlü kolon durumunda yığma yapının yanal rijitliğinin daha yüksek bulunmasına neden olduğunu belirtmişlerdir. Çalışmada boşluklu yığma duvarların yanal rijitliğinin belirlenebilmesi için geliştirdikleri bir yöntemi sunmuşlardır. Önerdikleri yöntemin hem güçlü kiriş-zayıf kolon hem de zayıf kiriş-güçlü kolon durumları için kullanılabilir olduğunu ve literatürde bulunan diğer yöntemlere göre sayısal ve deneysel sonuçlar ile uyumluluğunun genel olarak daha iyi olduğunu belirtmişlerdir.

Chen vd. [37] tarafından, boşluklu yığma yapıların yapısal performansını incelemek amacıyla, beş adet donatısız yığma duvar düzlem içi düşey ve yatay yükler altında test edilmiştir. Testler sonucunda, boşluklu yığma duvarlarda göçme durumunda, diyagonal köşe doğrultularında eğik çatlakların, iki boşluk arasında kalan düşey duvar parçalarının (kolonların) üst ve alt uçlarında ise yatay çatlakların oluştuğu gözlemlenmiştir. Duvarlarda meydana gelen göçme modları esas alınarak, boşluklu yığma duvarların maksimum dayanımını değerlendirmek üzere analitik bir yöntem sunmuşlardır.

Parisi vd. [38], tarafından gerçekleştirilen çalışmada, boşluklu yığma duvarlarda, boşlukların yığma yapıda düzensiz bir şekilde bulunmasının, yapının yatay yükler etkisinde düzlem içi yük taşıma kapasitesine olan etkisi değerlendirilmiştir. Boşluk düzensizliğinin donatısız yığma duvarların sismik kapasitesine olan etkileri duyarlılık ve regresyon analizleri yardımıyla incelenmiştir. Duyarlılık analizi çok sayıda statik itme analizi sonucuna dayanmakta ve sismik kapasite açısından önemli olan parametrelerin değişimlerinin değerlendirilmesi için kullanılmıştır. Regresyon analizi yardımıyla boşluklu donatısız yığma duvarların sismik değerlendirmesi için ampirik bir model önerilmiştir. Bu amaçla bir makro eleman yöntemi geliştirilmiş ve literatürde yer alan mevcut deneysel çalışmalar ile önerilen modelleme yönteminin geçerliliği doğrulanmıştır. Çalışma sonucunda, yığma yapının düzlem içi sismik kapasitesinin, düşey doğrultudaki düzensizliklerden ve özellikle farklı yükseklikte boşlukların bulunmasından önemli ölçüde etkilendiği belirtilmiştir.

Vanin ve Foraboschi [39], boşluklu yığma duvarların düzlem içi yatay ve düşey yükler altındaki yapısal davranışını deneysel ve analitik olarak incelemişlerdir. Yığma duvarların yapısal davranışının, geometri, yığma malzemenin mekanik özellikleri, tuğla örgü tipi ve yükleme koşulları gibi özelliklere büyük ölçüde bağlı olduğu belirtilmiştir. Deneysel çalışmada, düşey (kolon) ve yatay (kiriş) duvar parçalarının tuğla diziliminin ve düşey yük seviyesinin göçme mekanizması ve yük taşıma kapasitesi üzerine olan etkisi incelenmiştir. Merkezi bir boşluğa sahip altı adet yığma duvar, sabit eksenel yük ve artımsal olarak uygulanan monotonik yatay yükleme altında göçme durumuna kadar test edilmiştir. Deneysel çalışmanın esas amacı, yığma duvarın mekanizma durumunu temsil edecek basitleştirilmiş bir analitik model geliştirmektir. Çalışma sonucunda tuğla diziliminin duvarın göçme şeklini ve yatay yük taşıma kapasitesini önemli ölçüde etkilediği belirtilmiştir.

Allen vd. [40], kapı ve pencere boşluklarına sahip yığma duvarların düzlem içi çevrimsel yükleme etkisinde davranışlarını incelemişlerdir. Deneysel programın esas amacı boşluklu yığma duvarların yük-yer değiştirme ilişiklerini elde etmek ve duvar geometrisi ile eksenel yük seviyesinin duvarın düzlem içi göçme moduna etkisini incelemektir. Deneysel çalışmada on iki adet tam ölçekli ve farklı boşluk tipleri içeren yığma duvarlar test edilmiştir. Duvar geometrisinin ve eksenel yük seviyesinin, boşluklu donatısız yığma duvarın göçme modu ve yük-yer değiştirme davranışı üzerinde önemli bir etkisi olduğu belirtilmiştir. Duvara etkiyen eksenel

yük seviyesi düşük olduğunda, duvarda oluşacak hasarın kolonlar ile sınırlı olabileceği, yüksek olduğunda ise kiriş bölgesinde karma hasar modlarının oluşabileceği belirtilmiştir. Daha sonrasında Allen vd. [41], deneysel programda yer alan duvarların davranışına ilişkin sayısal bir çalışma sunmuşlardır. Deney duvarlarının sayısal modeli makro ve basitleştirilmiş mikro modelleme yaklaşımları kullanılarak oluşturulmuştur. Deney ve sayısal analiz sonuçları, yük-yer değiştirme, göçme modu ve hasar gelişimi açısından karşılaştırılmıştır. Sayısal analizler, maksimum yatay yük seviyesi ve göçme modu açısından tatmin edici sonuçlar vermiştir ancak başlangıç rijitliği ve süneklik açısından deneysel sonuçlar ile uyumlu sonuçlar elde edilememiştir. Mikro modelleme yaklaşımının makro modelleme yaklaşımına göre deneysel sonuçları daha iyi yansıttığı belirtilmiştir.

Kamrava vd. [42], boşluklu donatısız yığma duvarlarının düzlem içi davranışını ABAQUS [43] sonlu eleman yazılımında detaylı mikro modelleme yaklaşımını kullanarak incelemişlerdir. Sayısal model, sabit eksenel yük ve düzlem içi yatay yüklere maruz kalan büyük ölçekli boşluklu donatısız yığma duvarları içeren iki farklı deneysel çalışmanın sonuçları kullanılarak doğrulanmıştır. Doğrulanmış sonlu eleman modeli aracılığıyla kolon genişliği, kiriş derinliği ve kolonlara gelen eksenel yük değerlerini değişken olarak dikkate alan parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Sayısal çalışmanın sonuçları, yük-yer değiştirme eğrileri, nihai göçme modu ve farklı kat ötelenme seviyelerinde kolonlarda meydana gelen kesme kuvveti oranları açısından sunulmuştur. Çalışmanın sonuçlarına göre, duvarların geometrik özelliklerinin ve eksenel yük seviyesinin, duvarların düzlem içi yük taşıma kapasitesi üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu belirtilmiştir. Ek olarak, yığma duvarlarının ve kolonların sismik performansı incelenirken kirişlerin etkisinin göz ardı edilemeyeceği ve mevcut binaların sismik kırılganlık değerlendirmesinde dikkate alınması gerektiği belirtilmiştir.

Khaleghi vd. [44], [45], yaptıkları çalışmada, donatısız yığma duvarlarda merkezi bir boşluk bulunmasının duvarın yük taşıma kapasitesi ve rijitliği üzerindeki etkisini sayısal olarak irdelemiş ve elde edilen sonuçlar bir yapay sinir ağına uyarlanarak araştırılmıştır. Merkezi olarak konumlandırılmış boşluğa sahip donatısız yığma duvarların sayısal modelleri, tam ölçekli yığma duvarların deney sonuçları kullanılarak doğrulanmıştır. Doğrulanan sayısal model kullanılarak 49 farklı boşluklu donatısız yığma duvar konfigürasyonu ve bu durumlara karşılık

gelen dolu yığma duvarların analiz sonuçlarını içeren bir veri tabanı oluşturmak için kullanılmıştır. Çalışmada boşluk alanı ve şeklinin boşluklu donatısız yığma duvarların davranışı üzerindeki etkisi değerlendirilmiştir. Donatısız yığma duvarlarda boşluğun alanı ve şekline bağlı olarak yük taşıma kapasitesindeki ve başlangıç rijitliğindeki azalmayı doğru bir şekilde tahmin etmek için yapay sinir ağı modeli ampirik bağıntılar geliştirmek üzere eğitilmiştir. Çalışmanın sonucunda, boşluğun düzlem içi yüklere maruz kalan donatısız yığma duvarların taşıma kapasitesi üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu belirtilmiştir. Boşluk alanı arttıkça, duvarın yük taşıma kapasitesinde ve başlangıç rijitliğinde azalma meydana geldiği ve bu düşüşün, boşluğun en-boy oranının toplam duvar alanının en-boy oranına olan oranın daha düşük olması durumunda daha da baskın hale geldiği belirtilmiştir. Boşluk en-boy oranının 1'den büyük olmasının yığma duvarın yük taşıma kapasitesi üzerinde önemli bir etkisinin olmadığı görülmüştür. Yük taşıma kapasitesi açısından en-boy oranı 1'den büyük düşey dikdörtgen şekle sahip boşlukların diğer benzer alanlara sahip boşluk şekillerine kıyasla daha fazla yük taşıdığı belirtilmiştir. Çalışmada ayrıca, boşluklu donatısız yığma duvarların yük taşıma kapasitesindeki ve başlangıç rijitliğindeki azalmayı tahmin etmek için boşluk boyutlarının duvar boyutlarına oranına dayalı ampirik bir denklem geliştirilmiştir.

Ehteshami Moeini vd. [46], yaptıkları çalışmada, donatısız yığma duvarlar için ekonomik ve pratik bir onarım/güçlendirme yöntemi olarak çelik hasır takviyeli püskürtme beton sistemi önermişlerdir. Önerilen onarım/güçlendirme yönteminin yeterliliğini göstermek için, eksenel yük seviyesi, duvarda boşluk bulunması ve duvarlarda mevcut hasarın etkisi gibi parametreler göz önünde bulundurularak 1:1,5 ölçeğinde üretilen dört farklı donatısız yığma duvar üzerinde bir dizi test gerçekleştirilmiştir. Duvarlar önce güçlendirme yapılmadan test edilmiş; daha sonra hasarlı duvarlar bir yüzüne püskürtme beton kullanılarak onarılmış ve tekrar test edilmiştir. Deneyler sonucunda yığma duvarlar üzerinde eksenel yük olması durumunda, donatısız yığma duvarların düzlem içi yatay yük taşıma kapasitesini yaklaşık %115 oranında, önerilen onarım/güçlendirme yönteminin uygulandığı duvarlarda yatay yük taşıma kapasitesinin ise %51 oranında arttığı belirtilmiştir.

Cattari vd. [47], yığma yapılardaki boşluklardan kaynaklanan düzensizliklerin yapının performansına olan etkisini incelemişlerdir. Bu doğrultuda, eşdeğer çerçeve

yaklaşımının güvenilirliğini değerlendirmek amacıyla düzensiz boşluklar içeren donatısız yığma duvarlar üzerinde sonlu eleman yöntemiyle gerçekleştirilen sayısal analiz sonuçları referans olarak kabul edilmiştir. İki çözümleme yöntemi arasındaki karşılaştırma, yük-yer değiştirme eğrileri ve hasar mekanizmaları açısından yapılmıştır.

Choudhury vd. [48], farklı açıklık konfigürasyonlarına sahip tam ölçekli üç yığma duvarı ve bu duvarların bir araya getirilmesiyle oluşturulan oda şeklinde tek katlı bir yığma yapıyı çevrimsel yükler altında deneysel olarak incelemişlerdir. Sayısal analizler için iki farklı modelleme yaklaşımı benimsenmiştir; ilk yaklaşımda çekme ve basınçta ayrı hasar parametresine sahip beton hasarlı plastisite modeli kullanılmıştır ve duvarın homojen izotropik bir malzeme davranışı gösterdiği varsayılmıştır. İkinci yaklaşımda ise iki aşamalı homojenleştirme yaklaşımı kullanılarak yığma duvarlar ve yığma yapı, elastik ve arayüz elemanlar aracılığıyla temsil edilmiştir. Önerilen sayısal modeli doğrulamak için sayısal analiz sonuçları deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Birinci modelleme yaklaşımı ile yatay yük taşıma kapasitesini kabul edilebilir düzeyde tahmin edilmesine karşın deneysel olarak elde edilen hasar oluşumuna çok yakın sonuçlar elde edilmediği belirtilmiştir. İkinci modelleme yaklaşımının ise deneysel çatlak şeklini global düzeyde tahmin edebilmesinin yanı sıra yerel ölçekte de yeterli düzeyde tahmin sağladığı belirtilmiştir.

Bagheri vd. [49] boşluklu ve boşluksuz yığma duvarların düzlem içi sismik davranışını güçlendirme öncesi ve sonrası olmak üzere iki duruma göre incelemiştir. Deneysel çalışma kapsamında, üç adet güçlendirilmemiş (referans duvar) ve dokuz adet güçlendirilmiş olmak üzere on iki adet tam ölçekli yığma duvar, sabit eksenel yük ve düzlem içi çevrimsel yatay yük altında test edilmiştir. Deney sonuçları yatay yük-yer değiştirme eğrisi, histeretik tepki ve enerji yutma kapasitesi açısından değerlendirilmiştir. Sonuç olarak çift taraflı yapılan güçlendirmenin, yığma duvarların yatay yük taşıma kapasitesini, maksimum yer değiştirme değerini ve enerji yutma kapasitesini önemli ölçüde arttırdığı belirtilmiştir.

Peng vd. [50], tuğla yığma duvarların, yapı detaylarına göre temsili periyodik hacim elemanlarına bölündüğü bir homojenizasyon yaklaşımı önermişlerdir. Drucker-Prager kırılma kriterleri kullanılarak homojenize edilen temsili hacim elemanlarının

göçme kriterleri, duvar numunelerinin ve/veya basit ayrık eleman simülasyonlarının sonuçlarına dayalı olarak kalibre edilmiştir. Sonuç olarak harç mukavemetindeki artışın duvarların yük taşıma kapasitesini arttırdığı görülmüştür. Duvarlarda boşluk bulunması durumunda yük taşıma kapasitesinin düştüğü fakat deney duvarlarındaki boşluk oranının yük taşıma kapasitesi ve süneklik üzerinde anlamlı bir etkiye sahip olmadığı sonucuna varılmıştır. Diğer yandan duvarın en-boy oranı arttıkça sünekliğin arttığı belirtilmiştir.

Mughal vd. [51] tarafından farklı boşluk oranlarının kalsiyum silikat tuğlalar kullanılarak üretilen beş adet kuşatılmış ve beş adet kuşatılmamış yığma duvarın düzlem içi rijitlik ve dayanımı üzerindeki etkisini araştırmak için ayrıntılı bir sayısal çalışma yapılmıştır. Önerilen sayısal modelin doğrulaması literatürdeki deneysel bir çalışma kullanılarak yapılmıştır. Kalibre edilen modelden daha sonra boşluk oranı %1,85'ten %16,5'e değişen dört farklı sayısal model türetilmiştir. Kuşatılmamış yığma duvarlardan biri tam dolu, dört adet kuşatılmamış yığma duvar ise %1,85, %3,66, %10,91 ve %16,5 oranlarında boşluklara sahiptir. Sayısal modeller basitleştirilmiş mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak ANSYS APDL programında modellenmiştir. Sonuçlar, sismik etkilere karşı kuşatılmış yığma duvarların kuşatılmamış boşluklu yığma duvarlara kıyasla daha iyi performans gösterdiğini ortaya koymuştur. Kuşatılmamış duvarda boşluk bulunması durumunda rijitliğin ciddi şekilde azaldığı belirtilmiştir.

Chang vd. [52] düzlem dışı iki yönlü yükleme etkisindeki donatısız yığma duvarların yük taşıma kapasitesine, düşey eksenel yük seviyesinin ve en-boy oranının etkilerini incelemişlerdir. Bu parametrelerin etkisini daha iyi anlamak için, basitleştirilmiş mikro modelleme yaklaşımı kullanarak kapsamlı bir sayısal çalışma yürütülmüştür. Tam ölçekli duvarlar üzerinde yapılan bir dizi monotonik yarı statik test, kalibrasyon ve doğrulama için referans olarak alınmıştır. Sonuçların, başlangıç rijitliği, yük taşıma kapasitesi ve çatlak şekli açısından deneysel sonuçlarla uyumlu olduğu görülmüştür. Doğrulanan bu model daha sonra parametrik bir çalışma için kullanılmış ve donatısız yığma duvarların düzlem dışı iki yönlü eğilmede yük taşıma kapasitesinin en-boy oranı ve düşey eksenel yük ile ilişkili olduğu sonucuna varılmıştır. Buna ek olarak, en-boy oranı ve düşey eksenel yük parametrelerinin etkisinin birbirlerine de bağlı olabileceği belirtilmiştir. Parametrik çalışma ayrıca, yatay derzlerde burulmadan kaynaklı göçme hasarının, düzlem dışı iki yönlü

eğilmede yığma duvarlar için baskın hasar mekanizması olduğunu göstermiştir. Ayrıca sayısal analizlerden elde edilen sonuçlar, Eurocode 6, Avustralya Yığma Yapılar Standardı (AS 3700) ve bir bilimsel çalışma olmak üzere üç farklı analitik bağıntı ile karşılaştırılmıştır. Sayısal modellerden elde edilen yük taşıma kapasitesi ile en-boy oranı veya eksenel yük seviyesi arasındaki ilişkiler mevcut analitik bağıntılarla doğru bir şekilde tahmin edilememiştir. Çalışmadaki sayısal sonuçlara dayanarak analitik bağıntıların iyileştirilmesine yönelik öneriler geliştirilmiştir.

Chang vd. [53] tarafından yapılan çalışmada boşluğun donatısız yığma duvarların düzlem dışı iki yönlü eğilme kapasitesi üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Düzlem dışı iki yönlü eğilme etkisinde boşluklu donatısız yığma için deneysel bir veri tabanı oluşturulmuştur. Deneysel sonuçlar, boşluk yerleşiminin, yığma duvarların iki yönlü eğilme kapasitesini önemli ölçüde etkileyebileceğini göstermiştir. Boşluğun, yığma duvarların iki yönlü eğilme kapasitesi üzerindeki etkisini incelemek için, basitleştirilmiş mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak sayısal bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Kalibrasyon ve doğrulama sonuçları, bu modelleme yaklaşımının iki yönlü eğilme kapasitesini ve çatlak figürlerini hassas bir şekilde tahmin edebildiğini göstermiştir. Boşlukların geometrik parametrelerinin, boşluk boyutu, şekli ve konumunun etkisi, farklı çerçeve oranlarına sahip duvarlarda parametrik olarak incelenmiştir. Sonuçlar, iki yönlü eğilme kapasitesinin boşluk boyutu veya çerçeve oranı arttıkça arttığını, ancak boşluk konumuna karşı duyarsız olduğunu göstermektedir. Elde edilen sayısal sonuçlar esas alınarak, parametrik çalışmada dikkate alınan parametrelerin iki yönlü eğilme kapasitesi üzerindeki etkisini içeren bir analitik bağıntı önerilmiştir.

Hwang vd. [54], donatısız yığma duvarların düzlem içi yatay yük kapasitesini belirlemek için potansiyel göçme modlarını ve kapı veya pencere boşluklarının varlığını dikkate alan matematiksel modeller önermişlerdir. Bu modellerin oluşturulmasında betonun elastisite ve plastisite teoremleri dikkate almıştır. Önerilen modeller, literatürden 209 donatısız yığma duvar örneği (202 adet dolu duvar, 3 adet kapı açıklığı olan duvar ve 4 adet pencere açıklığı olan duvar) kullanılarak doğrulanmıştır. Sayısal analizlerden elde edilen sonuçlara göre donatısız yığma duvarlar öncelikle devrilme ile daha sonra ise farklı mekanizmalarla göçme durumuna ulaştığı belirlenmiştir. Ayrıca NZSEE [55]ve FEMA 273 [56]'te belirtilen tasarım denklemlerinin, donatısız yığma duvarların

deneysel devrilme dayanımından daha yüksek tahmin ettiği ve bu yönetmeliklerde verilen bağıntılar kullanılarak hesaplanan yatay yük taşıma kapasitesinin deney verilerinden önemli ölçüde saptığı belirtilmiştir. Önerilen modellerin, boşluğun göçme modları üzerindeki etkisini ve bunun sonucunda yatay yük kapasitesindeki düşüşü dikkate aldığı belirtilmiştir.

Hwang vd. [57] tarafından yapılan deneysel çalışmada, dış öngerilmeli çelik kafes çubuklar ile güçlendirilmiş boşluklu yığma duvarların düzlem içi sismik performansı, çevrimsel yükleme testlerine dayalı olarak değerlendirilmiştir. Dış öngerilmeli çelik kafes birimleri iki düşey, iki diyagonal ve iki yatay elemandan oluşmaktadır ve düşey elemanlara öngerme kuvveti uygulanmıştır. Pencere boşluğu bulunan güçlendirilmiş yığma duvarın maksimum dayanımı, donatısız yığma duvara kıyasla %146-%153 oranında artmıştır. Ayrıca, kapı açıklığı olan güçlendirilmiş yığma duvarın maksimum dayanımı, donatısız yığma duvara kıyasla %120-%144 oranında artmıştır. Ayrıca, güçlendirilmiş numunelerin enerji yutma kapasitesi donatısız yığma duvara kıyasla daha fazla artmıştır. Güçlendirilmiş yığma duvarın etkin rijitliği ve sünekliği donatısız yığma duvara göre daha düşük elde edilmiştir.

Howlader vd. [58], yarım daire biçiminde kemer açıklığına sahip donatısız yığma duvarların düzlem içi davranışının sayısal modellemesini sunmuştur. Bu amaçla deneysel olarak test edilmiş bir dizi duvarın basitleştirilmiş mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak iki boyutlu sonlu elemanlar modeli oluşturulmuştur. Sayısal modeller, deneysel yük-yer değiştirme davranışını, kolonların ve kirişlerin göçme mekanizmalarını başarılı bir şekilde yakalamıştır. Sonrasında, önerilen sayısal model duvarların geometrisindeki değişimin ve eksenel yük seviyesinin duvarların düzlem içi yatay yük taşıma kapasitesine etkisini parametrik olarak araştırmak için kullanılmıştır. Sayısal analizlerden elde edilen sonuçlar, NZSEE'de göre öngörülen maksimum kesme dayanımı ve göçme modları ile karşılaştırılmıştır. Parametrik çalışma sonucunda, duvar geometrisinin ve eksenel ön basınç yükünün, duvarların göçme şekilleri ve yatay yük taşıma kapasitesi üzerinde önemli bir etkisi olduğu belirtilmiştir.

Doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri, yığma yapıların davranışının tanımlanması için kullanışlı ve efektif bir araç olarak kabul edilir. Ayrıca bu analizler, malzemenin maksimum yük öncesi ve sonrası davranışını tanımlayarak

yalnızca nihai yük taşıma kapasitesini değil, aynı zamanda yer değiştirme kapasitesini ve özellikle sismik kuvvetlerin etkisinde ortaya çıkan histeretik tepkisini de tanımlamayı sağlar [59]. Günümüze kadar, yığma yapıların doğrusal olmayan analizi için çeşitli modelleme teknikleri önerilmiştir. Genel olarak, yığma yapılar için sayısal modelleme yaklaşımları mikro ve makro modelleme olarak sınıflandırılır [60]. Makro modelleme yaklaşımında yığma bileşenleri arasında bir ayrım yapılmadan homojen tek bir malzeme olarak dikkate alınır ve ortalama gerilme-şekil değiştirmeler arasında uyumlu ilişkilerle ifade edilerek homojen sürekli bir ortam olarak modellenir. Mikro modelleme yaklaşımı, yığma birim ve harcın sürekli ortam elemanı olarak ve harç/birim arayüzünün süreksiz ortam elemanı olarak dikkate alındığı ve her bir bileşen için doğrusal ve doğrusal olmayan mekanik özelliklerin ayrı ayrı tanımlanabildiği detaylı bir modelleme yöntemidir. Arayüz elemanı, yığmada oluşacak potansiyel kırılma ve kayma düzlemlerini temsil etmesi amacıyla modele uyarlanır. Bu iki ana modelleme yaklaşımı dışında literatürde yığmanın doğrusal olmayan davranışını sayısal olarak temsil etmek amacıyla homojenleştirme yöntemi de sıklıkla kullanılır. Homojenleştirme yöntemi makro ve mikro modelleme yaklaşımları arasında bir bağlantı kurmaktadır. Homojenleştirme tekniği düzenli tekrarlayan ve yığma duvarı oluşturan temsili hücre elemanının tanımlanmasından oluşur. Yığma bileşenlerin geometri ve bünye ilişkilerinden yararlanarak homojenleştirilmiş yığma için ortalama gerilme ve şekil değiştirmeler açısından bünyesel ilişkiler geliştirilmesine olanak tanır [61]–[72].

Literatürde, makro, mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak yapılan çalışmalar ve arayüz bölgesinin davranışı üzerine yapılan çalışmalar detaylı bir şekilde aşağıda özetlenmiştir.

Lourenço [60], tez çalışması kapsamında yığma için anizotropik bir plastisite modeli geliştirmiştir. Geliştirdiği modelin düzlem içi yükleme durumunda anizotrop malzemeleri modellemek için uygun bir yöntem olduğunu belirtmiştir. Farklı göçme mekanizmalarına göre basınç ve çekme durumları için ayrı ayrı akma kriteri tanımlamıştır. Basınç akma kriteri yerel kırılma süreci ile ilgiliyken, çekme akma kriteri yayılı kırılma süreci ile ilgilidir. Çalışmada mikro modelleme yöntemi kullanılarak yapılan çözümlemede kayma, kırılma ve göçme mekanizmalarını içeren bir model de önermiştir. Bu modeli kompozit arayüz modeli olarak

adlandırmıştır. Geliştirdiği arayüz modeli birleşim bölgesine ait çekme dayanımı ve çekme etkisinde oluşacak kırılma enerjisine ihtiyaç duymaktadır.

Lourenço vd. [73], [74] malzemenin her bir ekseninde farklı dayanım dikkate alan bir akma kriteri sunmuşlardır. Bu akma kriteri basınç ve çekme durumları için iki farklı kırılma enerjisi içermektedir. Önerilen malzeme modelinin ortotropik davranışı yansıttığı gösterilmiş, duvarın yapısal davranışını karakterize etmek için bir dizi deneysel çalışma önerilmiştir. Modelin farklı yığma duvar tiplerinin dayanım davranışını da temsil etme kabiliyetini göstermek amacıyla sonuçlar üniform iki eksenli yüklemeye maruz yığma duvarların deneysel sonuçları ile karşılaştırılmış ve önerilen modelin deney sonuçlarıyla uyumlu olduğu görülmüştür.

Medeiros vd. [75], çalışmalarında düzlem içi yatay yüklere maruz kalan farklı yatay donatı türlerine sahip kuşatılmış ve kuşatılmamış yığma duvarların davranışını sayısal olarak incelemişlerdir. Deneysel çalışmaları mevcut olan yığma duvarların doğrusal olmayan sonlu eleman modelini oluşturmak için yayılı çatlak gerilme şekil değiştirme modelini esas alan izotropik bir sürekli ortam sonlu elemanı kullanılarak makro modelleme yaklaşımı aracılığıyla sayısal analizleri gerçekleştirilmiştir. Yığma birim, harç ve yığma birim-harç arayüzü bir sürekli ortam elemanı üzerinde toplanmıştır. Sayısal modelin yük-yer değiştirme ve göçme mekanizması açısından deneysel sonuçlar ile uyumlu sonuçlar verdiği belirtilmiştir.

Pela vd. [76], yığma elemanların doğrusal olmayan analizi için sürekli ortam hasar mekaniğini temel alan bir sayısal modelleme yaklaşımı sunmuşlardır. Malzeme makro düzeyde tanımlanmış ve homojen ortotropik bir sürekli ortam olarak dikkate alınmıştır. Önerilen modelin farklı tipteki tuğla yığma duvarların düzlem içi yapısal davranışını doğru bir şekilde temsil ettiği deneysel çalışmalar ile karşılaştırılarak gösterilmiştir.

Dhanasekar ve Haider [77], tarafından yapılan çalışmada, donatılı ve donatısız yığma duvarların makro modelleme yaklaşımı ile sayısal modelleri oluşturulmuş ve ABAQUS [43] yazılımında yer alan beton-elastoplastik hasar modeli kullanılarak doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri gerçekleştirilmiştir. Açık integrasyon çözümleme yöntemi kullanılan sayısal analizlerde, kinetik enerji değişimi en az olacak şekilde ve uygun bir zaman ölçekleme ve/veya sönümleme faktörü

kullanılarak, test duvarlarının deneysel davranışının kabul edilebilir ve doğru bir şekilde tahmin edilebileceği gösterilmiştir. Yük-yer değiştirme eğrilerinin elastik ve elastik ötesi bölgelerinde, deneyden elde edilen sonuçlarla genel olarak iyi bir uyum içinde olduğu belirtilmiştir. Ayrıca sayısal modelin yığma duvarların kritik bölgelerindeki gerilme dağılımını da doğru bir şekilde takip ettiği gösterilmiştir.

Karapitta vd. [78] sunmuş oldukları çalışmada, düzlem içi çevrimsel yükleme etkisindeki donatısız yığma yapıların, açık integrasyon çözümleme yöntemi kullanılarak gerçekleştirilen sayısal analizi için iki boyutlu düzlem-gerilme sonlu elemanlarının kullanıldığı bir bünyesel model önermişlerdir. Toplam şekil değiştirmeye dayanan üç farklı bünyesel model kullanılmıştır. Çatlama ve ezilme normal şekil değiştirmeler ile kontrol edilirken kesme modu ise kayma şekil değiştirmeleriyle kontrol edilmiştir. Sayısal modelin sonuçları deneysel sonuçlarla karşılaştırıldığında çevrimsel yüklemeye maruz kalan donatısız yığma duvarların histeretik davranışının kabul edilebilir bir doğrulukta temsil edilebildiği gösterilmiştir. Yük-yer değiştirme eğrilerinin başlangıç rijitliği, yumuşama bölgesi ve maksimum yük gibi karakteristik özellikleri başarılı bir şekilde tahmin edilmiştir.

Illampas vd. [79], yapmış oldukları çalışmada, yatay yükleme altındaki donatısız kerpiç yığma yapıların yapısal davranışının değerlendirilmesi için makro modelleme yaklaşımı ile yapının sayısal modeli oluşturulmuş ve modelin kalibrasyonu ve doğrulanması ile ilgili yapılan çalışmalar sunulmuştur. Sonlu eleman modelini doğrulamak amacıyla, mevcut tek katlı geleneksel kerpiç bir binanın yarı ölçekli bir test yapısı inşa edilmiş ve monotonik yatay yükleme altında testi gerçekleştirilmiştir. Deneysel olarak elde edilen malzeme verilerine dayanarak, deneysel yük-yer değiştirme eğrisini ve göçme modunu yansıtmak için ABAQUS [43] programında yer alan beton elastoplastik hasar bünye modelinin kullanıldığı üç boyutlu sonlu eleman modeli geliştirilmiş ve kalibre edilmiştir. Sayısal modelin geçerliliği, deneysel olarak elde edilen hasar mekanizmaları ve yük-yer değiştirme eğrileri ile karşılaştırılarak doğrulanmıştır. Deneysel sonuçlar, kerpiç yığma yapıların yatay yükler altındaki davranışının, yığma birimler ve harç derzleri arasındaki zayıf bağlardan önemli şekilde etkilendiğini göstermiştir. Yapılan sayısal analizler sonucunda, öncelikle homojenleştirilmiş duvara ait çekme dayanımının duvarın genel yapısal davranışını etkilediği belirtilmiş ve birçok

sınırlama ve basitleştirmelere rağmen, makro modelleme yaklaşımının, yatay yükler altındaki kerpiç yığma duvarların yapısal davranışını yeterli doğrulukla tahmin edebildiğini belirtmişlerdir.

Addessi vd. [80], makro, mikro ve homojenleştirilmiş modelleme yaklaşımlarını kullanarak bir yığma kemer ve iki yığma duvarın yapısal davranışını incelemiştir. Sayısal analizler literatürdeki duvarlar kullanılarak doğrulanmış ve tüm yaklaşımların yığma duvarların yük-yer değiştirme eğrilerini başarılı bir şekilde temsil ettiği görülmüştür. Makro modelleme yaklaşımının iyi sonuç vermesinin yığma prizmanın malzeme özelliklerinin doğru bir şekilde tanımlanmasına önemli ölçüde bağlı olduğu, fakat sayısal analizlerde seçilecek modelleme yaklaşımının yığma duvarın örgü tipine, malzeme parametrelerinin mevcut olup olmadığına ve yığma davranışına bağlı olduğu belirtilmiştir.

Zucchini ve Lourenço [81] yığmanın doğrusal olmayan davranışının nedeninin genellikle yığmayı oluşturan malzemelerin düşük çekme mukavemetinden kaynaklanan çatlaklar olduğunu belirtmişlerdir. Yığmanın bileşenleri için mikro ölçekte homojenleştirme ve izotropik hasar modeli arasında bir formülasyon önermişlerdir. Geliştirdikleri bu modelin yığmada çatlaklardan dolayı meydana gelen elastik ötesi davranışı temsil ettiğini belirtmişlerdir. Önerilen model, literatürde arayüz modellemesi kullanılarak elde edilen sayısal sonuçlarla karşılaştırılarak doğrulanmıştır.

D'Altri vd. [82] yaptıkları çalışmada yığma duvarların düzlem içi ve düzlem dışı yükleme koşulları altındaki mekanik davranışını belirlemek için yeni bir üç boyutlu detaylı mikro modelleme yaklaşımı önermişlerdir. Bu modelleme yaklaşımı, plastisite ve hasar bünye modellerini esas alan tuğla ve harç katmanlarından oluşan yığma birimlerle temsil edilmiştir. Yığma birimler arasında sıfır kalınlıklı rijit-kohezif sürtünmeli arayüz elemanlar kullanılmıştır. Bu yeni yaklaşım küçük ölçekli duvarlar ve tuğla-harç malzemeleri üzerinde test edilerek doğrulaması yapılmıştır. Arayüz davranışı küçük ölçekli deney duvarlarının sonuçlarını başarılı bir şekilde temsil etmiştir. Yığma duvarların düzlem içi ve düzlem dışı davranışları için deney ve sayısal analizlerden elde edilen sonuçlar karşılaştırmalı olarak incelenmiştir.

Greco vd. [83], düzlem içi yükler altındaki tuğla yığma duvarların doğrusal olmayan analizi için tuğla-harç arayüz ve harç katmanında hasar oluşumuna izin

veren detaylı mikro modelleme yaklaşımı önermişlerdir. Birleşim bölgeleri için çoklu mikro çatlak gelişimi ve yayılımını temsil edebilecek yeni bir kohezif-sürtünmeli arayüz modeli sunulmuştur. Önerilen modelleme yaklaşımının yığma duvarın dayanımının değişik yükleme koşulları altında tahmin etmekteki güvenilirliği mevcut deneysel sonuçlar ile uyumlu olduğu gösterilerek sağlanmıştır.

Sarhosis vd. [84] küçük ölçekli yığma birimler ve prizmaların detaylı mikro modelleme yaklaşımı kullanarak iki boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analizlerini gerçekleştirmişlerdir. Önerilen modelde, tuğla birimler ve harç ayrı ayrı deforme olacak şekilde ele alınmış ve sıfır kalınlık arayüz elemanlar ile birbirine bağlanmış olarak temsil edilmiştir. Ek olarak tuğla, harç ve tuğla-harç arayüzlerinde çatlak oluşumuna izin verilmiştir. Bu yaklaşım kullanılarak bir dizi sayısal analiz gerçekleştirilmiş ve analiz sonuçları küçük ölçekli deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Önerilen modelleme yaklaşımının kullanıldığı sayısal sonuçların deneysel sonuçlarla uyumlu olduğu görülmüştür.

Sousa vd. [85], farklı mekanik özelliklere ve geometrik düzenlemelere sahip malzemelerden üretilmiş donatısız beton yığma duvarların basınç etkisi altındaki davranışı üzerine bir duyarlılık analizi gerçekleştirmişlerdir. Yığma duvarın davranışını simüle etmek için sürekli sonlu elemanlar ve elastoplastik hasar modeli içeren üç boyutlu bir mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak sayısal modeli oluşturulmuş ve deneysel olarak elde edilen verilerle kalibre edilerek önerilen model doğrulanmıştır. Sayısal modelin kalibrasyonu ve doğrulaması yapıldıktan sonra, farklı geometrik ve mekanik özelliklere sahip yığma prizmaların basınç yüklemesi altındaki davranışını belirlemek için duyarlılık analizi yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar, duvarın basınç davranışıyla iyi bir uyum gösterecek şekilde tahmin edildiğini göstermiştir.

Naciri vd. [86], detaylı mikro modelleme ve çok ölçekli homojenleştirme yaklaşımlarını kullanarak küçük ve büyük ölçekli yığma duvarların sayısal modelini oluşturmak ve analiz etmek için pratik ve kullanıma hazır bir alternatif modelleme yaklaşımı önermişlerdir. Bu amaçla, tuğla-harç arayüz bölgeleri, yüzey esaslı kohezif davranış kullanılarak modellenmiş; tuğla, harç ve homojenleştirilmiş duvarın doğrusal olmayan davranışını modellemek için beton elastoplastik hasar modeli kullanılmıştır. Önerilen modelleme yaklaşımı, kesme dayanımına ilişkin deney sonuçlarıyla sayısal analizlerden elde edilen sonuçlar karşılaştırılarak

doğrulanmıştır. Detaylı mikro modellemenin deneysel göçme mekanizmasını daha yüksek doğrulukla yakaladığı gösterilmiştir. Öte yandan, çok ölçekli modelleme için önerilen homojenleştirme tekniği, analiz süresi açısından önemli bir tasarruf ile tatmin edici bir doğruluk sağlamıştır. Her iki tekniğin de duvarın farklı ölçeklerdeki davranışını tahmin etmek için kullanılabileceğini vurgulamışlardır. Detaylı mikro modellemede, harç ve tuğla birimlerinin çekme çatlaması ve basınç ezilmesi davranışı, beton elastoplastik hasar modeli kullanılarak başarıyla simüle edilmiştir. Öte yandan, yüzey esaslı kohezif davranış, arayüzün açılma ve kaymasını temsil etmedeki etkinliğini göstermiştir. Bu iki bünyesel modelin birleştirilmesi, duvarın nihai dayanımı ve göçme şeklinin tahmininde çok yüksek bir doğruluk seviyesi sağlamasına karşın, çok daha fazla analiz süresi gerektirmektedir. Ayrıca, harcı ve tuğlayı ayrı ayrı modellemek, özellikle karmaşık geometrilere sahip büyük ölçekli analizler için oldukça zahmetli bir iş olduğu için bu modelleme yaklaşımının yalnızca laboratuvar ölçekli analizler için etkili bir şekilde kullanılabileceği belirtilmiştir.

Rahgozar ve Hosseini [87], tuğla yığma yapılarda yer alan çamur, kireç-çamur ve kireç-kum içeren eski harçların düzlem içi karakteristik özelliklerini deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Bu amaçla, tuğla ve harç özellikleri, günümüze ulaşan yığma binalarla uyumlu olacak şekilde seçilerek tuğla yığma prizmalar inşa etmişlerdir. Ayrıca, karşılaştırma yapmak için çimento ve çimento-kireç harçlarından oluşan tuğla yığma prizmalar da üretilmiştir. Üretilen tuğla yığma prizmaların düzlem içi doğrusal olmayan davranışları, basınç, kesme ve çekme testleri ile incelenmiştir. Deneysel sonuçlar, ABAQUS [43] sonlu elemanlar yazılımında tuğla-harç arayüz bölgesinin davranışını modellemek için kullanıcı tanımlı bir kod ile programa eklenen iki doğrulu kayma rijitliği fonksiyonu kullanılarak modellenmiştir. Analiz ve deney sonuçları arasında yeterli bir uyum olduğu belirtilmiştir.

Bompa ve Elghazouli [88], kil tuğla ve hidrolik kireç harcı ile üretilen duvar numunelerinin kesme davranışını incelemişlerdir. Sayısal modelde, arayüz elemanlarda plastik hasarı ve tuğla birimlerde hasarlı-plastisite bünyesel modelinin dikkate alındığı ayrıntılı yüzey esaslı kohezif yaklaşım kullanılmıştır. Çeşitli seviyelerde eksenel ön yükleme altında kayma testi numunelerinin deneyleri gerçekleştirilmiştir. Deneyleri gerçekleştirilen numunelerin sayısal modellerinin

doğrulaması rijitlik, kesme dayanımı ve düzlem içi kayma kırılma enerjisi açısından değerlendirilmiştir. Sayısal modelin, duvarın yatay yükleme altındaki davranışını ve göçme modlarını güvenilir bir şekilde yakalayabildiği ve bu nedenle detaylı mikro modelleme yaklaşımı ile yapılacak sayısal irdelemeler için kullanılabileceği belirtilmiştir.

Ravula ve Subramaniam [89], çeşitli eksenel yük seviyeleri altında tuğla duvarın kohezyonlu-sürtünmeli kayma davranışı üzerine deneysel bir araştırma sunmuşlardır. Tuğla-harç arayüzü boyunca yayılan bir çatlağın ürettiği yatay derzlerdeki oluşan aşamalı göçme, tuğla ve farklı dayanımlara sahip harçlarla üretilen test duvarları için incelenmiştir. Çimento açısından daha zengin harçlarda göçme yüzeyleri daha pürüzlü olduğu ve bu pürüzlülüğün eksenel basınç düzeyi ile arttığı belirlenmiştir. İki farklı dayanıma sahip harç tipi ve farklı eksenel yük seviyesine göre elde edilen deneysel sonuçlar kullanılarak kohezif-sürtünmeli bir arayüz modeli geliştirilmiş ve kalibre edilmiştir. Maksimum kohezif kayma gerilmesinin ve kohezif kırılma enerjisinin, kayma düzlemine dik olarak uygulanan eksenel yük düzeyi ile arttığı gözlemlenmiştir. Çimento bakımından zengin harçlarda arayüz bölgesinin basınca daha duyarlı olduğu ve daha yüksek maksimum kohezif gerilmeye sahip olduğu belirtilmiştir.

Senthivel ve Lourenço [90], eksenel basınç ve yatay yüklemeye maruz kalan tarihi taş yığma duvarların göçme modları ve yük-yer değiştirme eğrileri gibi özelliklerini incelemek için iki boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analizi gerçekleştirmişlerdir. Üç farklı tarihi taş yığma duvar tipi üzerinde deneysel bir araştırma yapılmış ve duvarların sayısal analizlerinde plastisite teorisi esaslı bir mikro modelleme yaklaşımı kullanılmıştır. Taş birimler, sekiz düğüm noktalı sürekli düzlem gerilme elemanları kullanılarak tam Gauss entegrasyonu ile modellenmiştir. Harç tabakası ve tuğla-harç arayüzleri, Lobatto entegrasyonlu altı düğüm noktasına sahip sıfır kalınlıklı çizgisel arayüz elemanı kullanılarak modellenmiştir. Sayısal analiz sonuçları, deneysel test sonuçları ile karşılaştırılmış ve önerilen modelin iyi bir uyum sergilediği gösterilmiştir. Eksenel yükün düşük olması durumunda eğilme veya devrilme hasarlarına neden olduğu, daha yüksek eksenel yükün ise, köşegen doğrultu boyunca kesme çatlaklarına, topuk ezilmesi ve devrilme modu göçmelerine neden olduğu gözlemlenmiştir.

Abasi vd. [91], tarafından yapılan çalışmada, yığma duvarın basınç dayanımı üzerinde etkili olan çeşitli parametreleri incelemek amacıyla parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Yığma prizmaların davranışını simüle etmek için basitleştirilmiş mikro modelleme yöntemi kullanılmış ve bu yöntem deneysel sonuçlarla doğrulanmıştır. Yığma prizmaların uzunluk-genişlik oranının basınç dayanımı üzerinde önemli etkisinin olduğu bulunmuştur. Mevcut yönetmeliklerde yer alan düzeltme faktörlerinin, yığma prizmaların basınç dayanımını daha fazla tahmin ettiği belirtilmiştir. Yığma prizmaların basınç dayanımını belirlemek için hem yükseklik-genişlik hem de uzunluk-genişlik oranlarını dikkate alan yeni düzeltme faktörleri önerilmiştir.

Da Porto vd. [92], yapmış oldukları çalışmada delikli kil yığma tuğla ve çeşitli yatay ve düşey derzlerden oluşan üç ayrı tip taşıyıcı yığma duvarın düzlem içi çevrimsel yükler altındaki davranışını incelemek amacıyla kapsamlı deneysel araştırmalar yürütmüşlerdir. Deneysel davranışı simüle etmek için, izotropik hasar ve/veya ortotropik plastisite modellerinin uygulandığı hem makro hem de mikro modelleme yaklaşımları ile dört farklı doğrusal olmayan sonlu eleman modeli oluşturulmuştur. Model kalibrasyonu için benimsenen prosedürler, çeşitli modelleme stratejilerinin güvenilirliğini ortaya koymuştur.

Kumar vd. [93] tarafından yığma duvar örüm tiplerinin tuğla yığma duvarların düzlem içi davranışına olan etkisini incelemek amacıyla analitik bir araştırma yapılmıştır. Sayısal modelleme için, plastisite esaslı bünyesel modellerin kullanıldığı basitleştirilmiş mikro modelleme yaklaşımı benimsenmiştir. Çalışmada tuğla-harç bağ dayanımını incelemek amacıyla çeşitli en-boy oranları ve eksenel yük seviyeleri için üç boyutlu doğrusal olmayan sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Çalışma sonucunda yığma duvarın elastik davranışının tüm örüm tipleri için benzer olduğu, plastik bölgede ise çok az farklılık olduğu belirtilmiştir. Daha az yatay derz bulunduran örüm tipinin, yatay yüklere karşı daha iyi performans gösterdiği görülmüştür.

Petracca vd. [94], yapmış oldukları çalışmada düzlem içi yükler etkisinde yığma duvarların iki boyutlu sonlu elemanlar analizi için hasar mekaniği yaklaşımını esas alan yeni bir detaylı mikro modelleme yaklaşımı sunmuş ve literatürde mevcut diğer iki farklı ayrık mikro modelleme yaklaşımlarıyla karşılaştırmıştır. Bu yaklaşımlar, yığma duvarların literatürde farklı eksenel yük seviyelerinin test

edildiği mevcut deneysel çalışmaların sonuçları ile karşılaştırılmış ve doğrulanmıştır. Böylelikle, her üç mikro model yaklaşımının da yığma duvarların kesme, kayma ve göçme modlarını iyi bir şekilde yansıttığı fakat, deneysel sonuçlarla tutarlılık ve analiz süresi bakımından farklılıklar gösterdiği görülmüştür.

Bisoffi-Sauve vd. [95], harç derzlerinin kırılma davranışını tanımlamak için Kohezif Bölge Modeli ve Mohr-Coulomb Yasası'nı esas alan bir model geliştirmeyi amaçlamıştır. Bu çalışma kapsamında Ayrık Eleman Yöntemi çerçevesinde harç derzlerinin hasar gelişimi ve derzlerdeki çatlaklar arası sürtünme Kohezif Bölge Modeli ve Coulomb Yasası ile tanımlanmıştır. Sayısal analizler sonucunda tuğla-harç arayüzü için önerilen temas modelinin, harçta beklenen yarı gevrek davranışla uyumlu bir yük aktarımı mekanizması gösterdiği belirtilmiştir. Ayrıca, diyagonal kesme etkisindeki bir yığma duvar üzerinde gerçekleştirilen parametrik çalışma sonucunda elde edilen veriler, literatürdeki deneysel sonuçlarla karşılaştırıldığında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri ve göçme modları açısında iyi bir uyum sergilediği görülmüştür.

Dolatshahi ve Aref [96], donatısız yığma duvarlarda düzlem içi ve düzlem dışı yüklemenin aynı anda etkimesi durumunu incelemişlerdir. Çalışma kapsamında bir tanesinde düşük, beş tanesinde ise yüksek dayanımlı tuğlalar kullanılarak üretilen altı adet donatısız yığma duvarın deney sonuçları dikkate alınmıştır. Deney duvarları, farklı sınır koşulları dikkate alınarak düzlem içi ve düzlem dışı yükleme protokollerinin farklı kombinasyonları altında test edilmiştir. Sayısal simülasyonlar kullanıcı tanımlı bünye modelleri kullanılarak ABAQUS/Explicit sonlu eleman programında oluşturulup deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Model doğrulandıktan sonra yığma duvarların düzlem içi ve düzlem dışı davranışını etkileyen en önemli parametrelerin belirlenmesi amacıyla bir dizi parametrik çalışma yapılmıştır. Elde edilen sonuçlara göre kullanıcı tanımlı arayüz modeli kullanılarak oluşturulan sayısal modellerin yığma duvarların düzlem içi davranışını çeşitli yükleme protokolleri ve sınır koşulları için iyi bir şekilde tahmin ettiği görülmüştür. Son olarak, ASCE 41-13 yönetmeliğinde yığma duvarın kesme dayanımı ile ilgili yer alan bağıntıların belirtilen yükleme koşulları etkisinde yığma duvarın davranışını açıklamadaki yeterliliği tartışılmıştır.

Akbarzade ve Tasnimi [97], yapmış oldukları çalışmada donatısız yığma duvarların mikro modelleme yaklaşımı ile analizinde elasto-plastik bir arayüz modelinin

performansını incelemişlerdir. Tuğla ve harcın davranışını çoklu hasar değişkenlerine dayanan beton elasto-plastik hasar modeli ile modellenmiştir. Arayüz elemanının davranışı, kritik kayma gerilmesi sınırı olan Mohr-Coulomb sürtünme modeline uygun olarak belirlenmiştir. Modeli doğrulamak için, yığma duvarların deneysel sonuçları ile sayısal analizden elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır. Önerilen model, geometrik boyut ve malzeme özellikleri gibi çeşitli değişkenlerin dikkate alınmasında herhangi bir sınırlama olmaksızın donatısız yığma duvarların doğrusal ve doğrusal olmayan analizi için uygun olduğu belirtilmiştir. Analizler sonucunda, sayısal modelin çatlak şeklini ve göçme modunu doğru bir şekilde tahmin ettiği görülmüştür. Bünye modelinin ihtiyaç duyduğu plastisite parametrelerinin kesin bir şekilde belirlemenin kolay olmadığından dolayı duvarların yük taşıma kapasitelerinde tutarsızlıklara yol açtığı belirtilmiştir.

Parisi vd. [98], farklı sınır ve yükleme koşullarına maruz kalan tüf taşı ile üretilen yığma duvarların deneysel davranışını ve hasar gelişimini incelemek için mikro modelleme yaklaşımı ile oluşturulan sayısal modellerin analizleri üzerine çalışmışlardır. Eksenel ve diyagonal basınç yükü olmak üzere iki farklı yükleme tipi dikkate alınmıştır. Eksenel basınç yüklemesi durumunda ortalama gerilme-şekil değiştirme eğrileri, diyagonal basınç yüklemesi durumunda yük-yer değiştirme eğrileri ve her iki yükleme koşulundaki çatlak figürleriyle ilgili yapılan sayısal ve deneysel karşılaştırmalar tatmin edici bulunmuştur.

Vemuri vd. [99] tarafından kerpiç tuğla ile üretilen donatısız yığma duvarların düzlem içi monotonik ve çevrimsel yatay yükler altındaki davranışları mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak oluşturulan sayısal modeller aracılığıyla incelenmiştir. Düzlem içi göçme modları üzerine en-boy oranı ve eksenel basınç yüklemesinin etkisi incelenmiştir. Eksenel basınç yüklemesinin önemli derecede etkili olduğu belirtilmiştir. En-boy oranı 1'den büyük olan yığma duvarlarda eğilme göçme modu, 0,7-1,0 arasında olan duvarlar kesme göçme modu oluştuğu belirtilmiştir. Daha düşük eksenel yük etkisindeki kısa yığma duvarlarda yatay derz kayma göçme modunun etkin olduğu belirtilmiştir.

Dhanasekar vd. [100], düzlem içi kesme yüküne maruz kalan yığma duvarlarda bağ dayanımının yük taşıma kapasitesi üzerindeki etkisini deneysel ve sayısal olarak incelemişlerdir. Deneysel çalışmalarda, yüksek bağ dayanımlı ince kalınlıkta

polimer çimento harcıyla örülen prizmanın, geleneksel 10 mm kalınlıklı çimento harcı ile örülen prizmaya kıyasla daha yüksek bağ ve basınç dayanımına sahip olduğu görülmesine rağmen yüksek bağ dayanımlı çimento ile örülen duvarın yük taşıma kapasitesinin daha düşük olduğu ve en alt katmanda görülen kayma ile göçmeye ulaştığı sonucuna ulaşılmıştır. Daha sonra, deney sonuçlarının geçerliliği yüzey esaslı arayüz elemanı içeren bir mikro modelleme yaklaşımı ile doğrulanmıştır. Bu model, en-boy oranının ve eksenel yük seviyesinin, yüksek bağ dayanımlı yığma duvarların göçme modları, yer değiştirmeleri ve dayanımlarına olan etkisini incelemek için uygulanmış ve eksenel yük seviyesi duvarın basınç dayanımının %15'ini aştığında, taban kayması göçme modunun düzlem içi kesme kapasitesinde karşılık gelen artışla birlikte diyagonal kesme moduna dönüştüğü gösterilmiştir. Sonuç olarak eksenel basınç yükünden bağımsız olarak bağ dayanımının artırılmasının donatısız yığma duvarların göçme biçimini olumsuz yönde etkilediği görülmüştür.

Bui vd. [101], sıkıştırılmış toprak yığma duvarların düzlem dışı sismik davranışını incelemişlerdir. Sayısal modelde, toprak katmanların doğrusal olmayan davranışını simüle etmek için beton hasarlı plastisite modeli, tuğla-harç arayüz bölgesinin doğrusal ve doğrusal olmayan davranışını simüle etmek için yüzey esaslı kohezif bölge modeli kullanılmıştır. Söz konusu bünye modellerinde kullanılacak parametreler düzlem içi ve düzlem dışı yükleme durumları için literatürdeki deneysel çalışmalar kalibre edilerek doğrulanmıştır. Elde edilen sonuçlar, arayüz elemanlarının kullanılmasının nihai yük ve göçme modları üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu, ancak göreli kat ötelemesini çok az etkilediğini göstermiştir.

Haach vd. [102], donatısız yığma duvarların düzlem içi yatay yükler altındaki mekanik davranışına yanal duvarların (flanş) etkisini incelemişlerdir. Yığma duvarların geometrisi, sınır koşulları ve yatay yükün uygulama açısı gibi parametrelerin duvarın davranışı üzerindeki etkisini belirlemek için parametrik bir analiz yapılmıştır. Parametrik çalışmada sayısal modeller mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak oluşturulmuştur. Sonuçlar, yanal duvarların eğilme altındaki yığma duvarların davranışı üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu ancak duvarın kesme dayanımına çok az bir katkı sağladığını göstermiştir.

Nazir ve Dhanasekar [103], yığma duvarda yüksek yapışkan özellikte, düşük basınç dayanımlı, ince tabaka polimer harç bölgelerinin göçme mekanizmasını

incelemişlerdir. Kayma, çekme ve basınç gerilmelerinin birlikte meydana getirdiği göçme modu, yer değiştirmedeki süreksizliğin bir fonksiyonu olan çekme-ayrılma teorisine dayalı bir hasar etkileşim modeli ile dikkate alınmıştır. Farklı sınır şartları ve yükleme durumları için ince kalınlıkta harç tabakasına sahip yığma duvarların sayısal analizleri gerçekleştirilmiştir. Önerilen modelleme yöntemi kullanılarak, bir dizi kesme-çekme oranı ve kesme-basınç oranı altında ince harç tabakalı duvarların göçme mekanizmaları incelenmiştir. Son olarak, ince tabakalı harç ile üretilmiş yığma duvarların yatay harç derzlerine dik ve paralel doğrultularda iki eksenli çekme-çekme ve basınç-çekme yükleri altındaki davranışları sayısal olarak incelenmiştir. Sonuç olarak, yüzey esaslı kohezif bölge modelinin, farklı yükleme ve sınır koşulları için yığma duvar davranışını tanımlamak için kullanılabileceği belirtilmiştir.

Drougkas vd. [104], [105] periyodik yığma birim elamanların detaylı mikro modelleme esaslarına dayalı analizi için analitik bir model önermişlerdir. Çalışma kapsamında çeşitli yığma duvar tipolojileri incelenmiştir. Önerilen modelin, yığmanın elastik özelliklerinin yanı sıra çekme ve basınç dayanımlarının belirlenmesi için de kullanılabileceği belirtilmiştir. Modelin amacı, detaylı mikro modelleme tekniklerinin kullanımıyla mümkün olan ayrıntı düzeyine ulaşırken, hesaplama maliyetlerini minimumda tutarak duvarın iki ölçekli modellemesinde kullanılmasını sağlamaktır. Modelin doğrulanması amacıyla literatürdeki deney sonuçları ve periyodik yığma birim elamanlar kullanılarak yapılan sayısal analizlerinden elde edilen sonuçlar kullanılmıştır. Ayrıca çeşitli malzeme parametrelerinin duvarın basınç dayanımı üzerindeki etkilerini kapsayan kapsamlı bir parametrik inceleme gerçekleştirilmiştir. Son olarak, yığma birimlerin ve harcın malzeme özelliklerine dayalı olarak duvarın basınç dayanımının belirlenmesi için bir bağıntı önerilmiştir.

Aref ve Dolatshahi [106], çevrimsel yükleme etkisindeki yığma duvarların üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analizler için bir malzeme modeli geliştirmişlerdir. Geliştirilen modelin doğruluğu çalışma kapsamında yapılan deneysel çalışmanın ve literatürde yer alan deneysel çalışmaların sonuçları ile gösterilmiştir. Önerilen model düzlem içi monotonik yükleme, düzlem dışı monotonik yükleme ve düzlem içi düzlem dışı çevrimsel yükleme kombinasyonu içeren deneysel çalışmaların sonuçları ile doğrulanmıştır.

Chaimoon ve Attard [107], kesme ve basınç yüklemesi etkisindeki donatısız yığma duvarların analizi için sayısal bir formülasyon sunmuşlardır. Bu amaçla Attard ve Tin-Loi [108] tarafından betonun kırılması için geliştirilen model yığma yapılar için genişletilmiştir. Yığma yapının sayısal modellemesinde basitleştirilmiş mikro modelleme yaklaşımı kullanılmıştır. Harç eleman ve tuğla-harç etkileşimi sıfır kalınlığa sahip arayüz elemanları ile temsil edilmiştir. Oluşması beklenen çatlaklar yatay ve/veya düşey harç yüzeyler ile düşey ve/veya çapraz tuğla iç yüzeylerinde sınırlandırılmıştır. Üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analizlerinde kırılma kriteri olarak Mohr-Coulomb kırılma kriteri kullanılmıştır. Önerilen modelden elde edilen sonuçlar, kesme ve basınç yüklemesi altındaki yığma duvarların deneysel sonuçları ile karşılaştırılarak doğrulanmıştır.

Chaimoon ve Attard [109], düşük dayanımlı harçlar ile üretilmiş yığma duvarların üç noktalı eğilme etkisinde göçme ve göçme sonrası davranışını incelemişlerdir. İki farklı harç dayanımına sahip tam ölçekli dolu yığma duvarlar, üç noktalı eğilme etkisi altında test edilmiştir. Yığma duvarların sayısal modelinde basitleştirilmiş mikro model yaklaşımı kullanılmıştır. Malzeme parametreleri, tuğla ve tuğla-harç arayüzleri üzerinde yapılan basınç, eğilme ve kesme testlerinden elde edilmiştir. Yığma duvarlarda çatlak ilerlemesi tuğlalarda herhangi bir kırılma oluşmadan yatay ve düşey harç derzleri boyunca merdiven şeklinde ilerlemiş ve harç bağlantılarında hem çekme hem de kesme kırılması olarak gözlemlenmiştir.

Haach vd. [110], düzlem içi yüklemeye maruz yığma duvarların yatay yük taşıma kapasitesine eksenel yük, en-boy oranı, yatay ve düşey donatı oranının, sınır koşullarının etkisini incelemişlerdir. Sayısal modeller mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak oluşturulmuştur. Sayısal modelin doğrulanması, çevrimsel yatay yükler altında test edilen yığma duvarların mevcut deneysel sonuçlarından oluşan bir veri seti kullanılarak yapılmıştır. Duvarın yatay yük taşıma kapasitesinin en boy oranın artması ve eksenel yük değerinin azalması ile düştüğü belirtilmiştir. Düşey çelik çubukların yığma duvarların kesme dayanımında neredeyse hiçbir etkisi olmadığı ve yatay güçlendirmenin ise yalnızca kesmenin baskın göçme modu olması durumunda yığma duvarların yatay yük taşıma kapasitesini artırdığı görülmüştür.

Drougkas vd. [111] tarafından basınç etkisi altındaki yığma duvarların davranışı incelenmiştir. Sayısal modelde mikro modelleme yaklaşımı kullanılmıştır.

Yığmanın bileşenleri ve yığma birim-harç arayüz bölgesi ayrı ayrı bünyesel modeller ile tanımlanmıştır. Geliştirilen model ile literatürde mevcut 50 adet deneysel çalışmanın sonuçları yığma duvarın elastisite modülü, basınç dayanımı ve göçme mekanizması bakımından karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Çalışmada ele alınan duvar tipolojilerinin genel olarak dolu tuğla birimler ve tuğlaya göre daha düşük dayanıma sahip olan harç ile oluştuğu belirtilmiştir. Çalışma sonucunda, yığma duvar basınç dayanımı ve elastisite modülünün genel olarak iyi bir şekilde tahmin edilmesinin yanı sıra göçme modunun da gerçeğe yakın bir şekilde yansıtılabildiği belirtilmiştir.

Bejarano-Urrego vd. [112] tarafından yapılan çalışmada yığma duvarların iki boyutlu sonulu elemanlar modelinin orta ölçekli ayrık çatlak ve sürekli yayılı çatlak makro model yaklaşımı olmak üzere iki farklı yöntem ile oluşturulması incelenmiştir. Her iki modelleme yaklaşımı için malzeme parametrelerinin değişiminin etkisini araştırmak için bir duyarlılık çalışması gerçekleştirilmiştir. Oluşturulan sayısal modeller çevrimsel üç noktalı eğilme yüklemesine maruz yığma duvarlar üzerinde yapılan deney sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Her iki modelin de deneysel olarak gözlemlenen yük kapasitesini, göçme mekanizmasını ve yatay deformasyonları doğru bir şekilde tahmin ettiği görülmüştür. Bununla birlikte, orta ölçekli ayrık çatlak modelinin göçme mekanizması ve plastik deformasyonlar açısından daha yüksek doğruluk göstermiştir. Kırılma enerjisi, kohezyon ve çekme dayanımı gibi parametrelerin duvarda oluşan çatlak şekli üzerinde oldukça önemli olduğu belirtilmiştir.

Drougkas vd. [113], tarihi bir yapıdan çıkarılan yığma bir sütunu merkezi basınç etkisi altında göçme durumuna kadar çevrimsel ve monotonik yükleme etkisinde test etmişler, aynı zamanda sütun üzerinde tahribatlı ve tahribatsız malzeme deneyleri de yapmışlardır. Sütunu oluşturan malzemelerin özelliklerini detaylıca açıklamış ve maksimum göçme yükü ve göçme moduna olan etkisini incelemişlerdir. Yığma sütunda bulunan mevcut hasarın davranışa olan etkisini mikro modelleme yaklaşımı ile oluşturdukları sayısal model ile incelemişlerdir. Sayısal modelin elastisite modülü, maksimum yük ve göçme modu açısından iyi sonuçlar verdiği belirtilmiştir.

Doran vd. [114], karbon lif takviyeli polimer ile güçlendirilmiş yığma duvarların bünyesel modeli üzerine bir çalışma yapmışlardır. Çalışma sonucunda daha

önceden yığma kolonlarda kohezyon ve içsel sürtünme açısı için önerilen analitik ifade yığma duvarlar için genişletilmiştir. Çalışma kapsamında önerilen model farklı çalışmalardaki deney sonuçlarıyla iyi bir uyum göstermiştir.

Doran vd. [115], geleneksel donatısız yığma duvarların yapısal güçlendirmesi için harç enjeksiyon güçlendirme tekniğinin sağladığı iyileştirmeleri deneysel ve sayısal inceleyen bir çalışma sunmuşlardır. Bu amaçla kesme-basınç etkisinde dört farklı kireç harcı ile üretilen dört adet hasarlı donatısız yığma duvar, enjeksiyon harcı yöntemi kullanılarak güçlendirilmiştir. Mevcut harç tipleri ile aynı içeriğe sahip olarak üretilen enjeksiyon harcı hasarlı duvarlardaki tüm çatlaklara uygulanmıştır. Sayısal model için basitleştirilmiş mikro model yaklaşımı ve elasto-plastik hasar modeli kullanılmıştır. Sonuçlar, önerilen yaklaşımın harç enjeksiyonu ile güçlendirilmiş yığma yapılarda harç ve harç-birim arayüz davranışını tanımlamak için kullanılabileceğini göstermiştir.

Koksal vd. [116], eş merkezli basınç etkisinde lif takviyeli polimer ile sargılanmış yığma kolonların doğrusal olmayan sonlu eleman analizi için pratik bir Drucker-Prager bünye modeli geliştirilmiştir. Dolu kil tuğla ve harcın kohezyon ve içsel sürtünme açısı için analitik ilişki önerilmiştir. Lif takviyeli polimer ile güçlendirilmiş yığma kolonların göçme kriterlerini değerlendirmek için üç farklı deneysel çalışmadan on dört test numunesi önerilen yaklaşımla modellenmiştir. Analizler sonucunda, yığma kolonların gerilme-şekil değiştirme ilişkisinin ve şekil değiştirme dağılımlarının deneysel sonuçlarla uyumlu olduğu görülmüştür.

Drougkas vd. [117], düzlem içi kesme etkisi altında bir dizi deneysel çalışması yapılan yığma duvarların detaylı mikro model yaklaşımı ile sayısal analizlerini gerçekleştirmişlerdir. Deneysel çalışmalarda yığma duvarlar tam dolu tuğla ve çimento/kireç harcı ile üretilmiştir. Yığma duvarlar, kesme etkisinin yanı sıra değişken seviyelerde eksenel yüklemeye de maruz bırakılmıştır. Sayısal modelde arayüz elemanın çekme ve kayma göçmesi durumları için sürtünme-çekme modeli kullanılmıştır. Deney ve sayısal analiz sonuçları arasında iyi bir uyum bulunmuştur. Maksimum yük, eksenel yük seviyesinin tüm değerleri için iyi bir şekilde tahmin edilmiştir.

Berto vd. [118], mikro ve makro modelleme yöntemi ile kayma etkisi altındaki yığma duvarların parametrik analizleri gerçekleştirilmişlerdir. Mikro modellemede

harç için izotropik hasar modeli kullanılırken, makro modellemede yığma duvarın elastik ötesi davranışını yansıtmak amacıyla ortotropik hasar modeli kullanmışlardır. Mikro modelleme yaklaşımının kesme etkisi altında yığma duvarların yerel tepkisini doğru bir şekilde yansıttığını belirtmişlerdir. Ayrıca mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak yapılan analizlerin makro modeli kalibre etmek için gerekli parametreleri belirlemek amacıyla uygulanabilir olduğu görülmüştür. Makro modelin duvarlar üzerindeki kesme testlerini simüle etmek konusunda duvarın global davranışını iyi bir şekilde yansıttığı gösterilmiştir.

Dolatshahi ve Aref [119] tarafından yığma yapıların modellenmesinde rijit elemanlar ve çizgisel arayüz elemanları kullanılmıştır. Rijit elemanlar ve çizgisel arayüz elemanları ile temsile edilen bileşenlerin düzlem içi davranışlarını iki boyutlu ortamda incelemişlerdir. Geliştirdikleri yöntemde bileşenler olası kırılma biçimini yansıtacak şekilde önceden tanımladıkları bir çatlak yolu üzerinde kırılmaya uğrayabilmektedir. Klasik sonlu elemanlar yöntemine göre kullandıkları modelleme yönteminin, analiz süresini sistemin serbestlik derecesindeki düşüşe bağlı olarak oldukça kısalttığı belirtilmiştir. Önerilen algoritmalar ve malzeme modelleri literatürden deneysel çalışmalarla doğrulanmış ve sonuçlar önerilen modelin yeterliliğini göstermiştir.

Tzamtzis ve Asteris [120], tarafından gerçekleştirilen çalışmada yığma yapıların statik ve dinamik analizi için üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman modeli sunulmuştur. Modelde mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak tuğla ve harç ayrı ayrı modellenmiştir. Tuğla ve harçta meydana gelen doğrusal olmayan şekil değiştirme ve yerel çatlakların ilerlemesi dikkate alınmıştır. Harç bölgesi arayüz elemanları kullanılarak dikkate alınmıştır. Düzlem içi eğilme etkisinde yığma duvarlarda gerilme dağılımı kabul edilebilir bir doğrulukta elde edilmiştir. Literatürde mevcut analitik ve deneysel çözümler, mevcut sonlu eleman modelinden elde edilen sonuçları doğrulamak için kullanılmış ve modelin yüksek doğruluk derecesine sahip olduğunu göstermiştir.

Page vd. [121], donatısız yığma duvarlar için elastik ötesi şekil değiştirme ve yerel çatlakların gelişimini göz önüne alan bir model önermiştir. Yığma duvardaki gerilme dağılımını belirleyebilmek için, harç elemanı bağlantı elemanı olarak modellenirken, tuğla birimi izotropik ve elastik olarak ele alınmıştır. Harç yüzeylerin doğrusal olmayan şekil değiştirme özellikleri yığma prizmalar üzerinde

yapılan deneyler ile belirlenmiş ve harç yüzeyleri için normal ve kesme kuvveti etkisinde bir kırılma kriteri geliştirilmiştir.

Asteris ve Tzamtzis [122], iki eksenli gerilme durumu etkisinde donatısız yığma duvarların makro ölçekte doğrusal olmayan analizi için yeni bir yöntem sunmuşlardır. İki eksenli gerilme durumunda anizotropik yığma için akma yüzeyinin belirlenmesi üzerine odaklanmışlardır. Elastoplastik durumun çözümü için başlangıç gerilme durumu yöntemini kullanmışlardır. Geliştirilen göçme yüzeyini kullanan yöntemin geçerliliği, üniform basınç ve kesme yükü altındaki donatısız yığma duvarların doğrusal olmayan davranışının incelenmesinden elde edilen sonuçların diğer araştırmacılar tarafından elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmasıyla gösterilmiştir. Çalışma sonucunda donatısız yığma duvarların davranışında kullanılan akma kriterinin etkili olduğunu belirtmişlerdir.

Vyas vd. [123], yığma prizmaların basınç dayanımı ve çatlak gelişimini belirlemek için mikro modelleme yöntemini esas alan üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman modeli geliştirmişlerdir. Geliştirilen modelde yığma birim ve harcın doğrusal olmayan davranışını temsil etmek için çok doğrulu gerilme şekil değiştirme ilişkisi kullanılmıştır. Beton için geliştirilen Willam–Warnke malzeme modeli yığma malzemeler için uyarlanmıştır. Göçme sonrası durum yayılı çatlak modelini esas alan ortotropik bir bünye denklemi ile modellenmiştir. Önerilen sayısal model tarafından tahmin edilen yığma prizmanın basınç dayanımı, deneysel sonuçların yanı sıra yönetmeliklerde yer alan bağıntılar tarafından belirlenen değerlerle karşılaştırılmıştır. Sayısal model tarafından tahmin edilen çatlak modelinde, prizmada dikey yarılma çatlakları oluştuğu görülmüştür. Sayısal model, nihai göçme durumundaki basınç dayanımını deneysel basınç dayanımı değerine göre gayet yakın bir şekilde tahmin etmiştir.

Ghiassi vd. [124], yığma duvarların doğrusal olmayan davranışını belirlemek için makro ölçekli bir sayısal model sunmuşlardır. Modelde yığma elemanların davranışı ortotropik olarak düşünülmüş ve daha sonrasında yığma duvarlara uygulanması için basit bir yöntem geliştirilmiştir. Geliştirilen model global durumda oluşan kayma ve eğilme şekil değiştirmelerini göz önüne almaktadır ve oluşması muhtemel tüm göçme modlarını tahmin edebilme kapasitesine sahiptir. İki ekseneli gerilme etkisinde her bir göçme modu için uygun malzeme modeli ve göçme kriteri tanımlanmıştır. Analiz sonuçlarının deneysel gözlemlerle iyi bir

uyum içinde olduğu, analiz süresinin ise sonlu eleman yöntemleri gibi sıklıkla kullanılan sayısal yaklaşımlara kıyasla önemli ölçüde daha düşük olduğu gösterilmiştir. Ayrıca, önerilen model büyük yapıların analizi için makro modelleme yaklaşımı olarak kullanılabileceği ve kabul edilebilir bir doğruluk sağlayacağı belirtilmiştir.

Dolatshahi vd. [125], [126] tipik bir en-boy oranına sahip donatısız yığma duvarın farklı yer değiştirme kontrollü yükleme doğrultularındaki iki yönlü davranışını sonlu eleman analizi kullanarak incelemektir. Yığma duvarların sayısal modelinde basitleştirilmiş mikro modelleme yaklaşımı kullanılmıştır. Bu amaçla, önerilen sayısal yöntem farklı göçme modlarına sahip duvarlarda gerçekleştirilen test sonuçları ile doğrulanmıştır. Ardından, yığma duvar davranışı farklı yönlere sahip artan tepe yer değiştirmeler etkisinde değerlendirilmiştir. Toplamda 19 adet monotonik ve üç adet çevrimsel yükleme analizi gerçekleştirilmiş ve sonuçlar göçme modlarının ve yük-yer değiştirme eğrilerinin değişimi açısından tartışılmıştır. Ayrıca, her yükleme koşulunda elde edilen duvar yük taşıma kapasitesi sonuçları, ASCE41-06 yönetmeliğinde verilen bağıntılardan elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Sonuçlar, duvarın düzlem içi ve düzlem dışı kuvvetlerinin vektörel toplamı olan sonuç kuvvetinin yönünün başlangıçta düzlem içi ve düzlem dışı yönlerindeki rijitlik oranı ile orantılı olduğunu göstermiştir. Ancak, hasarın artmasıyla birlikte sonuç kuvvet yönünün, uygulanan yer değiştirmenin yönünden bağımsız olarak duvarın uzunluğu doğrultusunda doğru kaydığı görülmüştür. Ayrıca, ASCE41-06 bağıntılarının farklı iki yönlü yükleme koşulları altında uygulanabilirliği için önerilerde bulunmuşlardır.

Dolatshahi vd. [125], [126], üç farklı donatısız yığma duvarın davranışı düzlem içi yer değiştirmeler ve göçme mekanizmaları nedeniyle düzlem dışı kapasitesinde meydana gelen değişim sayısal analizlerle değerlendirilmiştir. Düzlem dışı kapasite üzerine etki eden çeşitli parametreler incelenmiştir, bunlar arasında en-boy oranı, çatı sınır koşulları, düzlem içi yer değiştirme ve yükleme tipleri bulunmaktadır. Sonuçlar, donatısız yığma duvarların düzlem dışı kapasitesindeki azalmanın, sınır koşullarına, düzlem içi göçme moduna ve düzlem içi hasar seviyesine bağlı olarak değişebildiğini göstermiştir. Ayrıca, düzlem içi yükleme tipinin düzlem içi göçme modları nedeniyle yüksek en-boy oranına sahip duvarlarda, daha önemli olduğu belirtilmiştir.

Lourenço ve Rots [127] tarafından yapılan çalışmada yığma yapıların analizinde kullanılan elastoplastik bünyesel modele sahip bir arayüz elemanının davranışı incelenmiştir. Yığma duvarı oluşturan her bir bileşen, malzemelerdeki kırılma, kayma ve ezilmenin tanımlanabilmesi için ayrı ayrı dikkate alınmıştır. Model için gerekli parametreler tuğla harç ve küçük ölçekli model duvarlar üzerinde yapılan deneylerden türetilmiştir. Önerilen modelin yığma duvarların deneysel göçme yükünü ve davranışını doğru bir şekilde tahmin ettiği belirtilmiştir. Ayrıca, modelin, sayısal yakınsama zorlukları olmaksızın sistemin göçme durumuna kadar olan tüm aşamalarını yansıtabildiği belirtilmiştir.

Lotfi ve Shing [128], yığma yapıların yatay yük altındaki göçme davranışının modellenebilmesi için harcın arayüz eleman, tuğla birimlerin ise yayılı çatlak elemanlar ile temsil edildiği bir sayısal model geliştirmişlerdir. hem çekme-kayma hem de basınç-kayma bölgelerinde birleşik normal ve kayma gerilmeleri altında arayüz kırılmasının başlamasını ve yayılmasını simüle edebilen ve deneysel olarak gözlemlenen dilatasyonu yansıtabilen bir arayüz modeli geliştirilmiştir. Önerilen arayüz modelinin, yığma yapılardaki harç elemanın davranışını doğru bir şekilde temsil ettiği mevcut deneysel çalışmalar ile değerlendirilmiştir. Analizler sonucunda sayısal modelin yük-yer değiştirme ilişkisinin yanı sıra göçme modu, süneklik ve çatlak yayılımı açısından da iyi sonuçlar verdiği belirtilmiştir.

Attard vd. [129], beton için geliştirilen kırılma modelini, yığmada çekme ve kesme kırılması durumları için genişletmiş, yatay ve düşey harç birleşim bölgelerinde doğrusal olmayan kırılma yüzeyleri Mohr-Coulomb kırılma yüzeyi ile temsil edilmiştir. Modelin doğruluğu çekme, kayma ve üç noktalı eğilme etkisindeki yığma duvarlar üzerinde yapılan deney sonuçları ile karşılaştırılarak gösterilmiştir.

Giambanco vd. [130], yığma yapılarda harç süreksizliğinin davranışını temsil edecek elastoplastik bir arayüz modeli önermişlerdir. Bu model, kayma ve çekme gerilmelerinin etkisinde ayrılma/bağ kopması sürecinde meydana gelen yumuşama davranışını analiz edebilmek için oluşturulmuştur. Modelde ayrıca kohezyon kaybı süreci ve kayma sırasında temas yüzeyi şeklinin değişimi dikkate alınmıştır. Önerilen arayüz modelinin ve modelleme stratejisinin etkinliğini ve performansını göstermek amacıyla literatürdeki iki farklı deney duvarının sonuçları ile karşılaştırılmış ve sonuç olarak modelin deneysel sonuçlarla oldukça uyumlu sonuçlar verdiği görülmüştür.

Kumar vd. [131], donatısız yığma yapıların göçme analizi için bir kompozit arayüz modeli önermişlerdir. Çalışmada önerilen modelde akma yüzeyi olarak Mohr-Coulomb akma kriteri kullanılmış, modeldeki doğrusal olmayan davranışın yığma süreksizliklerinin potansiyel çatlak oluşumunu, kayma ve ezilmesini içerdiği belirtilmiştir. Duvarın hasar modellemesi için mikro modelleme yaklaşımı benimsenmiştir. Model, ABAQUS [43] yazılımında kullanıcı tanımlı olarak programa uyarlanmış ve doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri gerçekleştirilmiştir. Mevcut deneysel çalışmalar ile karşılaştırılarak önerilen modelin doğruluğu gösterilmiştir.

Alfano vd. [132], arayüz elemanında hasar ve sürtünmenin birleştirildiği kohezif bölge modelini temel alan bir yöntem sunmuşlardır. Bu model daha sonrasında Sacco vd. [133] tarafından yığma ve harç arasındaki ayrılma/bağ kopma mekanizmasını modellemek amacıyla hasar ve sürtünmenin birlikte düşünüldüğü bir arayüz modeli olarak geliştirilmiştir. Önerilen modelin yığma elemanların doğrusal olmayan davranışını temsil etme kabiliyetini değerlendirmek için sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Deneysel sonuçların mevcut olduğu güçlendirilmemiş ve lif takviyeli polimer ile güçlendirilmiş yığma kemerler modellenmiş ve mekanik davranışları incelenmiştir. Sayısal modelden elde edilen sonuçlar deneysel sonuçlarla karşılaştırılarak, önerilen modelin donatısız ve donatılı yığma kemerlerin davranışını göçme yükü, doğrusal olmayan davranış ve göçme mekanizması açısından temsil etme kabiliyeti gösterilmiştir.

Fouchal vd. [134], yığma yapılarda arayüz elemanların mekanik davranışının modellenmesi amacıyla yaptıkları çalışmada öncelikle malzeme ve arayüze ait karakteristik özellikleri deneysel olarak belirlemiş, sonrasında ise arayüz bölgesi için yapışma yoğunluğunu temel alan bir model geliştirmiştir. Bu model harç ve tam dolu veya delikli tuğla yüzey arasında kalan arayüzü tanımlamak ve harçta meydana gelen hasarın tanımlamak için kullanılmıştır. Deneysel çalışmalar ile modelin doğruluğu gösterilmiştir.

Berto vd. [135], düzlem içi yükleme etkisinde ve gevrek davranış gösteren yığma duvarların sayısal analizi için ortotropik hasar modeli geliştirmişlerdir. Hasar modeli, ikisi basınç ikisi çekme olmak üzere birbirinden farklı dört bağımsız hasar parametresi içermektedir. Çekme davranışlarını etkileyen iç parametreler iki ana doğrultu boyunca kırılma enerjileriyle ilişkiliyken, basınç davranışını etkileyen

parametreler ise deneysel davranışların uyarlanmasıyla elde edilmiştir. Geliştirilen modelin doğruluğu deneysel çalışmaların sonuçları ile karşılaştırılarak gösterilmiştir. Sayısal sonuçlar ve deneysel veriler arasındaki karşılaştırmada hem yığma duvar hem de büyük ölçekli boşluklu yığma duvar için iyi bir uyum göstermiştir.

Fouchal vd. [136], yığma ve benzeri yapılar için pürüzlülük ve mikro-çatlak yaklaşımına dayalı bir arayüz modeli geliştirmişlerdir. Bu çalışmada mevcut modelin üzerine eklenen yenilik, pürüzlülük fonksiyonu olarak adlandırılan arayüz bölgesindeki geometrik heterojenliği göz önüne alan bir iç değişkenin sunulmasıdır. Geliştirilen model ile yapılan sayısal analizlerden elde edilen sonuçların, kesme etkisindeki yığma duvarların deney sonuçları ile uyumlu olduğunu belirtilmiştir. Önerilen yaklaşımın sınırlamaları dahilinde, pürüzlülük fonksiyonu özelliklerinin arayüz davranışı üzerindeki etkisini inceleyen parametrik bir çalışma da gerçekleştirilmiştir.

1.2 Tezin Amacı

Bu tez çalışması kapsamında, donatısız yığma duvarlarda çerçeve oranının, boşluk oranının, boşluğun geometrik şeklinin ve eksenel yük oranının duvarın düzlem içi davranışına ve yatay yük-yer değiştirme kabiliyetine olan etkisini araştırmak amacıyla parametrik bir çalışma yapılmıştır. Çalışmada kullanılacak olan üç boyutlu sayısal model/modellerin kalibrasyonu amacıyla bir dizi deneysel çalışma da planlanmıştır. Bu bağlamda, tam dolu ve simetrik şekilde konumlandırılmış pencere boşluğuna sahip 1040×1040×102 mm boyutlarında tuğla yığma duvarlar üretilmiştir. Yığma duvarların üretiminde 220×100×60 mm boyutlarında blok harman tuğla, yatayda ve düşeyde 10 mm kalınlığında çimento harcı kullanılmıştır. Tuğla ve harç malzemesinin mekanik özellikleri gerekli malzeme deneyleri ile belirlenmiştir. Sabit eksenel yük ve artımsal olarak uygulanacak yatay yük altında duvar deneyleri gerçekleştirilmiş, her bir duvar numunesi için göçme mekanizmaları ve yatay yük-yer değiştirme ilişkileri belirlenmiştir. Boşluklu yığma duvarlar için gerek teknik literatürde gerekse ilgili yönetmeliklerde tepe yer değiştirme oranı ile ilgili herhangi bir sınırlandırma göze çarpmadığından, bu tez çalışması içerisinde bu eksikliği giderebilmek açısından bir parametrik çalışma planlanmıştır. Parametrik çalışmalarda esas alınacak olan boşluklu yığma duvarlara

ait sayısal model/modeller, deneysel çalışmada ulaşılan sonuçlar doğrultusunda kalibre edilmiştir. Sonuç olarak, 330 adet sayısal analizden elde edilen tepe noktasındaki yatay yer değiştirme oranlarını (tepe yer değiştirme oranı) mümkün olabildiğince sade bir şekilde temsil eden yeni bir analitik bağıntı üretilmiştir.

1.3 Hipotez

Ülkemizdeki yapı stoğunun önemli bir kısmının donatısız yığma yapılardan oluştuğu bilinmektedir. Mevcut tarihi yapılar ve özellikle kırsal kesimde barınma amaçlı inşa edilen donatısız yığma yapıların birçoğunun mühendislik hizmeti almadan ya da yapımı esnasında yönetmelik ve standartların koyduğu sınır değerlere ve kurallara uyulmadan yapıldığı kaçınılmaz bir gerçektir. Donatısız yığma duvarlar dünyada çok yaygın olarak kullanıldıkları, tarihi ve kültürel anlamda öneme sahip oldukları için gerçek davranışlarını yansıtan kapsamlı bir sayısal modelin varlığı önem taşımaktadır.

Yığma, kendisini oluşturan bileşenlerin homojen olmaması ve farklı mekanik özellikler taşıması sebebiyle düzlem içi yükler altında doğrusal olmayan bir davranış ve çeşitli göçme mekanizmaları sergiler. Yığmanın mekanik davranışı oldukça kompleks olduğundan, yapısal davranışını değerlendirmek amacıyla uygun bünyesel/sayısal model belirlemek birçok çalışmaya konu olan karmaşık bir problemdir.

Yığma yapıların yatay yükler altında devrilme, kesme ve ezilme gibi birbirinden farklı göçme mekanizmalarının mevcut olduğu bilinmektedir. Her bir mekanizma durumu için donatısız yığma duvarların tepe yer değiştirmesi, yapının göçme öncesine kadar olan performansının belirlenmesinde önemli bir rol oynar. Günümüzde yığma yapıların sismik davranışını belirlemede kullanılan en önemli doğrusal olmayan parametrelerden birisi de düzlem içi yer değiştirme kapasitesinin belirlenmesidir. Mevcut yönetmeliklerde yığma yapıların tepe yer değiştirme oranını belirleyebilmek için deneysel ve mekanik modellere dayalı çeşitli bağıntılar bulunur. Bu bağıntılar genel olarak yığma duvarın göçme moduna göre belirlenmekte olup dolu duvarlar için önerilmiştir. Literatürde, donatısız boşluklu yığma yapıların temel taşıyıcısı olan yığma duvarlar için deneysel ve/veya analitik olarak önerilen yer değiştirme kapasiteleri/kesme kuvveti kapasitesi ile ilgili oldukça az sayıda çalışma bulunmaktadır. Donatısız yığma duvarları mekanizma

durumuna getiren çatlakların, duvarda boşluk (kapı, pencere) varsa genellikle bu boşluklar etrafında meydana geldiği bilinmektedir. Boşluklu yığma duvarın yer değiştirme kapasitesini, sadece duvarın göçme mekanizması değil, duvarı oluşturan malzemelerin özellikleri, duvarın boyutu ve sınır koşulları, boşluk oranı/lokasyonu ve üzerine etkiyen eksenel yük gibi birçok farklı parametrelerin de etkilediği bilinmektedir.

Bu çalışma ile donatısız yığma duvarların, düzlem içi yatay yükler etkisi altındaki davranışının deneysel ve sayısal olarak incelenmesi hedeflenmiş, literatürdeki eksikliği gidermek üzere bir dizi parametrik çalışma; 0.5-0.75-1.0-1.5 ve 2.0 olmak üzere beş farklı en boy oranı-çerçeve oranı (H/L) ilişkisi; duvar alanının %10, %15, %20, %25, %30 ve %35'i olarak değişen altı farklı boşluk oranı ve duvarın basınç dayanımının %3'i ile %20'u arasında değişen (%3-%5-%8-%10-%15-%20) altı farklı eksenel yük oranı (n) için tepe yer değiştirme oranını tahmin eden yeni bir bağıntı önerilmiştir.

2
YIĞMA YAPILAR HAKKINDA GENEL BİLGİ

Yığma yapılar, genellikle taş, tuğla, beton blok veya kerpiç gibi malzemelerin uygun bir bağlantı yöntemiyle bir araya getirilmesi yoluyla inşa edilen yapısal sistemler olarak tanımlanır. Kullanılan yığma birimler, genellikle yatay ve düşey doğrultuda sıralanır ve yapıya gereken dayanıklılığın sağlanması için harç gibi bağlayıcı bir malzeme kullanılarak veya yeterli sürtünme sağlayacak şekilde yığma birimlerin birbirine kenetlenerek bir araya getirilmesiyle üretilir. Yığma yapıyı oluşturan malzemelerin ekonomik ve kolay ulaşılabilir olması, dünya çapında oldukça yaygın kullanılan bir yapım tekniği haline gelmesini sağlamıştır. Yığma yapılar diğer yapım tekniklerine göre daha düşük maliyetli olmalarına karşın, çok ağır olmaları ve yatay yükler altında taşıyıcı sistemi betonarme veya çelik olan yapılara göre yeterli sünek davranışı sergileyememelerinden kaynaklı olarak çeşitli dezavantajlara sahiptirler. Türk İstatistik Kurumu verilerine göre, Türkiye'de toplam yapı stoğunun yaklaşık %7'sinin yığma yapı olduğu ve özellikle yığma yapıların Türkiye'nin doğu bölgelerinde ağırlıklı olarak kullanıldığı belirtilmiştir.

Yığma yapı sistemine etkiyen dış yükler, döşeme ve çatı gibi yatay düzlemdeki yapı elemanlarından, taşıyıcı olarak görev gören iç ve dış duvarlara, oradan da temel ve zemine aktarılır. Yığma yapılarda taşıyıcı sistem yığma kolon ve duvarlardan oluşur. Taşıyıcı elemanların yük taşıma kapasitelerinin, yatay ve eksenel yük etkisinde davranışının ve göçme mekanizmalarının değerlendirilmesi oldukça önemlidir. Yığma yapıların basınç gerilmeleri altındaki davranışı oldukça tatmin edici sonuçlar vermesine karşın, çekme gerilmelerine karşı aynı düzeyde performans gösterememektedirler. Dolayısıyla yığma yapılar, eğilme ve kesme etkisinde yeterli bir dayanım sergileyememekte ve deprem gibi yatay yükler altında gösterdikleri performans oldukça kısıtlı olmaktadır. Yığma yapıların doğası gereği meydana gelen gevrek davranışın iyileştirilmesi amacıyla taşıyıcı elemanlarına donatı yerleştirilerek sünek bir davranış elde edilmeye çalışılmasına rağmen, özellikle aktif fay hatlarının yoğun olarak bulunduğu bir ülke olan Türkiye'nin doğu kesimlerinde çoğunlukla donatısız yığma yapılar inşa edilmektedir.

Yığma yapı elemanlarının mekanik özelliklerinin analitik yöntemler ve/veya ampirik bağıntılar yardımıyla belirlenmesi oldukça güçtür. Yığma yapı elemanların mekanik özellikleri elemanı oluşturan malzemelerin kılcal su emme, ısıl genleşme katsayısı, dayanıklılık, basınç dayanımı gibi fiziksel ve mekanik özelliklerinden doğrudan etkilenmektedir. Malzemelerin çevresel etkilere karşı dayanıklılığı da yığma yapı elemanının özellikleri belirlenirken göz önünde bulundurulması gereken bir diğer parametredir. Bu sebeple yığma yapıyı oluşturan malzemelerin mekanik özelliklerinin detaylı olarak belirlenmesi oldukça önemlidir.

2.1 Yığma Yapılarda Kullanılan Malzemeler

Yığma yapılarda, ekonomik faktörler, yapıdan beklenen performans, çevreyle uyum ve malzemenin fiziksel, kimyasal ve mekanik özellikleri gibi birçok parametre, yığma yapı malzemesi seçiminde etken rol almaktadır. Doğal taş, tuğla, mermer, beton, kerpiç gibi yığma birimlerin bir araya getirilmesinde bağlayıcı göreviyle çimento veya kireç içerikli harçların kullanımının günümüzde yaygın olarak tercih edildiği görülmektedir. Yığma yapıyı meydana getiren malzemelerin özelliklerinin yanı sıra bu malzemelerin bir araya gelmeleri neticesinde gösterecekleri davranışın da bilinmesi, yığma yapı sisteminin yatay ve eksenel yükler altındaki performansının belirlenmesinde büyük bir öneme sahiptir.

2.1.1 Yığma Birimler

Yığma yapı elemanlarını oluşturan yığma birimler doğal taş, tuğla, beton, briket, kumtaşı, gazbeton veya farklı yapay taşlardan seçilebilir. Kullanım kolaylığı, ulaşılabilir olması, basınç mukavemetinin yüksek olması, kullanılacak olan harcın yapısı ile uyum sağlaması gibi faktörler yığma birim olarak kullanılacak malzemenin seçiminde belirleyici olan faktörlerdendir. Yığma birim olarak kullanılan en yaygın malzemeler tuğla ve taş olarak bilinmektedir.

Tuğla birimler killi toprağın, su ve çeşitli organik veya inorganik katkılar kullanılarak hamur haline getirilip yüksek sıcaklıklarda pişirilmesiyle elde edilir. Basınç dayanımları çekme dayanımlarının yaklaşık 8-10 katı, kesme dayanımlarının yaklaşık 3 katı olan gevrek malzemelerdir [137]. Elastisite modülleri 5000-10000 MPa arasında değişir. Pişirme sırasında bünyelerinde oluşan gözenek ve mikro çatlaklar, fiziksel ve mekanik özellikleri üzerinde etkilidir.

Taş, çok eski zamanlardan beri yığma yapılarda, yığma birim olarak kullanılan bir malzeme olup birçok çeşidi mevcuttur. Doğal yapı taşları, taş ocaklarından çıkarılıp işlendikten sonra yığma yapılarda kullanılır. Basınç dayanımının yüksek olması oldukça önemli bir avantajı olarak sayılırken, ağırlığının yüksek olması işleme ve kullanım zorluğu ortaya çıkardığından, taşlar günümüzde sınırlı bir kullanıma sahiptir [138]. Tuğlaya benzer olarak gevrek bir malzeme olup, çekme dayanımı basınç dayanımına göre daha düşüktür. Taşların basınç dayanımı taşın cinsi, oluşum koşulları, mineral yapısı, işleniş biçimine bağlı olarak değişebilir [139].

2.1.2 Harç

Yığma birimlerin birbirine bağlanmasını ve yapının bir bütün olarak davranmasını sağlayan, en basit haliyle bağlayıcı malzemeye kum ve su eklenip karıştırılarak elde edilen ve zamanla sertleşip dayanım kazanan malzemeye harç denir. Harçlarda genellikle bağlayıcı malzeme olarak çimento veya kireç kullanılır. Harcın dayanımı, kullanılan bağlayıcının tipine, kalitesine, harcın su miktarına ve kür koşullarına bağlıdır. Harçlara farklı özellikler kazandırmak ya da var olan özelliklerini iyileştirmek amacıyla bazı katkılar da kullanılabilir. Harcın yığma yapıdaki işlevi, yapıya gelen yükün yığma birimler arasında dağılımını/geçişini sağlamaktır [60].

2.1.3 Diğer Yapı Malzemeleri

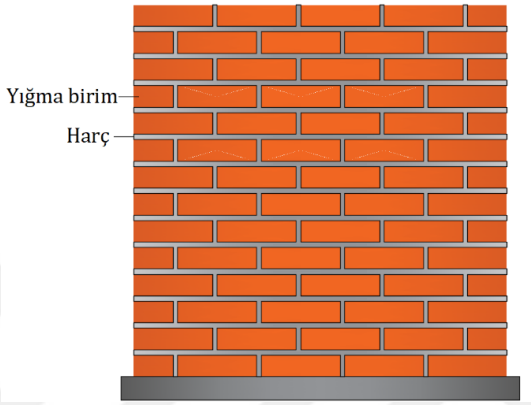
Yığma duvarların inşasında, bazı karakteristik özelliklerinin iyileştirilmesi amacıyla farklı tipte yapı malzemeleri kullanılabilir. Bu amaçla kullanılan en yaygın malzemeler ahşap ve metallerdir. Özellikle tarihi yapılarda sıklıkla kullanılan ahşap malzemeler, yığmanın çekme ve eğilme dayanımlarını arttırmak amacıyla yığma birimlerin arasına döşeme veya bağlantı elemanı olarak yerleştirilir. Kenet olarak adlandırılan metal elemanlar ise yığma birimlerin birbirleri ile bağlantısını sağlamlaştırmak amacıyla kullanılır.

2.2 Yığma Duvar Tipleri

Eurocode 6'da, yığma duvarlarda kullanılan malzeme ve yapım şekilleri esas alınarak yapılan sınıflandırmaya göre yığma duvarlar genel olarak donatısız ve donatılı olmak üzere iki grupta ele alınabilir [140].

2.2.1 Donatısız Yığma Duvar

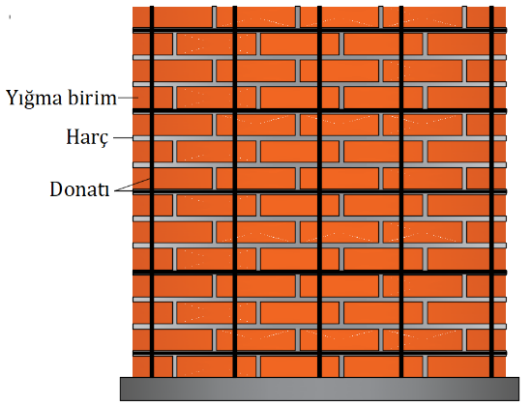
Donatısız yığma duvarlar yalnızca yığma birim ve harçtan oluşur (Şekil 2.1). Duvarı oluşturan yığma birim ve harcın gevrek davranışı sebebiyle duvar da gevrek bir davranış gösterir. Oldukça yüksek bir rijitliğe sahip olmalarına karşın duvara süneklik kazandıracak bir malzemenin olmaması sebebiyle yatay yükler altındaki performansları yeterli olmayabilir. Özellikle deprem gibi çevrimsel yatay yükler karşısında yatay yük taşıma kapasiteleri oldukça düşüktür.



Şekil 2.1 Donatısız yığma duvarın şematik gösterimi

2.2.2 Donatılı Yığma Duvar

Donatılı yığma duvarlar, duvar içerisine donatı yerleştirilmesi ve bu donatıların hatıllara bağlanması, boşluklu yığma birimlerin boşlukları içerisine düşey ve yığma birim sıraları arasına yatay donatı eklenmesi ya da çift sıralı şekilde örülen duvarda iki duvarın arasına yatay ve düşey donatıların yerleştirilmesi ile oluşturulabilir (Şekil 2.2).



Şekil 2.2 Donatılı yığma duvarın şematik gösterimi

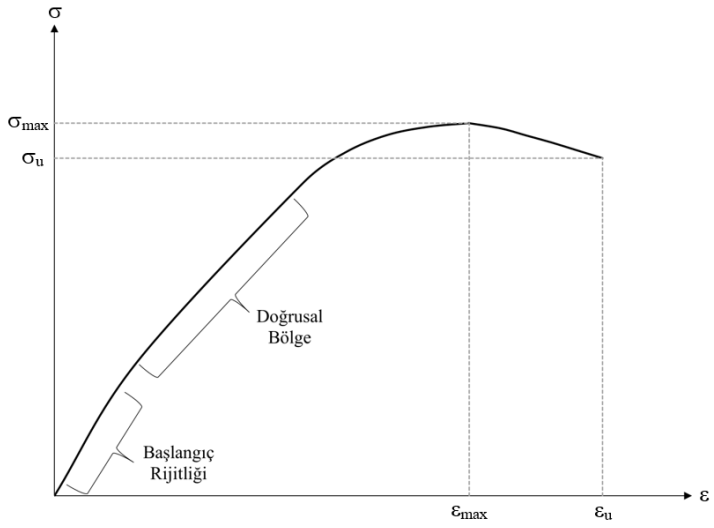
Donatılı yığma duvarlarda donatı gibi sünek bir malzeme bulunmasından dolayı, donatısız yığma duvarlara kıyasla yatay yükler altında daha fazla yük taşıma kapasitesine sahip oldukları söylenebilir.

2.3 Yığma Duvarların Mekanik Davranışı

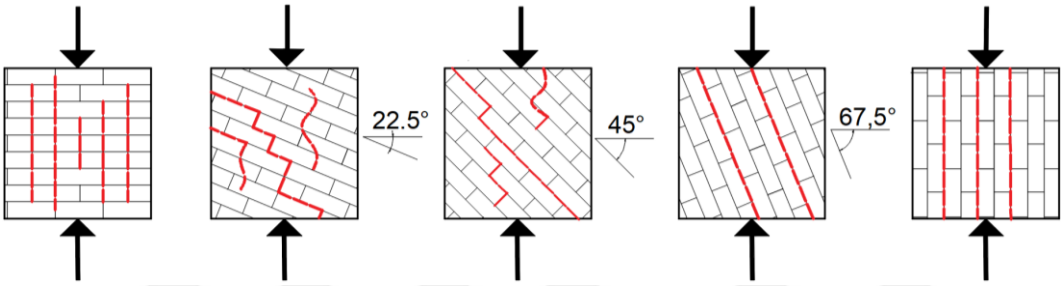
Yığma duvar, birbirinden farklı malzemelerin bir araya gelmesiyle oluşan, kompleks bir geometri ve yapısal davranış ile ortotropik karakteristik özelliklere sahip kompozit bir yapı elemanıdır. Yığma duvarı oluşturan malzemeler izotrop karaktere sahip olmasına rağmen, yığma duvarda harç ve yığma biriminin geometrik dizilişinden kaynaklanan bir anizotropi mevcuttur. Bu nedenle yığma duvarın mekanik özelliklerinin belirlenmesi için bir dizi detaylı prosedüre ihtiyaç vardır. Bu bölümde, yığmanın basınç, çekme, kayma dayanımı ve tuğla-harç arayüzünün mekanik davranışı hakkında genel bilgilere detaylı bir şekilde yer verilmiştir.

2.3.1 Basınç Dayanımı

Kompozit bir birim olarak yığma duvar, genel olarak doğrusal elastik bir davranış sergiler ve gevrek malzeme özellikleri taşır. Yığma duvarların tek eksenli basınç etkisinde tipik gerilme-şekil değiştirme davranışı Şekil 2.3'te verilmiştir. Yığma yapılar eksenel yükler altında taşıyıcı olarak düşünüldüğü için basınç dayanımları genel olarak yatay derzlere dik doğrultuda belirlenir. Fakat yığmanın anizotrop karakteri nedeniyle yatay derzlere paralel doğrultudaki basınç dayanımı farklılık gösterir. Yığma birimlerde eksenel yüklemeye paralel doğrultuda boşlukların bulunması duvarın basınç dayanımı üzerinde oldukça etkilidir [60]. Şekil 2.4'te yığma prizmanın eksenel yükleme doğrultusuna göre farklı açılarda yerleştirilerek tek eksenli basınç gerilmesi etkisinde test edilmesi sonucunda elde edilen göçme/çatlak şekilleri verilmiştir.



Şekil 2.3 Yığmanın basınç etkisinde tipik gerilme-birim şekil değiştirme davranışı



Şekil 2.4 Tek eksenli basınç etkisinde yığma duvarda oluşan çatlak şekilleri

Yükleme doğrultusunun haricinde, yığmanın geometrik özellikleri, yığma duvarı bir araya getiren malzemelerin karakteristik özellikleri, yığma birimin su emme kapasitesi, harcın karışım oranı, nem miktarı ve kalınlığı gibi parametreler yığma duvarın basınç dayanımını etkileyen diğer faktörler olarak sıralanabilir [141].

Yığma duvarın basınç dayanımı, deneysel olarak belirlenebilmesinin yanı sıra araştırmacıların ve yönetmeliklerin deneysel çalışmaların sonuçlarına dayalı olarak elde ettikleri ampirik bağıntılar aracılığıyla da hesaplanabilir (Tablo 2.1). Eurocode 6'da yığma yapı elemanlarının karakteristik basınç dayanımları Denklem 2.1'e göre belirlenir. Bu bağıntıda f_m' yığmanın karakteristik basınç dayanımını, f_{bl} yığma birimin yükleme doğrultusundaki normalize edilmiş ortalama basınç dayanımını, f_{mr} ise harcın basınç dayanımını göstermektedir. K, α ve β katsayıları, harcın kalınlığı ile kullanılan yığma birim tipine göre değişen katsayıları ifade eder. α ve β katsayıları 0,65 ile 0,25 arasında değişirken K katsayısı 0,4 ile 0,6 arasında değerler alır. Bu katsayılar esasında tuğla birim ve tuğla-harç birleşim bölgesinin özelliklerine bağlıdır. α ve β katsayıları için verilen değerler, kullanılan harcın

basınç dayanımının 20 MPa'dan ya da tuğla birimin basınç dayanımının iki katından fazla olmadığı durumlarda geçerlidir [140].

$$f_m' = K(f_{bl})^{\alpha}(f_{mr})^{\beta} \quad (2.1)$$

Tablo 2.1 Yığma duvarın basınç dayanımı için mevcut bağıntılar

Yönetmelikler	**Basınç Dayanımı (MPa)**
Eurocode 6 [140]	$f_m' = K(f_{bl})^{\alpha}(f_{mr})^{\beta}$
MSJC [142]	$f_m' = (400 + 0{,}25f_{bl})/145$
Literatür	**Basınç Dayanımı (MPa)**
Bennett vd. [143]	$f_m' = 0{,}9 + 0{,}3(f_{bl})$
	$f_m' = 1{,}06\ ({f_{bl}}^{0,54})$
Wisnumirti vd. [144]	$f_m' = 16{,}736 + 0{,}053f_{mr}$
Kaushik vd. [145]	$f_m' = 0{,}63({f_{bl}}^{0,49})({f_{mr}}^{0,32})$
P. Dayaratnam [146]	$f_m' = 0{,}275({f_{bl}}^{0,5})({f_{mr}}^{0,5})$
Barbosa ve Hanai [147]	$f_m' = 0{,}72(f_{bl}) + 3{,}34$
	$f_m' = 1{,}5\ {f_{bl}}^{0,8271}$
Gumaste vd. [148]	$f_m' = 0{,}317\ ({f_{bl}}^{0,866})({f_{mr}}^{0,134})$
	$f_m' = 0{,}225\ ({f_{bl}}^{0,855})({f_{mr}}^{0,146})$
Hendry ve Malek [149]	$f_m' = 1{,}242\ ({f_{bl}}^{0,531})({f_{mr}}^{0,208})$
	$f_m' = 0{,}334\ ({f_{bl}}^{0,778})({f_{mr}}^{0,234})$

Not: f_m' : yığmanın basınç dayanımı; f_{bl}: yığma birimin basınç dayanımı; f_{mr} harcın basınç dayanımını ifade etmektedir.

2.3.1.1 Basınç Dayanımı ve Elastisite Modülü Arasındaki İlişki

Mekanik özellikler, yığma duvarların modellenmesi ve sayısal analizi sürecinde bilinmesi gereken parametrelerdir. Normal şartlarda yığmanın elastisite modülü yükleme doğrultusuna ve yükleme koşullarına bağlı olarak değişmektedir fakat bu başlık altında yığma duvarın yalnızca basınç yüklemesi altındaki elastisite modülü incelenecektir. Yükleme altındaki bir yapıda, birim alana etkiyen kuvvetler gerilmeyi, birim boydaki değişimler ise şekil değiştirmeleri meydana getirir. Doğrusal elastik davranışın söz konusu olduğu durumda gerilmeler ile şekil değiştirmeler doğru orantılıdır. Bu orantılılık Denklem 2.2'de verilen Hooke Kanunu ile ifade edilir. Elastisite modülü, yığma prizmanın basınç etkisi altında

gerçekleştirilen testler sonucunda elde edilen gerilme şekil değiştirme eğrisinde maksimum basınç dayanımının %5'i ile %33'ü arasında kalan doğrunun eğimi olarak tanımlanabilir [142].

$$\sigma = E\varepsilon \tag{2.2}$$

Bu denklemde, σ gerilmeyi, ε birim şekil değiştirmeyi ve E ise bu iki parametreyi birbirine bağlayan orantı sabiti olan elastisite modülünü ifade eder. Yığmanın elastisite modülünü doğru bir şekilde belirleyebilmek için yığmayı oluşturan harç ve yığma birimin elastisite modülünün doğru bir şekilde belirlenmesi gerekir. Yığma duvarın elastisite modülünün belirlenmesi amacıyla yönetmeliklerde ve literatürde yer alan çalışmalarda çeşitli ampirik bağıntılar önerilmiştir. Bu bağıntılarda yığma duvarın elastisite modülü genel olarak duvarın basınç dayanımına bağlı olarak elde edilmektedir. Bu bağıntılara ait genel bir gösterim Denklem 2.3'te verilmiştir.

$$E_m = \alpha\, f_m{}' \tag{2.3}$$

Bu denklemde E_m, $f_m{}'$ ve α parametreleri sırasıyla yığma duvarın elastisite modülünü, yığma duvarın basınç dayanımını ve bu iki parametreyi birbirine bağlayan orantı sabitini ifade eder. Yığma duvarın geometrisi ve malzeme özellikleri ile elastisite modülünü ilişkilendiren bağıntı tipleri de mevcuttur. Yığma duvarın elastisite modülünün belirlenmesi amacıyla önerilen ampirik bağıntılar Tablo 2.2'de toplu bir şekilde verilmiştir.

Yığma duvarın Poisson oranı genellikle 0,2-0,25 aralığında değerler almaktadır. Ancak, süreksiz malzeme davranışı (yığmanın heterojen yapısı) sebebiyle çeşitli yüklemeler sonucunda meydana gelen çatlaklar ya da tuğla-harç birleşim noktalarında oluşan kayma ve açılmalardan dolayı Poisson oranının 0,5'ten büyük değerler alabileceği belirtilmiştir [150].

Tablo 2.2 Eksenel basınç etkisinde yığma duvarın elastisite modülünü belirlemek için önerilen bağıntılar

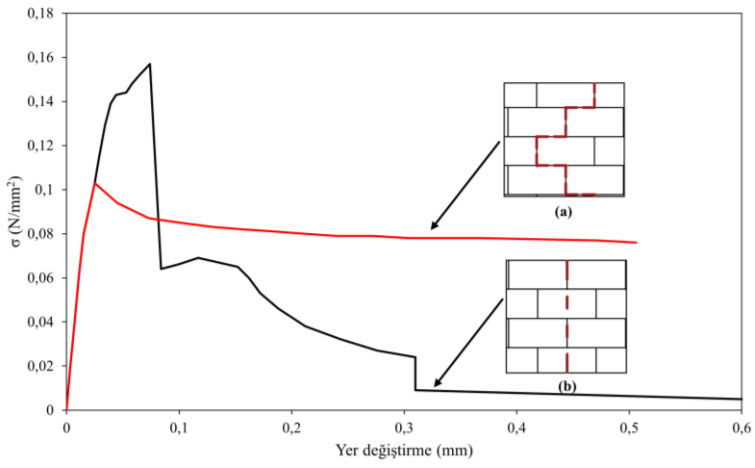
Yönetmelikler	**Elastisite Modülü (MPa)**
Eurocode 6 [140]	$E_m = 750 \sim 1000 f_m'$
FEMA 306 [151]	$E_m = 550 f_m'$
FEMA 356 [152]	$E_m = 550 f_m'$
FEMA 273 [56]	$E_m = 550 f_m'$
IBC [153]	$E_m = 700 f_m'$
MSJC [142]	$E_m = 700 f_m'$ (Kil yığma duvar için)
	$E_m = 900 f_m'$ (Beton yığma duvar için)
CSA [154]	$E_m = 850 f_m'$
TBDY [155]	$E_m = 750 f_m'$
Literatür	**Elastisite Modülü (MPa)**
Kaushik vd. [145]	$E_m = 550 f_m'$
Bennet vd. [143]	$E_m = 0{,}68 f_m' + 1{,}5$
Paulay ve Priestley [156]	$E_m = 750 f_m'$
Drysdale [157]	$E_m = 210 \sim 1670\ f'_m$
Brencich [158]	$\frac{1}{E_m} = \frac{\eta_b}{E_b} + \frac{\eta_m}{E_{mr}} + 2\eta_m\eta_b \frac{\nu_b E_{mr} - \nu_m E_b}{\eta_m(1-\nu_b)E_{mr} + \eta_b(1-\nu_m)E_b}\left(\frac{\nu_m}{E_{mr}^2} - \frac{\nu_b}{E_b^2}\right)$

Not: E_m: yığmanın elastisite modülünü, f_m' : yığmanın basınç dayanımını, f_{bl}: yığma birimin basınç dayanımını; f_{mr} harcın basınç dayanımını; η_b , η_m sırasıyla tuğla ile harcın hacimsel oranlarını; E_b , E_{mr} sırasıyla tuğla ve harcın elastisite modüllerini; ν_b , ν_m sırasıyla tuğla ve harcın Poisson oranlarını ifade etmektedir.

2.3.2 Çekme Dayanımı

Yığma duvarın basınç dayanımı çok yüksek olmasına karşın çekme dayanımı oldukça düşüktür. Bu durum esas olarak harcın ve yığma birim-harç arasındaki arayüz bölgesinin mekanik özelliklerinden kaynaklanır. Çekme dayanımının belirlenebilmesi için yığma prizma üzerinde doğrudan veya dolaylı çekme testleri yapılır. Çekme kuvveti etkisinde bir yığma prizmanın gerilme-şekil değiştirme ilişkisinin, maksimum çekme gerilmesine kadar doğrusal davranış gösterdiği söylenebilir fakat bu noktadan sonra gevrek bir kırılma meydana gelerek dayanımda ani düşüşler gözlemlenebilir.

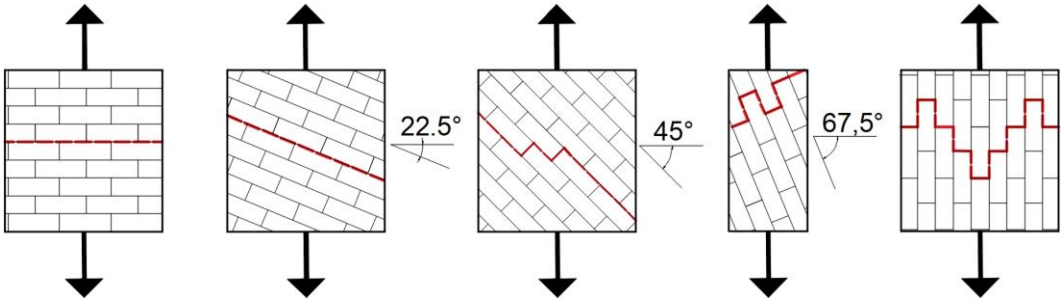
Backes [159] tarafından yapılan deneysel çalışmada, yığma prizmalar yatay derzlere paralel yönde uygulanan çekme yüklemesine maruz bırakılmış ve bu yükleme sonucunda meydana gelen göçme mekanizmasının, harcın ve yığma birimin çekme dayanımına bağlı olduğu görülmüştür. Yığma birimin ve yığma birim-harç birleşim noktalarının dayanımına bağlı olarak çekme kuvveti etkisinde iki farklı göçme biçimi gözlemlenmiştir (Şekil 2.5). Yığma birimlerin harçtan daha yüksek dayanıma sahip olması durumunda yatay ve düşey harçlarda merdiven şeklinde çatlakların oluşmuştur ve artan yer değiştirmelere karşılık gerilme-şekil değiştirme eğrisinde bir plato oluşumu görülmüştür (Şekil 2.5a). Bu göçme tipinde, gerilme-şekil değiştirme eğrisinin elastik ötesi kısmı düşey harçların kırılma enerjisi ve yatay harçların elastik ötesi kayma davranışı tarafından belirlenir. Harç, yığma birimden daha yüksek dayanıma sahip olduğunda, yığma prizmalarda oluşan çekme çatlaklarının yatay harç derzlerinin ve yığma birimlerin tam ortasından düşey bir doğrultuda geçtiği gözlemlenmiştir ve gerilme-şekil değiştirme eğrisinde gerilmenin aşamalı bir yumuşama davranışı göstererek sıfıra doğru azaldığı görülmüştür (Şekil 2.5b). Bu göçme tipinde, gerilme-şekil değiştirme eğrisinin elastik ötesi bölgedeki davranışı, yığma birimin ve düşey harcın kırılma enerjisi tarafından kontrol edilir.



Şekil 2.5 Yatay derzlere paralel uygulanan çekme etkisinde yığmanın tipik gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri [159]

Yatay harçlara dik yönde uygulanan çekme yüklemesi sonucunda, yığma birim-yatay harç arayüz bölgelerinde çeşitli hasar/göçme meydana gelir. Bu nedenle duvarın çekme dayanımının yığma birim veya harç arayüz bölgesinin bağ dayanımına eşit olduğu varsayılabilir.

Page [160] yapmış olduğu çalışmada, dolu kil tuğlalar ile üretilmiş yığma prizmaların, tek eksenli çekme gerilmelerinin yükleme doğrultusuna göre farklı açılarda yerleştirilerek test edilmesi sonucunda, yığma prizmaların çekme dayanımı ve göçme/çatlak şeklinin değiştiğini belirtmiştir (Şekil 2.6).

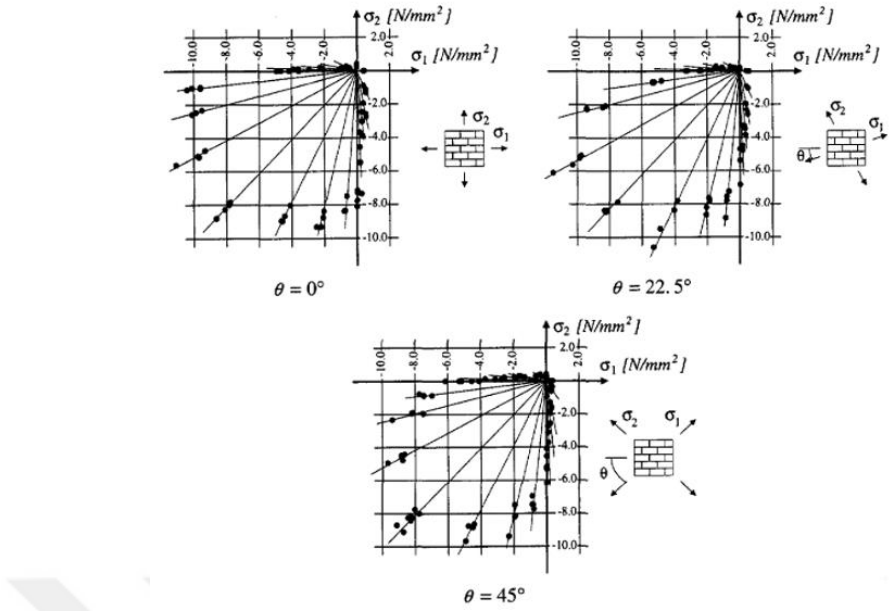


Şekil 2.6 Tek eksenli çekme kuvveti etkisinde yığma prizmanın göçme modları

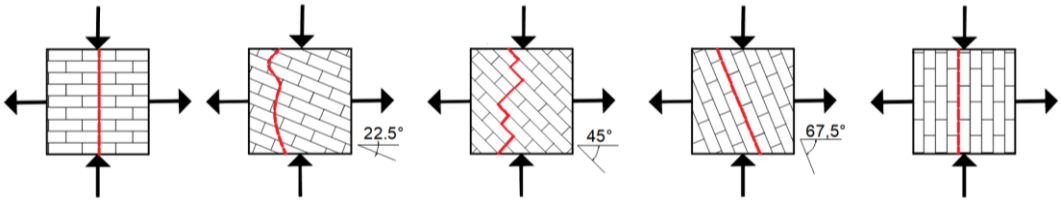
2.3.3 İki Eksenli Gerilme Durumu

Yığma duvarın iki eksenli gerilme durumundaki davranışını, tek eksenli yükleme altındaki davranışını esas alarak tam anlamıyla açıklayabilmek pek mümkün değildir. Page [160], [161] tarafından yığma duvarların iki eksenli yükleme etkisi altındaki davranışını incelemek amacıyla kapsamlı bir deneysel çalışma gerçekleştirilmiştir. Testlerde yarı ölçekli dolu kil yığma birimler kullanılarak 300x300 mm boyutlara sahip yığma prizmalar üretilmiştir. İki eksenli basınç ve iki eksenli çekme-basınç yüklemesi altında farklı eksenel yük/yatay yük oranları etkimesi durumunda testler gerçekleştirilmiş ve göçme durumuna ait akma yüzeyi elde edilmiştir. Hem asal gerilmelerin malzeme eksenleriyle yaptığı açının hem de asal gerilme oranlarının, göçme modunu ve dayanımını önemli ölçüde etkilediği görülmüştür. Şekil 2.7'de iki eksenli çekme etkisinde elde edilen göçme şekilleri verilmiştir.

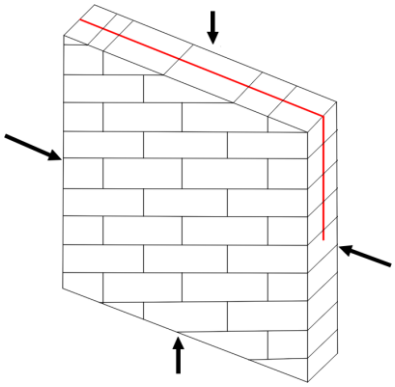
Basınç-çekme yüklemesi durumunda meydana gelen göçme ise, yalnızca birleşim noktalarında çatlak oluşumu ve kaymalarla ya da yığma birimler ve birleşim noktalarını birlikte içeren bir mekanizma ile gerçekleşmiştir (Şekil 2.8). İki eksenli basınç etkisinde ise, yığma duvarda meydana gelen göçme mekanizması genellikle duvarın asal gerilme doğrultusundan bağımsız olarak, duvar kalınlığının ortasından serbest yüzeyine paralel yarılma şeklinde oluşmuştur (Şekil 2.9) [161].



Şekil 2.7 Farklı doğrultularda iki eksenli çekme kuvveti etkisinde yığma prizmanın davranışı [160], [161]



Şekil 2.8 Basınç-çekme kuvveti etkisinde yığma prizmada oluşan çatlak/göçme şekilleri



Şekil 2.9 İki eksenli basınç etkisinde yığma prizmada oluşan çatlak şekli

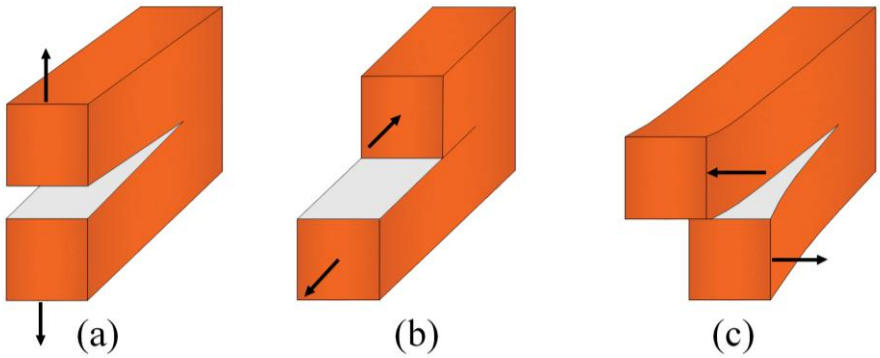
2.3.4 Tuğla-Harç Arayüz Davranışı

Yığma birim ile harç arasındaki bağ, yığma duvardaki en zayıf nokta olarak kabul edilir. Düzlem içi ve düzlem dışı yüklemeler sonucunda çatlakların genel olarak birleşim bölgelerinde oluşması nedeniyle tuğla-harç arayüz bölgelerinin detaylı bir

şekilde incelenmesi gerekir. Tuğla-harç arayüz bölgeleri yığma duvarların doğrusal olmayan davranışı üzerinde önemli bir etkiye sahiptir ve aynı zamanda duvara etkiyen yüklerin aktarımını, yük altındaki davranışını ve çatlak gelişimini de büyük ölçüde etkilemektedir [162]. Bu bölgenin dayanımını, harcın kompozisyonu ve su emme oranı, yığma birimlerin doku, boyut ve su emme oranı, harçta kullanılan agreganın boyutu, bağlayıcı ve katkıların tipi gibi faktörlerin etkilediği belirtilmiştir [163].

Groot [164] tarafından yapılan çalışmada, harcın içerdiği su miktarının, arayüz bölgesinde bağ (aderans) oluşumunu önemli ölçüde etkileyen bir faktör olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Bu çalışmaya göre, yığma duvarın inşa edilmesi sürecinde harçta bulunan su ve bağlayıcı tanecikleri, yığma birimin gözenekleri tarafından emilir ve yüzeyinin tamamına yayılır. Böylelikle harç ile yığma birim arasında bağ oluşumu meydana gelir. Fakat düşük su/bağlayıcı oranına sahip harçların kullanıldığı yığma duvarlarda, yığma birim tarafından daha az miktarda su-bağlayıcı taneciği çözeltisi emilmesinin, arayüz bölgesinin dayanımının daha düşük olmasına sebebiyet verdiği gözlemlenmiştir. Sonuç olarak, bir yığma duvarda çok yüksek dayanıma sahip harç ve yığma birim kullanılsa bile kompozitin dayanımının yüksek olmayabileceği belirtilmiştir.

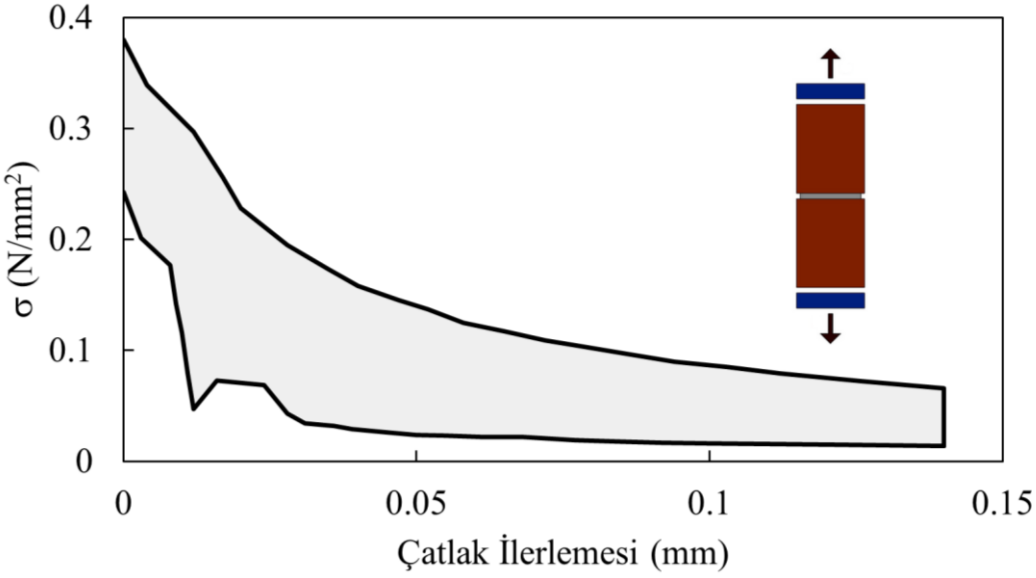
Yığma duvarın arayüz bölgesi ile ilişkilendirilen üç tip göçme modu vardır. Bu göçme modları, arayüz bölgesinin çekme etkisinde oluşan açılma göçme modu (Mod-I), düzlem içi kesme (kayma) etkisinde oluşan kesme göçme modu (Mod-II) ve düzlem dışı kesme (kayma) etkisinde oluşan yırtılma göçme modu (Mod-III) olarak tanımlanır (Şekil 2.10).



Şekil 2.10 Arayüz göçme modları (a) Mod-I, (b) Mod-II ve (c) Mod-III

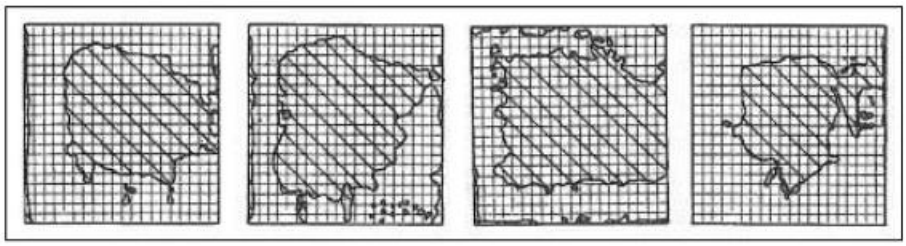
Yığma duvarlarda çekme gerilmelerinden dolayı yığma birim ile harç arayüzünde birleşimin kopması, harç içerisinde çatlakların oluşması ve yığma birimde çatlakların ve kırılmaların oluşması gibi hasarlar sebebiyle çekme göçmesi (Mod-I) meydana gelebilir.

Van der Plujim tarafından, kil ve kalsiyum silikat esaslı dolu yığma birimlerle üretilen yığma prizmalar üzerinde şekil değiştirme kontrollü bir test gerçekleştirilmiştir. Testler sonucunda, Şekil 2.11'de verilen çekme gerilmesi-yer değiştirme eğrisi elde edilmiştir. Deneyler sonucunda, artan yer değiştirmelere karşılık mikro ve makro ölçekte çatlakların oluşmasından dolayı çekme dayanımında bir düşüş meydana geldiği belirtilmiştir [165].



Şekil 2.11 Çekme etkisinde yığmanın deneysel gerilme-çatlak yer değiştirme eğrisi [160], [161]

Çatlamış numunelerin arayüz bölgelerinin detaylı incelenmesi sonucunda yapışma kesit (bağ) alanının, birleşimin kesit alanından daha küçük olduğu görülmüştür. Net bağ yüzey alanının, numunenin iç kısmında yoğunlaştığı belirtilmiştir (Şekil 2.12). Bağ/yapışma alanında oluşan bu küçülmenin, harçta meydana gelen rötre ve duvar üretimi sırasında yığma birimlerin harç üzerine yerleştirme işleminin birleşik bir sonucu olarak ortaya çıktığı belirtilmiştir. Genellikle net yapışma alanının arayüz üzerinde merkezi bir kısımda sınırlı kaldığı ve yapışma alanındaki küçülmenin numunenin kenarlarından kaynaklandığı belirtilmiştir [165].

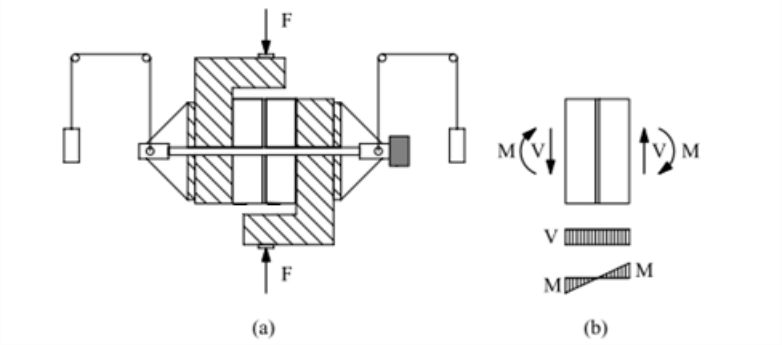


Şekil 2.12 Çekme etkisinde yığma birim-harç arayüzünde oluşan net bağ yüzey alanı [166]

Kesme göçmesi (Mod-II) ise eksenel basınç kuvveti etkisinde yığma elemanlarda kohezyonun kademeli hasar alması olarak tanımlanır. Kesme dayanımı, yığma birim ile harç arasındaki birleşimin dayanımına bağlı olduğu gibi eksenel yük seviyesine de bağlıdır [60]. Aynı zamanda tuğla-harç arayüzünün kesme dayanımı kohezyona, içsel sürtünme açısına, harç ve tuğlanın malzeme özelliklerine bağlıdır [163].

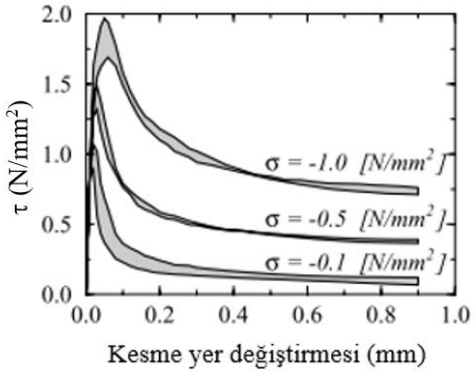
Yığma prizmanın kesme etkisindeki davranışı incelenirken dikkat edilmesi gereken en önemli noktalardan biri, test düzeneğinin birleşim bölgeleri üzerinde düzgün bir eksenel gerilme dağılımı sağlayabilmesidir. Basınç ve kesme yüklemesine maruz kalan yığma prizmaların davranışının belirlenebilmesi için "Direkt kesme testi", "Üçlü test" ve Van der Pluijim testi" gibi farklı deney düzenekleri kullanılabilir [167].

Van der Pluijm [165] tarafından dolu kil ve kalsiyum silikattan oluşan yığma birimlerin kullanıldığı yığma prizmaların kesme kuvveti etkisinde davranışının karakterize edilmesi için gerçekleştirilen çalışmada, numuneler üzerine kesme yüküne ek olarak sabit eksenel yük uygulayan bir test düzeneği kullanılmıştır (Şekil 2.13). Basınç gerilmesi 0,1, 0,5 ve 1,0 MPa olmak üzere üç farklı seviyede uygulanmıştır. Kullanılan test düzeneği numunelerde çekme gerilmesinin oluşmasına izin vermemektedir. Test sonucunda çok düşük basınç gerilmelerinde dahi gevrek kırılma ortaya çıkmıştır. Daha yüksek eksenel yüklemeye sahip birkaç numunede, yığma birim-harç arayüzünde oluşan kayma çatlaklarına yığma birimdeki diyagonal çatlakların da eşlik ettiği görülmüştür.



Şekil 2.13 Van der Plujim testi [165] (a) test numunesi (b) test boyunca numuneye uygulanan yükler

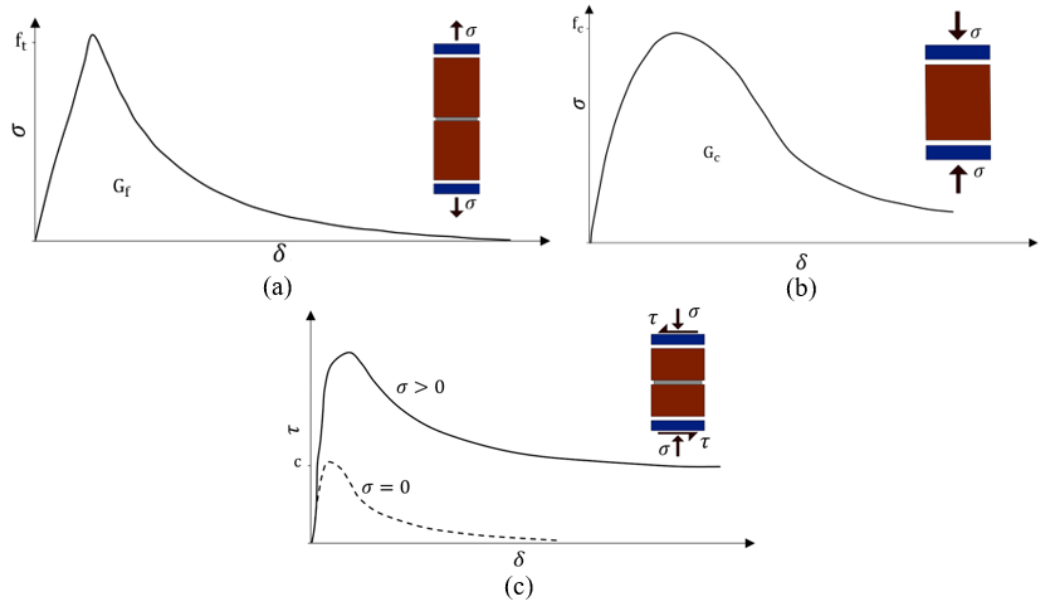
Mevcut yükleme koşulları altında Şekil 2.14a'da verilen diyagramlarda da görüldüğü üzere, tuğla harç kırılma yüzeylerindeki kuru sürtünme ile beraber kesme yumuşaması davranışı oluştuğu görülmektedir. Gerilme-şekil değiştirme eğrisi altında kalan alan kesme (Mod-II) kırılma enerjisi (G_f^{II}) olarak tanımlanır ve 0,1-1,8 [N/mm^2] arasında değişen kohezyon (c) değerleri için 0,01-0,25 [N/mm] arasında değerler alır. Kırılma enerjisi aynı zamanda eksenel yük seviyesine de bağlıdır. Coulomb sürtünme modeliyle ilişkilendirilen içsel sürtünme açısı (φ_0), tan(φ_0) ile ölçülür ve farklı yığma birim-harç birleşimleri için 0,7-1,2 arasında değişen değerler alır. Artık içsel sürtünme açısı (φ_r) ise tan(φ_r) ile ölçülür ve yaklaşık olarak 0,75'e eşittir. Genleşme (dilatasyon) açısı (ψ), kesme yüklemesi esnasında bir birimin diğerine göre hacimce değişimini ölçer ve basınç gerilmesinin seviyesine bağlı olarak değişir. Düşük basınç gerilmeleri için tan(ψ) değeri yığma birimin yüzey pürüzlülüğüne bağlı olarak 0,2 ile 0,7 arasında değişir ve yüksek basınç gerilmeleri altında tan(ψ) değerinin sıfıra doğru azaldığı belirtilmiştir.



Şekil 2.14 Yığmanın kesme etkisinde davranışı ve farklı eksenel yük seviyeleri için bağ dayanımı [165]

2.3.5 Gerilme Şekil Değiştirme İlişkisi ve Yumuşama Davranışı

Yığma duvarların önemli özelliklerinden biri de yarı gevrek malzemelerin karakteristik özelliği olan yumuşama davranışıdır [60]. Yumuşama davranışı sürekli artan şekil değiştirmeler altında, malzemenin mekanik dayanımını kademeli olarak kaybetmesi olarak tanımlanır ve yığmada ilerleyen iç çatlak gelişiminden dolayı oluşur. Bu tip bir mekanik davranış genellikle malzemenin heterojenliğinden, farklı fazların ve malzeme kusurlarının varlığından kaynaklanır, bir başka deyişle harçta yüklemeden bağımsız olarak kür süresince oluşan rötreden ve agreganın varlığından kaynaklı mikro çatlaklar meydana gelir. Aynı zamanda tuğla gibi yığma birimler de pişme ve kürleme sürecinde oluşan boşluklara ve mikro çatlaklara sahiptir. Yükleme esnasında yükün maksimum olduğu noktalarda çatlak gelişimi hızlanır ve makro ölçekte çatlaklar oluşmaya başlar. Şekil değiştirme kontrollü bir testte makro düzeyde çatlakların oluşumu, yumuşama ve malzemenin geri kalanında yük boşalmasına rağmen çatlakların küçük bir bölgede lokalize olmasına sebep olur. Şekil 2.15'te, yarı gevrek malzemelerin tek eksenli basınç, tek eksenli çekme ve kesme etkisinde elde edilen gerilme-şekil değiştirme eğrileri gösterilmiştir [168].



Şekil 2.15 Yarı gevrek malzemelerin (a) tek eksenli çekme (b) tek eksenli basınç (c) kesme yüklemeleri altındaki davranışları

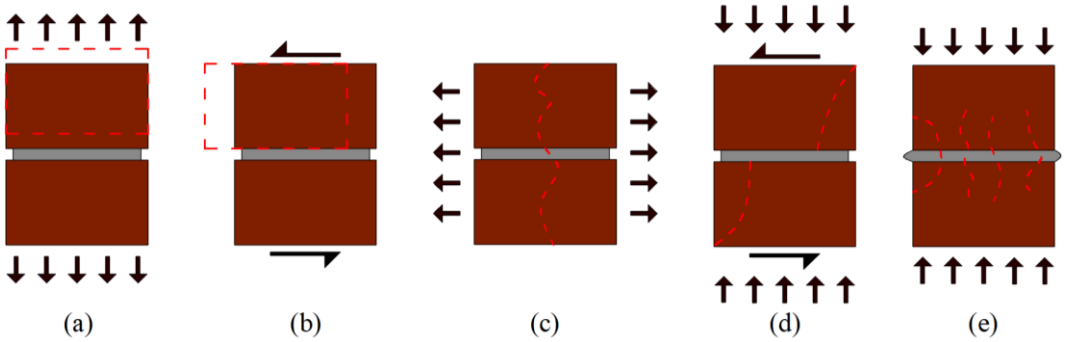
Şekil 2.15'te gerilme-şekil değiştirme eğrilerinin altında kalan alan kırılma enerjisini temsil eder ve çekme ve basınç için sırasıyla G_f veya G_c olarak tanımlanmıştır. Kesme (Mod-II) göçme modu için elastik olmayan davranış Mod-II kırılma enerjisini temsil eder (G^{II}_f) ve $\tau-\delta$ grafiğinin altında kalan alan hesaplanarak bulunur. Şekil 2.15c'de eksenel yük ve kesme etkisinde elde edilen gerilme-şekil değiştirme eğrileri incelendiğinde, (Mod-II) kırılma enerjisinin eksenel yüklemenin seviyesine bağlı olarak değiştiği görülmektedir [168].

2.3.6 Yığma Yapılarda Oluşan Hasarlar ve Göçme Modları

Yığma yapılarda ana taşıyıcı elemanlar duvarlar olduğu için bu elemanlarda oluşacak hasarlar doğrudan yığma yapının davranışını etkilemektedir. Yığma yapılar genel olarak düşük yer değiştirme ve süneklik kapasitesi ile gevrek göçme davranışına daha yatkın özelliklere sahip yapı sistemleri olarak kabul edilirler. Ayrıca deprem yükleri etkisinde oldukça düşük sismik performans gösterdikleri bilinmektedir. Düzlem içi yükler etkisinde yığma yapılarda birbirinden farklı göçme mekanizmaları gözlemlenebilir. Bu durum, esasında yığma yapının heterojen bir yapıya sahip olması, yığma birim ve harç gibi bileşenlerinin farklı malzeme karakteristiklerine sahip olması ile açıklanabilir.

Yığma yapılarda oluşan hasarların nedenleri; taşıyıcı sistem tasarımı ve işçilikte yapılan hatalar, yığma yapı bileşenlerinde kullanılan malzemelerden, yığma yapı temelinde meydana gelen zemin oturmaları, hava koşulları, çevresel yükler ve etkiler ve doğal afetler olarak açıklanabilir.

Yığma yapılarda lokal ölçekte meydana gelen göçme mekanizmaları genel olarak derzlerde çekme çatlaklarının oluşması (Şekil 2.16a), düşük eksenel yük seviyesinden dolayı yatay veya düşey derzler boyunca kayma şeklinde çatlakların oluşması (Şekil 2.16b), doğrudan çekme durumunda yığma birimde çatlakların/kırılmaların oluşması (Şekil 2.16c), harçta sadece sürtünme oluşturacak seviyede eksenel yük uygulanması sonucunda yığma birimlerde diyagonal çekme çatlaklarının oluşması (Şekil 2.16d), yüksek seviyede eksenel yük uygulandığında, harçta oluşan genleşme sonucunda yığma birimlerin çekme gerilmelerine maruz kalarak ezilmesiyle oluşan göçme (Şekil 2.16e) olarak tanımlanabilir.



Şekil 2.16 Tuğla-harç birleşim bölgesinin göçme modları

Yığma duvarların düzlem içi davranışı, yatay ve eksenel yük seviyesine, duvarın narinlik oranı (en/boy) gibi geometrik özelliklerine, kullanılan malzemelerin karakteristik özelliklerine, yükleme ve mesnetlenme sınır koşullarına bağlı olarak değişmektedir. Yığma duvarların, yatay yükler altında eğilme ve kesme etkisiyle oluşan dört farklı temel göçme mekanizması vardır. Eğilme etkisinde devrilme ya da topuk ezilmesi göçme modu, kesme kuvveti etkisinde ise diyagonal çatlak ya da yatay derzlerde kayma göçme modu oluşur (Şekil 2.17).

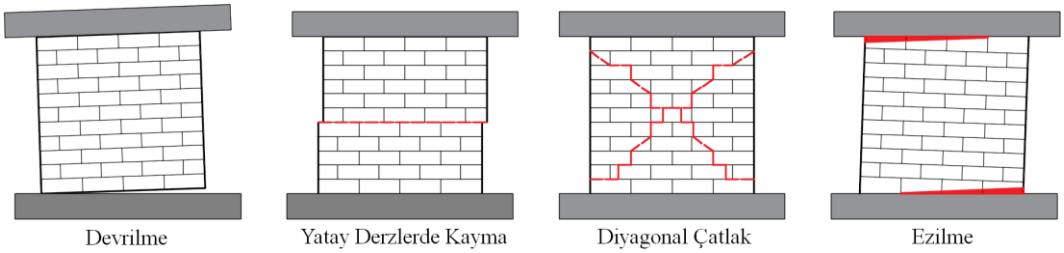
Devrilme göçme modu, duvarın alt ve üst kısımlarında gelişen büyük eğilme çatlakları ile başlar. Yer değiştirme arttıkça yığma duvar, basınç etkisi altında topuk etrafında dönen rijit gövde olarak hareket eder.

Yatay derz kayma göçmesi, yatay derzlerde kayma çatlaklarının oluşmasıyla başlar. Duvar, yalnızca sürtünmenin sağladığı dirençle yatay harç düzlemi boyunca yer değiştirme yaparak göçme moduna ulaşır. Bu göçme modu genel olarak narinlik oranı ve eksenel yük seviyesinin düşük olduğu duvarlarda gözlemlenir. Ayrıca, sürtünme katsayısı düşük olan yığma duvarlarda, yatay harç düzlemi üzerinde kayma çatlaklarının görülmesi daha yüksek bir ihtimale sahiptir.

Diyagonal çekme çatlağı, yükleme sonucunda meydana gelen maksimum asal çekme gerilmelerinin duvarın çekme dayanımını aşması nedeniyle oluşan göçme modu olarak tanımlanır. Bu göçme modunda çatlaklar, harcın, yığma birim-harç arayüzünün ve yığma birimin dayanımına bağlı olarak, yatay ve düşey harç derzleri boyunca merdiven şeklinde ilerleyebilir veya çekme çatlaklarının doğrudan tuğlaların üzerinden geçerek ilerlemesi de gözlemlenebilir.

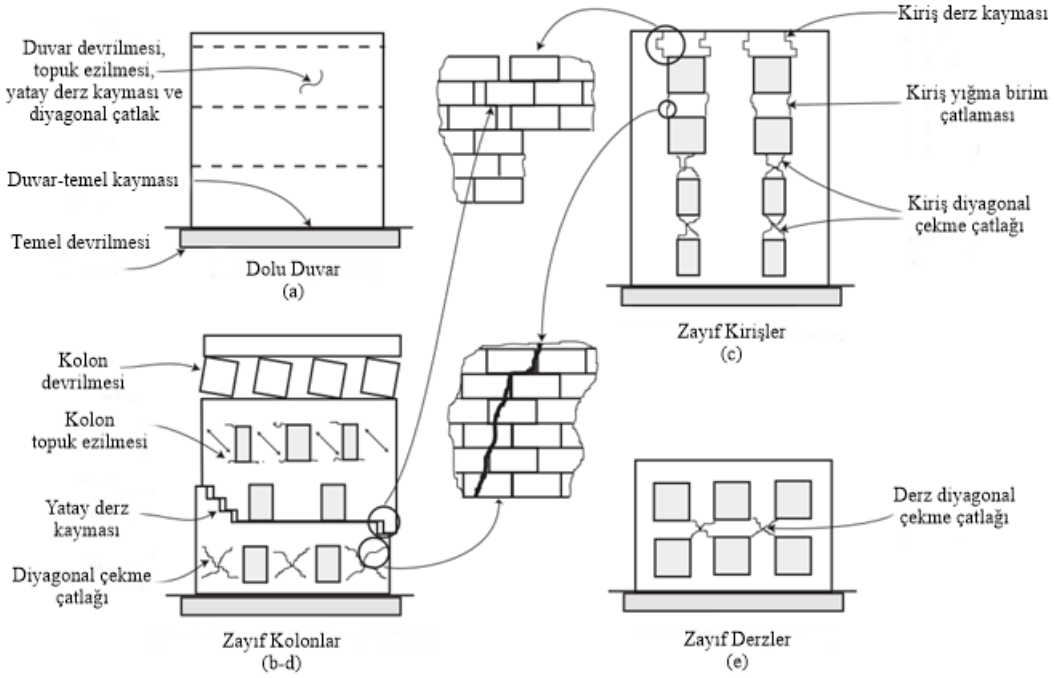
Topuk ezilmesi, duvarın topuk bölgesinde basınç gerilmelerinin birikmesiyle meydana gelen ve dayanım ve rijitlikte ani düşüşlerin görüldüğü bir göçme modu

olarak tanımlanır. Topuk ezilmesi tipik olarak devrilme hareketinden sonra ortaya çıkar ve duvarın narinlik oranının artmasına bağlı olarak bu göçme modu daha da belirgin hale gelir. Donatısız yığma duvarların davranışının büyük ölçüde eksenel yük seviyesine bağlı olarak değiştiği bilinmektedir. Yığma duvara etkiyen eksenel yük seviyesi arttıkça, göçme modu devrilme veya derz kayması modundan diyagonal çekme veya topuk ezilmesi göçme moduna doğru bir değişim gösterir.



Şekil 2.17 Yığma duvarların düzlem içi göçme modları

FEMA 306 [151] sismik yüklemeye maruz kalan donatısız yığma duvarlarda meydana gelen düzlem içi göçme modlarını ve hasar tiplerini sınıflandırmıştır (Şekil 2.18). Boşluksuz duvarlarda sismik aktivite etkisiyle devrilme, topuk ezilmesi, kayma ve diyagonal çatlaklar görülmektedir (Şekil 2.18a). Bunun yanında boşluksuz duvarlarda duvar-temel arayüzünde kayma ve temel devrilmesi de görülebilir. Boşluklu duvarlarda ise yatay duvar parçaları (kiriş) (Şekil 2.18b) ve düşey duvar parçalarında (kolon) (Şekil 2.18c-d) görülen göçme mekanizmaları bu elemanların geometrilerine bağlıdır. Diğer yandan yığma duvarlarda çok yaygın olarak görülmeyen, diyagonal çekme gerilmelerinin etkisiyle kolon-kiriş arası birleşim bölgelerinde meydana gelen hasardan kaynaklanan göçme modunu da görmek mümkündür (Şekil 2.18e).



Şekil 2.18 Yığma duvarlarda düzlem içi yükleme sonucunda oluşan göçme modları

3
SAYISAL ANALİZ YÖNTEMİ VE BÜNYE MODELLERİ

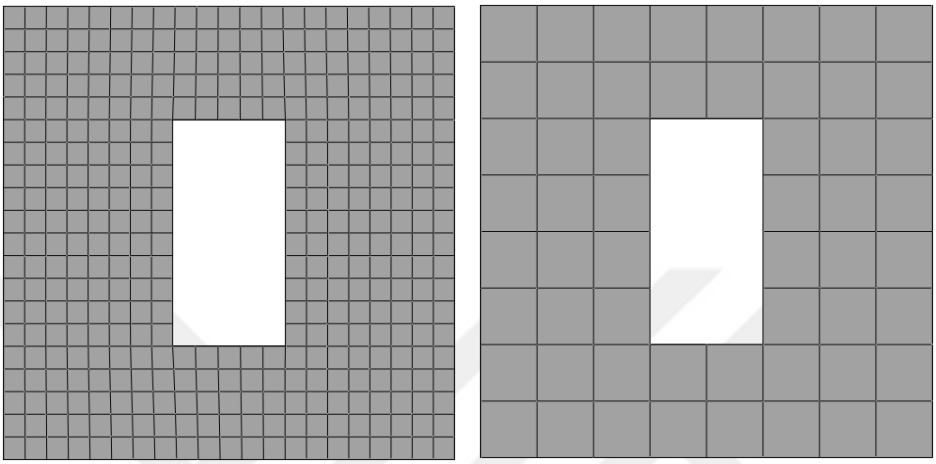
3.1 Sonlu Elemanlar Yöntemi

Sonlu elemanlar yöntemi, karmaşık mühendislik problemlerini daha basite indirgeyerek kesin çözümler yerine yaklaşık çözümler elde etmek amacıyla kullanılan matematiksel bir yöntemdir. Sonlu elemanlar yönteminde problem alanı farklı geometrilere ve boyutlara sahip sonlu sayıda elemana bölünür. Bu elemanların şekli ve boyutu seçilirken problem alanının şekli ve sınır şartları göz önünde bulundurulur. Elemanların birbiriyle bağlandığı noktalar düğüm noktası olarak adlandırılır ve bu noktalar üzerinde denge, süreklilik ve uygunluk şartları ile eleman kütle ve rijitlik matrisleri tanımlanır. Eleman rijitlik matrisi ile yük ve kütle matrisleri birleştirildiğinde sistem rijitlik matrisi elde edilir. Tüm sistem için elde edilen denge bağıntıları çözülerek düğüm noktalarının yer değiştirme değerleri ve buna bağlı olarak elemanların gerilme ve birim şekil değiştirme değerleri hesaplanır.

Sonlu elemanlar yönteminin ilk aşaması olan problem alanının daha küçük ve basit alt alanlara bölünmesi adımında, problem alanını oluşturan malzeme, geometri ve sınır şartlar göz önünde bulundurularak en uygun sonlu eleman tipi ve boyutu seçilir. Problemi oluşturan her bir elemanın davranışından yola çıkılarak problem alanının genel davranışına ulaşılmaya çalışılır. Elemanların problem alanını temsil edebilme oranı, problem çözümünde kesin sonuca yaklaşma oranıyla paraleldir fakat problem alanını temsil eden elemanların boyutlarının küçülmesiyle beraber taşıyabilecekleri yük miktarı da azalır. Dolayısıyla eleman şekli ve boyutunun seçilmesinde optimum bir boyutun altında eleman boyutlandırılması durumunda deneysel verilere kıyasla daha erken bir kırılma görülme ihtimali vardır. Diğer yandan elemanlar gereğinden büyük boyutlarda seçilirse, sistemin rijitliği deney verilerine göre daha yüksek olabilir ve yer değiştirme değerlerinin gerçekten daha düşük kalabilme ihtimali ortaya çıkabilir [169].

Şekil 3.1'de görüldüğü üzere, aynı sistem farklı boyutlarda sonlu eleman ağına bölünebilir ve böylelikle problem alanının daha fazla sonlu eleman tarafından

temsil edilmesiyle sayısal analizin hassasiyetinin artması sağlanabilir [170]. Bu durum elastik analizlerde sistemin hassasiyetini arttırırken, doğrusal olmayan analizlerde daha küçük elemanlara bölünmüş sonlu eleman ağı erken taşıma gücü kaybı görülmesine neden olabilmektedir [171]. Bu sebeple problem alanının sonlu elemanlara bölünmesi aşamasında eleman boyutu ve geometrisinin doğru bir şekilde seçilmesi çok büyük önem taşır.

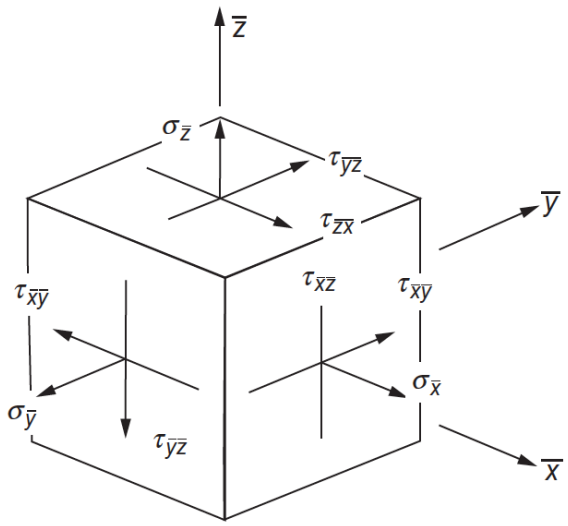


Şekil 3.1 Aynı sistemin farklı boyutlarda sonlu eleman ağına bölümü (a) sıkı (fine) ağ, (b) kaba (coarse) ağ

Sonlu eleman yönteminde bünye denklemleri, yük altındaki malzemede meydana gelecek olan gerilme ve birim şekil değiştirmelere bağlı olup malzeme modelleri de bu büyüklüklere göre geliştirilir. Gerilme, yük altındaki bir sistemin herhangi bir kesit alanında oluşan iç kuvvetin kesit alanına oranı olarak tanımlanır (Denklem 3.1).

$$\vec{p} = \lim_{\Delta F \to 0} \left(\frac{\Delta P}{\Delta F} \right) \tag{3.1}$$

Bu denklemde verilen p vektörünün normal vektör üzerindeki izdüşümü normal gerilme (σ), normal vektöre dik doğrultudaki izdüşümü ise kayma gerilmesi (τ) olarak adlandırılır. Birim eleman üzerinde üç eksenli gerilme hali Şekil 3.2'de verilmiştir. Sonlu elemanlar yönteminde, üç eksenli gerilme halindeki elemanlar için söz konusu gerilme ve birim şekil değiştirme bileşenleri, gerilme için $\sigma_x,\ \sigma_y,\ \sigma_z,\ \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}$ ve birim şekil değiştirme için $\varepsilon_x,\ \varepsilon_y,\ \varepsilon_z,\ \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{xz}$ olmak üzere altı adet bileşene sahiptir.



Şekil 3.2 Üç eksenli gerilme hali [172]

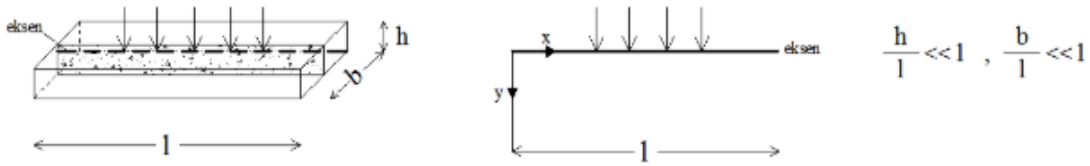
Problem alanının geometrik yapısına göre sonlu elaman ağını oluşturan elemanlar boyutlarına göre bir boyutlu, iki boyutlu ve üç boyutlu (katı) elemanlar olmak üzere üç gruba ayrılır.

3.1.1 Bir Boyutlu Elemanlar

Genellikle kalınlıkları ve enleri, boyları yanında ihmal edilebilen sistemler bir boyutlu elemanlar ile modellenir (Şekil 3.3-Şekil 3.4). Bir boyutlu elemanlar, genellikle çelik donatı ya da etriye gibi çubuk elemanların modellenmesinde kullanılır. [173]



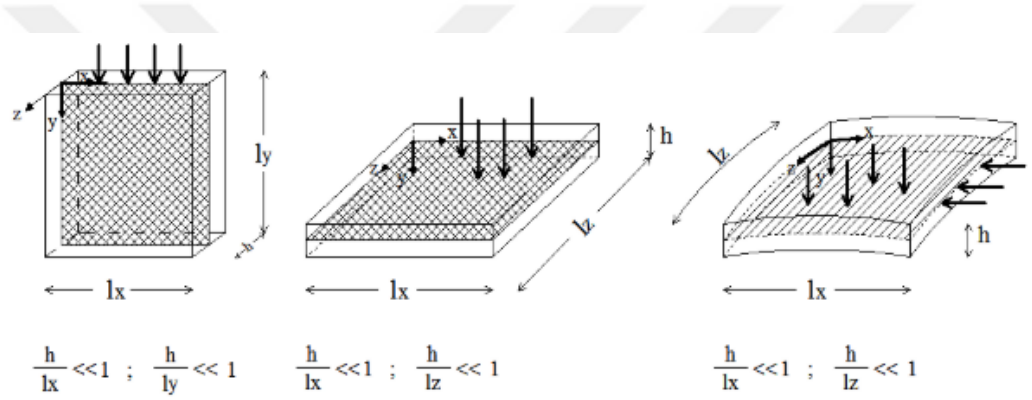
Şekil 3.3 Bir boyutlu elemanlar [43]



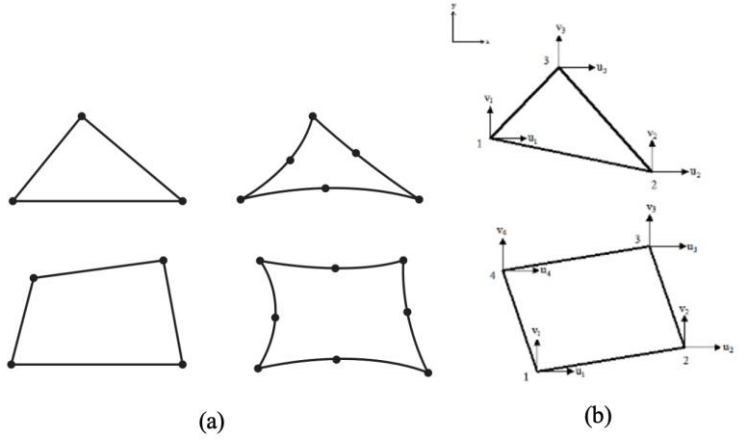
Şekil 3.4 Çubuk sistemler [173]

3.1.2 İki Boyutlu Elemanlar

Kalınlıkları, en ve boyları yanında ihmal edilebilen, yüzey olarak ifade edilen sistemler iki boyutlu elemanlar ile modellenebilir (Şekil 3.5). İki boyutlu elemanların temel elemanı üç, altı, dokuz ya da daha fazla düğüm içeren üçgen elemanıdır. Düğüm sayısı belirlenirken seçilen enterpolasyon fonksiyonunun derecesi dikkate alınır. Üçgen eleman tipi, problem alanının temsilinin aslına uygunluğu bakımından kullanışlı bir eleman tipi olup iki üçgen elemanın birleşmesiyle oluşan dörtgen eleman da geometriye uyum sağlaması bakımından oldukça kullanışlı olabilir (Şekil 3.6). Dörtgen elemanların avantajlarından biri de kareye yaklaşan boyutlarda kullanıldığında yöne bağlı farklılıkların giderilmesini sağlamasıdır [174].



Şekil 3.5 Kalınlıkları ihmal edilen yüzeysel elemanlar [173]



Şekil 3.6 İki boyutlu eleman örnekleri a) İki boyutlu elemanlar [43] b) İki boyutlu üçgen ve dörtgen elemanlarda yer değiştirmeler

Şekil 3.6b'de görüldüğü üzere dört düğüm noktası bulunan dörtgen elemanın, (ξ, η) doğal koordinat sistemlerindeki şekil fonksiyonları Denklem 3.2'de verildiği şekilde tanımlanmıştır:

$$\begin{aligned} N_1 &= \frac{1}{4}(1-\xi)(1-\eta) & N_2 &= \frac{1}{4}(1+\xi)(1-\eta) \\ N_3 &= \frac{1}{4}(1+\xi)(1+\eta) & N_4 &= \frac{1}{4}(1-\xi)(1+\eta) \end{aligned} \tag{3.2}$$

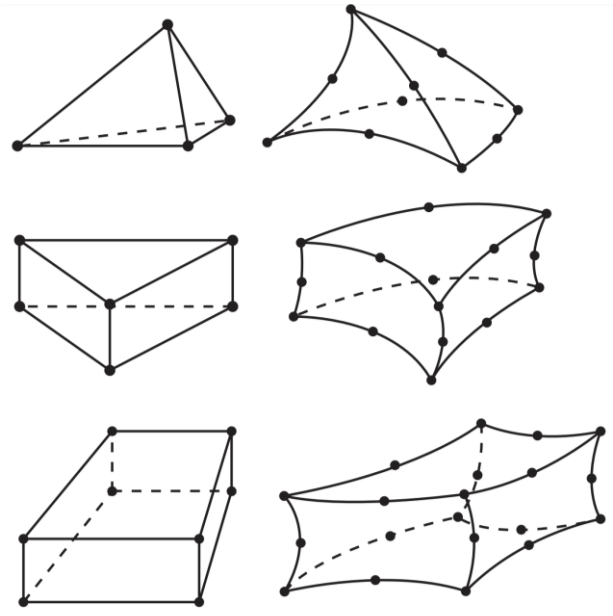
Elemanın doğrusal olmayan fonksiyonlarının yer değiştirme değerleri;

$$u = \sum_{i=1}^{4}(N_i \cdot u_i) \qquad v = \sum_{i=1}^{4}(N_i \cdot v_i) \tag{3.3}$$

şeklinde tanımlanır.

3.1.3 Üç Boyutlu (Katı) Elemanlar

Üç boyutlu elemanlar, üç boyutlu problemlerin çözümlerinde kullanılan eleman tipleridir. En temel üç boyutlu eleman üçgen piramit olup dikdörtgenler prizması gibi altı yüzeyli elemanlarda problem alanının temsili için kullanılır (Şekil 3.7) [170].



Şekil 3.7 Üç boyutlu elemanlar [43]

Problemin kapsamına, boyutuna bağlı olarak problem alanını temsil edecek elemanın şekil ve boyutunun seçilmesinin ardından sisteme etki eden kuvvetler ve sistemin mevcut sınır şartları tanımlanır.

3.2 Yığma Duvarlarda Sayısal Modelleme Teknikleri

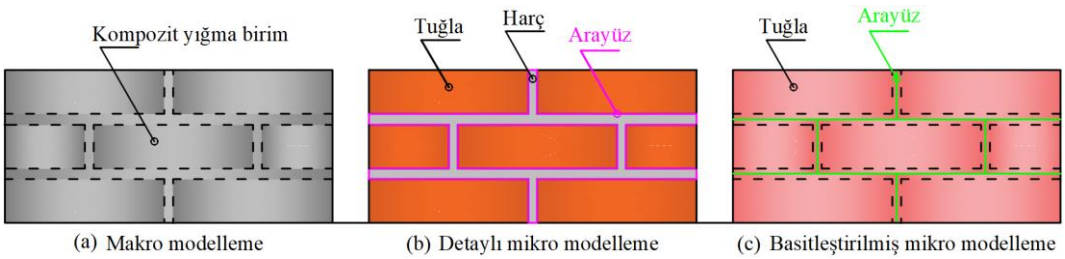
Yığma, yığma birim ve harcın bir araya gelerek oluşturduğu kompozit bir malzemedir ve bu yapısı gereği yığma yapıların mekanik davranışını doğru bir şekilde yansıtabilen bir sayısal model oluşturmak oldukça zor bir iştir. Kompozit bir karaktere sahip olmaları, kullanılan malzemelerin çeşitliliği, farklı örgü teknikleriyle inşa ediliyor olmaları gibi sebepler, yığma yapı elemanlarının modellenmesi esnasında birçok belirsizliği de beraberinde getirir. Bu sebeple yığma yapıların sayısal analizi standart bir yaklaşıma açık olmayan bir konu olarak literatürde yer almaktadır. Yığma duvarların sayısal modelini oluşturmak için birçok yaklaşım geliştirilmiştir ve halen bu konu üzerinde çalışmalar yapılmaya devam etmektedir. Genel olarak yığma yapıların sayısal modelini oluştururken kullanılan yaklaşımları, makro ve mikro modelleme olarak iki gruba ayırmak mümkündür. Makro modelleme yaklaşımında yığma duvar, yığma birim ve harç arasında bir ayrım yapılmadan, ortalama gerilme ve şekil değiştirmeler arasında uyumlu ilişkilerle ifade edilerek homojen sürekli bir ortam olarak modellenir (Şekil 3.8a). Makro modelleme yaklaşımı, homojen malzeme kabulüne dayanır ve duvarın davranışı hakkında yaklaşık bir fikir vermesi bakımından genellikle daha pratik ve efektif bir yöntem olduğu için sayısal analizlerde sıklıkla kullanılır. Makro modelleme yaklaşımı doğruluk ve verimlilik bir arada istendiğinde analizlerde tercih edilmektedir.

Mikro modelleme yaklaşımı yığma birim, harç ve harç/birim arayüzünün ayrı ayrı temsil edildiği detaylı bir modelleme yöntemidir. Yığma birim ve harç elemanları sürekli ortam elemanı olarak dikkate alınırken, yığma birim-harç arayüzü süreksiz ortam olarak modelde dikkate alınır (Şekil 3.8b). Yığma birim ve harç için doğrusal ve doğrusal olmayan mekanik özellikler ayrı ayrı tanımlanabilir. Arayüz elemanı, yığmada oluşacak potansiyel kırılma ve kayma düzlemlerini temsil etmesi amacıyla modele uyarlanır. Mikro modelleme yaklaşımının esas avantajı yığma duvar üzerinde istenen herhangi bir noktada gerilme şekil değiştirme durumunu yakalayabilmesidir. Yığmayı oluşturan her bir bileşen için detaylı mekanik

özellikler biliniyorsa mikro modelleme yaklaşımı diğer yaklaşımlara göre gerçek davranışa daha yakın sonuçlar verebilmektedir. Mikro modelleme, yığmanın gerçek davranışını en iyi şekilde temsil etmek ve özellikle yerel ölçekte oluşan hasarları/mekanizmaları incelemek istendiğinde kullanılabilecek bir modelleme yaklaşımıdır. Bu modelleme yaklaşımıyla diğer yöntemlere kıyasla gerçek/deneysel davranışa daha yakın sonuçlar elde edilmesine rağmen daha detaylı modelleme yapılmasından dolayı sayısal modelde düğüm noktası serbestliklerinin artması, beraberinde daha fazla analiz süresi ve hesaplama yükü meydana getirir. Mikro modelleme yaklaşımının bu dezavantajını gidermek amacıyla basitleştirilmiş mikro modelleme yaklaşımı geliştirilmiştir. Bu modelleme yaklaşımda, harç elemanlar sayısal modelde yer almaz ve buna karşılık duvarın toplam geometrisinin değişmemesi için yığma birim, yatay ve düşey doğrultuda harç kalınlığının yarısı kadar genişletilir ve sürekli ortam elemanı ile temsil edilir. Harcın ve tuğla-harç arasındaki bölgenin davranışı ise süreksiz arayüz elemanlar aracılığıyla temsil edilir (Şekil 3.8c). Mikro modellemeye göre sayısal modelin daha basit oluşturulması ve analiz süresinin kayda değer bir şekilde kısalmasından dolayı geniş bir kullanımı vardır.

Mikro ve makro model arasında konumlandırılabilecek bir diğer modelleme yöntemi ise homojenleştirme yaklaşımıdır. Homojenleştirme yönteminde duvarın genelini temsilen periyodik tekrarlayan birim hücre veya birim eleman ele alınır.

Yukarı bahsedilen yaklaşımların arasındaki fark esas olarak, sayısal modeli oluşturmak için gerekli parametreler, gerçek/deneysel davranışı temsil kabiliyeti, modelleme ve analiz süresi bakımından oluşmaktadır. Sayısal analizlerde, modelden istenen kesinlik ve analiz süresi göz önüne alınarak bahsedilen yaklaşımların arasından en uygun olanı tercih edilir.



Şekil 3.8 Modelleme yaklaşımları

3.3 Bünye Modelleri

Yükleme altındaki bir sistemde ilk aşamada elastik şekil değiştirmeler meydana gelir. Elastik şekil değiştirmeler, sistem üzerindeki yüklemeler kaldırıldığında ortadan kalkan şekil değiştirmelerdir. Dolayısıyla elastik şekil değiştirmelerin meydana geldiği elastik bölge boyunca sistem, yükleme sonrasında eski haline döner. Yükleme elastik bölge sonrasında devam ettiğinde ise sistem akma durumuna ulaşır. Akma noktasına ulaşmış sistemde yüklemenin tamamen kaldırılması durumunda sistem ilk haline dönemez, dolayısıyla meydana gelen şekil değiştirmeler kalıcıdır. Bu tip şekil değiştirmeler plastik şekil değiştirme, plastik şekil değiştirmelerin gerçekleştiği bölge ise plastik bölge olarak adlandırılır.

3.3.1 Plastik Malzeme Modelleri

Tek boyutlu yüklemelerde plastik şekil değiştirmelerin başladığı gerilme değerine ulaşma durumu akma kriteri ya da akma koşulu olarak bilinen bir gerilme noktası ile ifade edilir. Yükleme iki veya daha fazla boyutlu olduğunda ise farklı doğrultudaki yüklemelerin kombinasyonları bir sınır yüzeye ulaştığında plastik şekil değiştirme başlar, dolayısıyla akma koşulu gerilme uzayında bir yüzey ile temsil edilir [175]. İki veya daha fazla boyutlu yüklemelerin etkidiği sistemlerde yükleme altında oluşan gerilme değeri bu yüzey içinde olduğunda elastik şekil değiştirmeler, yüzey üzerinde olduğunda ise plastik şekil değiştirmeler gerçekleşir. Akma sonrasında meydana gelen plastik şekil değiştirmeler ise sistemin direncinin büyük ölçüde düştüğünü gösterir [171].

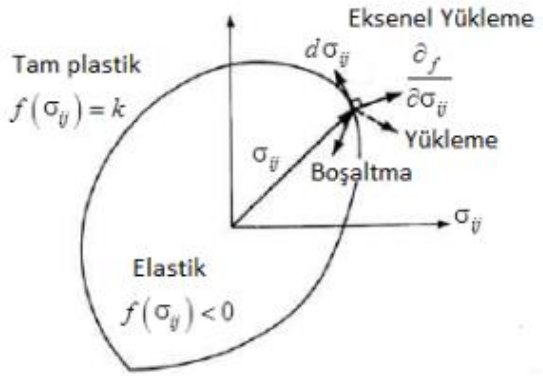
Akmanın başladığı gerilmeyi ifade eden akma fonksiyonu, gerilme değeri ve malzeme parametrelerine bağlı bir matematiksel ifadedir. Bu fonksiyonun aldığı değerlere göre malzemenin elastik ya da plastik bölgenin neresinde olduğu tayin edilir. Akma fonksiyonu;

$$f(\sigma_{ij}) = f_i \tag{3.4}$$

şeklinde tanımlanır. Akma fonksiyonu sabit bir değere eşit olduğunda sistemin ideal plastik davranış gösterdiği anlaşılır. Diğer yandan pekleşme özelliğine sahip bir sistemde bu fonksiyon farklı yük seviyeleri için farklı değerler alır [175];

$$\begin{aligned} &\text{Elastik: } f(\sigma_{ij}) < 0 \quad \text{ya da} \quad df = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} < 0 \\ &\text{Plastik: } f(\sigma_{ij}) = 0 \quad \text{ya da} \quad df = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} = 0 \end{aligned} \tag{3.5}$$

Şekil 3.9'da pekleşen malzemeler için yükleme ve boşaltma durumlarına ait akma yüzeyi gösterilmiştir.



Şekil 3.9 Yükleme ve boşaltma durumlarında akma yüzeyi [176]

Akma kriteri invaryantlar cinsinden,

$$f(\sigma_{ij}) = f(I_1, J_2, J_3) \tag{3.6}$$

olarak yazılmaktadır. Bu fonksiyondaki I_1 terimi asal gerilme tansörü σ_{ij}'nin birinci invaryantı, J_2 ve J_3 ise deviyatör tansörü S_{ij}'nin ikinci ve üçünü invaryantlarıdır. Gerilme tansörünün invaryantları,

$$\begin{aligned} I_1 &= \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \\ I_2 &= \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_1\sigma_3 \\ I_3 &= \sigma_1\sigma_2\sigma_3 \end{aligned} \tag{3.7}$$

olarak tanımlanır.

Gerilme tansörü, ortalama gerilmeden sapma anlamına gelen deviyatör tansörü (S_{ij}) ve küresel (hidrostatik) gerilme tansörü (p_{ij}) cinsinden ifade edilebilir [177], [178]. Küresel gerilme tansörü (p_{ij}) de ortalama normal gerilme ve birim tansör cinsinden $\sigma_m\delta_{ij}$ şeklinde ifade edildiğine göre gerilme tansörü,

$$\sigma_{ij} = S_{ij} + \sigma_m\delta_{ij} \tag{3.8}$$

olarak yazılır. Bu eşitlikte ortalama normal gerilme, asal gerilmelerin ortalaması alınarak bulunur.

$$\sigma_m = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)/3 = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 = I_1/3 \tag{3.9}$$

Bu durumda küresel gerilme tansörü,

$$\sigma_m \delta_{ij} = \sigma_m \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} \tag{3.10}$$

şeklinde ifade edilir. Gerilme tansörünün bileşenleri olan deviyatör tansörü ve küresel gerilme tansörü sırasıyla sistemin açısını (biçimini) ve hacmini değiştirir. Deviyatör tansörünün invaryantları ise,

$$\begin{aligned} J_1 &= S_1 + S_2 + S_3 = 0 \\ J_2 &= \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij} = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2] \\ J_3 &= |S_{ij}| = S_1 S_2 S_3 \end{aligned} \tag{3.11}$$

şeklinde yazılır. Bu denklemde S_1, S_2 ve S_3 üç temel deviyatörik gerilmedir ve görüldüğü üzere deviyatörik gerilme tansörünün birinci invaryantı sıfıra eşittir [178].

3.3.1.1 Tresca Modeli

Tresca modeli 1864 yılında metaller için önerilmiş bir akma modelidir [179]. Yüksek hidrostatik basınç altında gevrek malzemelerin sünek metaller gibi davrandığı bilindiğinden metaller için önerilen bu model beton ya da yığma gibi gevrek malzemeler için de kullanılabilir.

Tresca modeline göre, $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ durumunda akma koşulu,

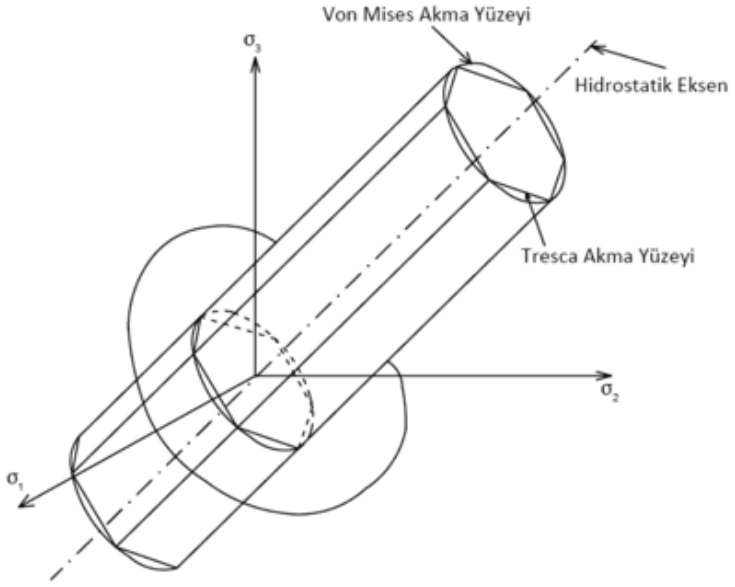
$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = k \tag{3.12}$$

şeklinde ifade edilir. Bu eşitlikte σ_1 ve σ_3 sırasıyla malzemede oluşan maksimum ve minimum gerilmeler, k ise kayma gerilmesi deneyinden elde edilen malzemenin akma gerilmesidir. Bu bünye modelinde, yükleme altındaki malzemenin herhangi bir noktasında oluşan maksimum kayma gerilmesinin, malzemenin basit çekme

etkisindeki k akma gerilmesine eşit veya büyük olduğu durumda akmanın başladığı kabul edilir.

Tresca modelinde ele alınan yaklaşım Mohr çemberi üzerinde gösterildiğinde, maksimum ve minimum normal gerilmeler dikkate alınarak çizilen çemberin çapı sabit olacağından maksimum kayma gerilmesi değeri, bu iki asal gerilme değerinden yola çıkılarak hesaplanır. Bu modelde asal gerilmelerin işaretleri de dikkate alınması gereken bir parametredir.

Tresca modeli, yalnızca maksimum ve minimum asal gerilme değerleri üzerinden elde edilen bir yaklaşım sağlaması, ikinci asal gerilmeyi hesaplamalarda dikkate almaması sebebiyle gerçeğe yaklaşık bir sonuç sunma konusunda kullanışlı olmamasına rağmen matematiksel açıdan basit bir yöntem olması sebebiyle sıklıkla tercih edilen bir yöntemdir. Şekil 3.10'da Tresca ve von Mises modellerinin akma yüzeylerinin üç boyutlu uzaydaki görseli verilmiştir. Bu görselde görüldüğü üzere Tresca akma kriteri, altıgen şekilli ve eksen çizgileri hidrostatik eksenlere ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$) paralel kesite sahip olarak tanımlanmaktadır. Dolayısıyla bu model, tüm plastik durumlar için aynı maksimum kayma gerilmesi değerinin elde edildiği varsayımına dayanır [180].



Şekil 3.10 Tresca ve von Mises akma yüzeyleri [181]

3.3.1.2 von Mises Modeli

von Mises modeli 1913 yılında Tresca modelinde kesitin kenar çizgileri ile köşelerinin sayısal modellemede karmaşık hesaplamalar gerektirmesi ve hesaplamalarda yalnızca maksimum ve minimum asal gerilmelerin dikkate alınması sebebiyle geliştirilmiştir. Bu modelde malzemenin akma noktasına ulaşmasında enerji esaslı bir kriter kullanılır ve hacim değiştirme enerjisi yerine şekil değiştirme enerjisinin daha etkin olduğu kabul edilir.

Yükleme altındaki malzemenin geometrisinin (şeklinin) değişmesinde deviyatör gerilme etkili olup hidrostatik gerilme yalnızca hacimsel değişimlerde etkilidir. Bu sebeple gerilmenin diğer bileşeni olan hidrostatik gerilme bileşeni von Mises modelinde dikkate alınmaz. von Mises modeli yükleme altındaki malzemenin maksimum kayma şekil değiştirme enerjisinin belirli bir sınıra ulaşması sonucunda akma meydana geleceği yaklaşımı üzerine kurulmuştur [177]. Kayma şekil değiştirme enerjisi ise deviyatör gerilme tansörünün ikinci invaryantı J_2 ile ilişkili olup akmanın başlaması için bu invaryantın belirli bir değere ulaşması gerekmektedir.

$$J_2 = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 6k^2 \tag{3.13}$$

Bu eşitliğe göre tek eksenli gerilme halinde ($\sigma_1 = \sigma_0,\ \sigma_2 = \sigma_3 = 0$) k değeri akma dayanımı cinsinden,

$$k = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \tag{3.14}$$

şeklinde ifade edilir. İki eksenli gerilme halinde ise ($\sigma_3 = 0$) akma koşulu fonksiyonu

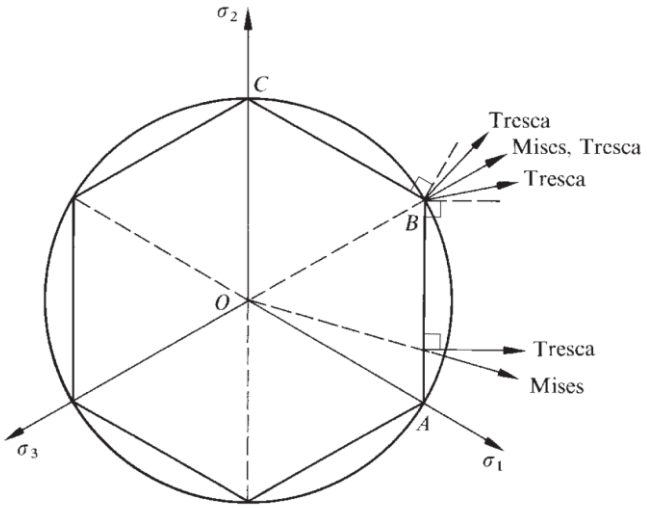
$${\sigma_1}^2 + {\sigma_2}^2 - \sigma_1\sigma_2 = {\sigma_0}^2 \tag{3.15}$$

bağıntısına dönüşür. Bu bağıntıya göre akma şartını sağlayan noktaların geometrik yeri bir elipstir. Elipsin yarıçapları,

$$a = \sigma_0\sqrt{2} \ \ , \ \ b = \sqrt{\frac{2}{2}}\sigma_0 \tag{3.16}$$

olarak ifade edilir.

von Mises modelinin π düzlemindeki kesiti dairesel silindir şeklinde olup, ekseni hidrostatik eksenlere paraleldir (Şekil 3.11).

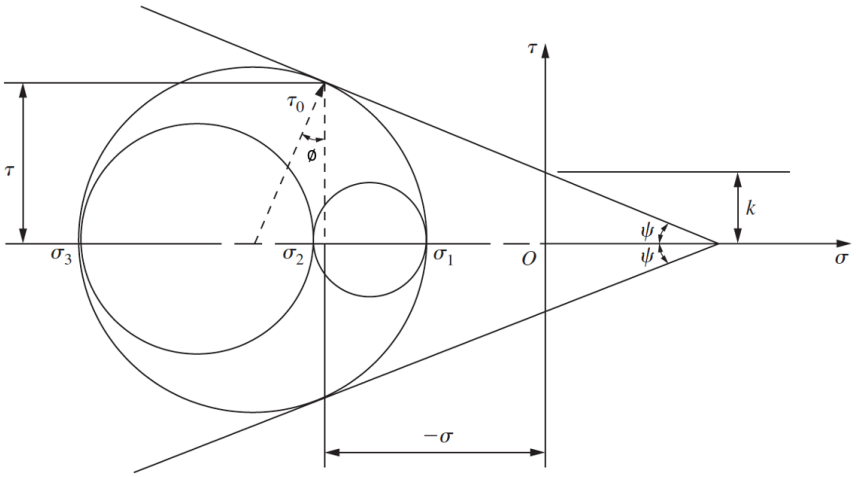


Şekil 3.11 π düzleminde von Mises ve Tresca kriterlerinin gösterimi [182]

Tresca ve von Mises modellerinin her ikisinde de çekme akma gerilmesi aynı kabul edilirse, kesme akma gerilmeleri arasındaki oran 1.15 olur, bu da iki model arasında %15'lik bir fark olduğunu gösterir [180]. Şekil 3.11'de görüldüğü gibi von Mises akma gerilmesi yüzeyi Tresca akma gerilmesi yüzeyini dıştan çevrelemekte ve tek eksenli gerilme durumlarında her iki model de aynı noktaları akma gerilmesi noktası kabul etmektedir. Bu iki model arasındaki fark esas olarak iki veya daha fazla eksenli yüklemelerde görülür.

3.3.1.3 Mohr-Coulomb Modeli

Mohr-Coulomb modeli, hidrostatik basınç etkisini dikkate alan ilk bünye modeli olup, Tresca modelinin geliştirilmiş halidir. Bu model kapsamında içsel sürtünme açısı ve kohezyon gibi malzeme parametreleri de dikkate alınır. Bu model çekme ve basınç dayanımı farkı ihmal edilemeyecek kadar fazla olan malzemeler için (gevrek malzeme) oldukça kullanışlı bir modeldir [178]. Akma kriteri, üç boyutlu deviyatör gerilme düzleminde altıgen tabanlı koni biçimindedir (Şekil 3.12).



Şekil 3.12 Coulomb kırılma kriterinin Mohr gerilme düzleminde gösterimi [182]

Şekil 3.12'te görülen akma düzlemi kriterinde, malzeme üzerine uygulanan gerilme değerine karşılık gelen kayma dayanımından bir zarf eğrisi elde edilir. Bu zarf eğrisi

$$\tau = \sigma \tan(\phi) + c \tag{3.17}$$

şeklinde ifade edilir. Bu eşitlikte τ kayma dayanımı, σ bu kayma dayanımına karşılık gelen normal dayanım, c (göçme zarf eğrisinin τ ekseniyle kesişim noktası) kohezyon ve ϕ (göçme zarf eğrisinin eğimi) ise içsel sürtünme açısı olarak tanımlanır. Bu ifade, sürtünmesiz malzemeler ($\phi = 0$) için $\tau = c$ halini alır, bu durumda kohezyon değeri akma gerilmesi değerine eşit olur.

Üç doğrultulu yükleme durumunda, Mohr-Coulomb modeline ait akma kriteri Denklem 3.18'de verildiği şekilde tanımlanır.

$$\begin{aligned} \pm\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} &= \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}\right) \sin(\phi) + c\cos(\phi) \\ \pm\frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2} &= \left(\frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2}\right) \sin(\phi) + c\cos(\phi) \\ \pm\frac{\sigma_3 - \sigma_1}{2} &= \left(\frac{\sigma_3 + \sigma_1}{2}\right) \sin(\phi) + c\cos(\phi) \end{aligned} \tag{3.18}$$

3.3.1.4 Drucker-Prager Modeli

Drucker-Prager modeli, von Mises modelinin hidrostatik basınç etkisini de yansıtabilmesini sağlamak amacıyla oluşturulmuştur. Deviyatör gerilme tansörünün ikinci invaryantına bağlı olan von Mises akma kriteri fonksiyonuna

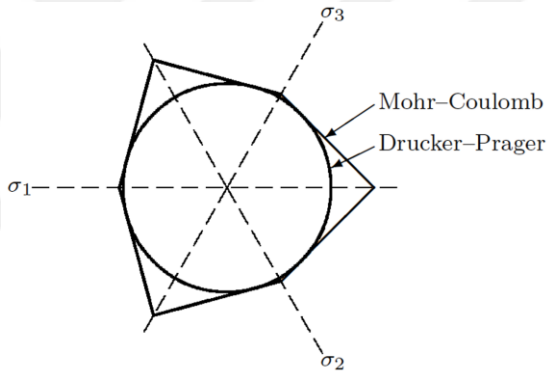
gerilmenin birinci invaryantını içeren bir terimin eklenmesiyle hem hidrostatik hem de deviyatör gerilme etkileri dikkate alınmaktadır.

$$f(I_1, J_2) = \alpha \cdot I_1 + \sqrt{J_2} - k = 0 \tag{3.19}$$

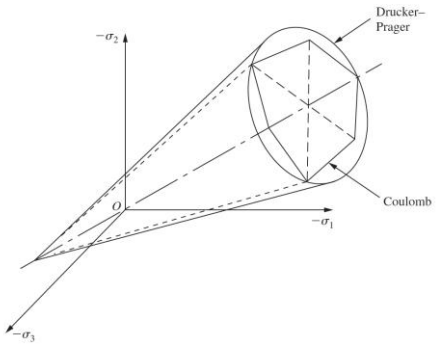
Bu denklemde α ve k malzemeye özgü parametreler olup Mohr-Coulomb kriterindeki içsel sürtünme açısı (c) ve kohezyon parametrelerine bağlı olarak,

$$\alpha = \frac{2\sin\phi}{\sqrt{3}(3 - \sin\phi)} \quad , \quad k = \frac{6c\cos\phi}{\sqrt{3}(3 - \sin\phi)} \tag{3.20}$$

olarak ifade edilir. Mohr-Coulomb ve Drucker-Prager modellerinin akma yüzeylerinin birlikte verildiği Şekil 3.13'te basınç ve çekme durumlarında akma kriterlerinin kesiştiği görülmektedir. Şekil 3.14'te ise Mohr-Coulomb ve Drucker-Prager akma kriterlerinin üç boyutlu uzaydaki kesişim görseli verilmiştir.



Şekil 3.13 Mohr- Coulomb ve Drucker-Prager modellerinin akma kriterleri [183]



Şekil 3.14 Mohr- Coulomb ve Drucker-Prager akma yüzeyleri [182]

4
YIĞMA DUVARLARIN ÜÇ BOYUTLU DOĞRUSAL OLMAYAN ANALİZİ

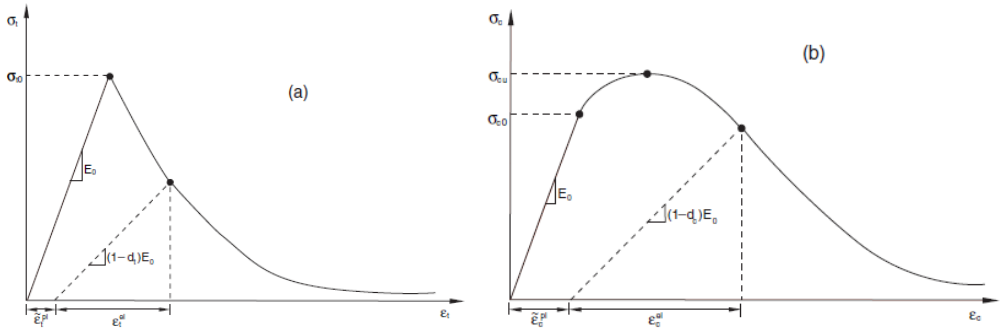
Bu bölümde, donatısız yığma duvarların tepe yer değiştirme oranına boşluk oranının, geometrisinin ve eksenel yük seviyesinin etkisini parametrik olarak irdeleyebilmek için, uygun ve pratik bir sayısal/bünyesel modelleme tekniğinin belirlenmesi üzerine yapılan çalışmalara yer verilmiştir. Bu amaçla, donatısız yığma duvarların doğrusal olmayan üç boyutlu sonlu elemanlar analizleri ABAQUS v6.14 [43] sonlu eleman yazılımında Bölüm 3'te detayları verilen makro ve detaylı mikro modelleme yaklaşımları kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Bölüm kapsamında, sayısal analizlerin oluşturulması, elde edilen sayısal analiz sonuçlarının deneysel verilerle karşılaştırmalı olarak yorumlanması ve her iki modelleme yaklaşımının sonuçlarının karşılaştırmalı olarak değerlendirilerek, parametrik çalışma için en uygun modelleme yaklaşımının belirlenmesi için yapılan çalışmalar sunulmuştur.

4.1 Elastoplastik Hasar Modeli

Bir önceki bölümde yığma ve benzeri malzemelerin modellenmesinde literatürde sıklıkla tercih edilen temel bünye modellerinin detaylı anlatımına yer verilmiştir. Bu bölümde ise bu temel bünyesel modeller esas alınarak geliştirilen Beton Elastoplastik Hasar Modeli hakkında bilgi verilmiştir.

Beton için ilk defa önerilen hasar modeli Lubliner vd. [184] tarafından monotonik yüklemeler için önerilmiştir. Daha sonrasında Lee ve Fenves [185] tarafından dinamik ve çevrimsel yüklemeler için geliştirilmiştir. ABAQUS [43] yazılımında yer alan Beton Elastoplastik Hasar Modeli beton için geliştirilmiş olmasına rağmen yığma gibi anizotropik yapıdaki gevrek malzemelerin basınç ve çekme etkisi altındaki davranışını modellemek amacıyla yaygın bir şekilde kullanılmaktadır [48], [186]–[201]. Betonun elastik ötesi davranışını tanımlamak için basınç ve çekme gerilmesi altındaki elastoplastik davranışı ve buna ek olarak basınç ve çekme durumları için ayrı ayrı birer değişken olarak tanımladığı hasar parametrelerini kullanır. Şekil 4.1'de anılan malzeme modelinde betonun eksenel basınç ve çekme

etkisinde bünyesel davranışını temsil eden gerilme-şekil değiştirme ilişkileri verilmiştir.



Şekil 4.1 Gerilme-şekil değiştirme ilişkileri (a) çekme, (b) basınç [43]

Şekil 4.1'de E_0 başlangıç elastisite modülünü, $\varepsilon_c^{\sim pl}$ basınç plastik şekil değiştirmesini, $\varepsilon_t^{\sim pl}$ çekme plastik şekil değiştirmesini gösterir. Bu parametreler aracılığıyla gerilme ve şekil değiştirme arasındaki bağıntı Denklem 4.1 ve 4.2'de verildiği şekilde ifade edilir.

$$\sigma_c = (1 - d_c).E_0.(\varepsilon_c - \varepsilon_c^{\sim pl}) \tag{4.1}$$

$$\sigma_t = (1 - d_t).E_0.(\varepsilon_t - \varepsilon_t^{\sim pl}) \tag{4.2}$$

Akma yüzeyi, basınç ve çekme yüklemesi altındaki kırılma mekanizmasına bağlı olan iki plastik şekil değiştirme değişkeni ($\varepsilon_c^{\sim pl}, \varepsilon_t^{\sim pl}$) ile kontrol edilir. Malzemeye ait gerilme-şekil değiştirme ilişkisi programa gerilme-inelastik şekil değiştirme (ε_c^{in}) olarak tanımlanır ve bu değerler program tarafından otomatik olarak gerilme-plastik şekil değiştirme değerlerine dönüştürülür. Basınç ve çekme etkisi için şekil değiştirmeler arasındaki dönüşüm bağıntıları Denklem 4.3-4.6'da verilmiştir.

$$\varepsilon_c^{in} = \varepsilon_c - \frac{\sigma_c}{E_0} \tag{4.3}$$

$$\varepsilon_c^{\sim pl} = \varepsilon_c^{in} - \frac{d_c}{(1 - d_c)} \cdot \frac{\sigma_c}{E_0} \tag{4.4}$$

$$\varepsilon_t^{ck} = \varepsilon_t - \frac{\sigma_t}{E_0} \tag{4.5}$$

$$\varepsilon_t^{\sim pl} = \varepsilon_t^{ck} - \frac{d_t}{(1-d_t)} \cdot \frac{\sigma_c}{E_0} \tag{4.6}$$

Burada ε_t^{ck} çatlama birim şekil değişimini, d_c ve d_t ise betonun basınç ve çekme gerilmeleri etkisinde, elastik bölgede rijitlikteki azalmayı ifade eden hasar parametreleridir. Hasar parametresi değeri 0 ile 1 arasında değişir ve 0 hasarın olmadığı durumu, 1 tam hasarlı durumu ifade eder.

Elastoplastik Hasar Modeli için, Lubliner vd. [184] tarafından önerilen akma fonksiyonu Lee ve Fenves [185] tarafından basınç ve çekme etkisinde farklı hasar değişkenleri kullanılarak geliştirilmiştir. Geliştirilen akma yüzeyi $\varepsilon_c^{\sim pl}$ ve $\varepsilon_t^{\sim pl}$ plastik şekil değiştirme değişkenleri ile kontrol edilir. Efektif gerilmeler cinsinden akma yüzeyi fonksiyonu Denklem 4.7'de verildiği şekilde tanımlanır (Şekil 4.2);

$$F = \frac{1}{1-\alpha}\left(\bar{q} - 3\alpha\bar{\rho} + \beta\left(\bar{\varepsilon}^{pl}\right)\left(\hat{\bar{\sigma}}_{max}\right) - \gamma\left(-\hat{\bar{\sigma}}_{max}\right)\right) - \bar{\sigma}_c\left(\bar{\varepsilon}_c^{pl}\right) = 0 \tag{4.7}$$

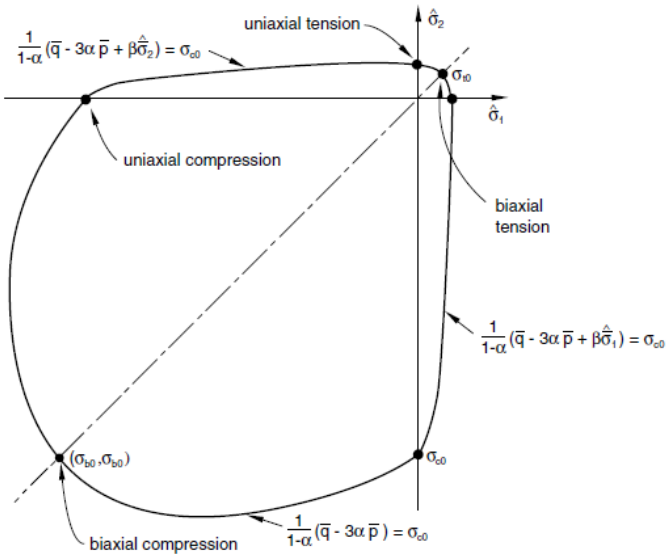
$$\alpha = \frac{(\sigma_{b0}/\sigma_{c0}) - 1)}{2(\sigma_{b0}/\sigma_{c0}) - 1)}; 0 \le \alpha \le 0.5$$

$$\beta = \frac{\bar{\sigma}_c\left(\varepsilon_c^{\sim pl}\right)}{\bar{\sigma}_t\left(\varepsilon_t^{\sim pl}\right)}(1-\alpha) - (1+\alpha) \tag{4.8}$$

$$\gamma = \frac{3(1-K_c)}{2K_c - 1}$$

Burada; $\bar{\rho}$ efektif hidrotstatik basınç gerilmesini, $\bar{q}$ eşdeğer von Mises efektif gerilmesini, $\hat{\bar{\sigma}}_{max}$ efektif maksimum asal gerilmeyi gösterir.

Akma fonksiyonunda yer alan α katsayısı hesaplanırken (Denklem 4.8) kullanılan σ_{b0}/σ_{c0} parametresi ise betonun iki eksenli gerilme altındaki basınç dayanımın tek eksenli gerilme altındaki basınç dayanımına oranı olarak tanımlanır ve α katsayısının 1,16 alınması önerilir [43]. Bu değerin mevcut deneysel çalışmaların sonuçlarıyla da uyumlu olduğu gözlemlenmiştir [161], [184], [202].



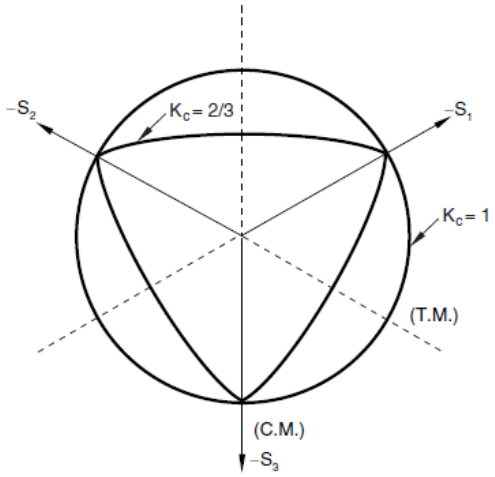
Şekil 4.2 Gerilme düzleminde akma yüzeyi [43]

γ katsayısı hesaplanırken (Denklem 4.8) kullanılan K_c parametresi, üç boyutlu gerilme uzayında, akma yüzeyinin deviyator düzlemdeki kesitinin oluşturduğu akma eğrisinin şeklini belirleyen bir parametredir. Şekil 4.3'te yer alan deviyatorik düzlemdeki akma yüzeyinden görüldüğü gibi K_c =1 olduğunda Drucker-Prager Hipotezine ait deviyatorik düzlemdeki akma yüzeyi oluşur. Beton Elastoplastik Hasar Modeli'nde, K_c katsayısının 2/3 alınması önerilmiştir [43].

Beton Elastoplastik Hasar Modeli'nde plastik akma fonksiyonu (potansiyeli) Drucker-Prager hiperbolik fonksiyonu ile tanımlanır.

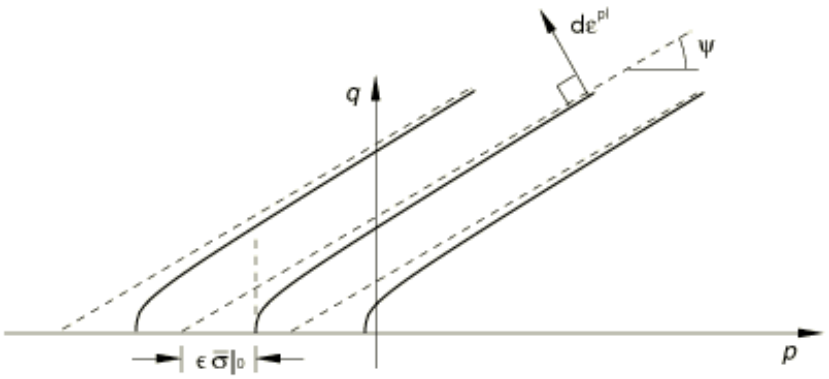
$$G = \sqrt{(\epsilon\sigma_{t0}\tan\psi)^2 + \bar{q}^2} - \bar{p}\tan\psi \qquad (4.9)$$

Denklem 4.9'da; ψ, p-q düzleminde gerilmeler altında oluşan dilatasyon açısını, σ_{t0} eksenel çekme etkisinde kırılma anında oluşan çekme gerilmesini ve ϵ eksantrisiteyi temsil eden bir katsayıyı ifade eder. Dilatasyon açısı birleşik gerilme etkisi altında malzemenin hacminde meydana gelen değişimi temsil eden bir parametredir ve hidrostatik eksenlere akma potansiyelinin yapmış olduğu eğim olarak gösterilir (Şekil 4.4). Literatürde beton için dilatasyon açısının genel olarak 31°-42° aralığında değerler aldığı [185], [203], [204], donatısız yığma yapılar içinse 10°-36° arasında değerler aldığı görülmüştür [165], [190], [191].



Şekil 4.3 Deviyatorik düzlemde akma yüzeyi [43]

Potansiyel plastik akma fonksiyonun tanımlanmasında kullanılan diğer bir değişken ise eksantrisite (ϵ) olarak tanımlanır. Bu değişken plastik potansiyel akma fonksiyonunun asimptotlara olan yakınlığının bir ölçüsüdür [43]. Eksantrisite değeri sıfıra yaklaştıkça plastik akma potansiyeli Drucker-Prager hipotezinde olduğu gibi doğrusal hale dönüşür. Eksantrisite parametresi için 0,1 değerinin alınması önerilir [43].



Şekil 4.4 Drucker-Prager hiperbolik plastik akma potansiyeli [43]

Gerilme ve rijitlikte meydana gelen azalmayı dikkate alan malzeme modelleri kullanılarak yapılan sayısal analizlerde yakınsama problemleri ortaya çıkabilir. Bu yakınsama problemlerinin üstesinden gelebilmek için viskozite parametresi tanımlanarak, gerilmelerin akma yüzeyinin bir miktar dışına çıkması sağlanır ve yakınsama sağlanır. Beton Elastoplastik Hasar Modeli'nde viskozite etkisi aşağıdaki eşitlik ile dikkate alınır.

$$\dot{\varepsilon}_v^{\rho l} = \frac{1}{\mu}(\varepsilon^{\rho l} - \varepsilon_v^{\rho l}) \tag{4.10}$$

Denklem 4.10'da, $\varepsilon_v^{\rho l}$ malzemenin viskoplastik şekil değiştirmesini, $\varepsilon^{\rho l}$ plastik şekil değiştirmesini, μ ise viskoziteyi temsil eder. Viskozite parametresi düşük değerler aldığında analizlerin yakınsaklığı daha da artmaktadır. Lee ve Fenves çalışmalarında viskozite parametresinin sayısal analizin zaman artımından (Δt) etkilendiğini ve yaklaşık olarak zaman artımının (Δt) %15'i olarak dikkate alınması gerektiğini belirtmişlerdir [185].

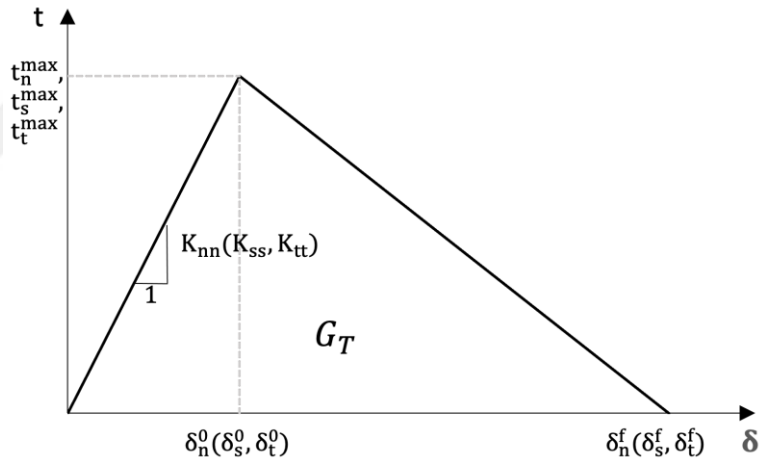
Beton Elastoplastik Hasar Modelinin akma yüzeyini oluşturmak için ihtiyaç duyduğu parametrelerin hangi değer aralığında değiştiklerini görebilmek için, Tablo 4.1'de literatürde yapılan çalışmalarda kullanılan değerler toplu bir şekilde verilmiştir.

Tablo 4.1 Beton Elastoplastik Hasar Modelinin parametrelerine ait değerler

Yayın	**ψ**	**ϵ**	$\boldsymbol{\sigma_{b0}/\sigma_{c0}}$	$\mathbf{K_c}$	**μ**
Castellazzi vd. [186]	10	0,1	1,16	0,667	0,002
Acito vd. [187]	10	0,1	1,16	0,667	
Choudhury vd. [205]	10	0,1	1,16	0,667	0,0001
Valente ve Milani [188]	10	0,1	1,16	0,667	0,002
Valente ve Milani [189]	10	0,1	1,16	0,667	0,002
Valente vd. [190]	10	0,1	1,16	0,667	0,002
Agnihotri, P. vd. [191]	30	0,1	1,16	0,667	0
Valente ve Milani [192]	10	0,1	1,16	0,667	0,002
Bertolesi vd. [193]	10	0,1	1,16	0,667	0,0001
Valente ve Milani [194]	10	0,1	1,16	0,667	0,002
Castellazzi vd. [195]	10	0,1	1,16	0,667	0,002
AlGohi, B. H. vd. [196]	10-36	0,1	1,16	0,667	0
Valente ve Milani [197]	10	0,1	1,16	0,667	0,002
Wilding, B. V. vd. [198]	31	0,1	1,16	0,667	0
Singh vd. [199]	30	0,1	1,16	0,7	0
Milani vd. [200]	10	0,1	1,16	0,667	0,002
Bolhassani vd. [201]	32-34	0,1	1,16	0,667	0,001

4.2 Kohezif Bölge Modeli

Kohezif Bölge Modeli, doğrusal kırılma mekaniği davranışı üzerine kurulmuş ve ilk olarak Dugdale [206], [207] tarafından sunulmuş ve daha sonra Barenblatt [207] tarafından geliştirilmiştir. Kohezif Bölge Modeli, tuğla-harç arayüzünde oluşacak iki ana kırılma modu olan çekme kırılması/sıyrılması (Mod-I) ve kayma gerilmeleri (Mod-II ve Mod-III) etkisinde oluşan kesme göçmesini temsil etmek amacıyla yaygın bir şekilde kullanılmaktadır [201], [208]–[212]. Kohezif bölge modeli yüzey gerilmesi-ayrılma ilişkisi yardımıyla tanımlanır. Kohezif bölge modelinin en önemli avantajlarından biri, malzeme rijitliğindeki azalmayı kademeli olarak dikkate alarak hasar başlangıcı ve ilerlemesinin gözlenmesine imkan tanımasıdır. Kohezif Bölge Modeli üç kısımda tanımlanır. İlk kısımda arayüzde hasarın oluşmadığı, doğrusal-elastik çekme-ayrılma ilişkisinin geçerli olduğu durum karakterize edilir. Elastik bölge sonrasında ise hasar başlangıç ve hasar değerlendirme kriterleri tanımlanır (Şekil 4.5).



Şekil 4.5 Yüzey gerilmesi-ayrılma (açılma) ilişkisi

Arayüze ait doğrusal-elastik davranış, normal ve kayma gerilmeleri ile bu gerilmelere karşılık gelen normal ve kayma yer değiştirmeleri arasındaki ilişki cinsinden aşağıda verildiği gibi yazılır.

$$t = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} = K\delta \qquad (4.11)$$

Burada; K elastik rijitlik matrisini (N/mm), t nominal yüzey gerilme vektörünü ifade etmektedir. t nominal yüzey gerilme vektörü, normal gerilme (t_n) ve birbirine

dik iki doğrultudaki kayma gerilmeleri (t_s, t_t) olmak üzere üç bileşenden oluşmaktadır. Her bir gerilme bileşenine karşılık gelen δ_n, δ_s ve δ_t sırasıyla normal ve kayma doğrultusundaki yer değiştirmelerdir.

Kohezif bölge modelinde hasar başlangıcı, hasar başlangıç kriterleri ile belirlenir. Hasar başlangıç kriteri olarak kullanılabilecek 4 farklı yaklaşım vardır. En büyük gerilme kriterinde, üç doğrultudaki yüzey gerilmeleri oranlarından en büyüğünün "1" değerine eşit olması durumunda hasarın başladığı kabul edilir.

$$\max\left\{\frac{\langle t_n\rangle}{t_n^0}, \frac{t_s}{t_s^0}, \frac{t_t}{t_t^0}\right\} = 1 \tag{4.12}$$

t_n^0 , t_s^0 ve t_t^0 sırasıyla normal ve iki kayma doğrultusunda hasarın başladığı nominal yüzey gerilmeleridir.

En büyük birim şekil değiştirme kriterinde, üç doğrultuda birim şekil değiştirme oranlarından en büyüğünün 1'e eşit olması durumunda hasarın başladığı kabul edilir.

$$\max\left\{\frac{\langle \varepsilon_n\rangle}{\varepsilon_n^0}, \frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_s^0}, \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_t^0}\right\} = 1 \tag{4.13}$$

ε_n^0, ε_s^0 ve ε_t^0 sırasıyla normal ve iki kayma doğrultusunda hasarın başladığı birim şekil değiştirme değerleridir.

İkinci dereceden gerilme (QUADS) ve ikinci dereceden birim şekil değiştirme (QUADE) kriterlerinde ise hasar, normal ve kayma doğrultularında yüzey gerilme oranları veya birim şekil değiştirme oranlarının karelerinin toplamı 1'e eşit olduğunda hasarın başladığı kabul edilir.

$$\begin{aligned}\left\{\frac{\langle t_n\rangle}{t_n^0}\right\}^2 + \left\{\frac{t_s}{t_s^0}\right\}^2 + \left\{\frac{t_t}{t_t^0}\right\}^2 = 1 \\ \left\{\frac{\langle \varepsilon_n\rangle}{\varepsilon_n^0}\right\}^2 + \left\{\frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_s^0}\right\}^2 + \left\{\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_t^0}\right\}^2 = 1\end{aligned} \tag{4.14}$$

Hasar değerlendirme kriteri, hasar başlangıç kriterine ulaşıldıktan sonra kohezif rijitliğin ne oranda azalacağını tanımlar. Arayüzde oluşacak hasar, skaler hasar değişkeni (D) ile kontrol edilir. Skaler hasar değişkeni D elemanın integrasyon

noktasındaki hasar seviyesine göre “0” ile “1” arasında değişen değerler alabilir. Arayüzde hasar oluşmadığı durumda hasar değişkeni “0”, tamamen hasar oluşması durumunda ise “1” değerine eşit olmaktadır.

Hasar değerlendirmesi, etkin yer değiştirme veya kırılma enerjisi ifadeleri cinsinden yapılabilir. Enerji esaslı hasar değerlendirmesinde kırılma enerjisi, arayüz gerilmesi-ayrılma eğrisi altında kalan alana eşittir. Karma mod kırılma enerjisi esaslı hasar değerlendirme kriterlerinden olan Benzeggagh-Kenane [213] kırılma kriteri aşağıdaki bağıntı ile ifade edilir.

$$G_n^c + (G_s^c - G_n^c) + \left\{\frac{G_S}{G_T}\right\}^{\eta} = G^C \tag{4.15}$$

Burada G_n, G_s, G_t sırasıyla normal doğrultudaki, birinci ve ikinci kayma doğrultulardaki kırılma enerjilerini, G_n^c, G_s^c, G_t^c ise sırasıyla normal ve kayma doğrultularında hasarın meydana geldiği kritik kırılma enerjisi değerini, $G_S = G_s + G_t$ birinci ve ikinci kayma doğrultularındaki toplam kayma enerjisini, $G_T = G_n + G_S$ ise toplam kırılma enerjisini belirtir ve toplam kritik kırılma enerjisine G^C eşit yada büyük olması durumunda arayüzde ayrılmanın meydana geleceği kabul edilir. η parametresinin ise genel olarak gevrek kırılma gerçekleşmesi beklenen arayüzlerde 2 alınması önerilmiştir [213] Benzeggagh-Kenane kırılma kriteri özellikle birinci ve ikinci kayma doğrultusunda kritik kırılma enerjileri eşit olduğu zaman kullanışlı bir kriterdir.

4.3 Sayısal İrdelemeler

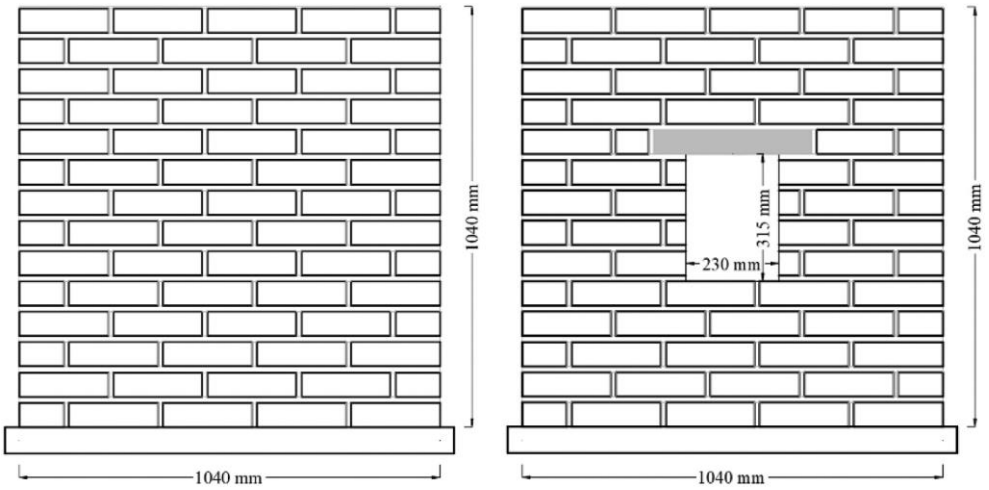
Bu bölümde, tez kapsamında deneyleri yapılan boşluklu ve boşluksuz yığma duvarların makro ve mikro modelleme yaklaşımları ile oluşturulan sayısal modelleri ve sonrasında deney duvarlarının üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri hakkında bilgilere yer verilmiştir. Sayısal analizler sonucunda her iki yaklaşım ile elde edilen sonuçlar deneysel sonuçlarla karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Ayrıca tercih edilen modelleme tekniği literatürde kabul görmüş diğer bir deneysel çalışma ile doğrulanmıştır.

4.3.1 Yıldız Teknik Üniversitesi Deney Duvarları

Tez çalışması kapsamında yapılan duvar deneyleri Yıldız Teknik Üniversitesi İnşaat Fakültesi bünyesinde bulunan Yapı Malzemeleri Laboratuvarı'nda gerçekleştirilmiştir. Deney programında bir adet boşluksuz (WR) ve 315×230 mm boyutlarında merkezi boşluğa sahip bir adet boşluklu (WOR) olmak üzere iki adet yığma duvar test edilmiştir. Her iki duvar da 1040×1040×100 mm (uzunluk×yükseklik×genişlik) boyutlarına sahip olup boşluklu duvarlarda eksenel yük etkisinde stabilitenin sağlanması amacıyla boşluğun üstüne 390×100×60 mm boyutlarında lento konumlandırılmıştır (Şekil 4.6). Duvarlarda kullanılan harç kalınlıkları düşeyde 12,5 mm ve yatayda 15 mm olarak belirlenmiştir. Her iki duvar da sabit düşey ön yük ve düzlem içi monotonik yatay yük etkisinde test edilmiştir (FDK 2019-3675 numaralı BAP kapsamında ve FDK 2019-3674 numaralı BAP desteğiyle).

Malzeme parametrelerini elde edebilmek amacıyla bir dizi laboratuvar testi yapılmıştır. Deney programı kapsamında yapılan malzeme deneylerinin detaylı açıklamasına Doran vd. [214] tarafından yapılan çalışmada yer verilmiştir.

Deneysel çalışmada üretilen harçlarda bağlayıcı olarak CEM III B (S) 32,5 sınıfı çimento kullanılırken; ince agrega olarak tane çapı maksimum 2 mm olan silis esaslı Cendere kumu kullanılmıştır. Harçlarda çimento/kum oranı ağırlıkça 1/3 olarak seçilirken, su miktarı yapılan ön deneyler ile belirlenmiştir. Buna göre, TS EN 1015-3 standardında verilen prosedür takip edilerek gerçekleştirilen kıvam testleri sonucunda harcın yayılma değeri yaklaşık olarak 175∓10 mm olarak elde edilmiş olup bu değer TS EN 1015-2'de verilen limit değerleri sağlamıştır [215], [216]. Bu sonuçlara göre harcın su/bağlayıcı değeri 0,7 olarak seçilmiştir. Elde edilen harç karışımının deneysel gerilme-birim şekil değiştirme grafiği Şekil 4.7'de, sertleşmiş hal özellikleri Tablo 4.2'de verilmiştir.



Şekil 4.6 WR ve WOR duvarlarının geometrik özellikleri

Satın alma yoluyla temin edilen ve deneysel çalışmada üretilen duvarlarda kullanılan (uzunluk×genişlik×yükseklik) 220×100 mm×60 mm boyutlarındaki harman tuğlasının basınç dayanımı TS EN 772-1'ye eğilme dayanımı ise ASTM C67/C67M-20'ye göre yapılan deneyler ile belirlenmiştir [217], [218]. Basınç ve eğilme testleri yapılmadan önce harman tuğlanın cep açıklıkları harç ile doldurularak test esnasında yükün homojen dağılması sağlanmıştır. Basınç testleri yapılmadan önce harman tuğlalar etüv kurusu hale getirilmiştir. Eksenel yük etkisinde birim şekil değiştirme değerlerinin ölçülmesi için deformasyon ölçerler her bir tuğlaya düşey ve yatay eksenleri boyunca sabitlenmiştir. Bu testler sonucunda elde edilen ortalama değerler kullanılarak oluşturulan gerilme-birim şekil değiştirme grafiği Şekil 4.7'de, tuğlanın mekanik özellikleri ise Tablo 4.3'te verilmiştir.

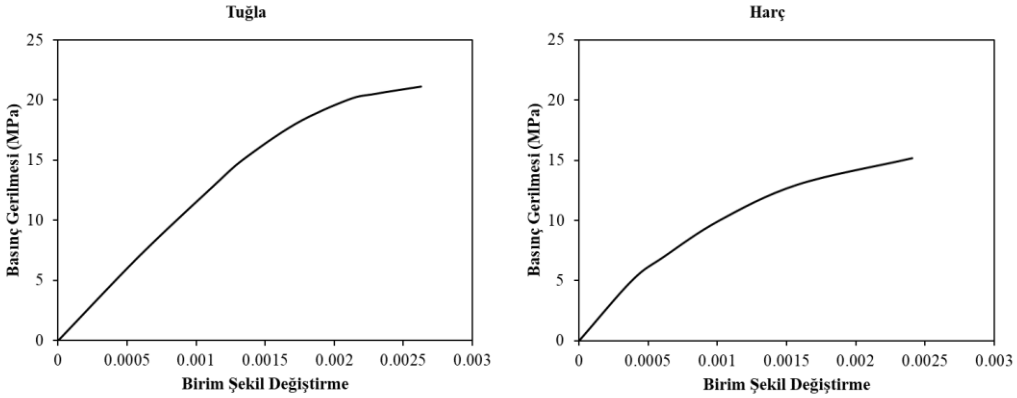
Tablo 4.2 Harcın sertleşmiş hal özellikleri [214]

28. gün [EN 1015-11]	Eğilme dayanımı (MPa)	3,5 (0,2)
	Basınç dayanımı (MPa)	8,1 (0,4)
90. gün [ASTM C469]	Çekme dayanımı (MPa)	1,3 (0,1)
	Basınç dayanımı (MPa)	15,2 (1,2)
	Elastisite modülü (MPa)	13125 (1105)
	Poisson oranı	0,18 (0,01)

Not: Parantez içindeki değerler standart sapmayı ifade etmektedir.

Tablo 4.3 Tuğlanın mekanik özellikleri [214]

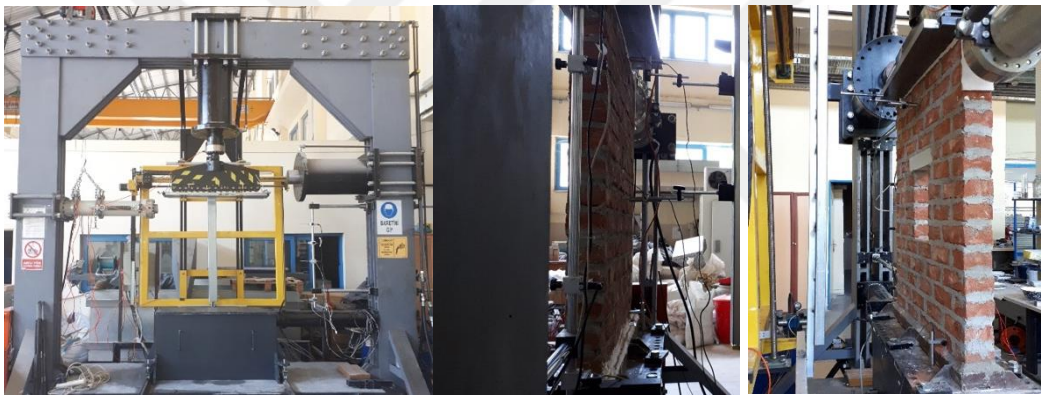
Basınç dayanımı (MPa)	21,1 (0,7)
Çekme dayanımı (MPa)	5 (0,4)
Normalize basınç dayanımı (MPa) [EN 771-1]	19,1 (0,6)
Elastisite modülü (MPa)	11950 (290)
Poisson oranı	0,19 (0,01)
Eğilme dayanımı (MPa) [ASTM C67]	6,1 (0,4)
Not: Parantez içindeki değerler standart sapmayı ifade etmektedir.	



Şekil 4.7 Basınç etkisinde tuğla ve harcın gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri [209]

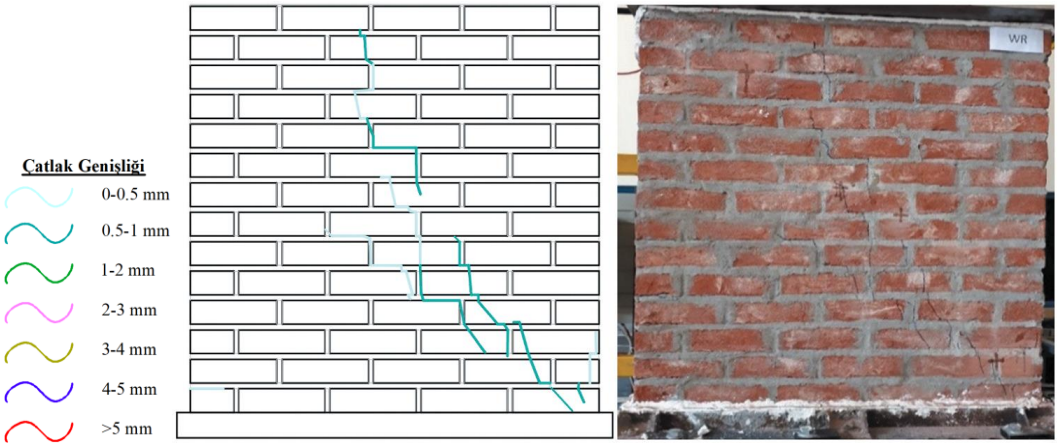
Donatısız yığma duvarların düzlem içi yükler altındaki davranışının deneysel olarak incelenmesi için WR ve WOR duvarları sabit eksenel yük ve monotonik artan yatay yüke maruz bırakılmıştır. Deney düzeneği ve ölçüm aletlerinin yerleşimi Şekil 4.8'de verilmiştir. Duvarlar, deney süresince gereken taşıma, deney düzeneğine yerleştirme gibi işlemleri kolaylaştırmak ve bu işlemler yapılırken ortaya çıkabilecek hasarlardan kaçınmak amacıyla çelik plakalar üzerine inşa edilmiş ve alt yüzeylerinden deney düzeneğine sabitlenmiştir. Deneyler sırasında duvar üzerine uygulanan eksenel yükün duvara üniform olarak dağılması amacıyla çelik bir levha kullanılmıştır. Duvarlara 2000 kN kapasiteli düşey hidrolik piston ile 2 MPa eksenel yük uygulanmış ve eksenel yük deney boyunca sabit tutulmuştur. Eksenel yükün ardından monotonik yatay yük, yükleme çerçevesine uygun olarak 200 ton kapasiteli hidrolik piston ile 0,75 kN/s sabit hızla uygulanmıştır. Yükleme deneyleri, duvarlar uygulanan yükü taşıyamayacak duruma gelene kadar devam ettirilmiştir. Test boyunca duvarlara uygulanan yatay ve eksenel yükler, 500 kN kapasiteli yük hücreleri vasıtasıyla okunmuş ve bir veri toplayıcı ortamında kaydedilmiştir.

Yükleme sırasında oluşacak yatay yer değiştirmelerin ölçümü için duvarın yan tarafına piyezometrik cetveller yerleştirilmiştir. Yatay yük hizasına yerleştirilen cetvel yardımıyla tepe yer değiştirme değeri ölçülmüştür. En alt tuğla sırasına yerleştirilen cetvel, duvarın mesnet bölgesinde yatay yükleme esnasında bir hareket olup olmadığının gözlemlenmesi için yerleştirilmiştir. Boşluklu duvarlarda ise boşluğun alt ve üst sırasındaki tuğlalara yerleştirilen piyezometrik cetveller yardımıyla boşluk hizasındaki yatay yer değiştirme değerleri ölçülmüştür. Duvarlarda deney süresince oluşabilecek düzlem dışı hareketi gözlemlemek için duvar arka yüzüne, duvar düzlemine dik doğrultuda Lineer Değişken Diferansiyel Transformatör (LVDT) yerleştirilmiştir. Duvarın sol alt köşesinde yatay yüklemeyle birlikte düşey doğrultuda ortaya çıkabilecek yer değiştirmeyi belirlemek için duvarın en alt sırasına bir adet LVDT düşey olarak yerleştirilmiştir (Şekil 4.8).



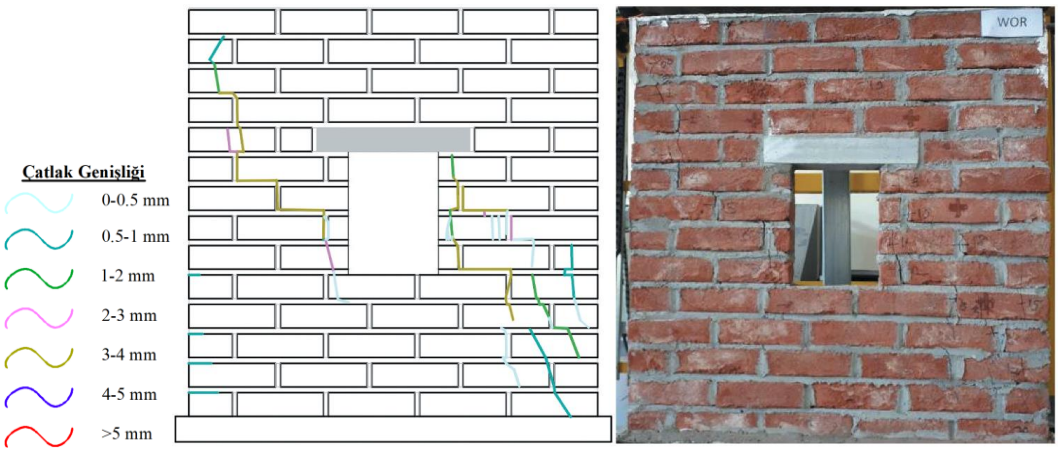
Şekil 4.8 Deney düzeneği ve ölçüm aletlerinin yerleşimi

WR deney duvarında, yatay yük yaklaşık olarak 60 kN'a ulaşana kadar gözle görülür bir çatlak gözlenmemiştir. Ancak bu noktadan sonra, yatay yük uygulama noktasından başlayıp duvarın sağ alt köşesine doğru gözle görülür çatlaklar oluşurken aynı sırada duvarın alt sıra derzinde yatay bir açılma oluşmaya başlamıştır. Derzlerde oluşan mikro düzeydeki çatlaklar, tuğlaları da çatlatarak ve kırarak devam etmiştir. Yatay yük maksimum değere yaklaştıkça, çatlaklar diyagonal doğrultu üzerinde özellikle duvarın sağ alt köşesine doğru belirgin bir şekilde yayılmıştır. WR duvarında diyagonal kesme göçme modu oluşmuş ve yatay yük boşalmaya başladığı andan itibaren deney sonlandırılmıştır. Deney sonucunda, duvarda oluşan çatlakların, 0,5-1 mm arası genişliğe sahip olduğu görülmüştür. Dolu duvar için deney sonucunda oluşan çatlak figürü Şekil 4.9'da verilmiştir.



Şekil 4.9 Dolu duvarda oluşan çatlak şekli

WOR duvarında, yatay yük yaklaşık olarak 35 kN'a ulaşana kadar gözle görülür bir çatlak gözlemlenmemiştir. Ancak bu noktadan sonra, boşluğun sol üst köşesinden yatay yükün uygulama noktasına doğru ve boşluğun alt köşesinden duvarın sağ topuk bölgesine doğru gözle görülür şekilde çatlaklar oluşmaya başlamıştır. Yatay yük 75-80 kN'a yaklaştıkça duvarın sağ topuk bölgesinde yer alan tuğlalarda düşey ve diyagonal çatlaklar oluşmuştur. Bununla beraber, duvarın sol alt kısmındaki yatay derzlerde çatlaklar meydana gelmiştir. WOR duvarında da WR duvarında olduğu gibi diyagonal kesme göçme modu oluşmuş ve yük boşalmaya başladığı andan itibaren deney sonlandırılmıştır. Deney sonucunda çatlak genişliklerinin, boşluk çevresinde 3-4 mm, topuk bölgesinde ise 0,5-1 mm arasında oldukları görülmüştür. WOR duvarı için deney sonucunda oluşan çatlak figürü Şekil 4.10'da verilmiştir. WR ve WOR duvar deneylerinin farklı aşamalarında elde edilen yük-yer değiştirme değerleri Tablo 4.4'te özetlenmiştir.



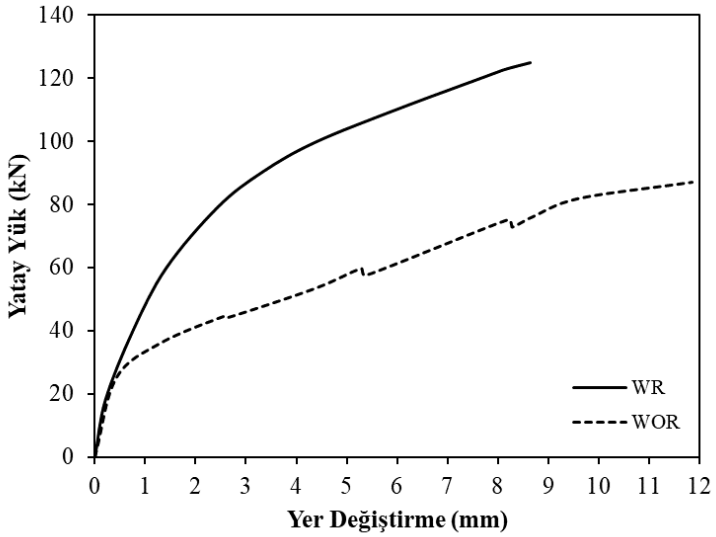
Şekil 4.10 Boşluklu duvarda oluşan çatlak şekli

Tablo 4.4 Boşluklu ve dolu duvar test sonuçları

	İlk çatlak oluşumu		Maksimum		Göçme		
Duvar	V_{cr} (kN)	δ_{cr} (mm)	V_{max} (kN)	δ_{max} (mm)	V_u (kN)	δ_u (mm)	Göçme Modu
WR	60	1,42	125	8,65	125	8,65	DKÇ
WOR	35	1,25	87	11,85	87,0	11,85	DKÇ

Not: V_{cr}: ilk çatlağın oluştuğu yük; δ_{cr}: ilk çatlağın oluştuğu yer değiştirme; V_{max}: maksimum yük; δ_{max}: maksimum yüke ait yer değiştirme; δ_u: maksimum yer değiştirme; V_u: maksimum yer değiştirmeye ait yük; DKÇ: Diyagonal kesme çatlağı

Donatısız yığma duvarların yatay yük taşıma kapasitesi kapı, pencere gibi boşlukların bulunması durumunda önemli ölçüde azalmaktadır. Literatürde donatısız yığma duvarların yer değiştirme kapasiteleri üzerinde sınır koşullar, eksenel yük oranı, duvarın en-boy oranı ve boyut etkisi gibi parametrelerin önemli bir etkiye sahip olduğu belirtilmiştir [10], [219]. Deney sonuçlarına göre, WR ve WOR duvarlarının maksimum yatay yük taşıma kapasitesi sırasıyla 125 kN ve 87 kN olarak bulunmuştur. Bu sonuçlara göre donatısız yığma duvarda boşluk varlığının maksimum yatay yük kapasitesini %30,4 oranında azalttığı, maksimum yer değiştirme değerini ise %37 oranında arttırdığı görülmüştür. Her iki duvarda da başlangıç rijitliğinin neredeyse aynı olduğu gözlemlenmiştir (Şekil 4.11).

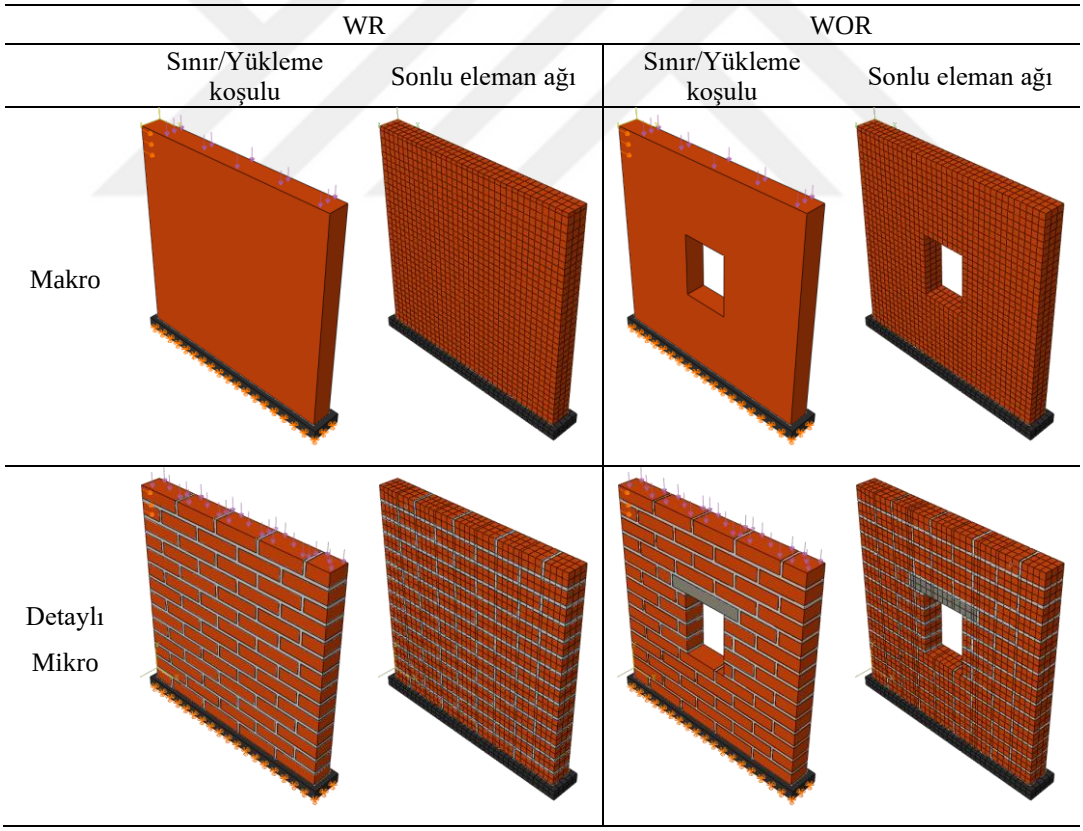


Şekil 4.11 WR ve WOR duvarlarının yatay yük-yer değiştirme eğrileri

4.3.1.1 Deney duvarlarının sayısal modellerinin oluşturulması

Boşluklu ve boşluksuz donatısız yığma duvarların üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri ABAQUS 6.14 [43] ile gerçekleştirilmiştir. Analizlerde makro ve detaylı mikro olmak üzere iki farklı modelleme yaklaşımı kullanılmış ve

bu tekniklerin deneysel sonuçları temsil etme verimliliği ve kesinliği karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Modellerde tuğla birim, harç ve yığma duvar, 8 noktalı altı yüzlü üç boyutlu gerilme elemanı (C3D8R) ile temsil edilmiştir. Makro modelleme yaklaşımında, yığma duvar için 30 mm boyutunda sonlu eleman ağı kullanılmıştır. Detaylı mikro modellemede ise tuğla birimler ortalama 30 mm boyutunda, düşey ve yatay derzler ise sırasıyla 12,5 x 30 x 30 mm ve 30 x 15 x 30 mm boyutlarında sonlu eleman ağı ile modellenmiştir. Deney düzeneğinde, duvarların altında yer alan çelik plakanın, doğrusal elastik davranış gösterdiği kabul edilmiş ve Elastisite modülü ve Poisson oranı sırasıyla 210000 MPa ve 0,30 olarak dikkate alınmıştır. Çelik plaka ile duvarların alt yüzeyi arasındaki etkileşim tam tutulu etkileşim olarak tanımlanmış ve çelik plakanın alt yüzeyinin tüm doğrultulardaki serbestlikleri kısıtlanmıştır. Deney duvarlarının makro ve detaylı mikro modelleme yaklaşımları ile oluşturulan sayısal modellerine ait sonlu eleman ağı ve sınır koşulları Şekil 4.12'de gösterilmiştir.



Şekil 4.12 Sayısal modellerin sınır/yükleme koşulları ve sonlu eleman ağı detayları

Sayısal analizlerde yükleme koşulları, deneysel yükleme protokolünü yansıtmak amacıyla iki aşamada tanımlanmıştır. İlk aşamada sabit eksenel yük uygulanmış ve

analiz boyunca sabit tutulmuştur. İkinci aşamada ise yer değiştirme kontrollü monotonik yatay yük uygulanmıştır. Doğrusal olmayan eşitliklerin çözümlemesi için Newton-Raphson çözüm algoritması kullanılmıştır.

Makro modelleme yönteminde bünyesel model olarak Beton Elastoplastik Hasar Modeli kullanıldığı takdirde, malzemelerin basınç ve çekme yüklemesi altındaki gerilme-birim şekil değiştirme ilişkilerinin tanımlanması gerekmektedir. Bu tez kapsamında yığma prizmanın gerilme-şekil değiştirme ilişkisi deneysel olarak belirlenemediği için literatürde yığma prizmalar için önerilmiş olan gerilme-şekil değiştirme ilişkileri kullanılmıştır. Kaushik vd. tarafından önerilen basınç yüklemesi altındaki gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri maksimum basınç dayanımı değerine kadar göz önünde bulundurulmuş ve bu eğrideki yumuşama kısmı ihmal edilmiştir [145].

Eurocode 6 (2005) standardına göre yığmanın karakteristik basınç dayanımı Denklem 4.16 kullanılarak elde edilmiştir [140]. Bu denklemde f_{bl} yığma birimin normalize edilmiş ortalama basınç dayanımını, f_{mr} ise harcın basınç dayanımını göstermektedir.

$$f_m{}' = 0{,}55\, {f_{bl}}^{0{,}7} {f_{mr}}^{0{,}3} \tag{4.16}$$

Backes [159] yapmış olduğu çalışmada çekme etkisinde gerilme-şekil değiştirme ilişkisinin göçme mekanizmasına bağlı olarak iki kısımda incelenmesi gerektiğini ve derz aralarından oluşan göçme modu durumu için genellikle maksimum gerilmenin %50'sine kadar düşüş gözlemlendiğini ve artan şekil değiştirmelere karşılık gerilmenin hemen hemen sabit kaldığını belirtmiştir [124]. Bu çalışmada, gerilme-şekil değiştirme ilişkisi maksimum çekme gerilmesine (f_t) kadar doğrusal, maksimum çekme gerilmesinden sonra ise $0.5f_t$ değerine kadar düşen tek parçalı bir doğru olarak idealize edilmiştir. Akhaveissy ve Milani [220] tarafından yapılan çalışmaya göre, maksimum çekme birim şekil değiştirmenin, elastik çatlak birim şekil değiştirmenin yaklaşık 10 katı kabul edilebileceği belirtilmiştir.

Yığmanın maksimum çekme dayanımı (f_t) basınç dayanımının (f_c) bir fonksiyonu olarak CEB-FIP (2010) tarafından Denklem 4.17'de tanımlanmıştır [221].

$$f_t = 0{,}5({f_c}^{2/3}) \tag{4.17}$$

Yığmanın basınç dayanımı ile elastisite modülü arasındaki ilişki ise Bölüm 2.3.2'de verilen bağıntılar aracılığıyla elde edilebilir. Bu bağıntılara uygun olarak, makro modelleme yaklaşımı için yığma prizmanın elastisite modülü, karakteristik basınç dayanımının 550 katı olarak dikkate alınmıştır.

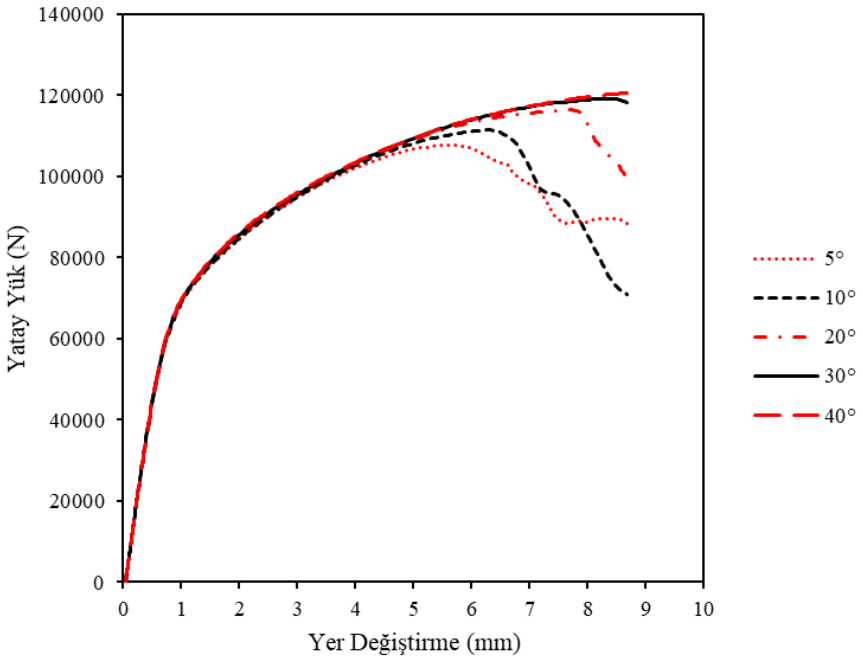
Tablo 4.1'den de görüleceği üzere, dilatasyon açısı ve viskozite parametresinin çok geniş aralıkta değerler aldığı görülmüştür. Bu nedenle bu iki parametrenin yığma duvarların yük-yer değiştirme ilişkisine olan etkisini incelemek için WR duvarının makro modelleme yaklaşımı ile oluşturulan sayısal modeli üzerinde dilatasyon açısı ve viskozite değişkenleri parametrik olarak incelenmiştir. Makro modelleme yaklaşımında kullanılan elastisite ve plastik malzeme parametreleri Tablo 4.5'te verilmiştir.

Tablo 4.5 Makro modelde kullanılan mekanik parametreler

Elastisite				
Elastisite Modülü (MPa)		5400		
Poisson oranı		0.2		
Plastisite				
(ψ)	(ϵ)	σ_{b0}/σ_{c0}	K_c	(μ)
5-10-20-30-40°	0.1	1.16	0.667	0; 1E-2; 1E-3; 1E-4 1E-5
Basınç Davranışı		**Çekme Davranışı**		
Gerilme (MPa)	İnelastik şekil değiştirme	Gerilme (MPa)	Şekil değiştirme	
3.27	0.0000	1.40	0.0000	
9.81	0.0062	0.70	0.0026	

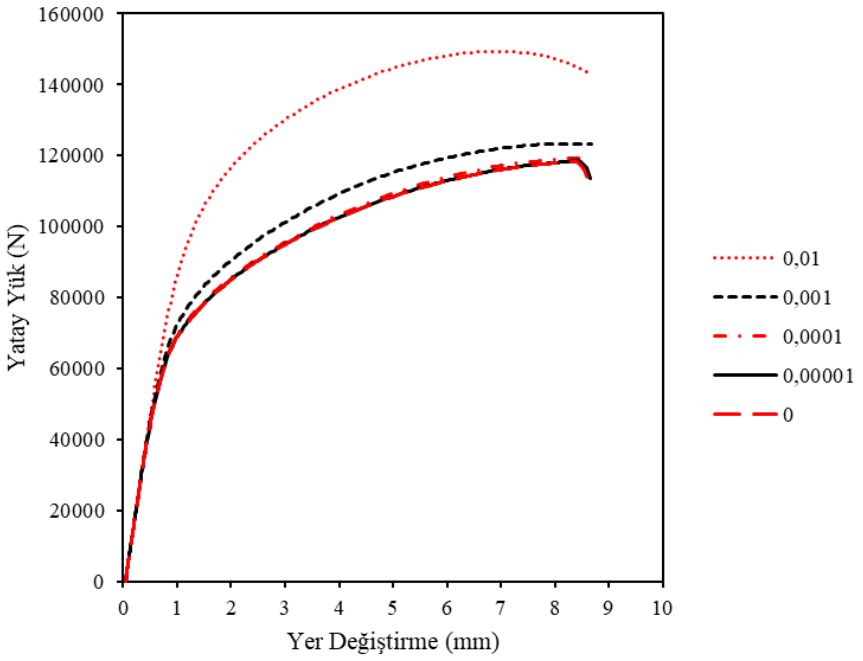
Deneysel davranışı en iyi yansıtan sayısal modeli elde edebilmek adına, (WR) duvarının makro modelleme yaklaşımı kullanılarak oluşturulan sayısal modeli üzerinde duyarlılık analizi gerçekleştirilmiştir ve analizler sonucunda dilatasyon açısı ve viskozite parametrelerinin en uygun değerleri belirlenmiştir.

Dilatasyon açısının yığma duvarın davranışına olan etkisini incelemek amacıyla 5°, 10°, 20°, 30° ve 40° olmak üzere beş farklı dilatasyon açısı ile analizler gerçekleştirilmiştir. Analizler sonucunda elde edilen yük yer değiştirme ilişkileri Şekil 4.13'te verilmiştir. Sonuç olarak dilatasyon açısının 30° alınabileceği belirlenmiştir.



Şekil 4.13 Dilatasyon açısının yatay yük-yer değiştirme davranışına etkisi

Dilatasyon açısı belirlendikten sonra viskozite değişkeni için parametrik bir çalışma gerçekleştirilmiştir. 0, 0,01, 0.001, 0,0001 ve 0.00001 olmak üzere beş farklı viskozite değeri için analizler yapılmıştır. Analizler sonucunda viskozite parametresinin oluşabilecek yakınsama sorunlarını önlemek için 0.00001 alınabileceği belirlenmiştir (Şekil 4.14).



Şekil 4.14 Viskozitenin yatay yük-yer değiştirme davranışına etkisi

Detaylı mikro modelleme yaklaşımında, tuğla ve harcın doğrusal olmayan davranışı Beton Elastoplastik Hasar Modeli ile modellenmiş olup tuğla-harç arayüzlerinde sıfır kalınlıklı elemanlar yüzey esaslı kohezif davranış modeli kullanılarak modellenmiştir. Malzemelerin basınç yükü altındaki gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisi ile çekme dayanımları deneysel çalışma kapsamında elde edilmiştir. Tuğla ve harcın basınç etkisi altındaki gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisinin maksimum basınç dayanımının 1/3'üne kadar doğrusal davranış gösterdiği varsayılmıştır. Malzemenin çekme yükü altındaki davranışı ise gerilme-birim şekil değiştirme ya da gerilme-çatlak genişliği ile tanımlanabilir ve gerilme-çatlak genişliği eğrisinin altında kalan alan malzemenin kırılma enerjisini verir. Tuğla ve harcın çekme yüklemesi altındaki gerilme-birim şekil değiştirme eğrisinin deneysel olarak belirlenmesi çeşitli zorluklar içerir. Bu nedenle çekme davranışının tanımlanması için bazı idealleştirmeler yapılmıştır. Tuğla ve harcın çekme etkisi altında elde edilen gerilme-birim şekil değiştirme eğrisinin iki kısımdan oluştuğu kabul edilmiştir. Malzemelerin çekme yüklemesi altındaki davranışı, maksimum çekme gerilmesine kadar doğrusal, bu nokta sonrasında maksimum gerilmenin %10'una kadar düşen tek parçalı bir doğru olarak idealize edilmiştir. Göçme şekil değiştirmesi, elastik birim şekil değiştirmenin 10 katı olarak dikkate alınmıştır [220].

Tuğla-harç arayüz bölgesine ait parametreler;

Tuğla-harç etkileşimi için ABAQUS v6.14 [43] programında yer alan yüzey esaslı kohezif davranış modeli kullanılmıştır. Kohezif Bölge Modeli'nin ihtiyaç duyduğu elastik rijitlik matrisine ait bileşenler Dolatshahi ve Aref [119] tarafından önerilen aşağıdaki bağıntı yardımıyla hesaplanmıştır.

$$\frac{1}{k_n} = 2\left(\frac{h_m}{E_m} + \frac{h_b}{E_b}\right)$$

$$\frac{1}{k_s} = 2\left(\frac{h_m}{G_m} + \frac{h_b}{G_b}\right)$$

Burada E_m, G_m, h_m sırasıyla harcın elastisite modülü, kayma modülü ve kalınlığını, E_b, G_b, h_b ise sırasıyla tuğlanın elastisite modülü, kayma modülü ve kalınlığını temsil etmektedir.

Hasar başlangıç kriteri olarak ikinci dereceden gerilme kriteri (QUADS) kullanılmıştır. Normal ve iki kayma doğrultusunda hasarın başladığı nominal yüzey gerilme değerleri, tez kapsamında deneysel bir çalışma yapılamadığından, literatürde tuğla-harç arayüzü için kabul görmüş referans değerler aralığından seçilmiştir. Raijmakers ve Vermeltfoort [222] yapmış oldukları deneysel çalışmalar sonucunda, tuğla-harç arayüze ait çekme (kopma) dayanımı (t_n) için 0,25 MPa alınabileceğini belirtmişlerdir. Lourenço [60] tuğla-harç arasındaki kohezyon değerinin (t_s) çekme (kopma) dayanımının 1,4 katı olarak alınabileceğini belirtmiştir.

Hasarın değerlendirilmesi kısmında ise enerji esaslı yaklaşımdan yararlanılmıştır. Arayüze ait G_f^I çekme kırılma enerjisi aşağıda verilen bağıntı ile hesaplanır [221]:

$$G_f^I = 0.025(2f_t)^{0.7} \tag{18}$$

Burada (f_t) maksimum çekme dayanımı göstermektedir ve hesaplamalarda harcın çekme dayanımı olarak kabul edilmiştir. Kesme kırılma enerjisi G_f^{II} ise Lotfi ve Shing [128] tarafından yapılan çalışmada belirtildiği üzere $G_f^{II} = 10G_f^I$ olarak kabul edilmiştir. Detaylı mikro modellemede kullanılan mekanik parametreler Tablo 4.6'da verilmiştir.

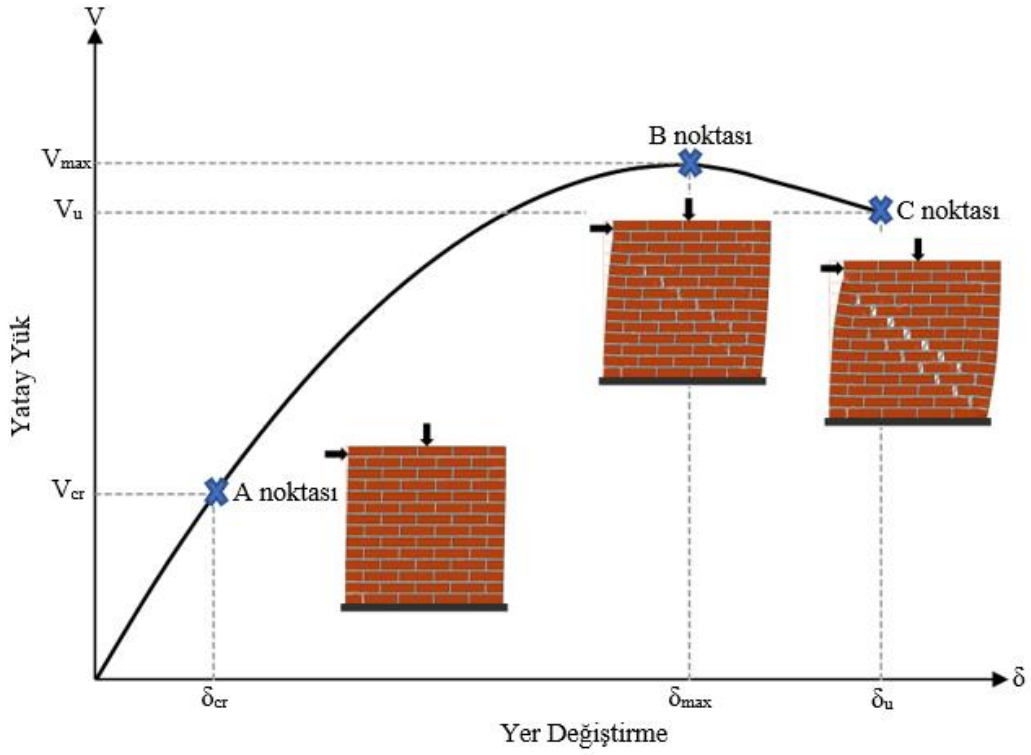
Tablo 4.6 Mikro modellemede kullanılan parametreler

Tuğla					**Harç**				
Elastisite					**Elastisite**				
Elastisite Modülü (MPa)	11950				Elastisite Modülü (MPa)	13125			
Poisson oranı	0.19				Poisson oranı	0.18			
Plastisite					**Plastisite**				
(ψ)	(ϵ)	σ_{b0}/σ_{c0}	K_c	(μ)	(ψ)	(ϵ)	σ_{b0}/σ_{c0}	K_c	(μ)
30	0.1	1.16	0.667	0.0001	30	0.1	1.16	0.667	0.0001
Basınç		Çekme			Basınç		Çekme		
Gerilme (MPa)	İnelastik şekil değiştirme	Gerilme (MPa)	Şekil değiştirme		Gerilme (MPa)	İnelastik şekil değiştirme	Gerilme (MPa)	Şekil değiştirme	
7	0.000000	5	0.000000		5	0.000000	1.4	0.000000	
13	0.000052	0.5	0.002050		7	0.000081	0.14	0.001056	
15	0.000081				10	0.000251			
18	0.000214				13	0.000590			
20	0.000426				15.2	0.001252			
20.5	0.000585								
21.1	0.000864								

Tuğla-harç arayüzü							
Rijitlik bileşenleri (N/mm^3)			Hasar başlangıcı (N/mm^2)			Hasar değerlendirme (N/mm)	
K_{nn}	K_{ss}	K_{tt}	t_n (Mod-I)	t_s (Mod-II)	t_t (Mod-III)	G_f^I	G_f^{II}
81	33	33	0.25	0.35	0.35	0.05	0.5

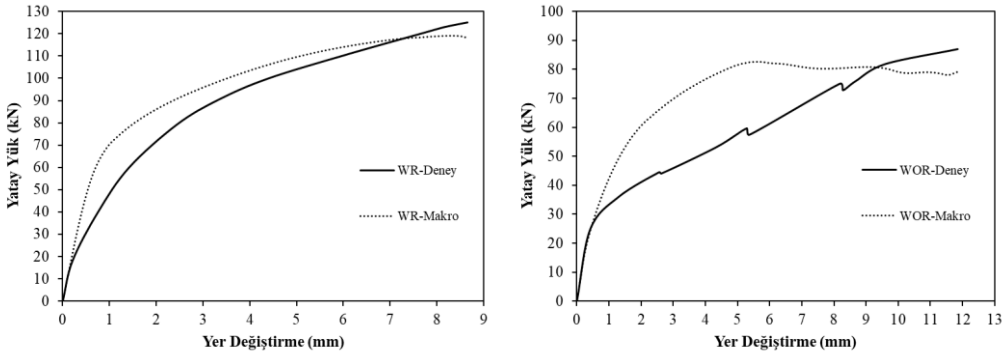
4.3.1.2 Değerlendirmeler

Sayısal analiz sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri ve çatlak figürleri deneysel sonuçlar ile karşılaştırmalı olarak irdelenmiştir. Beton Hasarlı Plastisite modeline göre çatlak, maksimum asal birim şekil değiştirmenin pozitif olmasıyla başlar ve çatlaklar bu asal birim şekil değiştirmenin normali doğrultusunda ilerler. Bu bağlamda deneysel çatlak figürleri maksimum plastik asal birim şekil değiştirme ile minimum asal gerilmelerin dağılımlarına göre değerlendirilmiştir. Bununla birlikte eşdeğer plastik birim şekil değiştirme (PEEQ) ve çekme eşdeğer plastik birim şekil değiştirme dağılımı (PEEQT), göçme/ezilme ve çatlak oluşumunun değerlendirilmesi için dikkate alınmıştır. Birim şekil değiştirme dağılımının daha görünür bir şekilde olması için %1'den büyük plastik birim şekil değiştirmeler kontür (gerilme dağılımlarının) çiziminde kırmızı renkle gösterilmiştir. Analiz sonuçları her iki duvar için de Şekil 4.15'de verilen 3 farklı yer değiştirme noktasında değerlendirilmiştir. Sayısal analizlerde ilk çatlağın oluştuğu yüke (elastik bölgenin sonlandığı) ve duvarın nihai göçme durumuna karşılık gelen yer değiştirme değerleri sırasıyla A ve C noktaları, maksimum yüke karşılık gelen yer değiştirme noktası ise B noktası olarak adlandırılmıştır.



Şekil 4.15 Yatay yük-yer değiştirme eğrisinde kontrol noktaları

WR ve WOR duvarları için makro modelleme yaklaşımı kullanılarak elde edilen yük yer değiştirme eğrileri ile deneyler sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri karşılaştırmalı olarak Şekil 4.16'da verilmiştir. Yük-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, WR ve WOR duvarlarında, makro modelleme yaklaşımı ile gerçekleştirilen analizler sonucunda sırasıyla 119 kN ve 83 kN yatay yük taşıma kapasitesi elde edilmiştir. Sayısal analiz sonuçlarının başlangıç rijitliği ve maksimum yatay yük taşıma kapasitesi bakımından deneysel sonuçlar ile oldukça anlamlı ve uyumlu sonuçlar verdiği görülmüştür. Ancak, WOR duvarı için elastik ötesi bölgede sayısal ve deneysel sonuçlar arasında yük-yer değiştirme değerleri ile kırılma yükü bakımından bazı sapmalar görülmüştür. Bu noktada, makro modelleme yaklaşımının kesme göçmesi mekanizmasını tam anlamıyla detaylı bir şekilde yansıtmakta eksik kaldığı noktaların olduğu da belirtilmelidir.

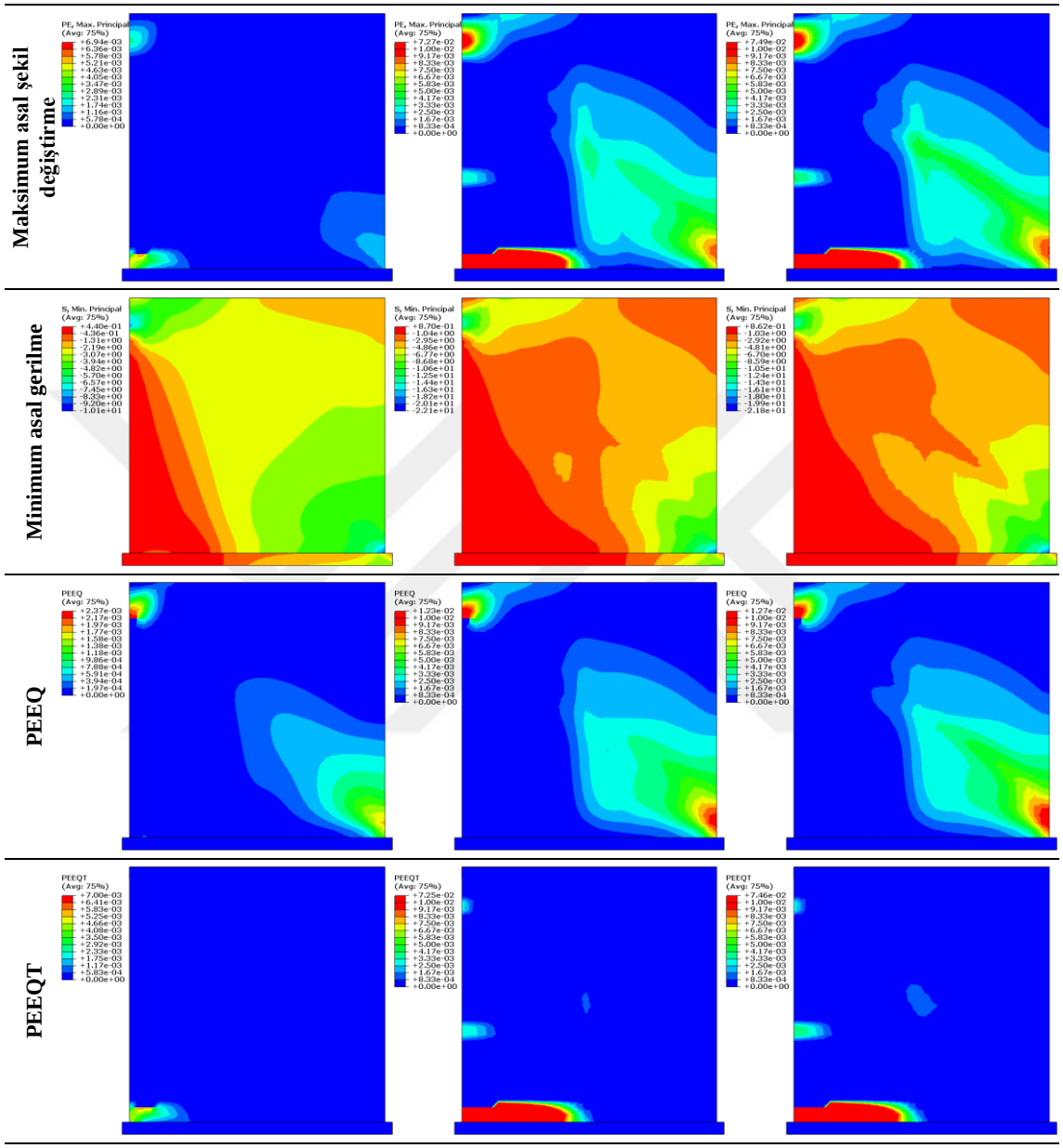


Şekil 4.16 WR ve WOR duvarlarının deneysel ve sayısal yük-yer değiştirme eğrileri (makro modelleme)

WR duvarı için makro modelleme yaklaşımı ile yapılan sayısal analizler sonucunda elde edilen gerilme ve şekil değiştirme dağılımları Tablo 4.7'de verilmiştir. A noktasındaki dağılımlar incelendiğinde, duvarın en alt sırasında çekme çatlaklarının oluşmaya başladığı, basınç ezilmesinin ise esas olarak duvarın topuk bölgesinde meydana geldiği görülmüştür. Analizler sonucunda elde edilen çatlak gelişimi ile deney sırasında ilk çatlağın oluştuğu bölgelerin kısmen uyumlu olduğu söylenebilir. B noktasında ise yatay yük arttıkça, çatlaklar duvarın sağ alt köşesinden duvarın merkezine doğru ilerleyerek diyagonal bir hat oluşturmaya başlamıştır. C noktasında, çekme plastik birim şekil değiştirmeleri duvarın merkez bölgesinde ortaya çıkmaya başlamış ve ayrıca PEEQ dağılımı ve minimum asal gerilmeler yük uygulama bölgesinde yoğunlaşmıştır. Genel olarak bu sonuçların deney sonucunda

elde edilen çatlak şekli ile kabul edilebilir bir doğrulukta uyum gösterdiği söylenebilir.

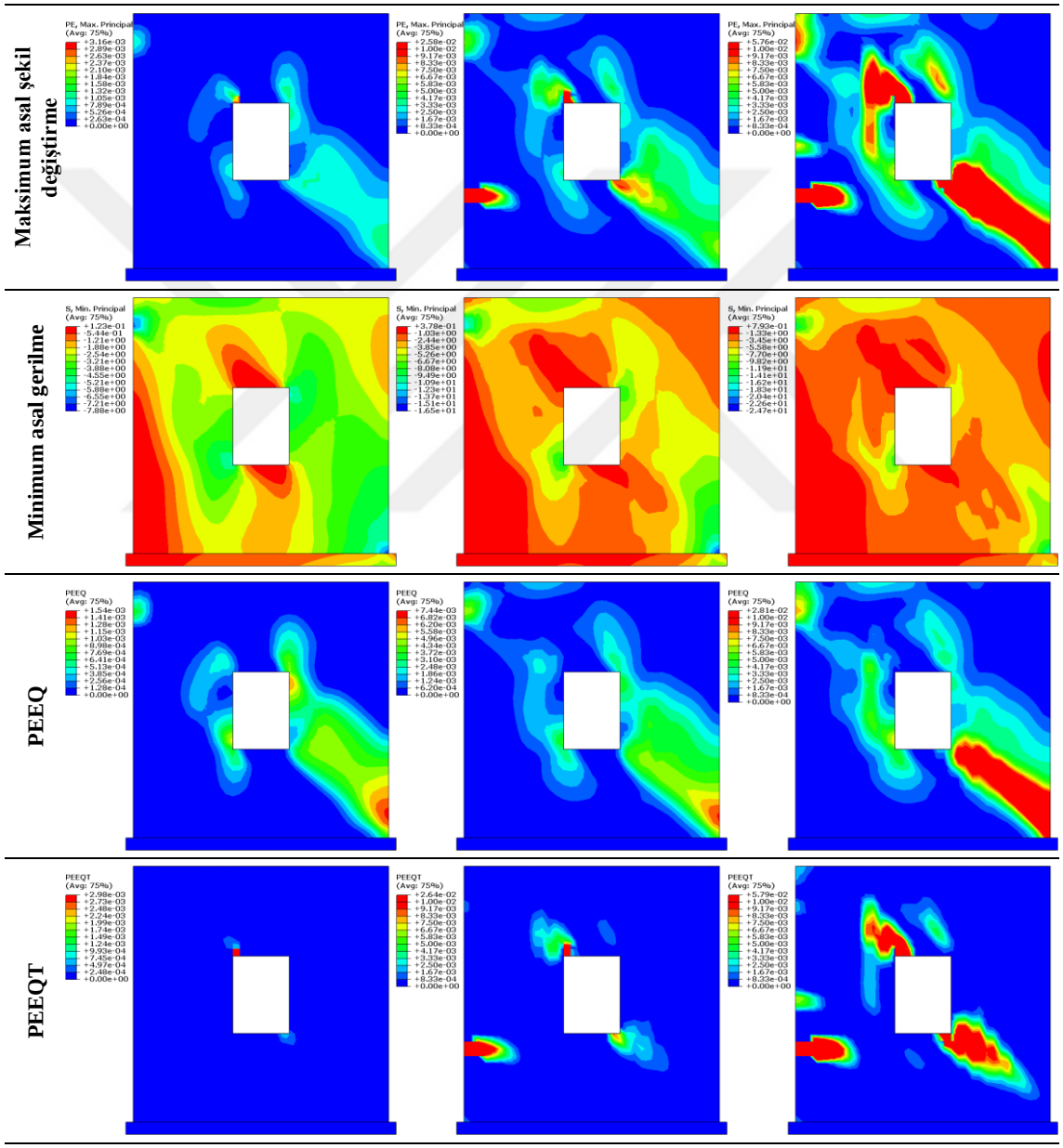
Tablo 4.7 WR duvarı için sayısal çıktılar (makro modelleme)



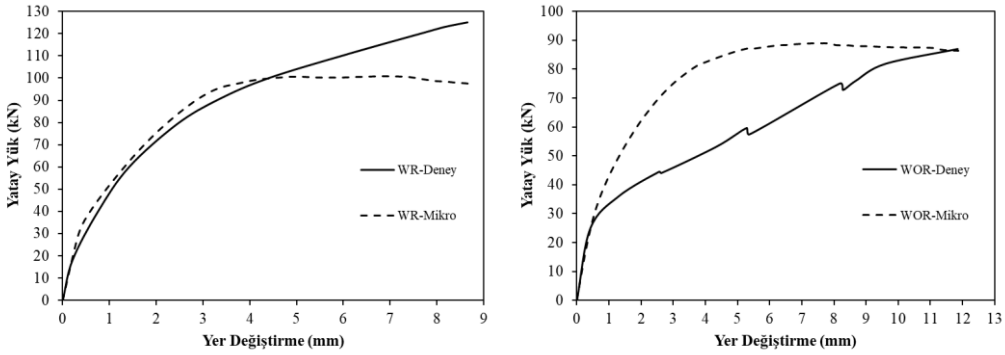
Tablo 4.8'de, WOR duvarı için sayısal analizden elde edilen gerilme ve şekil değiştirme dağılımları sunulmuştur. A noktasına ait değerlendirmelerde, çekme gerilmelerinden dolayı oluşan asal plastik birim şekil değiştirmelerin, boşluğun alt ve üst köşelerinde ortaya çıktığı, basınç gerilmelerinin ise duvarın topuk bölgesinden boşluğun sağ alt köşesine doğru oluşan bir hat üzerinde yoğunlaştığı görülmüştür. B noktasında, topuk bölgesindeki asal plastik birim şekil değiştirmelerin diyagonal doğrultuda hızlıca ilerlediği/yayıldığı görülmüştür. Aynı

zamanda boşluğun alt sıra hizasında çekme gerilmelerinden dolayı yatay bir çatlak oluşmaya başlamıştır. C noktasında, boşluk çevresinde oluşan maksimum asal plastik birim şekil değiştirmeler deneyde gözlemlenen çatlak modeline benzer bir şekilde, yük uygulama bölgesine doğru diyagonal bir hat boyunca artarak ilerlemiştir. Sayısal modelden elde edilen maksimum asal plastik birim şekil değiştirmelerin deneysel çatlak figürleri ile oldukça uyumlu olduğu görülmüştür.

Tablo 4.8 WOR duvarı için sayısal çıktılar (makro modelleme)



WR ve WOR duvarları için detaylı mikro modelleme yaklaşımının kullanıldığı sayısal analizler ile deneyler sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri Şekil 4.17'de karşılaştırılmıştır.



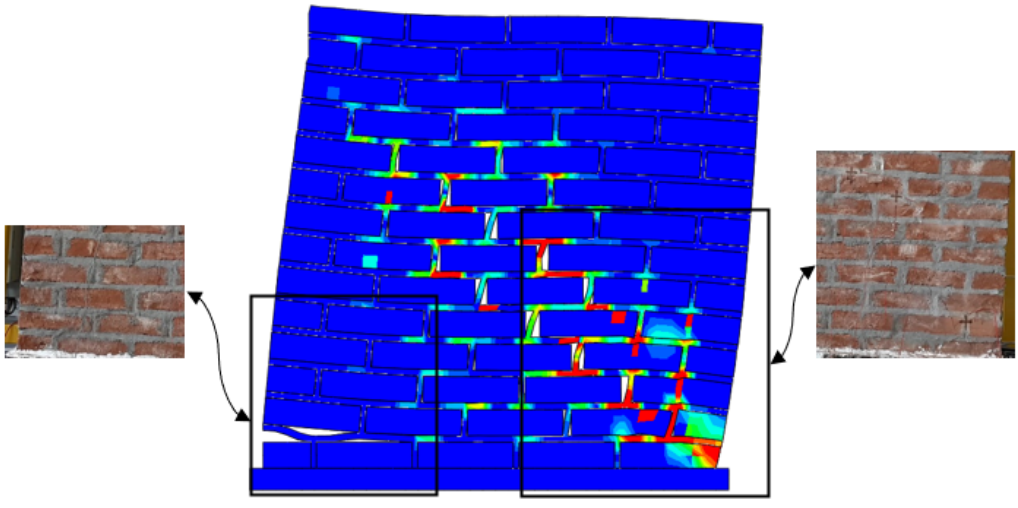
Şekil 4.17 WR ve WOR duvarlarının deneysel ve sayısal yük-yer değiştirme eğrileri (detaylı mikro modelleme)

WR ve WOR duvarları için detaylı mikro modelleme yaklaşımı ile yapılan analizler sonucunda sırasıyla 98 kN ve 87 kN yatay yük taşıma kapasitesine ulaşıldığı görülmüştür. WR duvarının sayısal modeli deneysel olarak elde edilen başlangıç rijitliğini iyi bir şekilde takip etmiştir. Ancak, elastik ötesi bölgede detaylı mikro model, deneysel yük-yer değiştirme eğrisini 4 mm yer değiştirme değerine kadar yakın bir şekilde takip edebilmiştir. Bu yer değiştirme değerinden sonra artan yer değiştirmelere karşılık yatay yük seviyesinde kayda değer bir artış görülmemiştir. Genel olarak, detaylı mikro modelleme yaklaşımının deneysel olarak elde edilen yatay yük değerlerinden daha düşük tahminde bulunduğu söylenebilir.

WOR duvarının sayısal analiz sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri başlangıç rijitliği ve maksimum yatay yük seviyesi bakımından deney sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri ile oldukça tutarlıdır. Ancak maksimum yük öncesi plastik bölgede analiz sonuçları ile deney sonuçları arasında oldukça fark olduğu görülmüştür. Ayrıca, sayısal analiz sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme eğrisinin deneysel sonuçlara göre daha rijit bir davranış gösterdiği de açıkça görülmektedir. Bu uyumsuzlukların nedeninin, tez kapsamında arayüz bölgesinin modellenmesi için gereken mekanik parametrelerin deneysel olarak belirlenememesinden dolayı, gerçek deneysel koşulların sayısal modele doğru bir şekilde yansıtılamamasından kaynaklandığı düşünülmektedir.

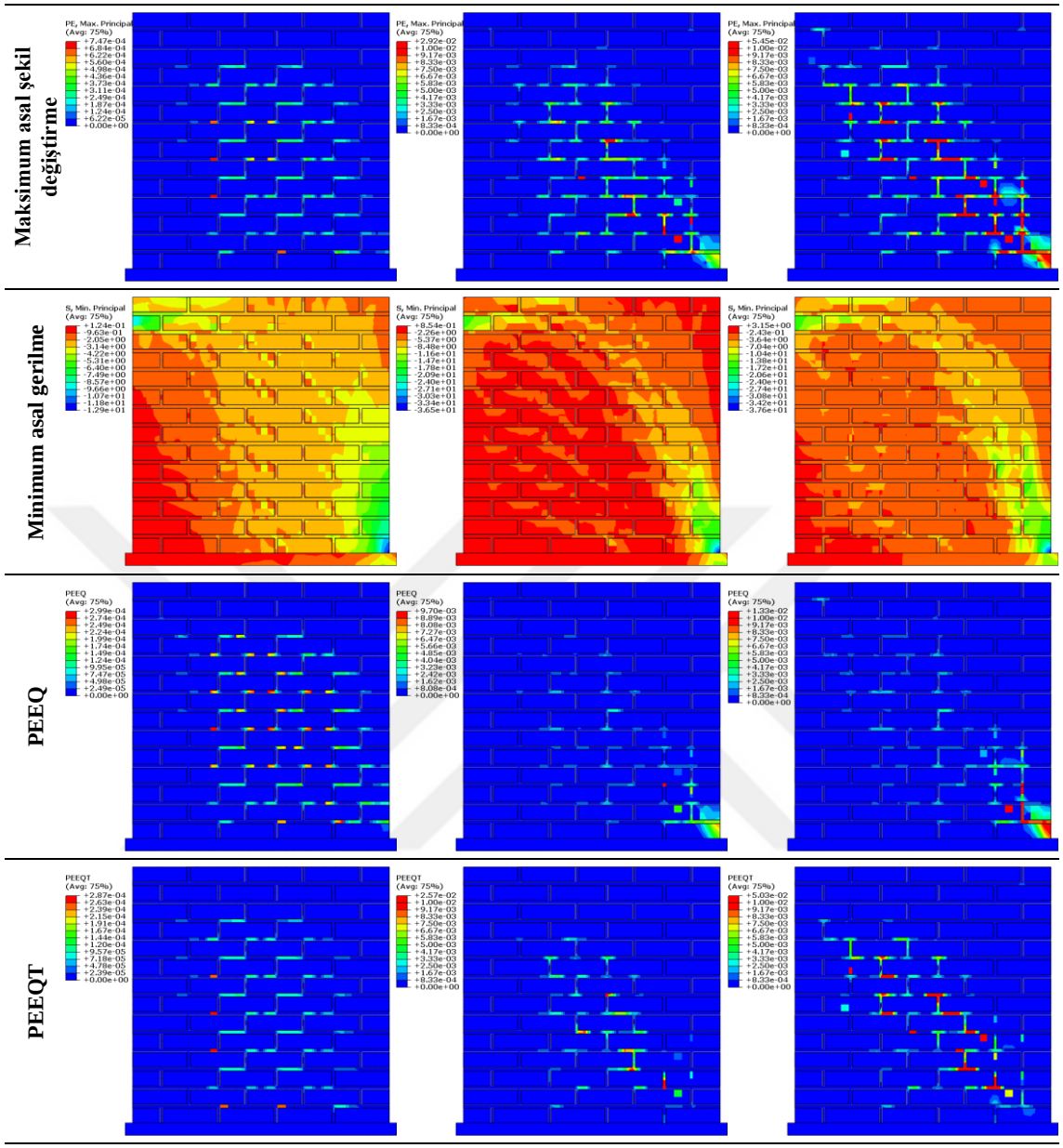
Bu tutarsızlığın kaynağı, tez çalışmasında arayüz bölgesinin modellenmesi için gerekli olan mekanik özelliklerin deney yoluyla belirlenememesidir. Bu nedenle gerçek dünya deney koşulları, sayısal modele tam olarak yansıtılamamıştır.

WR duvarının deney ve sayısal analiz sonucunda elde edilen çatlak figürlerinin karşılaştırması Tablo 4.9'da verilmiştir. A noktasında, asal plastik birim şekil değiştirmelerin genellikle harçta oluştuğu görülmüş ve tuğlalarda herhangi bir hasar oluşmamıştır. Bununla beraber PEEQ ve PEEQT dağılımlarından da görüldüğü üzere duvarın doğrusal olmayan davranışının harçların birleşim noktalarında çekme çatlaklarının oluşmasıyla başladığı söylenebilir. B noktasında, asal plastik birim şekil değiştirmelerin duvar üzerinde diyagonal bir hat boyunca hızlı bir şekilde ilerlediği ve asal gerilme dağılımı incelendiğinde de topuk bölgesindeki tuğlalarda basınç ezilmesinin meydana geldiği söylenebilir. Bunlara ek olarak, deneysel çatlak şekli ile de uyumlu olarak, diyagonal doğrultu üzerinde bulunan tuğla-harç arayüzlerinde çekme gerilmelerinin yoğunlaşmasıyla birlikte merdiven şeklinde açılmaların meydana geldiği görülmüştür. C noktasında, deneyde maksimum çatlak genişliğinin yaklaşık olarak 1 mm boyutunda olduğu bölgeler ile örtüşecek şekilde sayısal modelde de aynı bölgelerde asal plastik şekil değiştirmeler en yüksek değerine ulaşmıştır. Aynı zamanda, merdiven şeklindeki diyagonal çatlaklar duvarın merkez bölgesinde net bir şekilde görünür hale gelmiş ve yükleme noktasına doğru harç birleşim noktaları boyunca ve bazen de bazı tuğlaları kırarak ilerlemiştir. Şekil 4.18'de görüldüğü üzere, mikro modelleme yaklaşımının deneysel çatlak figürünü özellikle yerel ölçekte gelişen hasarları yeterli doğrulukta ve başarılı bir şekilde yansıtabildiği açıkça görülmektedir.



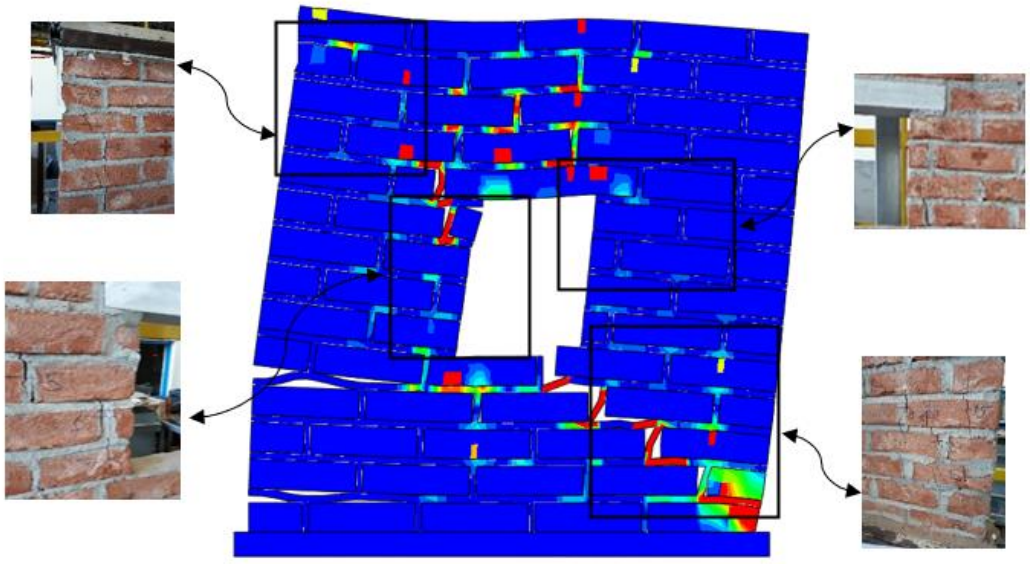
Şekil 4.18 WR duvarının deneysel çatlak gelişimi ve detaylı mikro modelleme sonucu elde edilen maksimum asal birim şekil değiştirme dağılımının karşılaştırması (C noktası)

Tablo 4.9 WR duvarı için sayısal çıktılar (detaylı mikro modelleme)



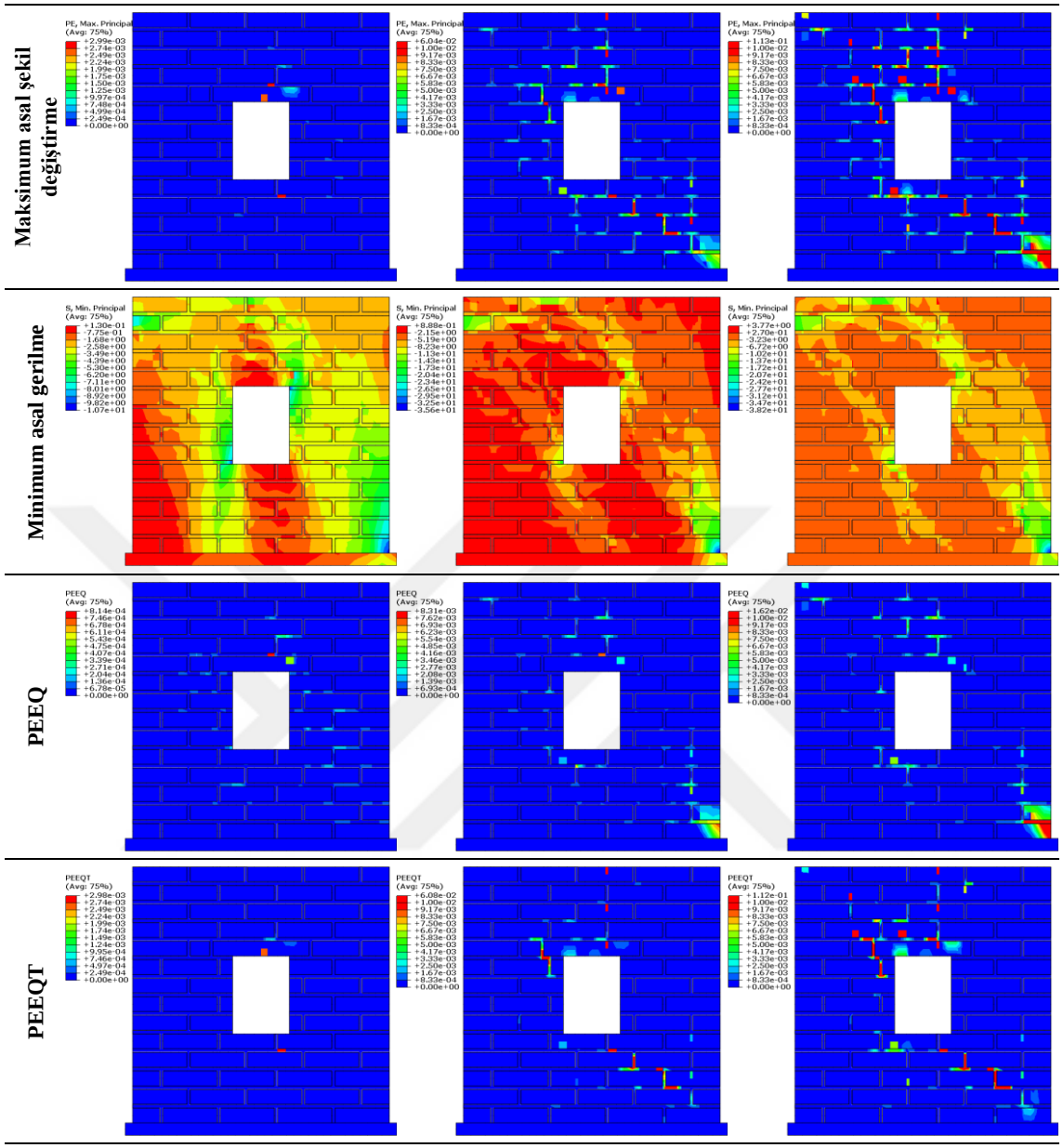
WOR duvarı için detaylı mikro modelleme yaklaşımı ile yapılan analizin sonucunda elde edilen gerilme ve şekil değiştirme dağılımları Tablo 4.10'da verilmiştir. A noktasında, lentoda ve lentonun üst kısmındaki harç birleşim bölgelerinde çekme gerilemelerinden kaynaklı plastik birim şekil değiştirmeler oluşmuştur. PEEQ ve PEEQT dağılımlarının çok düşük seviyede olduğu ve duvarın doğrusal olmayan davranışının lentonun üst kısmındaki harç birleşim bölgelerindeki çekme çatlaklarından dolayı oluşmaya başladığı yorumu yapılabilir. PEEQ dağılımının boşluğun sağ tarafından topuk bölgesine doğru ilerlemeye başladığı, özellikle harç tabakalarında basınç ezilmelerinin oluştuğu, ancak

tuğlalarda hasar oluşmadığı gözlenmiştir. B noktasında maksimum asal plastik birim şekil değiştirmelere göre boşluğun alt köşesinden başlayıp topuk bölgesine kadar harç birleşim bölgeleri üzerinden ilerleyen merdiven şeklinde çatlaklar oluşmuştur. Diyagonal hat üzerinde bulunan tuğlalarda çekme birim şekil değiştirmeleri oluşmuştur. Ek olarak sayısal model, deney esnasında duvarın alttan dördüncü sırasında oluşan yatay çatlağı da doğru bir şekilde yansıtmıştır. C noktasında ise maksimum asal plastik birim şekil değiştirmelerin boşluğun sol üst köşesinden yükleme noktasına doğru diyagonal bir hat boyunca merdiven şeklinde geliştiği ve söz konusu çatlakların boşluk çevresinde çok daha belirgin olduğu görülmüştür. Deneysel çatlak figüründe yaklaşık 3-4 mm genişliğinde çatlakların oluştuğu bölge ile sayısal modelde maksimum asal plastik birim şekil değiştirmelerin en yüksek değere ulaştığı bölgenin başarılı bir şekilde örtüşerek sayısal modelin deneysel çatlak şeklini tatmin edici bir şekilde yakaladığı belirtilebilir. Şekil 4.19'da görüldüğü üzere, duvarın farklı bölgelerinde yerel ölçekte oluşan çeşitli çatlak/göçme mekanizmaları detaylı mikro modelleme yaklaşımı ile başarılı bir şekilde yakalanmıştır.



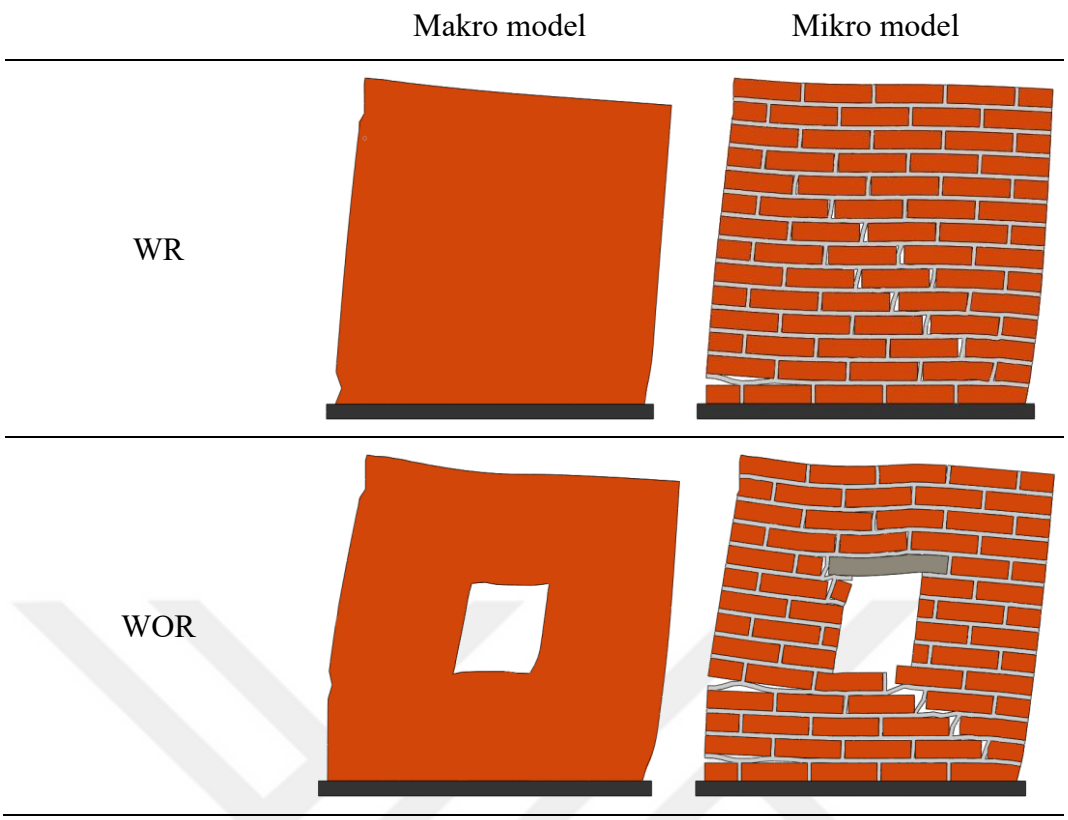
Şekil 4.19 WOR duvarının deneysel çatlak gelişimi ve detaylı mikro modelleme sonucu elde edilen maksimum asal birim şekil değiştirme dağılımının karşılaştırması (C noktası)

Tablo 4.10 WOR duvarı için sayısal çıktılar (detaylı mikro modelleme)



4.3.1.3 Sonuçların Karşılaştırması

WR ve WOR duvarlarının göçme durumuna ait şekil değiştirmiş durumları Şekil 4.20'de verilmiştir. Detaylı mikro modelleme yaklaşımı her iki duvarda tuğla-harç arayüz bölgesinde meydana gelen çeşitli göçme modlarını başarılı bir biçimde yansıtmıştır. Makro modelleme yaklaşımı ile gerçekleştirilen analizler sonucunda her iki duvarda, yerel ölçekte meydana gelen hasar ve/veya çatlak gelişimi hakkında detaylı bir bilgi edinmek pek mümkün olmasa da global düzeyde deneysel çatlak şeklini yeterli doğrulukta temsil edebildiği görülmüştür.



Şekil 4.20 WR ve WOR duvarlarının analizin sonlandırıldığı noktadaki şekil değiştirme durumları (10 kat büyütme)

Şekil 4.21'de deney ve her iki modelleme yaklaşımı sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme eğrilerinin karşılaştırması verilmiştir. WR duvarında başlangıç rijitliği açısından kıyaslama yapıldığında her iki modelleme yaklaşımının da deney sonuçlarıyla gayet iyi bir uyum içerisinde olduğu görülmüştür. Bununla birlikte ilk çatlak yükünü tahmin etme açısından değerlendirildiğinde, detaylı mikro modelin makro modelleme yaklaşımına kıyasla deney sonuçlarına daha çok yaklaştığı görülmüştür. Deneysel olarak elde edilen maksimum yatay yük seviyesi ve nihai göçme yükü ise makro modelleme yaklaşımı tarafından detaylı mikro modelleme yaklaşımına kıyasla daha iyi tahmin edilmiştir. Detaylı mikro modellemede tuğla-harç arayüz bölgesine ait mekanik özelliklerin deneysel olarak elde edilmediği için sayısal analizler sonucunda böyle bir durumla karşılaşıldığı düşünülmektedir. WR duvarı için makro ve detaylı mikro modelleme yaklaşımları ile yapılan analizler sonucunda, deneysel göçme yükü sırasıyla %6 ve %21'lik bir sapma ile elde edilmiştir. Sonuç olarak mikro modelleme için yeterli parametrelerin olmaması durumunda makro modelleme yönteminin deneysel olarak elde edilen maksimum yatay yük ve nihai yer değiştirmeler açısından kabul edilebilir ölçüde iyi sonuçlar

verdiği görülmüştür. WOR duvarının deneysel olarak elde edilen başlangıç rijitliği her iki modelleme tekniği tarafından uyumlu bir şekilde yakalanmıştır. Elastik ötesi bölgede, ilk çatlağın oluştuğu yük her iki modelleme tekniği tarafından başarılı bir şekilde elde edilmiştir. Duvarın yatay yük taşıma kapasitesi detaylı mikro modelleme yaklaşımı tarafından kabul edilebilir bir hata oranıyla tahmin edilmiştir. Deneysel göçme yükü ise makro ve detaylı mikro modelleme yaklaşımları için sırasıyla %10 ve %1'lik sapmalarla yakalanmıştır (Tablo 4.11).

Tablo 4.11 Deney ve sayısal analiz sonuçları

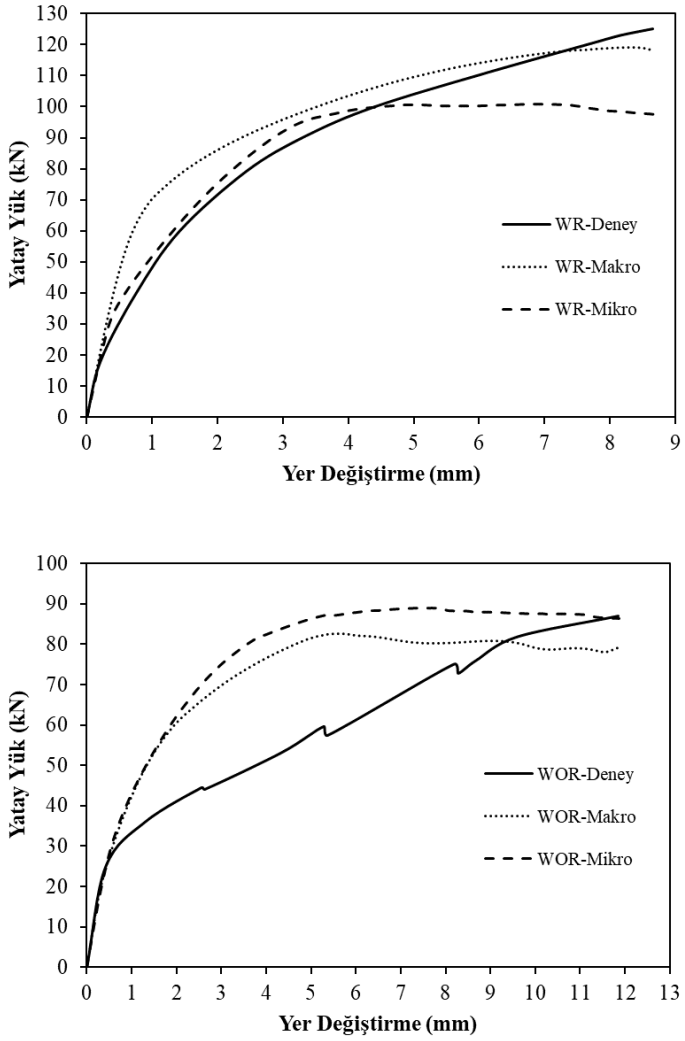
	WR				WOR			
	P_{max} (kN)	Fark (%)	P_u (kN)	Fark (%)	P_{max} (kN)	Fark (%)	P_u (kN)	Fark (%)
Deney	125		125		87		87	
Makro modelleme	119	4,80	118	5,60	83	4,60	79	9,20
Mikro modelleme	100,8	19,36	97,5	22,00	89	2,30	86,5	0,57

Not: P_{max}: Maksimum yük; P_u: Göçme yükü

Tablo 4.12'de boşluklu ve dolu duvarın makro ve mikro modelleme yaklaşımları ile gerçekleştirilen sayısal analizlerinin tamamlanması için geçen toplam analiz süreleri verilmiştir. Görüldüğü üzere, analiz süresi bakımından makro modelleme yaklaşımı beklenildiği gibi mikro modelleme yaklaşımına göre yaklaşık 10 katı kadar kısa bir sürede sonuca ulaşabilmiştir.

Tablo 4.12 Makro ve mikro modelleme için toplam analiz süreleri

Model	Toplam analiz süresi
WR- Makro	00:07:26
WR- Mikro	01:03:50
WOR- Makro	00:05:58
WOR- Mikro	00:59:54



Şekil 4.21 WR ve WOR duvarlarının deneysel ve sayısal yük-yer değiştirme eğrilerinin karşılaştırması

4.3.2 TU Eindhoven Deney Duvarları

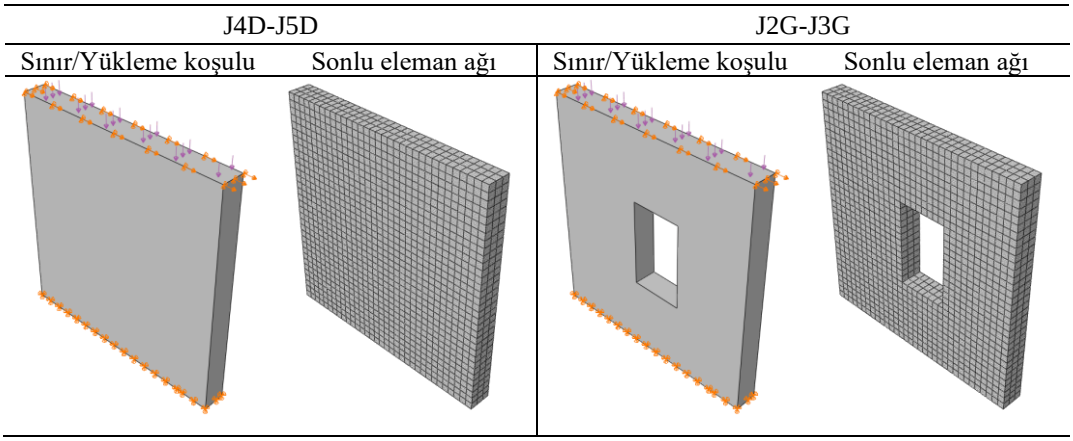
Bölüm 4.3.1'de önerilen modelin geçerliliğini doğrulamak amacıyla, yığma duvar literatüründe önemli bir yeri bulunan Raijmakers ve Vermeltfoort [222] ve Vermeltfoort ve Raijmakers [223] tarafından CUR Project 1997 isimli proje kapsamında gerçekleştirilmiş deneysel çalışmalar ele alınmıştır. Bu çalışmada, 1000 mm×990 mm×100 mm boyutlarında dolu ve boşluklu olmak üzere iki tip yığma duvar üzerinde bir dizi deneysel çalışma gerçekleştirilmiştir. Yığma duvarların yapımında 210 mm×52 mm×100 mm boyutlarında dolu kil tuğla, yatayda ve düşeyde 1 cm kalınlığında ve hacimsel olarak çimento: kireç: kum oranı 1:2:9 olan harç kullanılmıştır. J4D, J5D, J6D, J7D, olmak üzere 4 adet dolu duvar

üretilmiş ve sırasıyla ilk ikisine 0,3 MPa, diğerlerine 1,21 MPa ve 2,12MPa eksenel yük altında monotonik yatay yük uygulanmıştır.

Bu çalışma kapsamında, J4D-J5D dolu yığma duvarların ve J2G/J3G boşluklu yığma duvarlarının üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri ABAQUS 6.14 [43] yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Makro modelleme yaklaşımında, yığma duvar için 30 mm boyutunda sonlu eleman ağı kullanılmıştır ve 8 noktalı altı yüzlü üç boyutlu gerilme elemanı (C3D8R) ile temsil edilmiştir. Sayısal analizlerde yükleme ve mesnetlenme koşulları, deneysel yükleme durumunu temsil etmek amacıyla iki adımda tanımlanmıştır. Birinci yükleme adımında sabit eksenel yük tanımlanmış ve ikinci adımda da sabit bir şekilde uygulamaya devam ettirilmiş, ikinci adımda ise yer değiştirme kontrollü monotonik yatay yükleme yapılmıştır. Deney duvarlarının makro modelleme yaklaşımı ile oluşturulan sayısal modellerine ait sonlu eleman ağı ve sınır koşulları Şekil 4.22'de gösterilmiştir.

Yığma duvarın elastik olmayan davranışını tanımlamak amacıyla Beton Elastoplastik Hasar modeli kullanılmıştır. Makro modelleme yaklaşımında kullanılan elastik ve plastik malzeme parametreleri Tablo 4.13'te verilmiştir.

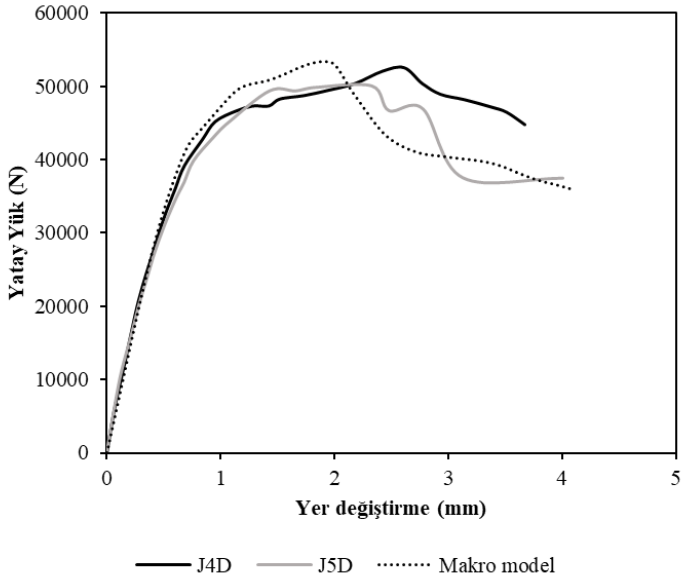


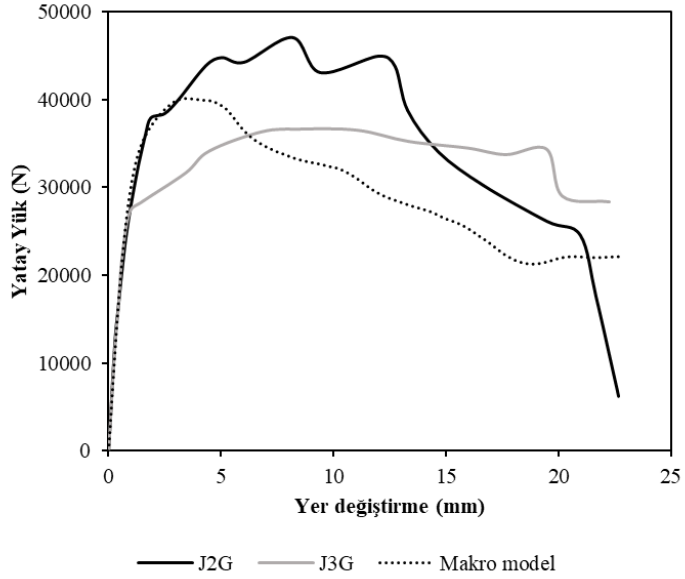
Şekil 4.22 Sonlu eleman modellerinin sınır koşulları ve sonlu eleman ağı detayları

Tablo 4.13 Makro modelde kullanılan mekanik parametreler

Elastisite				
Elastisite Modülü (MPa)		2625		
Poisson oranı		0.15		
Plastisite				
(ψ)	(ϵ)	σ_{b0}/σ_{c0}	K_c	(μ)
30°	0.1	1.16	0.667	0.0001
Basınç Davranışı		**Çekme Davranışı**		
Gerilme (MPa)	İnelastik şekil değiştirme	Gerilme (MPa)	Şekil değiştirme	
3.50	0.0000	0.50	0.0000	
3.78	0.0002	0.25	0.01	
5.36	0.0005			
6.72	0.0008			
7.88	0.0012			
8.82	0.0017			
9.56	0.0022			
10.08	0.0029			
10.40	0.0036			
10.50	0.0044			
9.45	0.0074			
2.10	0.0160			

J4D-J5D deney duvarları için sayısal analiz sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme eğrisi ile deney sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri karşılaştırmalı olarak Şekil 4.23'te verilmiştir. Yük-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, sayısal modelin göçme yüküne kadar olan davranışın deney sonuçları ile yeterince uyumlu olduğu görülmektedir. Başlangıç rijitliği açısından sayısal model deneysel davranışı oldukça yakın bir şekilde takip ettiği görülmüştür. J4D/J5D duvarları için makro modelleme tekniği ile gerçekleştirilen analiz sonucunda maksimum yatay yük taşıma kapasitesi 53,4 kN olarak elde edilirken göçme yükü 36,1 kN olarak elde edilmiştir. Makro modelleme yaklaşımı ile maksimum yatay yük taşıma kapasitesi ve göçme yükü deney sonuçlarına oldukça yakın tahmin edilmiştir.





Şekil 4.23 Deneysel ve sayısal yük-yer değiştirme eğrilerinin karşılaştırması

J2G/J3G duvarları için elde edilen yük-yer değiştirme eğrisi incelendiğinde, sayısal ve deneysel sonuçlar, başlangıç rijitliği bakımından oldukça tutarlıdır. Ancak, elastik davranışın sonlandığı bölgeden kırılma yüküne kadar olan kısımda yük ve yer değiştirme değerlerinin sayısal model tarafından doğru bir şekilde tahmin edilemediği açık bir şekilde görülmektedir. Elastik ötesi bölgede yük ve yer değiştirme değerlerinin yanı sıra kırılma yükünün de deney sonuçları ile uyumlu bir şekilde tahmin edilemediği görülmektedir.

5
PARAMETRİK ÇALIŞMA

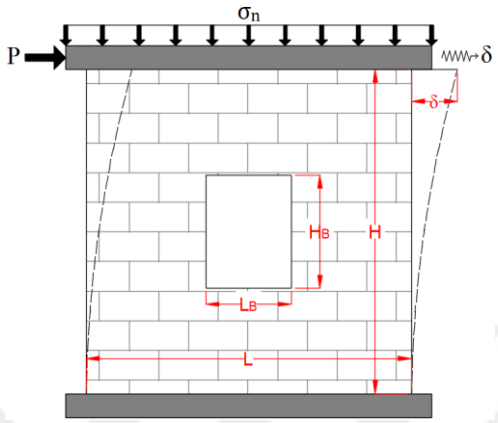
Bu bölümde, boşluklu donatısız yığma duvarlarda boşluk oranının, geometrisinin ve eksenel yük seviyesinin duvarın düzlem içi yatay yük-yer değiştirme kabiliyetine olan etkisini parametrik olarak irdeleyebilmek için gerekli çalışmalar yapılmıştır. Bu doğrultuda 4. Bölümde sunulan, FDK-2019-3675 ve FDK-2019-3674 numaralı bilimsel araştırma projeleri kapsamında deneyleri yapılmış olan dolu (WR) ve boşluklu yığma duvarların (WOR) sayısal modeli oluşturulmuş ve sayısal modelin kalibrasyonu bu deneysel çalışmalar ile sağlanmıştır. Bu aşamadan sonra boşluk oranı ve geometrisi, yığma duvarın çerçeve oranı ve duvar üzerindeki eksenel yük seviyesi değişiminin yatay yük-yer değiştirme davranışı üzerindeki etkisi parametrik olarak incelenmiştir.

5.1 Çalışmada Kullanılan Parametreler

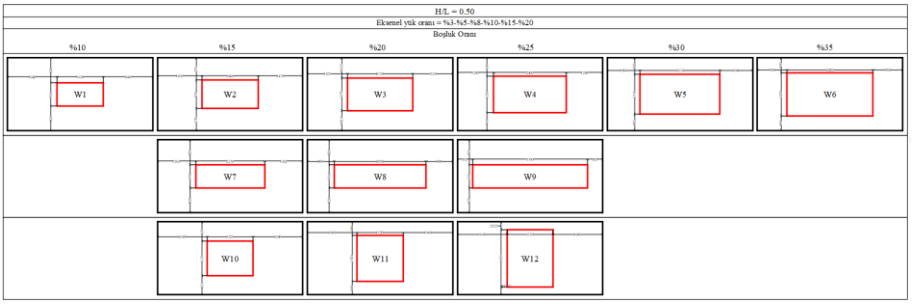
Boşluklu yığma duvarların maksimum tepe yer değiştirmesini etkileyen parametrelerin incelenmesi amacıyla, daha önce bu tez çalışması kapsamında yapılan deneysel çalışma ile kalibre edilmiş sayısal modelleme yaklaşımı esas alınarak kapsamlı bir parametrik çalışma yapılmıştır.

Parametrik çalışmada dikkate alınan değişkenler: a) yığma duvarın geometrisi ile ilgili olan çerçeve (en-boy) oranı (H/L) ilişkisi; b) duvarın basınç dayanımının (f_m') bir fonksiyonu olarak üzerindeki eksenel yük oranı ($n = \frac{\sigma_n}{f_m'}$); c) boşluk oranı ve d) boşluğun geometrik şekil etkisidir. Çalışmada kullanılan parametrelerin şematik gösterimi Şekil 5.1'de verilmiştir. Duvarın çerçeve oranı etkisini incelemek için, duvar yüksekliği sabit tutulup genişliğinin değiştirilmesiyle, 0,50, 0,75, 1,00, 1,50 ve 2,00 olmak üzere 5 farklı çerçeve oranı (H/L) belirlenmiştir (Şekil 5.2-Şekil 5.6). Duvarın basınç dayanımının %3, %5, %8, %10, %15 ve %20'si olmak üzere altı farklı eksenel yük oranı dikkate alınmıştır. Boşluk oranı olarak ise duvar alanının %10, %15, %20, %25, %30 ve %35'i olarak değişen altı farklı boşluk oranı ve boşluk şekil etkisini incelemek amacıyla ise %15, %20 ve %25 boşluk oranına sahip duvarlarda boşluk yüksekliğinin (H_B) ve genişliğinin (L_B) değiştirilmesi suretiyle

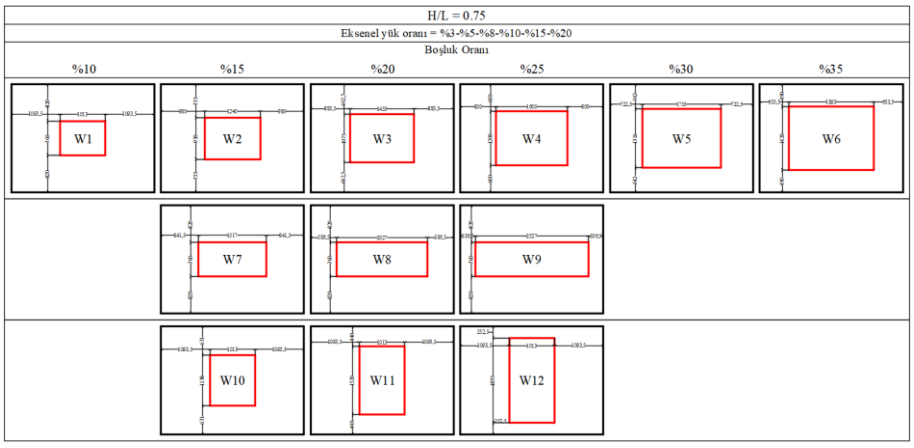
elde edilen 6 farklı duvar ile toplamda 12 farklı boşluklu yığma duvar modeli oluşturulmuştur. Tüm bu parametreler dikkate alındığında toplam 360 adet üç boyutlu sayısal model oluşturulmuştur (Şekil 5.2-Şekil 5.6). Parametrik çalışma kapsamında duvar yüksekliği, tipik kat yüksekliğini temsil etmesi amacıyla literatür ile de uyumlu olacak şekilde 2,4 metre olarak belirlenmiştir [10], [20].



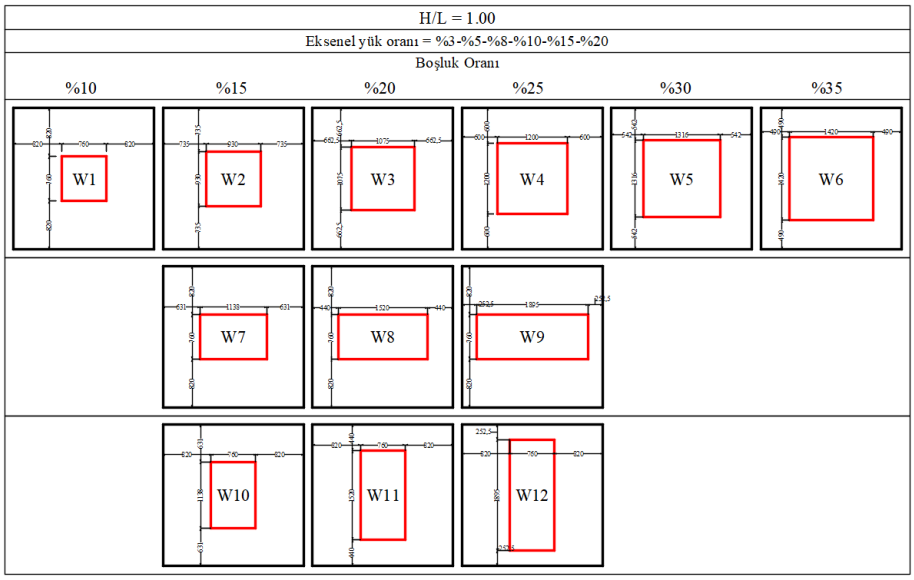
Şekil 5.1 Parametrik çalışmada kullanılan parametreler



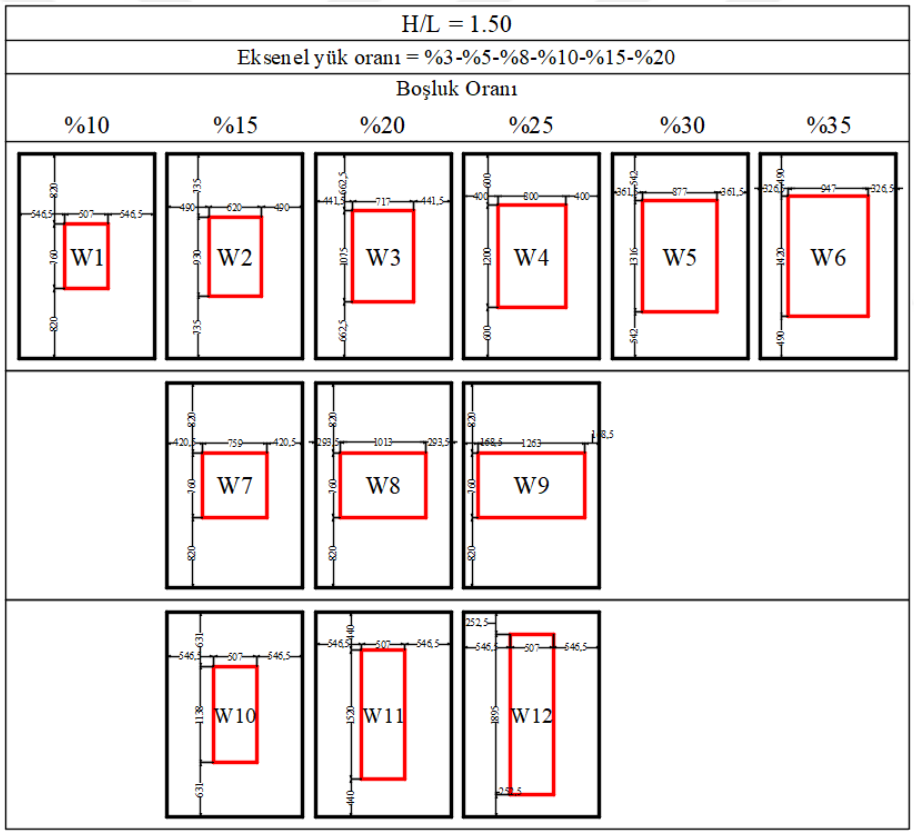
Şekil 5.2 H/L=0,50 için oluşturulan duvar modelleri



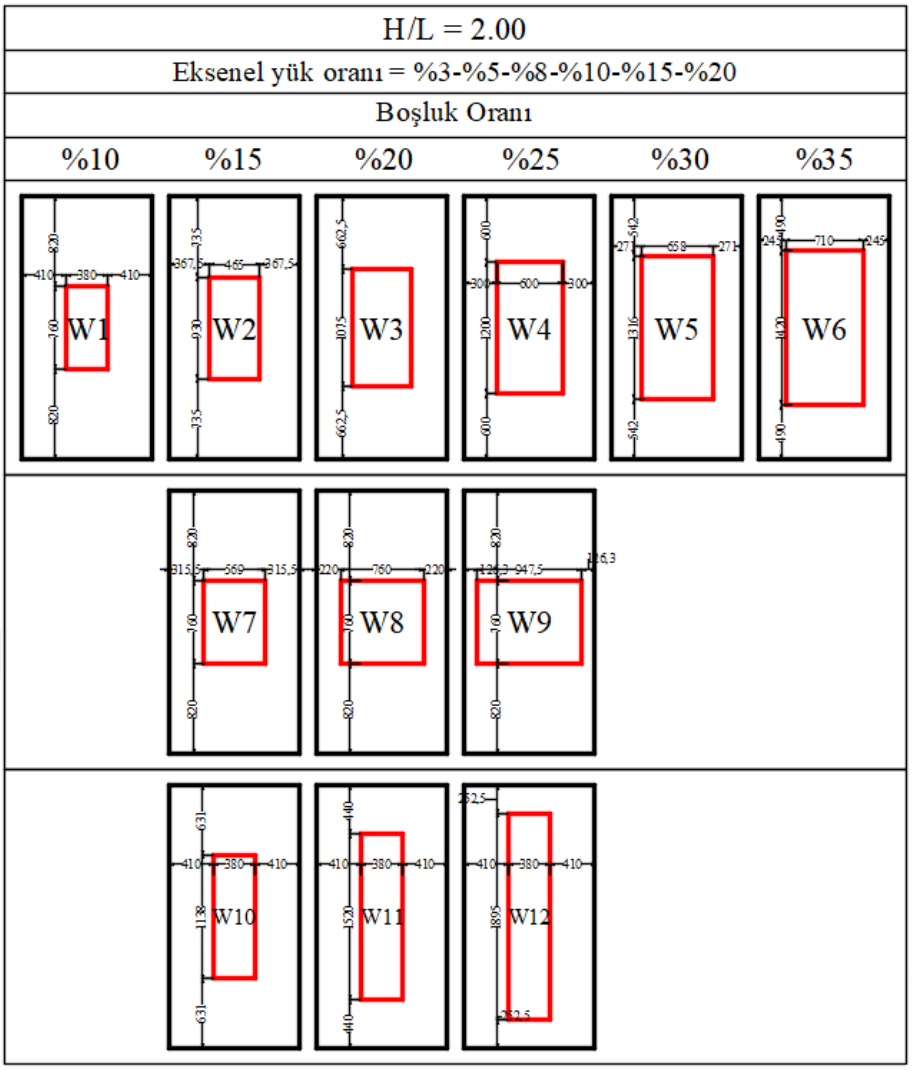
Şekil 5.3 H/L=0,75 için oluşturulan duvar modelleri



Şekil 5.4 H/L=1,00 için oluşturulan duvar modelleri



Şekil 5.5 H/L=1,50 için oluşturulan duvar modelleri

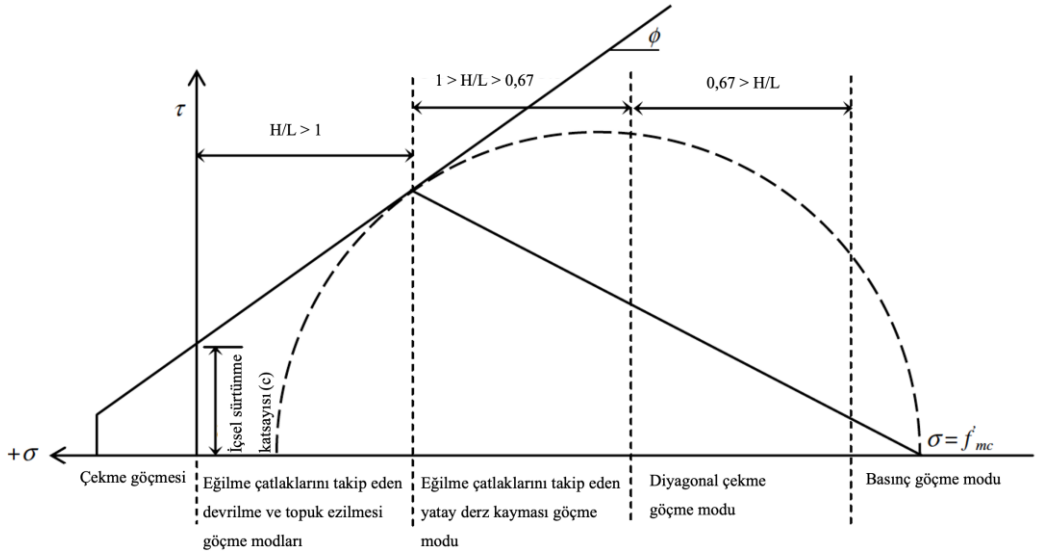


Şekil 5.6 H/L=2,00 için oluşturulan duvar modelleri

Parametrik çalışmada oluşturulan sayısal modellerde malzemelerin mekanik özelliklerinin ve sınır koşullarının tanımlanması, Bölüm 4'te kalibre edilen model ile aynı esaslara sahip olacak şekilde dikkate alınmıştır. Sayısal modellerin doğrusal olmayan üç boyutlu sonlu eleman analizleri ABAQUS 6.14 [43] yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Sayısal modelde tuğla birim ve harcın tek bir malzeme olarak temsil edildiği makro modelleme yaklaşımı kullanılmıştır.

Sayısal sonuçların değerlendirilmesi duvarın çerçeve oranının (H/L>1) ve (H/L≤1) olması durumlarına göre iki gruba ayrılmıştır. Bu sınırların belirlenmesinde yığma duvarların düzlem içi yükleme altındaki davranışları ve dayanımları ile ilgili genellemeler etkili olmuştur. Yığma duvarların düzlem içi yükleme altındaki davranışları kesme ve eğilme olmak üzere ikiye ayrılmaktadır. Bu davranış genellikle duvarın çerçeve oranı ve eksenel yük oranına bağlı olarak değişmektedir.

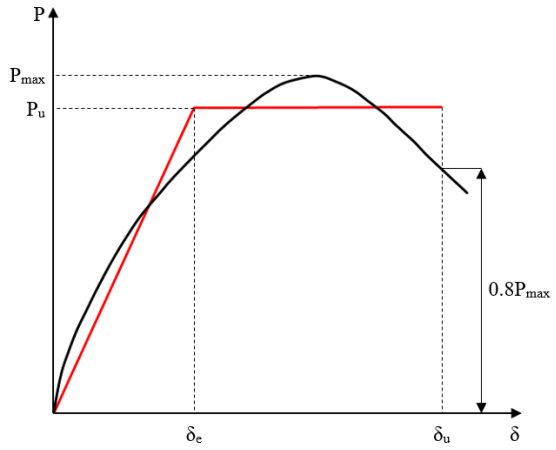
Çerçeve oranı (H/L) 1'den büyük olup düşük eksenel yük taşıma kapasitesine sahip olan narin duvarlarda göçme genellikle eğilmeden kaynaklanır ve devrilme ya da topuk ezilmesi göçme modları görülür. Çerçeve oranı daha düşük olan (H/L<0,67) duvarlarda ise yüksek yük taşıma kapasitesiyle birlikte kesmeden kaynaklanan yatay derzlerde kayma ve diyagonal çekme göçme modları görülmektedir. Fakat genellikle yığma duvarlarda birden fazla göçme modunun bir arada bulunduğu kombinasyonların görülmesi beklenmektedir [7], [224]. Şekil 5.7, düzlem içi yükler etkisinde yığma duvarların genel davranışını göstermektedir.



Şekil 5.7 Düzlem içi yükler altında yığma duvarın genel davranışı [225]

5.2 Sayısal Analiz ve Sonuçlar

Sayısal analizlerde her bir çerçeve oranı için oluşturulan modellere ait geometrik özellikler ve analizler sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme değerleri (P-δ) tezin sonunda yer alan Bölüm EK A'da sunulmuştur. Literatüre göre yığmanın deneysel olarak elde edilen çevrimsel davranışının iki doğrulu bir eğri şeklinde idealize edilmesi için maksimum yükün %80'ine tekabül eden kat ötelemesi, maksimum tepe yer değiştirme oranı (θ=δ/H) olarak tanımlanmaktadır (Şekil 5.8). Diğer bir deyişle, maksimum yer değiştirme kapasitesi, dayanımın %20 azaldığı noktaya tekabül eden yer değiştirme değeridir [10]. Bu sebeple doğrusal olmayan analizler, maksimum yükün %80'ine karşılık gelen noktada sonlandırılmış ve bu noktadaki yatay yük ve yer değiştirme değerleri dikkate alınmıştır.



Şekil 5.8 Yük-yer değiştirme eğrisinin idealleştirilmesi

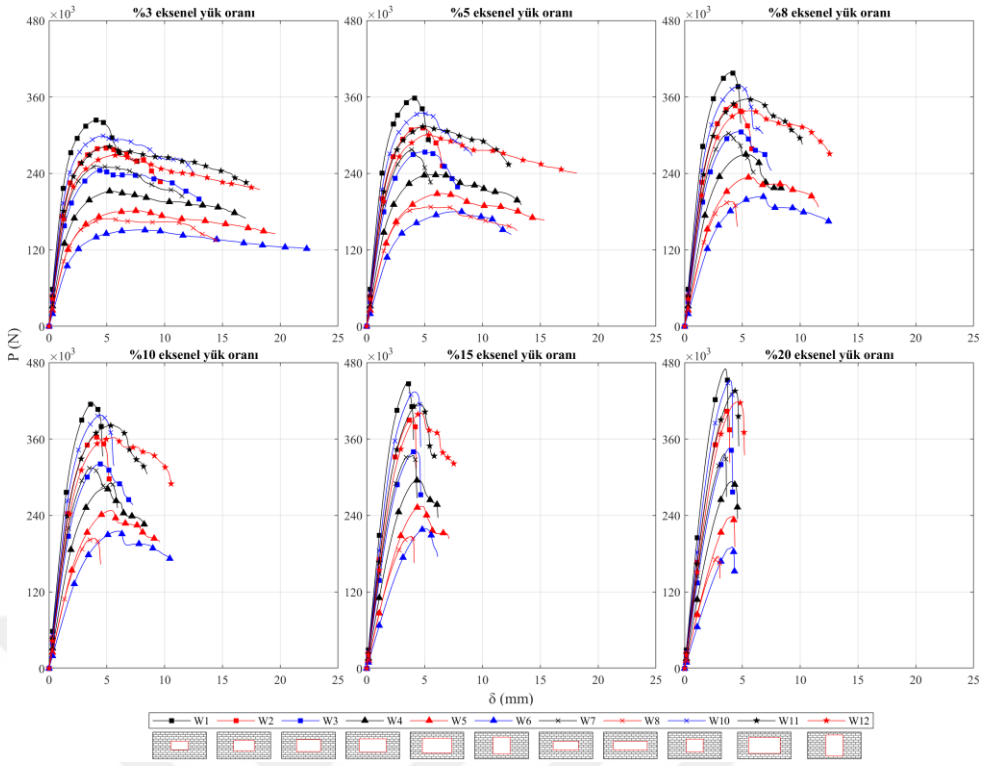
Tüm çerçeve oranları (H/L) için sayısal analizler sonucunda farklı eksenel yük oranı etkisinde elde edilen yük yer değiştirme eğrileri ve bu analizlerin yukarıda bahsedilen koşul dikkate alınarak sonlandırıldığı (eğriler üzerinde kırmızı ile işaretlenen nokta) yük-yer değiştirme eğrileri tezin sonunda yer alan Bölüm EK-A'da verilmiştir.

5.3 Parametrik Çalışmaya ait Değerlendirmeler

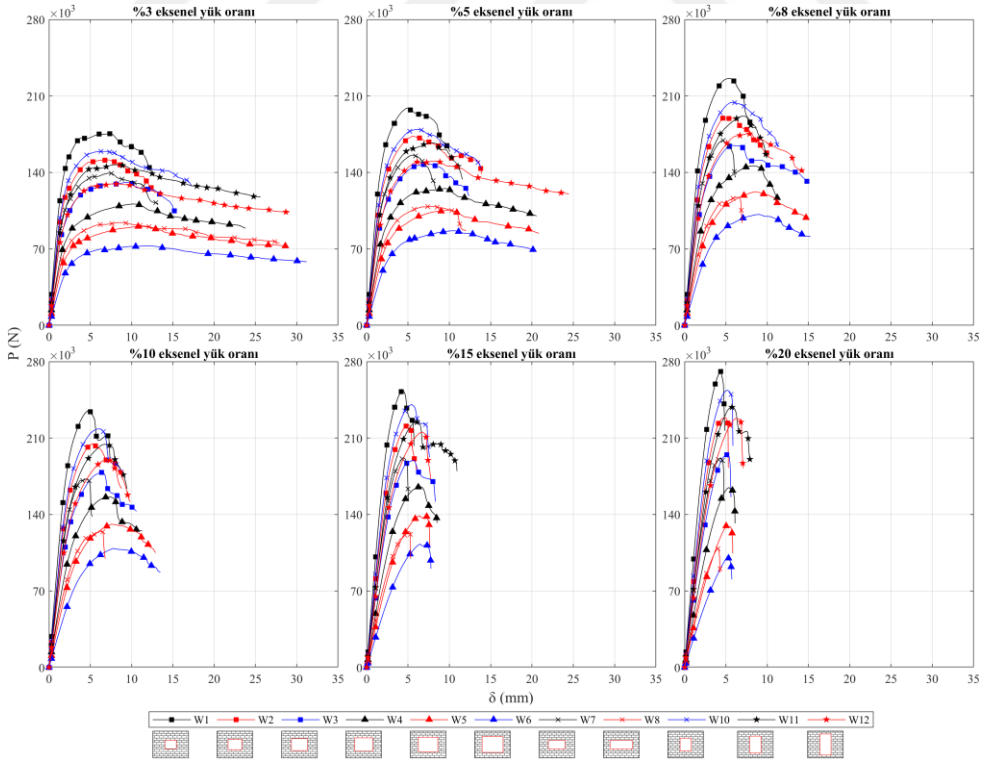
Parametrik çalışmaya ait değerlendirmeler kapsamında boşluk oranı, boşluk şekil etkisi ve eksenel yük oranı değişkenlerinin boşluklu yığma duvarların yatay yük ve yer değiştirme kabiliyeti üzerine olan etkileri incelenmiştir.

Model duvarların her bir çerçeve oranı (H/L) için değişen eksenel yük oranı etkisi altında sayısal analizlerin sonlandırıldığı nokta dikkate alınarak elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri Şekil 5.9-Şekil 5.13'de verilmiştir.

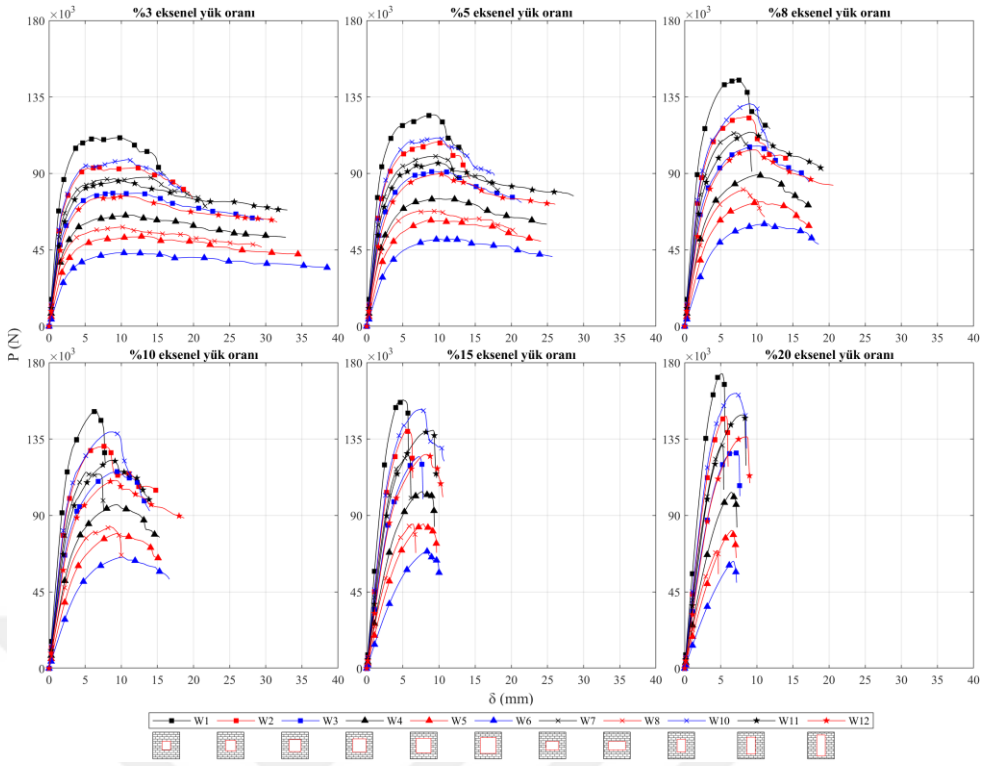
Yukarıdaki paragrafta bahsedilen yük-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, W9 numaralı duvarın artan eksenel yük ve çerçeve oranına (H/L) bağlı olarak yatay yüklere karşı stabilitesini kaybettiği görülmüştür. Söz konusu duvarda boşluk etrafındaki düşey duvar parçalarının (kolon) özellikle H/L=1,5 ve 2 durumları için sırasıyla 168 mm ve 126 mm gibi oldukça düşük kesit boyutlarına sahip olması yatay yükler altında stabilite problemi görülmesine yol açmıştır. Bu sebeple W9 duvarı parametrik çalışma kapsamındaki değerlendirmelerin dışında bırakılmıştır. W9 haricinde kalan tüm duvarların başlangıç rijitliklerinin neredeyse benzer bir eğilime sahip oldukları söylenebilir.



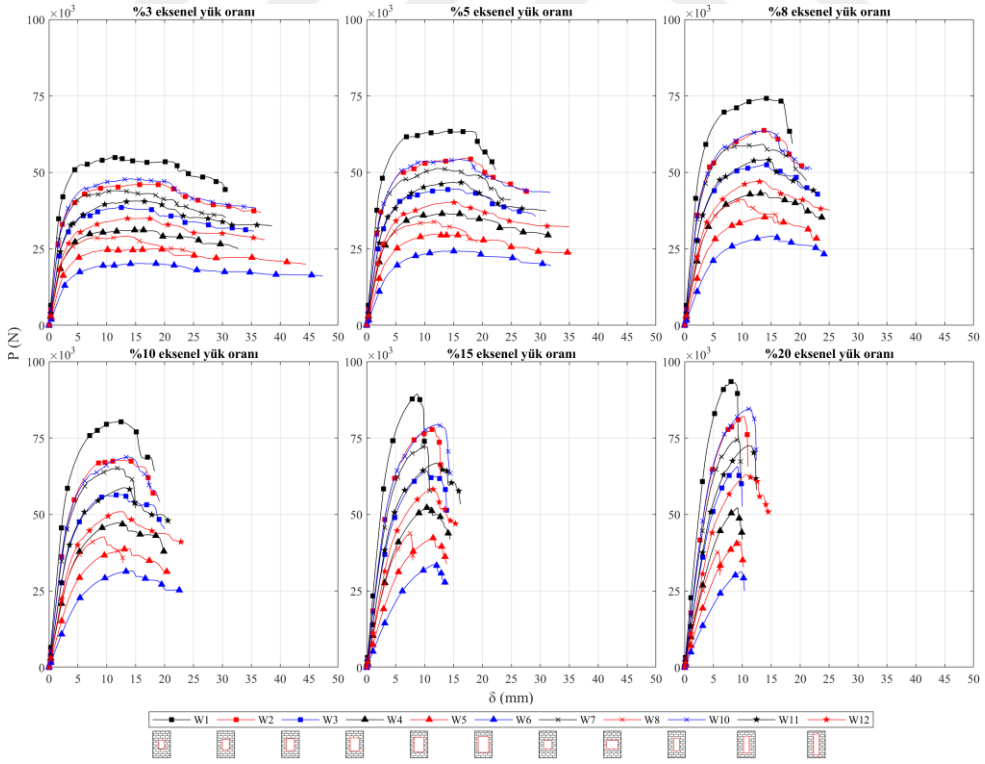
Şekil 5.9 H/L=0,50 için maksimum yükün %80'ine düştüğü durumda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



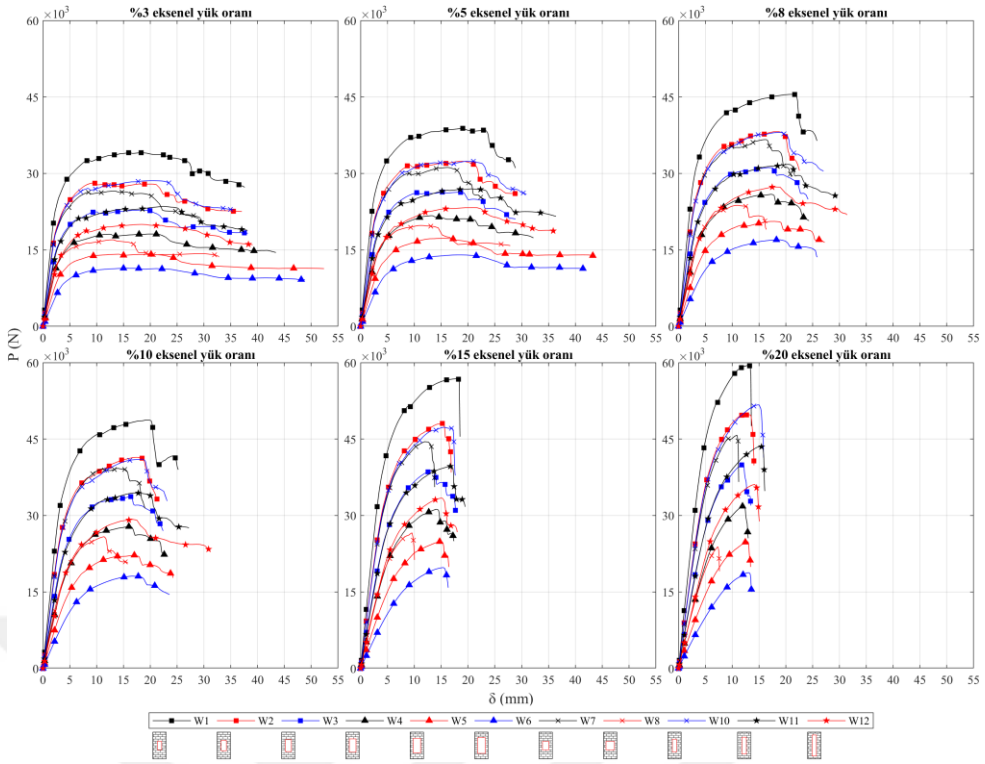
Şekil 5.10 H/L=0,75 için maksimum yükün %80'ine düştüğü durumda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil 5.11 H/L=1,00 için maksimum yükün %80'ine düştüğü durumda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil 5.12 H/L=1,50 için maksimum yükün %80'ine düştüğü durumda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



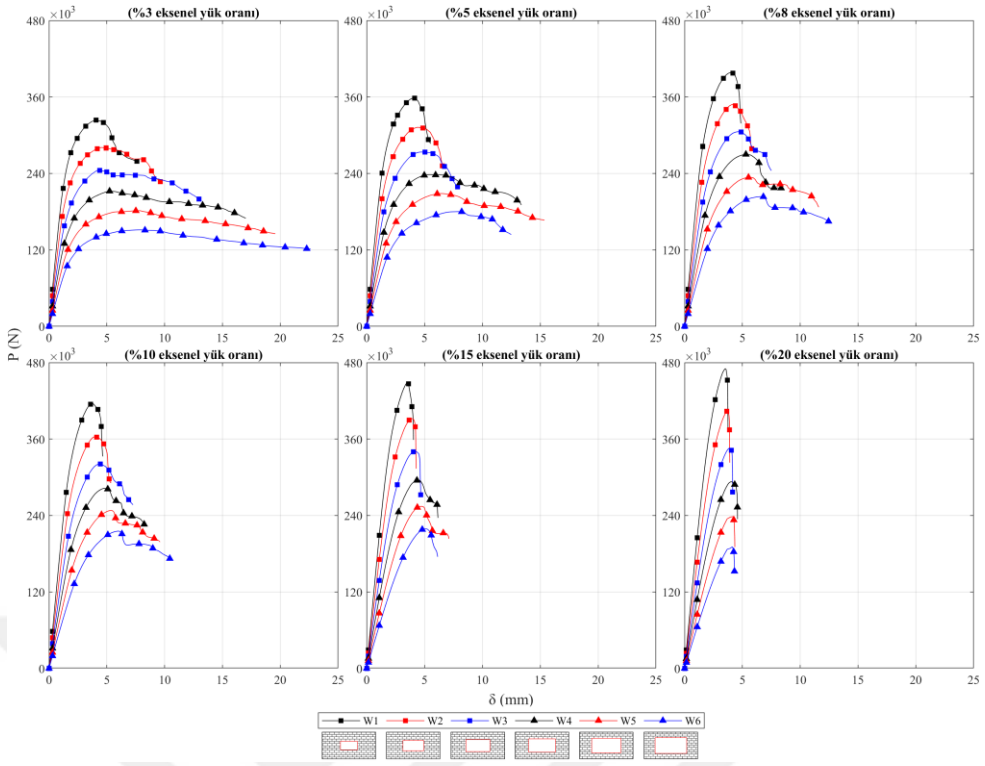
Şekil 5.13 H/L=2,00 için maksimum yükün %80'ine düştüğü durumda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri

5.3.1 Boşluk Oranı Etkisi

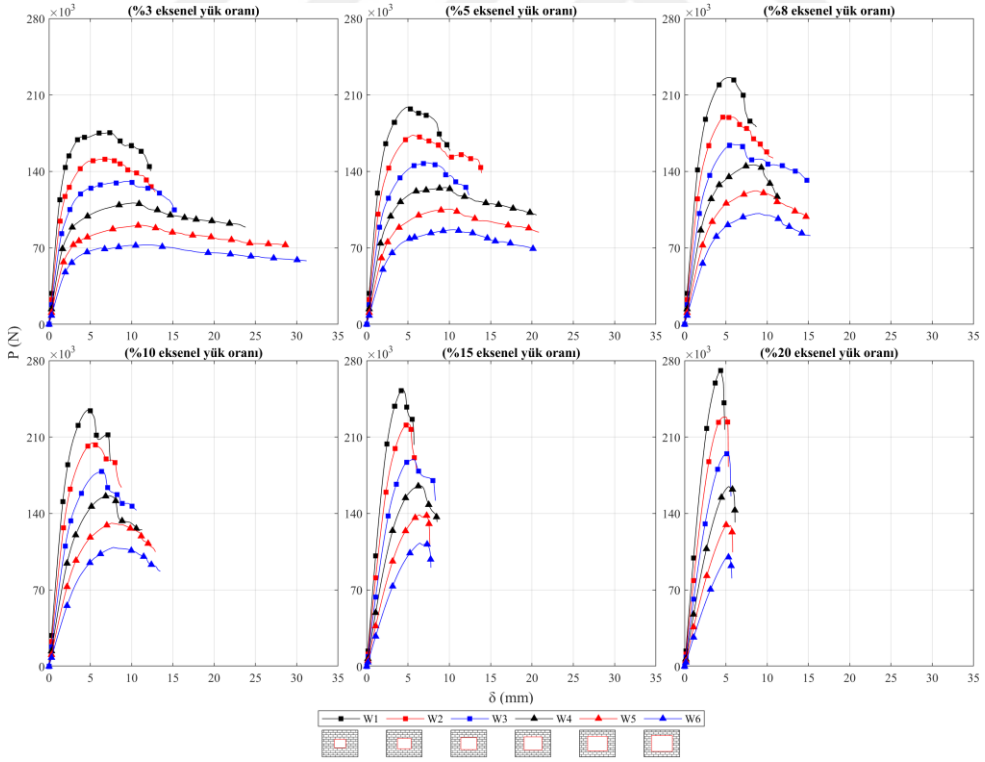
Boşluk oranının yığma duvarın maksimum yatay yük taşıma ve tepe yer değiştirme değerine olan etkisini araştırmak amacıyla sırasıyla %10, %15, %20, %25, %30 ve %35 boşluk oranlarına sahip W1, W2, W3, W4, W5 ve W6 numaralı yığma duvarlar ele alınmıştır. Her bir çerçeve oranı (H/L) için ilgili duvarlara ait yatay yük-yer değiştirme eğrileri Şekil 5.14-Şekil 5.18'de verilmiştir.

Yatay yük-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, tüm eksenel yük oranları ve (H/L) çerçeve oranları için boşluk oranı arttıkça yığma duvarların yatay yük taşıma kapasitesinin azaldığı görülmüştür.

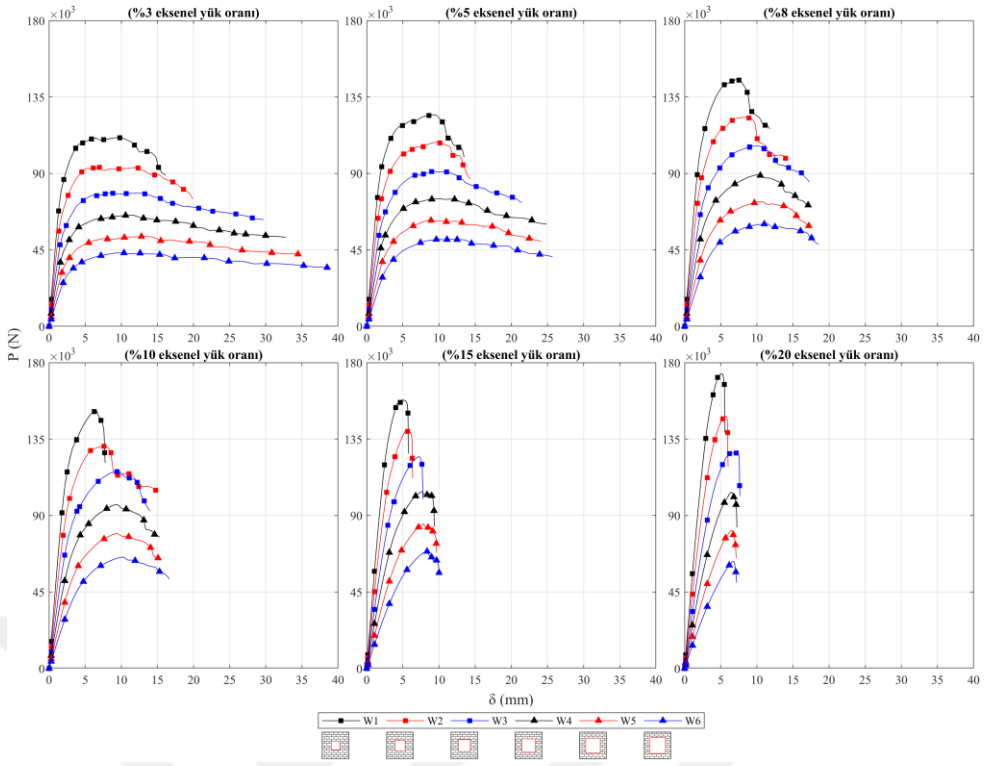
(H/L≤1) durumunda, boşluk oranı arttıkça tepe yer değiştirme değerlerinde genel olarak artış gözlendiği söylenebilir. Yalnızca %20 eksenel yük oranında duvarların tepe yer değiştirme değerlerinin nerdeyse benzer seviyelerde olduğu görülmektedir. (H/L≤1) için %20 eksenel yük oranı, (H/L>1) için %15 eksenel yük oranından itibaren boşluk oranı değişiminin tepe yer değiştirme üzerindeki etkisinin ciddi oranda azaldığı söylenebilir.



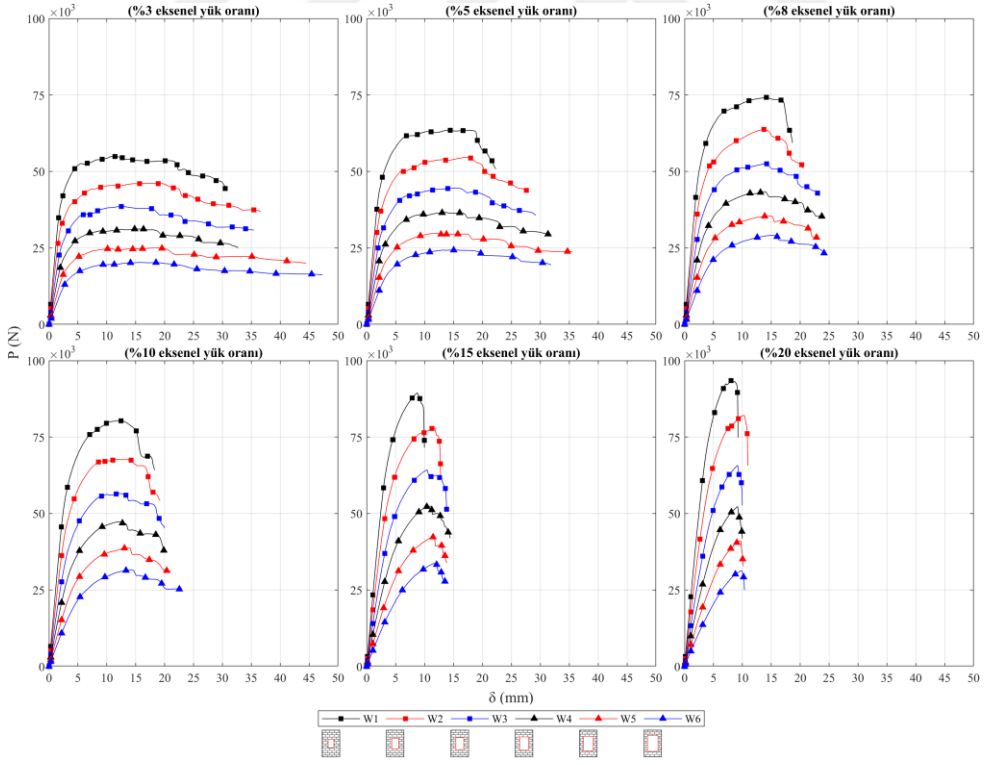
Şekil 5.14 H/L=0,50 için boşluk oranı değişimine göre yük-yer değiştirme eğrileri



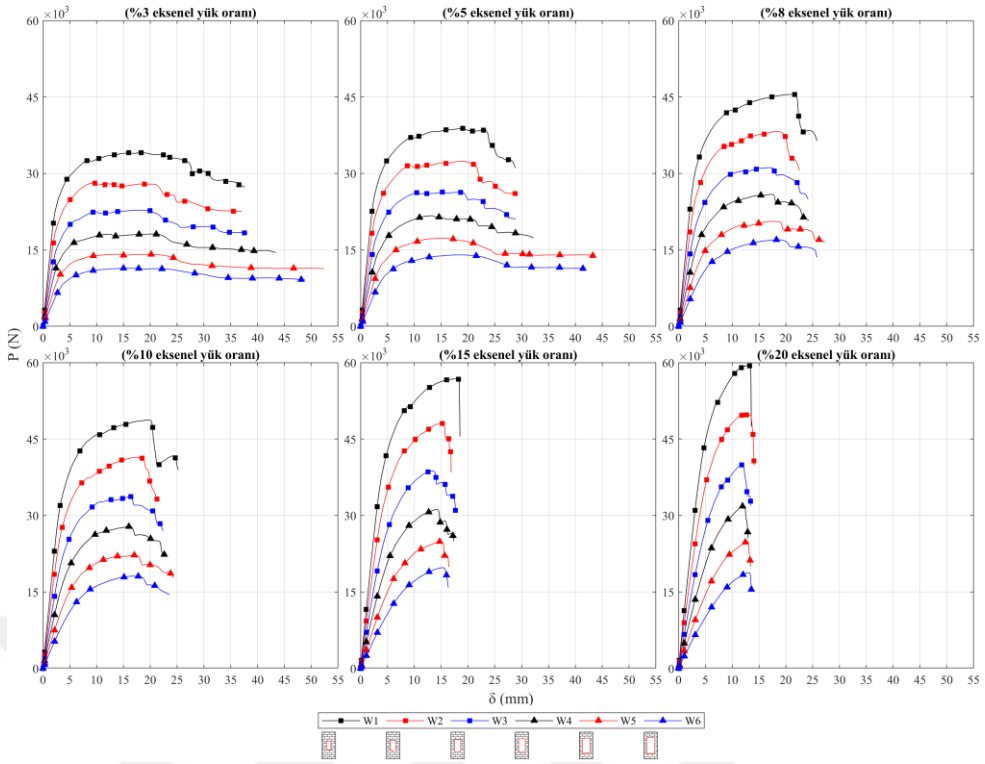
Şekil 5.15 H/L=0,75 için boşluk oranı değişimine göre yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil 5.16 H/L=1,00 için boşluk oranı değişimine göre yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil 5.17 H/L=1,50 için boşluk oranı değişimine göre yük-yer değiştirme eğrileri



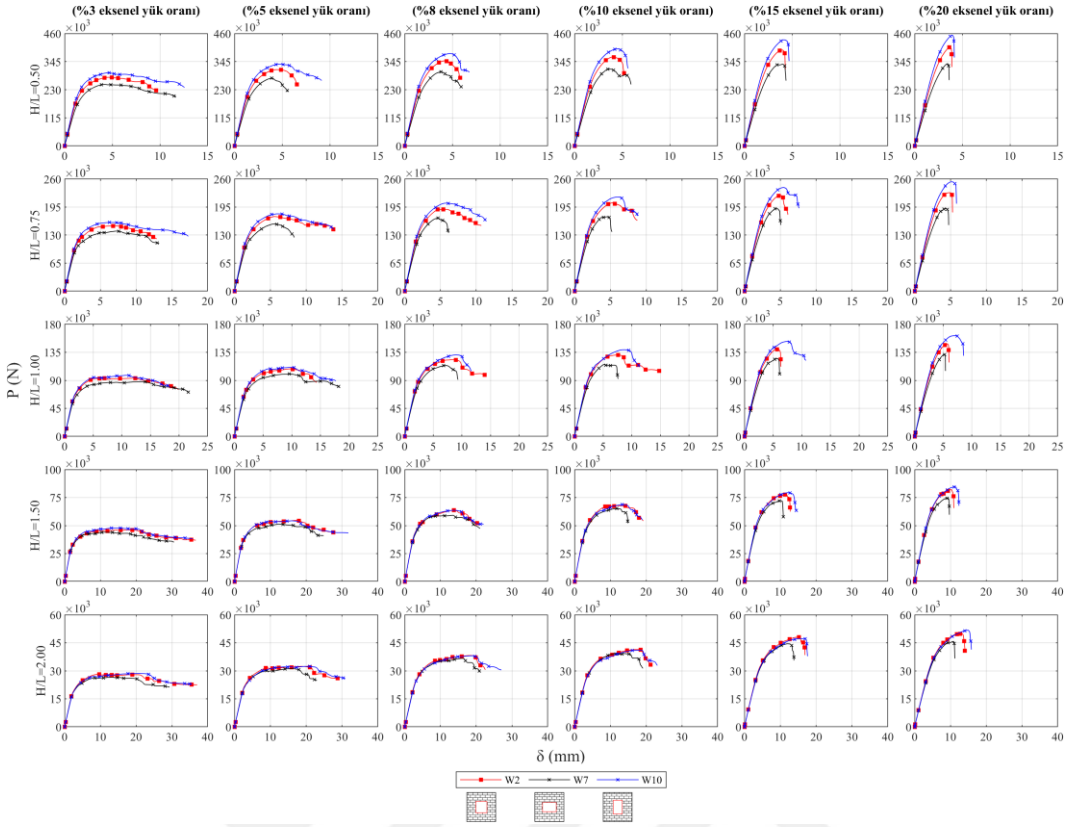
Şekil 5.18 H/L=2,00 için boşluk oranı değişimine göre yük-yer değiştirme eğrileri

5.3.2 Boşluk Şekil Etkisi

Boşluk şekil etkisinin, diğer bir deyişle aynı boşluk oranına sahip duvarlarda boşluğun farklı geometrilerde bulunması durumunun, %15 boşluk oranına sahip W2, W7 ve W10 duvarlarının, %20 boşluk oranına sahip W3, W8 ve W11 duvarlarının ve %25 boşluk oranına sahip W4 ve W12 duvarlarının yük-yer değiştirme eğrileri üzerindeki etkisi Şekil 5.19-Şekil 5.21'de verilmiştir.

Boşluk oranı %15 olan W2, W7 ve W10 duvarlarının yatay yük-yer değiştirme eğrileri (Şekil 5.19) incelendiğinde, (H/L≤1) durumunda boşluk etrafındaki düşey duvar parçası (kolon) en büyük olan W10 duvarının, W2 ve W7 duvarlarına kıyasla daha fazla yatay yük taşıdığı söylenebilir. Tepe yer değiştirme değerleri ele alındığında, genel olarak W10 duvarının daha fazla yer değiştirme yaptığı görülmüştür.

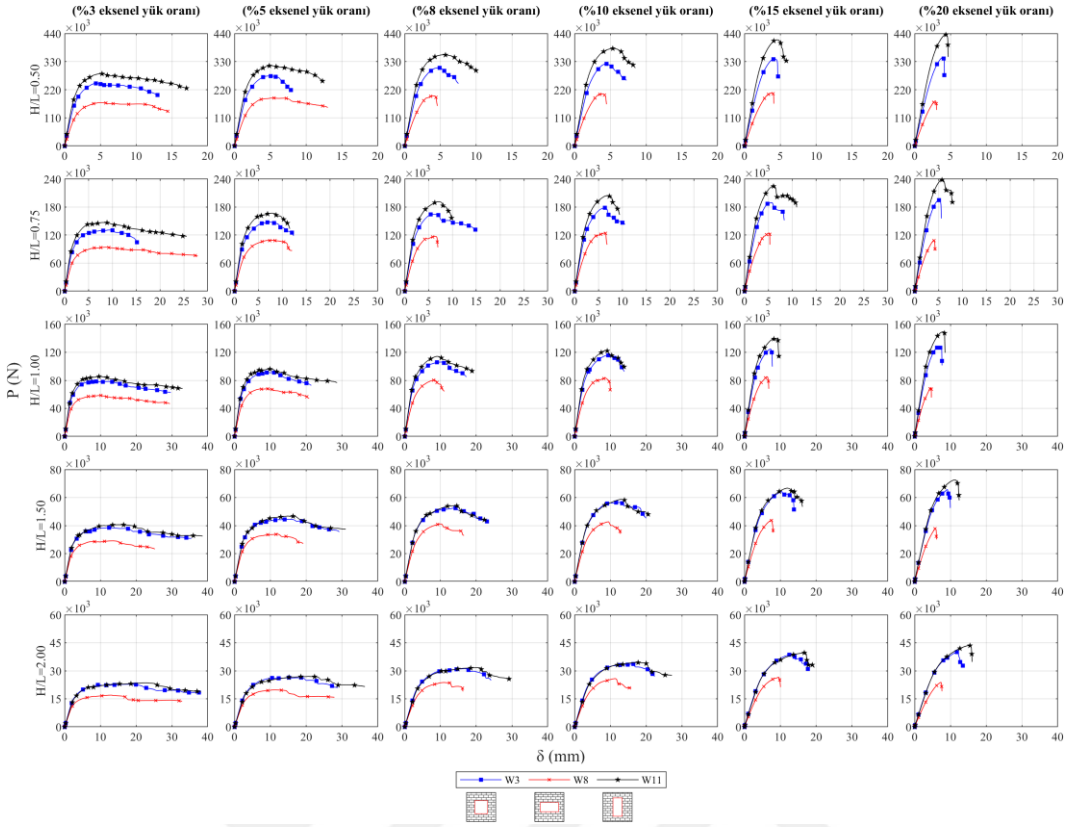
(H/L>1) durumunda, %15 eksenel yük oranına kadar W2 ve W10 duvarlarının maksimum yatay yük ve tepe yer değiştirme değerine boşluk şekil etkisinin önemli bir etkisinin olmadığı görülmüştür. W7 duvarının ise en düşük yatay yük taşıma kapasitesine ve tepe yer değiştirme değerine sahip olduğu görülmüştür.



Şekil 5.19 %15 boşluk oranı için boşluk şekline göre yük-yer değiştirme eğrileri

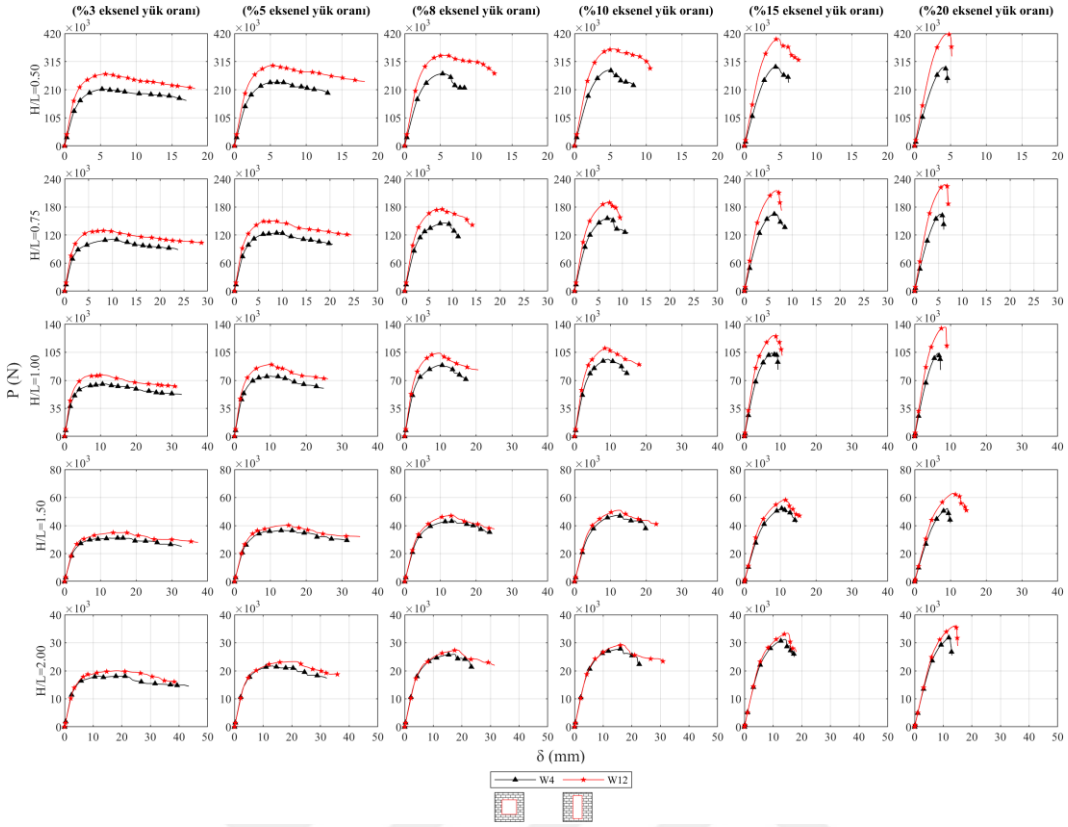
Boşluk oranı %20 olan W3, W8 ve W11 duvarlarının yatay yük-yer değiştirme eğrileri (Şekil 5.20) incelendiğinde, (H/L≤1) durumunda boşluğun her iki yanındaki düşey duvar kesiti (kolon) en büyük olan W11 duvarının daha fazla yatay yük taşımıştır. Tepe yer değiştirme değerleri ele alındığında, daha düşük eksenel yük seviyelerinde, W8 duvarının aynı boşluk oranına sahip diğer iki duvara kıyasla daha düşük yanal rijitliğe sahip olmasından ötürü daha fazla yer değiştirme yaptığı durumlar görülmüştür. Eksenel yük oranı arttıkça söz konusu üç duvar için elde edilen tepe yer değiştirme değerleri büyükten küçüğe doğru genel olarak W11, W3, W8 şeklindedir.

(H/L>1) durumunda, %15 eksenel yük oranına kadar W11 ve W3 duvarlarının yaklaşık olarak aynı maksimum yatay yük değerine ulaştıkları ve boşluk şekil etkisinin yatay yük taşıma kapasitesine bir etkisinin olmadığı çıkarımı yapılabilir. W8 duvarının ise yatay yükler altında rijitliğini daha erken kaybetmesinden dolayı diğer iki duvarla aynı yatay yük seviyesine ulaşamadığı görülmüştür. Tepe yer değiştirme değerleri incelendiğinde, W11 ve W3 duvarlarının aynı tepe yer değiştirme değerine ulaştığı, W8 duvarının ise diğer iki duvara göre daha düşük yer değiştirme yaptığı görülmüştür.



Şekil 5.20 %20 boşluk oranı için boşluk şekline göre yük-yer değiştirme eğrileri

Boşluk oranı %25 olan W4 ve W12 duvarlarının yatay yük-yer değiştirme eğrileri (Şekil 5.21) incelendiğinde, (H/L≤1) durumunda, boşluğun yanındaki düşey duvar kesiti daha büyük olan W12 duvarının W4 duvarına göre gözle görülür bir şekilde daha fazla yatay yük taşımıştır. Tepe yer değiştirme değerleri açısından bakıldığında ise her iki çerçeve oranı aralığı için de %15 ve üzeri eksenel yük oranında iki duvarında benzer tepe yer değiştirmesi yaptığı söylenebilir., (H/L>1) durumunda ise her bir eksenel yük oranı için W12 duvarı W4 duvarına göre daha fazla yatay yük taşımıştır.

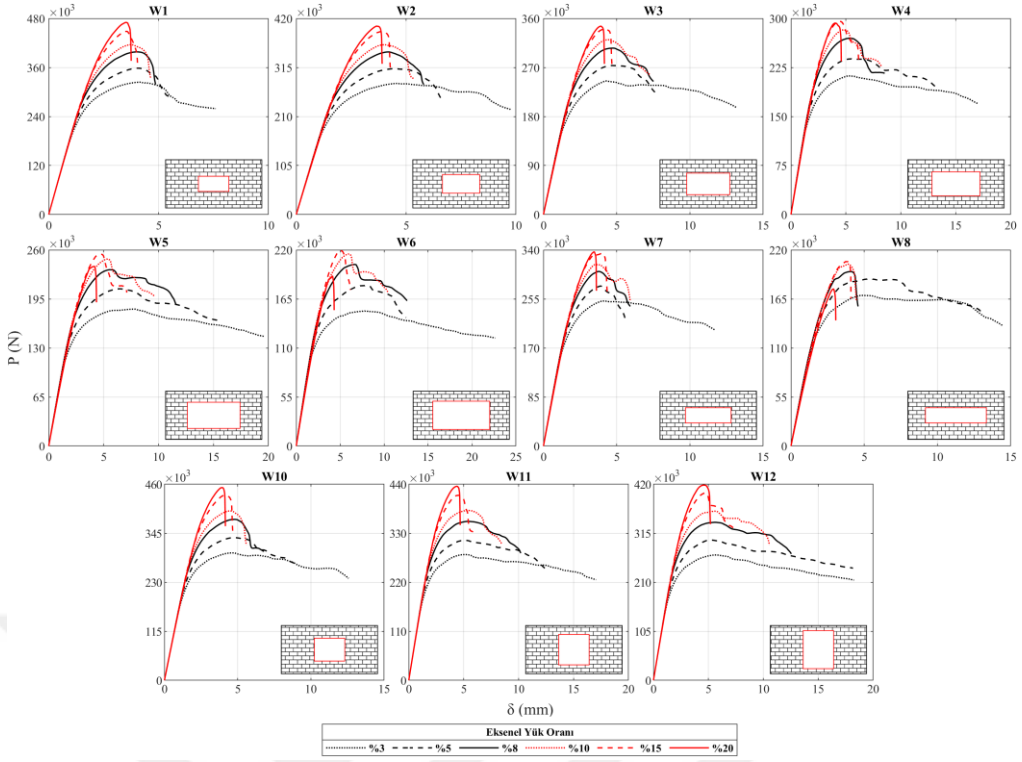


Şekil 5.21 %25 boşluk oranı için boşluk şekline göre yük-yer değiştirme eğrileri

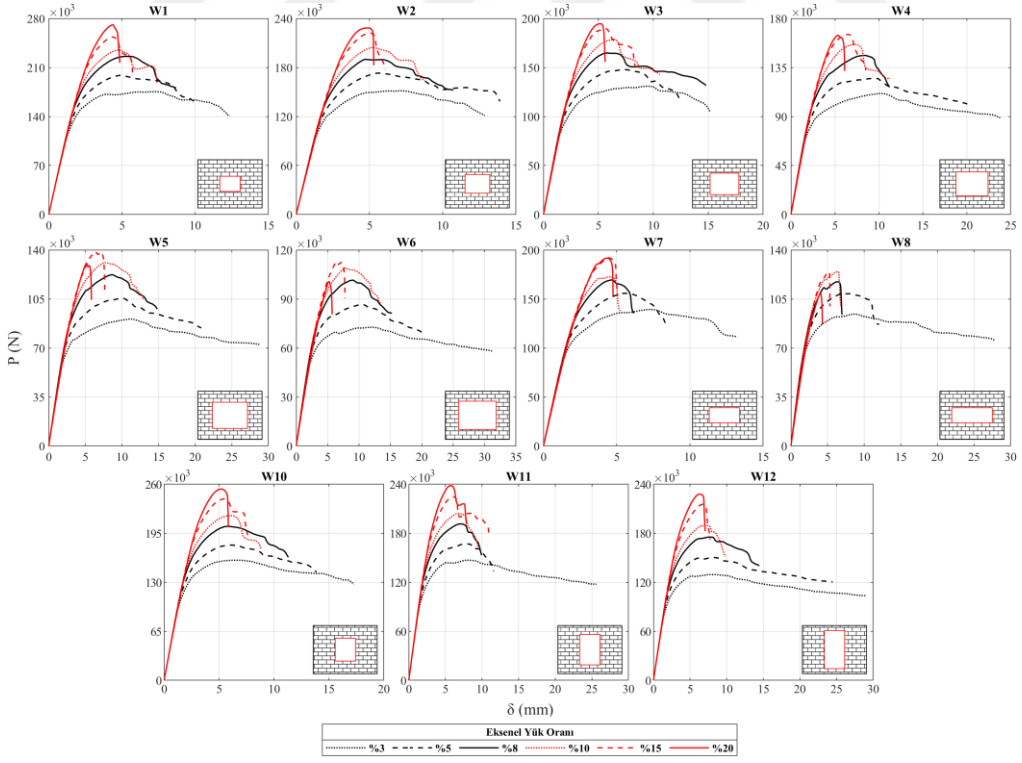
5.3.3 Eksenel Yük Oranının Etkisi

Eksenel yük oranının, boşluklu yığma duvarların düzlem içi davranışına olan etkisini araştırmak amacıyla, her bir çerçeve oranı (H/L) için altı farklı eksenel yük oranı (%3, %5, %8, %10, %15, %20) etkisinde elde edilen yük-yer değiştirme eğrilerinin karşılaştırması Şekil 5.22-Şekil 5.26'da verilmiştir.

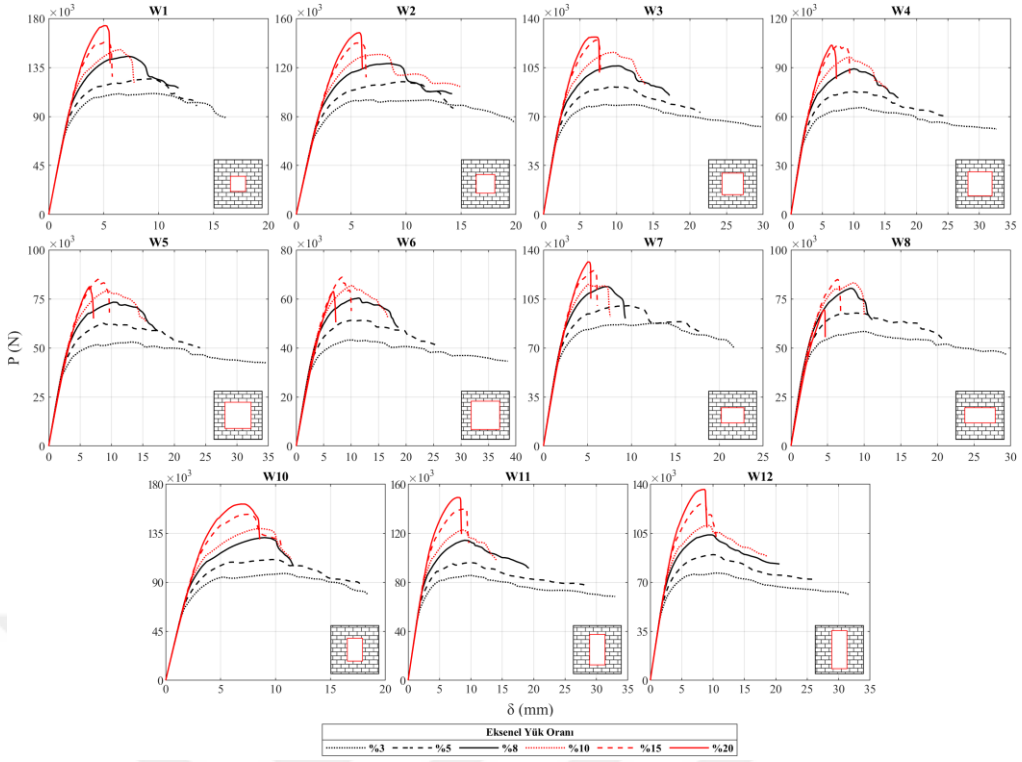
Tüm duvarlarda eksenel yük oranı arttıkça beklenildiği üzere tepe yer değiştirme değerlerinin azaldığı görülmüştür. Yatay yük taşıma kapasitesinin (kesme kapasitesi) genel olarak eksenel yük oranı arttıkça artış gösterdiği söylenebilir. Ancak grafikler detaylıca incelendiğinde, kesme kapasitelerinin, artan boşluk oranı ile birlikte boşluk etrafında düşey ve yatay duvar parçalarının (kolon, kiriş) boyutunun azalmasıyla ve özellikle %15-%20 eksenel yük oranı etkisinde W4, W5, W6, W8 duvarlarının stabilite problemi nedeniyle yatay yük taşıma kapasitesinin önemli oranda azaldığı görülmüştür.



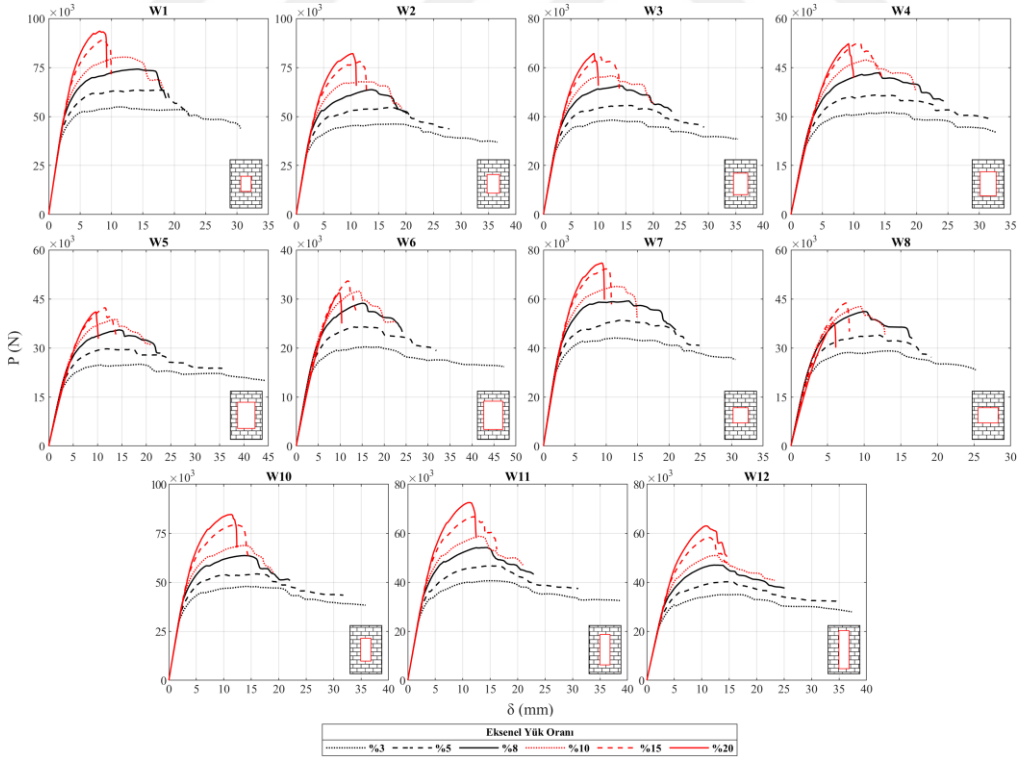
Şekil 5.22 H/L=0,50 için farklı eksenel yük oranları altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



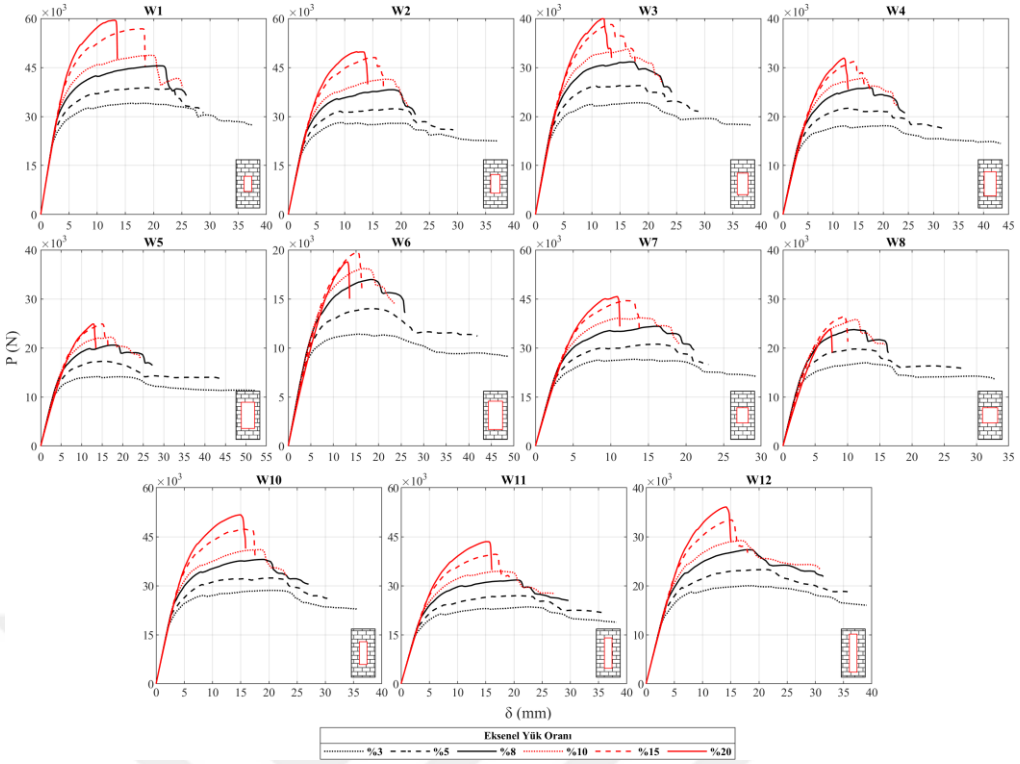
Şekil 5.23 H/L=0,75 için farklı eksenel yük oranları altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil 5.24 H/L=1,00 için farklı eksenel yük oranları altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil 5.25 H/L=1,50 için farklı eksenel yük oranları altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil 5.26 H/L=2,00 için farklı eksenel yük oranları altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri

6
ANALİTİK ÇALIŞMA

Bu bölümde, 5. Bölüm kapsamında yapılan parametrik çalışma sonucunda elde edilen veriler doğrultusunda, donatısız boşluklu yığma duvarların tepe yer değiştirme oranını (kayma açısı) tahmin eden bir bağıntı geliştirilmesiyle ilgili yapılan çalışmalar detaylı olarak sunulmuştur.

6.1 Yığma Duvarların Tepe Yer Değiştirme Oranı İçin Önerilen Bağıntılar

Yığma yapıların yatay yükler altında devrilme, kesme ve ezilme gibi birbirinden farklı göçme mekanizmalarının mevcut olduğu bilinmektedir. Her bir mekanizma durumu için donatısız yığma duvarların tepe yer değiştirmesi, yapının göçme öncesine kadar olan performansının belirlenmesinde önemli bir rol oynamaktadır. Günümüzde yığma yapıların sismik davranışını belirlemede kullanılan en önemli doğrusal olmayan parametrelerden birisi de düzlem içi yer değiştirme kapasitesinin belirlenmesidir. Literatür taraması sürecinde yığma yapıların temel taşıyıcısı olan tuğla duvarların (özellikle boşluk içeren) yer değiştirme kapasiteleri veya kuvvet-yer değiştirme ilişkilerini deneysel ve/veya analitik olarak açıklayan net bir veriye rastlanmamıştır. Bu durumun yığma duvarların tepe yer değiştirme oranının çok karmaşık değişkenlere bağlı olmasından kaynaklandığı düşünülmektedir. Mevcut yönetmeliklerde yığma duvarların tepe yer değiştirme oranını belirleyebilmek için deneysel ve mekanik modellere dayalı çeşitli bağıntılar bulunmaktadır (Tablo 6.1). Bu bağıntılar genel olarak yığma duvarın göçme moduna göre belirlenmiş ve dolu duvarlar için önerilmiştir. Yığma duvarın tepe yer değiştirme oranını sadece duvarın göçme mekanizması değil, duvarı oluşturan malzemelerin özellikleri, duvarın boyutu ve sınır koşulları, boşluk oranı/lokasyonu ve üzerine etkiyen eksenel yük gibi birçok farklı parametrenin de etkileyeceği aşikardır. Ancak, yığma duvarlarda bulunan kapı, pencere vb. boşlukları da dikkate alarak tepe yer değiştirme oranını tahmin eden bir bağıntı mevcut değildir.

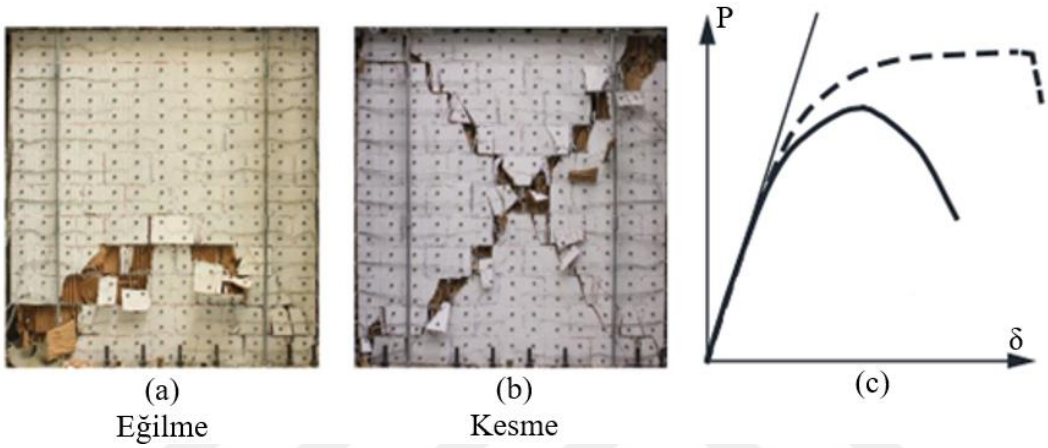
Tablo 6.1 Tepe yer değiştirme oranı için sınır değerler (%)

Yönetmelik	Tepe Yer Değiştirme Oranı	Açıklama
Eurocode8 Bölüm 3 [226]	Kesme: 0,53 (Göçme öncesi)	-
	Eğilme: 1,07 $\frac{\mathbf{H_0}}{\mathbf{D}}$ (Göçme öncesi)	H_0: Kesme açıklığı yüksekliği D: Duvar genişliği
NTC [227]	Kesme: 0,4	-
	Eğilme: 0,8	-
NZSEE [55]	Kesme: 0,4	-
	Eğilme: 0,8	-
FEMA 306 [151]	Devrilme: 0,8 $\frac{\mathbf{h_s}}{\mathbf{L}}$	h_s: Kesme açıklığı L: Duvar genişliği
	Derz kayması : 0,4	
	Diyagonal çatlak: (Süneklik sınırı var)	
	Karma mod: 0,3 – 1,2	
FEMA 273 [56]	Derz kayması: 0,4	
	Devrilme: 0,4 $\frac{\mathbf{h_{eff}}}{\mathbf{L}}$	h_{eff}: Yatay kuvvete olan yükseklik L: Duvar genişliği
SIA D0237 [228]	Konsol: $\frac{\mathbf{4}}{\mathbf{3}}$ 0,8 (1-2,4 $\frac{\boldsymbol{\sigma_0}}{\mathbf{f_u}}$)	$\boldsymbol{\sigma_0}$: Eksenel yük $\mathbf{f_u}$: Duvarın basınç dayanımı
	İki ucu ankastre: $\frac{\mathbf{4}}{\mathbf{3}}$ 0,4 (1-2,4 $\frac{\boldsymbol{\sigma_0}}{\mathbf{f_u}}$)	$\boldsymbol{\sigma_0}$: Eksenel yük $\mathbf{f_u}$: Duvarın basınç dayanımı

Yığma yapıların yer değiştirmeye dayalı sismik değerlendirmesi için dikkate alınan sınır durumlar dahilinde düzlem içi yer değiştirme kapasitelerinin doğru bir şekilde belirlenmesi gerekmektedir. Mevcut yönetmelikler, donatısız yığma duvarların tepe yer değiştirme oranını ampirik modeller aracılığıyla değerlendirmekte ve söz konusu yönetmeliklerin neredeyse tamamı tepe yer değiştirme oranını, duvarın göçme moduna ve narinliğine bağlı olarak sınırlandırmaktadır. Mevcut bağıntıların deneysel sonuçları tahmin etme kabiliyeti göz önüne alındığında, tepe yer değiştirme oranının bu parametrelerle olan ilişkilerinin homojen olmayan deneysel veri setlerinden elde edilmesi sebebiyle büyük bir aralıkta saçılım gösterdiği ve bu nedenle tüm yığma duvar tipleri için rasyonel ve tatmin edici sonuçlar sağlayamadığı görülmektedir.

Donatısız yığma duvarların düzlem içi yükler etkisinde göçme modları genel olarak topuk ezilmesi ve duvarın devrilmesi ile karakterize edilen eğilme kontrollü bir davranış (Şekil 6.1a) ya da diyagonal çatlak ve yatay derzlerde kayma göçme modunu içeren ve oldukça sınırlı yer değiştirme kapasitesine sahip kesme kontrollü

bir davranış (Şekil 6.1b) olarak iki gruba ayrılabilir. Bu iki davranış tipini gösteren duvarlar için tipik kesme kuvveti-yatay yer değiştirme eğrileri şematik olarak Şekil 6.1c'de gösterilmiştir. Yapılan deneysel çalışmalarda her iki göçme modunun özelliklerini de gösteren hibrit göçme modlarıyla da sıklıkla karşılaşılmaktadır. Genel olarak, kesme kontrollü yığma duvarlar, eğilme kontrollü yığma duvarlara göre daha düşük yer değiştirme değerlerinde göçme durumuna ulaştıkları için yığma yapıların yer değiştirme kapasitesini belirleyen duvar tipi olarak bilinmektedir [11].



Şekil 6.1 Donatısız yığma duvarda oluşan göçme mekanizmaları ve şematik yük-yer değiştirme ilişkisi [11]

Eurocode 8 (EC8) [226], İtalyan yönetmeliği (NTC) [227], Yeni Zelanda yönetmeliği (NZSEE) [55], Amerikan standardı ASCE 41-17 [229] ve İsviçre yönetmeliği (SIA-D0237) [228] gibi pek çok yönetmelik, donatısız yığma duvarların tepe yer değiştirme oranının belirlenebilmesi için çeşitli ampirik modeller önermiştir. Ancak literatürde yapılan çalışmalarda da belirtildiği üzere, deneysel sonuçlarla karşılaştırıldığında mevcut ampirik bağıntıların tahmin ettiği yer değiştirme değerlerinde büyük bir saçılımın oluştuğu görülmektedir. Yönetmeliklerin ve araştırmacıların tepe yer değiştirme tahmini için önerdiği bağıntılarda dikkate alınan parametreler Tablo 6.2'de verilmiştir. Genel olarak mevcut bağıntıların önerdiği yer değiştirme modellerini, göçme moduna bağlı (kesme veya eğilme) ilişkilerle belirleyen (EC8, NTC, ASCE 41-17 ve NZSEE) ve göçme modunu ihmal ederek duvar üzerindeki eksenel yük ve moment dağılımını dikkate alan bağıntılar (SIA-D0237, Petry ve Beyer ve Salmanpour) olmak üzere iki gruba ayırmak mümkündür.

Tablo 6.2 Donatısız yığma duvarların tepe yer değiştirme oranı için literatürde dikkate alınan farklı parametreler [230]

Model	Göçme Modu	Duvar Geometrisi	Tuğla Geometrisi	Moment Dağılımı	Eksenel Yük	Malzeme Parametresi	Türetilmiş Mekanik Bağıntı
EC8 [226]	X	X		X			
NTC [227]	X						
ASCE 41-17 [229]	X	X					
NZSEE [55]	X	X					
SIA D0237 [228]				X	X	X	
Petry ve Beyer [10]		X		X	X	X	
Salmanpour vd. [15]				X	X	X	
Priestley vd. [230]	X	X				X	X
Wilding ve Beyer [19]	X	X	X	X	X	X	X

Bu bölümde yığma duvarların tepe yer değiştirme oranı ile ilgili bağıntıların yer aldığı Eurocode 8, NTC, SIA D0237 yönetmelikleri ile Petry ve Beyer [10], Salmanpour vd. [15], ve Wilding ve Beyer [19] tarafından yapılan çalışmalar detaylı olarak açıklanmış ve bu tez kapsamında önerilen bağıntının geçerliliğinin doğrulanması amacıyla kullanılmışlardır.

Eurocode 8-Bölüm 3 yönetmeliğinde tepe yer değiştirme oranı, yığma duvarın göçme modunun kesme veya eğilme olması durumuna göre belirlenir. Denklem 6.1'de, anılan yönetmelikteki önemli hasar (SD) sınır durumu için kesme ve eğilme etkisindeki yığma duvarların tepe yer değiştirme oranları verilmiştir [226].

$$\begin{aligned} &\text{Kesme göçme modu } \delta_{SD} = \%0{,}4 \\ &\text{Eğilme göçme modu } \delta_{SD} = \%0{,}8\,\frac{H_0}{L} \end{aligned} \tag{6.1}$$

Burada H_0, momentin sıfır olduğu noktanın (kesme açıklığının) yüksekliği ve L duvar uzunluğudur.

Nihai yer değiştirme değeri, Eurocode 8'e göre donatısız yığma duvarın kesme dayanımında %20 oranında düşüş görülen duruma karşılık geldiği kabul edilen göçmenin önlenmesi (NC) sınır durumuna ait yer değiştirme değeridir. Göçmenin önlenmesi sınır durumunda, donatısız yığma duvarın azalan yanal dayanım ve

rijitlik etkisiyle ciddi şekilde hasar gördüğü kabul edilir. Bununla birlikte yığma duvar, üzerindeki eksenel yükü herhangi bir stabilite kaybı olmadan taşımaya devam edebilmektedir. Göçmenin önlenmesi (NC) sınır durumundaki tepe yer değiştirme oranının, önemli hasar (SD) sınır durumundaki yer değiştirme oranının 4/3 katı olduğu varsayılır (Denklem 6.2).

$$\text{Kesme göçmesi: } \delta_{NC} = \%0{,}4\,\frac{4}{3} = \%0{,}53$$
$$\text{Eğilme göçmesi: } \delta_{NC} = \%0{,}8\,\frac{4}{3}\frac{H_0}{L} = \%1{,}07\,\frac{H_0}{L} \tag{6.2}$$

SIA D0237 yönetmeliği, tepe yer değiştirme oranını göçme modunun bir fonksiyonu olarak değil, eksenel yük oranına ve uygulanan mesnetlenme koşullarının konsol veya ankastre olması durumuna göre belirler. SIA D0237'de göçmenin önlenmesi (NC) sınır durumuna karşılık gelen tepe yer değiştirme oranlarıı Denklem 6.3'te verilmiştir [228] .

$$\text{Konsol: } \frac{4}{3}\ 0.8\ (1 - 2.4\,\frac{\sigma_0}{f_u})$$
$$\text{İki ucu ankastre: } \frac{4}{3}\ 0.4\ (1 - 2.4\,\frac{\sigma_0}{f_u}) \tag{6.3}$$

Burada, σ_0 duvarın üzerindeki eksenel yük değeri ve f_u duvarın ortalama basınç dayanımıdır.

NTC (2018) yalnızca nihai sınır durum için tepe yer değiştirme oranı sunmaktadır. Kesme etkisinde tepe yer değiştirme oranı, EC8-Bölüm 3'teki önemli hasar (SD) sınır durumundaki tepe yer değiştirme oranına eşit ve %0,4 olarak dikkate alınırken, eğilme etkisinde EC8'den farklı olarak H_0/L narinlik oranından bağımsız %0,8 sabit bir tepe yer değiştirme oranı önerir [227].

Wilding ve Beyer [16], kesme veya eğilme nedeniyle göçmeye ulaşan donatısız yığma duvarlar için monotonik yük-yer değiştirme ilişkisini veren analitik bir model önermişlerdir. Önerilen model ile tam ölçekli boşluklu tuğla ile yapılmış yığma duvar deneyleri karşılaştırıldığında, efektif rijitlik, maksimum kesme dayanımı ve maksimum yer değiştirme açısından deney sonuçlarını doğru bir şekilde tahmin ettiği gözlemlenmiştir. Daha sonra Wilding ve Beyer [19], 5 farklı tipolojide toplam 61 adet yığma duvarın deney sonuçları ile yönetmeliklerde

önerilen ampirik bağıntılardan elde edilen tepe yer değiştirme oranlarını karşılaştırmalı olarak incelemişlerdir. Ayrıca bir önceki çalışmada geliştirdikleri kesme ve eğilme göçme moduna sahip yığma duvarların yer değiştirme kapasitelerini tahmin eden mekanik tabanlı analitik modeli basit bir denklem formunda sunmuşlardır. Geliştirilen analitik model, deney verileri ve ampirik formüller ile karşılaştırmalı olarak incelenmiş ve yer değiştirme kapasitesinin duvarın geometrisine, statik ve kinematik sınır koşullarına olan duyarlılığı araştırılmıştır. Çalışma kapsamında elde edilen bağıntı Denklem 6.4'te verilmiştir. Bu bağıntıda ε_u maksimum basınç birim şekil değiştirmesi, l_{cr} hasar alan bölgenin genişliği, h_{cr} hasar alan bölgenin yüksekliği, f_{bl} tuğla birimin basınç dayanımı, E_m yığmanın elastisite modülü, h_{bl} tuğla birimin yüksekliği, T ise duvarın genişliğini ifade etmektedir. ε_u ve h_{cr} parametrelerinin hesaplanması ise Denklem 6.5 ve Denklem 6.6'da verildiği gibidir.

$$\delta_{ult} = \left(\varepsilon_u - \frac{\sigma_n L}{E_m l_{cr}}\right)\frac{h_{cr}}{l_{cr}}\left(1 - \frac{h_{cr}}{3H}\right) \tag{6.4}$$

$$\varepsilon_u \cong \max\left\{\min\left[\frac{f_{bl}}{E_m}; 0.007\right]; 0.004\right\} \tag{6.5}$$

$$h_{cr} = \max\left[h_{bl}\left(\frac{1}{2} + \frac{h_0}{H}\right); T\right] \tag{6.6}$$

Petry ve Beyer [10], [11], donatısız yığma duvarların sınır/mesnetlenme şartlarının yer değiştirme kapasitelerine etkisini incelemek amacıyla farklı eksenel yük oranına maruz kalan 6 adet duvar numunesinin statik çevrimsel yükleme altında testlerini gerçekleştirmişlerdir. Çalışma sonucunda sınır/mesnetlenme koşullarının duvarın göçme mekanizmasına ve tepe yer değiştirme oranına olan etkisini araştırmak amacıyla literatürde yer alan farklı tip ve yüksekliğe sahip 64 adet yığma duvar ele alınmıştır. Çalışma sonucunda, boyut etkisinin donatısız yığma duvarların yer değiştirme kapasitesini önemli ölçüde etkilediği ve duvar yüksekliği arttıkça tepe yer değiştirme kapasitesinin düştüğü belirtilmiştir. Ayrıca çalışmada tepe yer değiştirme oranı için moment profili, eksenel yük oranı ve boyut etkisini içeren ampirik bir bağıntı önerilmiştir. Denklem 6.7'de verilen Model-1 tepe yer değiştirme oranını hesaplarken göçme modlarını esas alan bir yaklaşıma sahip olup Eurocode 8'de verilen modelin geliştirilmiş halidir. Denklem 6.8'de verilen Model-

II ise SIA D0237 yönetmeliğini esas alan bir model olup SIA D0237'de olduğu gibi hem eğilme hem de kesme göçme modları tek bir ifadede birleştirilmiştir. Bu bağıntılarda verilen H_{ref}, referans duvar yüksekliği olarak tanımlanmıştır [10].

$$\text{Kesme göçmesi: } \delta = \%0{,}47$$
$$\text{Eğilme göçmesi: } \delta = \%0{,}74\frac{h_0}{L} \tag{6.7}$$

$$\delta = \%1{,}3\left(1 - 2{,}2\frac{\sigma_n}{f_m}\right)\left(\frac{H_0}{H}\right)\left(\frac{H_{ref}}{H}\right)^{0{,}5} \tag{6.8}$$

Petry ve Beyer tarafından sunulan bir diğer modelde tepe yer değiştirmesi için Denklem 6.9'da verilen bağıntı sunulmuştur. Bu bağıntı eksenel yük oranı %7 ile %30, H_0/H oranı ise 0,5 ile 1,5 arasında değişen duvarlar için geçerli olup duvar yüksekliği de etkili bir parametre olarak ortaya çıkmaktadır. Artan duvar yüksekliği ile birlikte bağıntının verdiği sonuçlarda saçılmanın artacağı belirtilmiştir [10].

$$\delta = \%1{,}45\left(1 - 2{,}0\frac{\sigma_n}{f_m}\right)\left(\frac{H_0}{H}\right) \tag{6.9}$$

Salmanpour vd. ise tepe yer değiştirmesi oranı için SIA D0237'de yer alan bağıntıda sınır koşulların etkisini de dikkate almak amacıyla bazı düzenlemeler yapmış ve δ_0 katsayısını kalibre etmişlerdir (Denklem 6.10). Bu amaçla çalışmanın deneysel kısmında on adet tam ölçekli yığma duvar üretilmiş ve statik çevrimsel yükleme altında yığma birimin tipi, eksenel yüklemenin seviyesi, narinlik, duvar boyutu ve sınır koşullar gibi çeşitli etkiler için tepe yer değiştirme oranı belirlenmiştir. Deneyler sonucunda yığma duvarların yer değiştirme oranı için ampirik bir bağıntı önerilmiş ve δ_0 katsayısı İsviçre'de kullanılan geleneksel kil tuğlalı yığma duvarlar için %0,7 olarak belirlenmiştir [15].

$$\delta = \delta_0\left(1 - 2{,}4\frac{\sigma_n}{f_m}\right)\left(\frac{h_0}{H}\right) \tag{6.10}$$

6.2 Boşluklu Yığma Duvarların Tepe Yer Değiştirme Oranı için Geliştirilen Model

Bu tez çalışmasında, boşluklu yığma duvarların tepe yer değiştirme oranının belirlenebilmesi için duvarda bulunan boşluğun etkisini de dikkate alacak şekilde doğrusal olmayan regresyon analizi kullanılarak yeni bir ampirik bağıntı önerilmiştir. Doğrusal olmayan regresyon analizi, bağımlı değişken ile bağımsız değişkenler arasında doğrusal olmayan bir ilişki kurmak için tekrarlı tahmin algoritmasına dayanmaktadır. Bu doğrultuda öncelikle, Bölüm 5'te gerçekleştirilen parametrik çalışma sonucunda elde edilen verilerin istatistiksel analizi IBM SPSS v.26 [231] veri analiz programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Verilerin değerlendirilmesinde kullanılan tanımlayıcı istatistikler, ortalama değer, standart sapma, çarpıklık ve basıklık, parametrelerin en küçük-en büyük değeri olarak dikkate alınmıştır. Elde edilen sonuçlar doğrultusunda, verilerin doğrusal olmayan regresyon analizine uygun olup olmadığı incelenmiştir. Gerçekleştirilen tüm istatistiki testler, %95 güven aralığında (anlamlılık düzeyi $p<0,05$) değerlendirilmiştir. Doğrusal olmayan regresyon analizine başlamadan önce verilere ait normallik dağılımları Kolmogorov-Smirnova ve Shapiro-Wilks testleri ile incelenmiştir. Tabachnick ve Fidell [232], verilerin normal dağılım göstermesi için çarpıklık ve basıklık değerlerinin -1,5 ile +1,5 arasında olması gerektiğini belirtirken, George ve Mallery [233] ile Leech vd., [234] ise bu değerlerin -2 ile 2 aralığında olmasının kabul edilebilir olduğunu belirtmişlerdir. Tablo 6.3'te verilen istatistiki çıktılar incelendiğinde, çarpıklık ve basıklık değerlerinin önerilen aralıkta olduğu, diğer parametrelerin de regresyon analizi için uygun aralıklarda olduğu belirlenmiştir.

Değişkenler arasındaki ilişkinin belirlenmesi amacıyla, bağımlı değişken olarak belirlenen tepe yer değiştirme oranının, duvarın genişliği (L), duvarın yüksekliği (H), boşluğun genişliği (L_B), boşluğun yüksekliği (H_B), çerçeve oranı (H/L), boşluğun en/boy oranı (H_B/L_B), eksenel yük oranı σ_n/f_m', boşluk oranı, ($H-H_B$), ($L-L_B$) değişkenleri ile kendi aralarındaki korelasyonun yönünü ve düzeyini belirlemek amacıyla en yaygın korelasyon ölçütü olan Pearson korelasyon katsayısı kullanılmıştır. Pearson korelasyon katsayısı Denklem 6.11'de verilen bağıntı ile hesaplanmıştır.

$$r = \frac{\sum_{i=1}^{n} (X_i - \overline{X})(Y_i - \overline{Y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^{n} (X_i - \overline{X})^2 \sum_{i=1}^{n} (Y_i - \overline{Y})^2}} \quad (6.11)$$

Tablo 6.3 Doğrusal olmayan regresyon analizi için değişkenlerin istatistiki çıktıları

	Veri Sayısı	En Küçük	En Büyük	Ortalama	Standart Sapma	Çarpıklık	Basıklık
θ	330	0,0013	0,0218	0,0069	0,004	0,935	0,318
H (m)	330	2,400	2,400	2,4000	0	-	-
L (m)	330	1,200	4,800	2,6400	1,282	0,587	-0,959
H_B (m)	330	0,760	1,895	1,1613	0,345	0,571	-0,452
L_B (m)	330	0,380	3,040	1,1639	0,655	1,019	0,431
H/L	330	0,500	2,000	1,1500	0,539	0,405	-1,237
H_B/ L_B	330	0,250	4,987	1,3756	0,958	1,649	3,053
σ_n/f_m'	330	0,030	0,200	0,1017	0,058	0,466	-1,063
Boşluk Oranı	330	0,100	0,350	0,2091	0,070	0,468	-0,560
H-H_B (m)	330	0,500	1,640	1,2387	0,345	-0,571	-0,452
L-L_B (m)	330	0,440	3,280	1,4761	0,790	0,846	-0,173

Bu bağıntıda X_i deneysel veriyi, $\overline{X}$ deneysel veri ortalamasını, Y_i önerilen model verisini ve $\overline{Y}$ önerilen model veri ortalamasını göstermektedir. Değişkenler arasındaki ilişki düzeyini gösteren korelasyon katsayıları (r) matrisi Tablo 6.4'te sunulmuştur. Korelasyon katsayısının aralığı -1 ile 1 aralığında değişmekte olup -1 ve 1 değerleri tam istatistiksel bağımlılığı gösterir. Değişkenler arasındaki ilişkinin düzeyini belirlemek için literatürde farklı sınıflamalar olmakla birlikte, Tavşancıl [235]'a göre (.00-.30) zayıf, (.31-.49) orta, (.50-.69) güçlü, (.70-.100) çok güçlü ilişki olduğu söylenebilir**.** Tablo 6.4'e göre tepe yer değiştirme oranı (θ) ile H/L ve H_B/L_B parametreleri arasında istatistiksel olarak anlamlı ve pozitif yönde güçlü düzeyde, L, σ_n/f_m', L-L_B parametreleri arasında istatistiksel olarak anlamlı ve negatif yönde güçlü düzeyde bir ilişki olduğu saptanmıştır.

Bağımsız değişkenler kendi aralarında yüksek düzeyde ilişkili olduğunda, veri setinde değişkenlerin çoklu doğrusallık gösterdiği söylenebilir. Doğrusal olmayan regresyon analizinde, veri setinde çoklu doğrusallık olmaması gerektiği için bağıntı önerilirken bu durum da ayrıca göz önünde bulundurulmuştur.

Tablo 6.4 Regresyon analizinde kullanılan parametrelerin korelasyon matrisi

	θ	L (m)	H_B (m)	L_B (m)	H/L	H_B/ L_B	σ_n/f_m'	Boşluk Oranı	H-H_B (m)	L-L_B (m)
θ	1,000	-0,578	0,250	-0,486	0,599	0,524	-0,628	0,223	-0,250	-0,534
L (m)	-0,578	1,000	0,000	0,862	-0,923	-0,621	0,000	0,000	0,000	0,907
H_B (m)	0,250	0,000	1,000	-0,111	0,000	0,564	0,000	0,624	-1,000	0,092
L_B (m)	-0,486	0,862	-0,111	1,000	-0,795	-0,702	0,000	0,260	0,111	0,569
H/L	0,599	-0,923	0,000	-0,795	1,000	0,673	0,000	0,000	0,000	-0,837
H_B/ L_B	0,524	-0,621	0,564	-0,702	0,673	1,000	0,000	0,073	-0,564	-0,425
σ_n/f_m'	-0,628	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	1,000	0,000	0,000	0,000
Boşluk Oranı	0,223	0,000	0,624	0,260	0,000	0,073	0,000	1,000	-0,624	-0,216
H-H_B (m)	-0,250	0,000	-1,000	0,111	0,000	-0,564	0,000	-0,624	1,000	-0,092
L-L_B (m)	-0,534	0,907	0,092	0,569	-0,837	-0,425	0,000	-0,216	-0,092	1,000

Yukarıda verilen istatistiki kriterler ve yönetmeliklerde yer alan ampirik bağıntı formları da göz önünde bulundurularak, deneme yanılma yöntemine dayanan çeşitli doğrusal olmayan regresyon modelleri oluşturulmuş ve her bir model için Denklem 6.12'de verilen bağıntı kullanılarak belirleme katsayısı (R^2) ve Denklem 6.13'te verilen bağıntı kullanılarak varyasyon katsayısı (CoV) değerlendirilerek Denklem 6.14 formunda bir bağıntı geliştirilmesi uygun görülmüştür. Denklem 6.13'te SD verilerin standart sapmasını, M ise verilerin aritmetik ortalamasını göstermektedir.

$$R^2 = \left(\frac{\sum_{i=1}^{n} (X_i - \overline{X})(Y_i - \overline{Y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^{n} (X_i - \overline{X})^2 \sum_{i=1}^{n} (Y_i - \overline{Y})^2}} \right)^2 \tag{6.12}$$

$$\mathrm{CoV} = \frac{\mathrm{SD}}{\mathrm{M}} \tag{6.13}$$

$$\delta = a_0 (H - H_B)^{a_1} \times (L - L_B)^{a_2} \times \left(\frac{\sigma_n}{f_m'} \right)^{a_3} \tag{6.14}$$

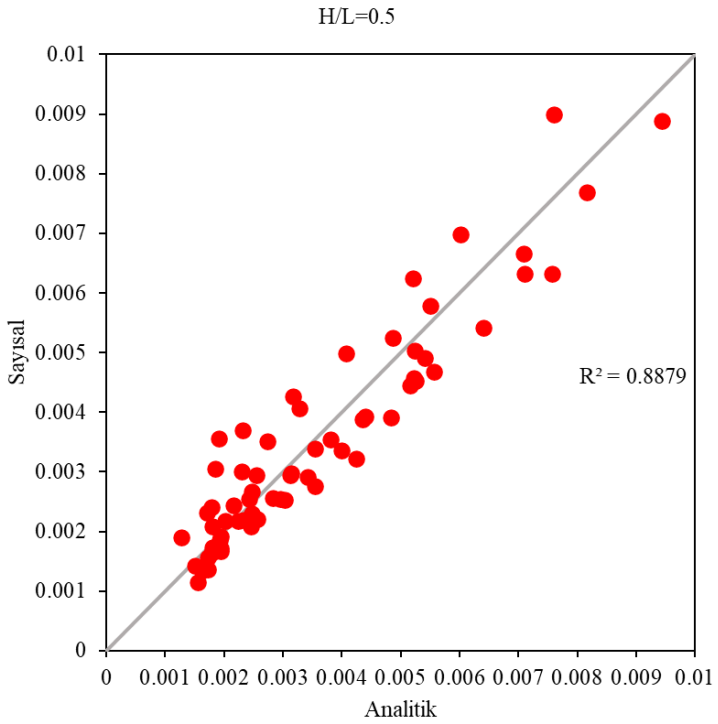
Bağıntıdaki a_0, a_1, a_2 ve a_3 katsayıları doğrusal olmayan regresyon analizi yardımıyla çerçeve oranının 1'den büyük (H/L>1) ve 1 ve 1'den küçük (H/L≤1) olması durumları için ayrı ayrı belirlenmiştir (Denklem 6.15).

$$\theta = \begin{cases} 0{,}001(H - H_B)^{-0{,}633} \times (L - L_B)^{-0{,}793} \times \left(\dfrac{\sigma_n}{f_m'} \right)^{-0{,}687} & H/L \leq 1 \\ 0{,}002(H - H_B)^{-0{,}303} \times (L - L_B)^{-0{,}196} \times \left(\dfrac{\sigma_n}{f_m'} \right)^{-0{,}553} & H/L > 1 \end{cases} \tag{6.15}$$

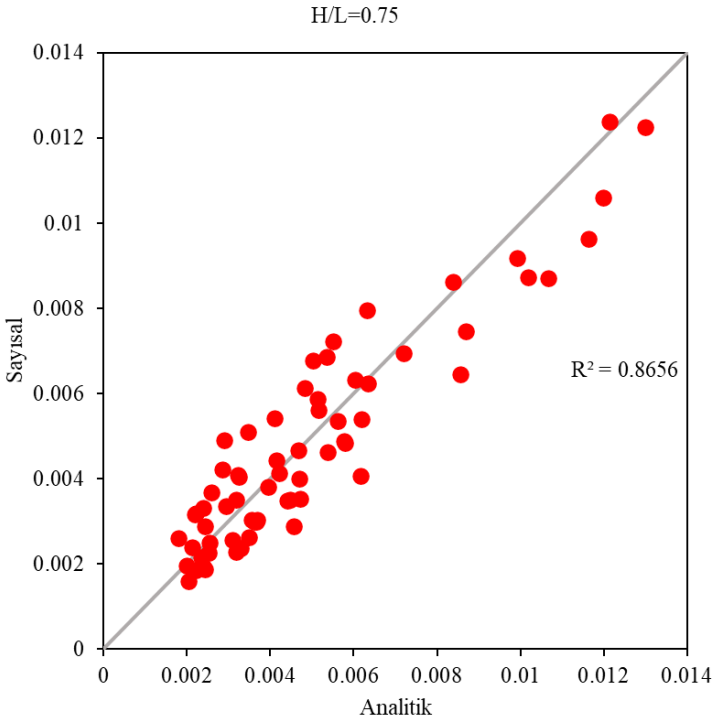
Denklem 6.15'te yer alan duvar genişliğinin (L), duvar yüksekliğinin (H), boşluk genişliğinin (L_B) ve boşluk yüksekliğinin (H_B) birimi metredir.

Önerilen bağıntının R^2 değeri, (H/L≤1) durumunda için 0,90, (H/L>1) durumunda ise 0,85 olarak elde edilmiş olup bu değer bağımlı değişken olan tepe yer değiştirme oranı için seçilen bağıntının, girdi olarak kullanılan sayısal tepe yer değiştirme oranı değerlerine oldukça yakın sonuçlar verdiğini gösterir. Diğer yandan CoV, verilerin saçılımının bir ölçüsü olup, bu parametrenin düşük değerler alması durumunda verilerin daha homojen dağıldığı yorumu yapılabilmektedir. Önerilen bağıntı için CoV değeri (H/L≤1) durumunda 0,22, (H/L>1) durumunda ise 0,21 olarak elde edilmiştir.

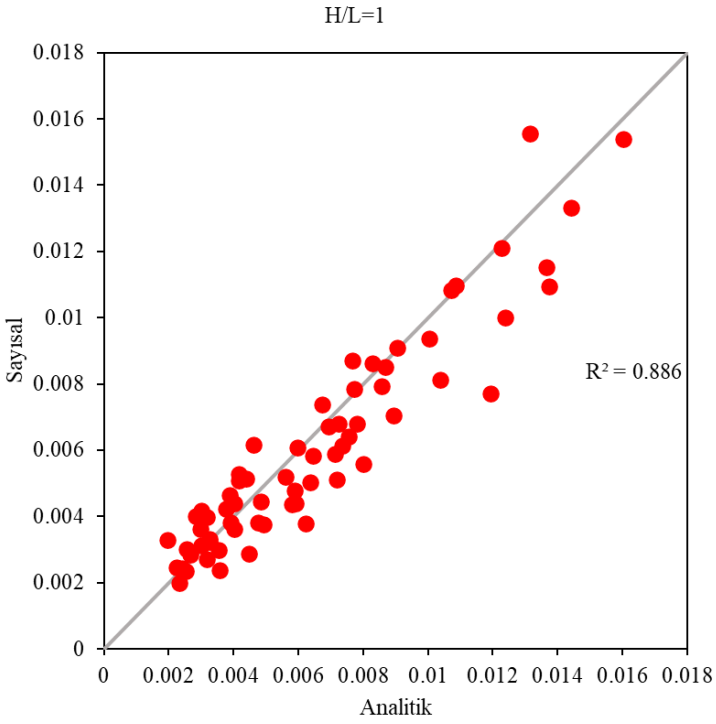
Her bir çerçeve oranı için, önerilen bağıntı kullanılarak elde edilen analitik yer değiştirme değerleri ile sayısal analiz sonucunda elde edilen yer değiştirme değerleri Şekil 6.2-Şekil 6.6'da yer alan grafiklerde karşılaştırmalı olarak verilmiştir. Söz konusu grafikler incelendiğinde, tüm çerçeve oranlarında, önerilen ampirik bağıntının sayısal analiz sonuçlarını anlamlı bir dağılım içerisinde ve uyumlu bir şekilde tahmin ettiği görülmektedir.



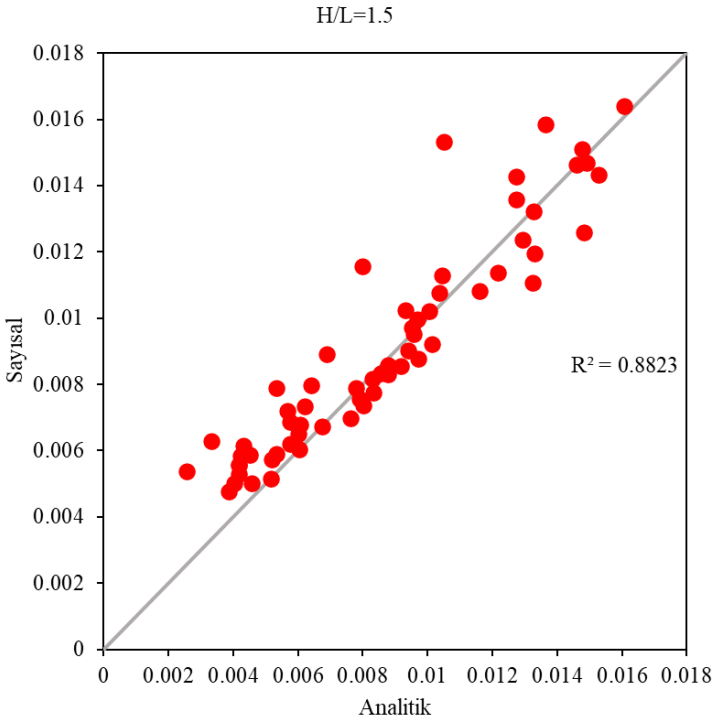
Şekil 6.2 Önerilen bağıntı ile sayısal analiz sonuçlarının karşılaştırması



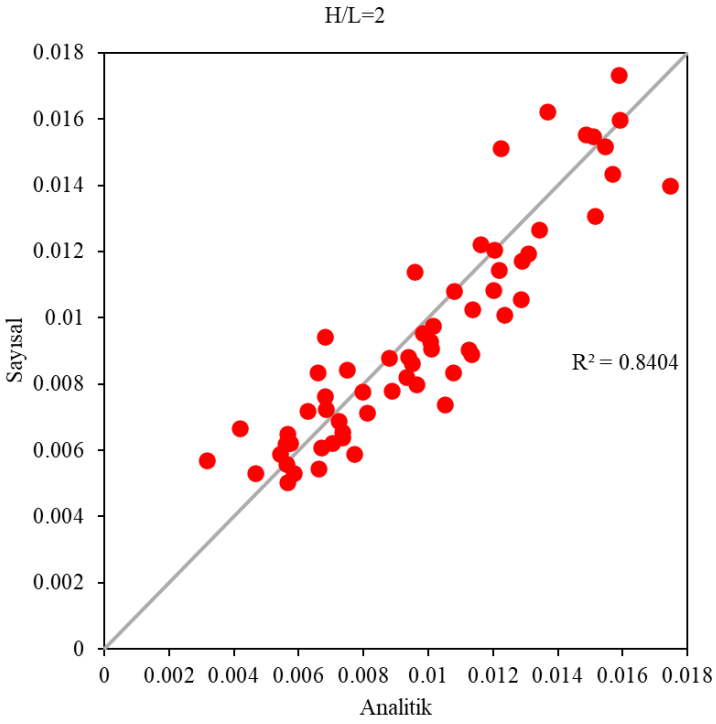
Şekil 6.3 Önerilen bağıntı ile sayısal analiz sonuçlarının karşılaştırması



Şekil 6.4 Önerilen bağıntı ile sayısal analiz sonuçlarının karşılaştırması



Şekil 6.5 Önerilen bağıntı ile sayısal analiz sonuçlarının karşılaştırması



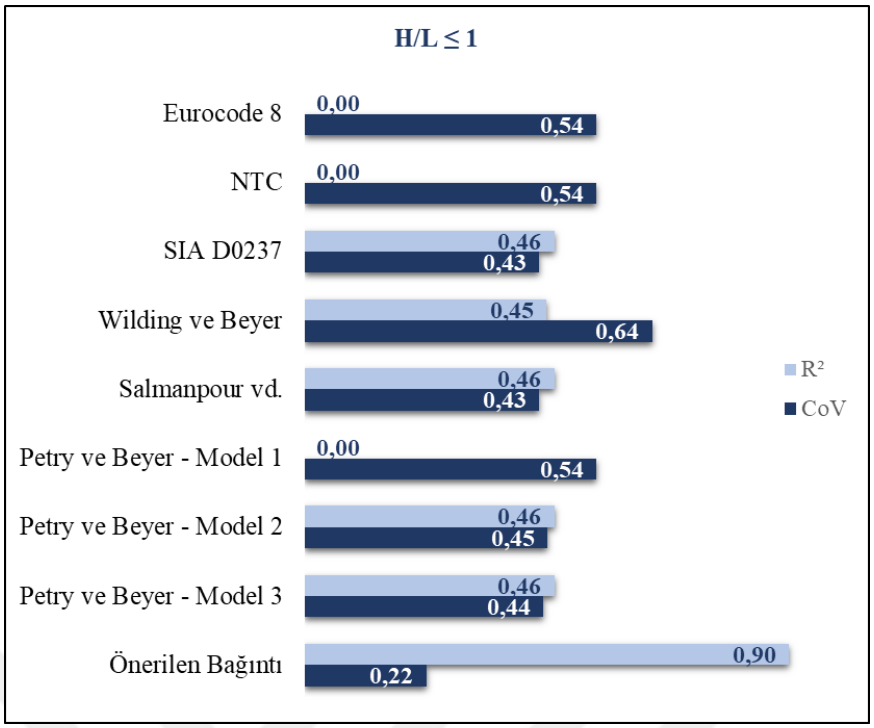
Şekil 6.6 Önerilen bağıntı ile sayısal analiz sonuçlarının karşılaştırması

6.3 Önerilen Ampirik Modele ait Değerlendirmeler

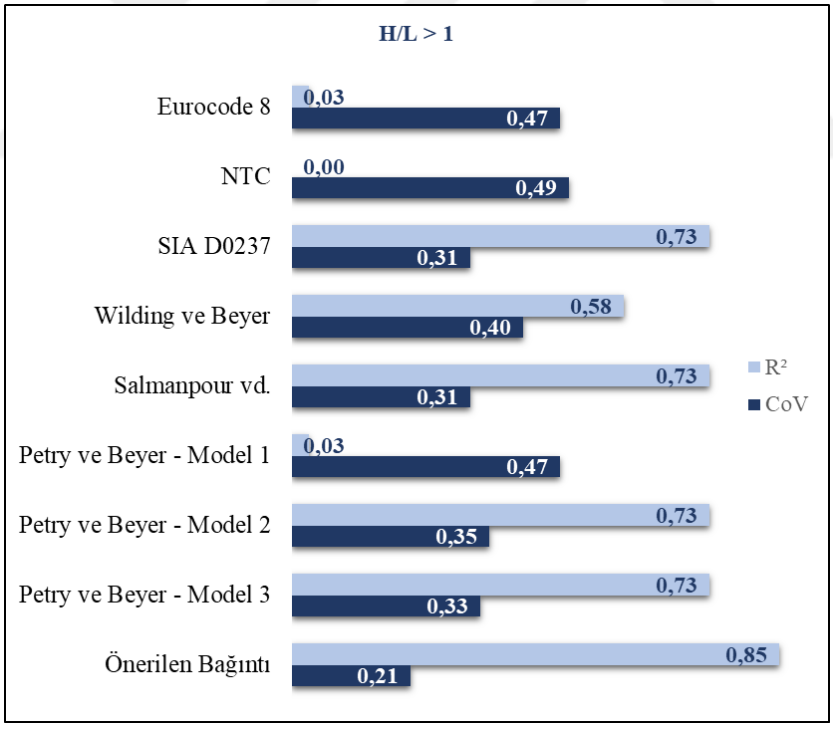
Bu bölümde, Bölüm 6.2'de tanımlanan bağımsız değişkenlerin, bağımlı değişken olan tepe yer değiştirme oranı üzerindeki etkilerini belirlemek için gerçekleştirilen doğrusal olmayan regresyon analizinin sonuçlarına yer verilmiştir ve önerilen bağıntının geçerliliği ve doğruluğu istatistiksel olarak değerlendirilmiştir. Önerilen bağıntının performansı, belirleme katsayısı (R^2) ve varyasyon katsayısı (CoV) kriterleri esas alınarak yönetmeliklerde ve literatürde yer alan bağıntılar ile karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir (Şekil 6.7-Şekil 6.8). Her iki çerçeve oranı için, bu çalışmada önerilen bağıntılarla hesaplanan R^2 değerlerinin, yönetmelikler ve araştırmacıların sunduğu bağıntılardan elde edilen değerlerle karşılaştırıldığında en yüksek değere sahip olduğu görülmektedir. Dolayısıyla bu çalışmada önerilen bağıntı ile elde edilen sonuçların sayısal sonuçlara en yakınsak sonucu vermiştir. Diğer yandan CoV değerleri incelendiğinde her iki çerçeve oranı için de minimum CoV değerlerinin önerilen bağıntı tarafından sağlandığı görülmüş, dolayısıyla bağıntıların tahminlerinin doğrulukları açısından değerlendirildiğinde önerilen bağıntının verdiği tepe yer değiştirmesi oranı değerlerinin daha homojen dağıldığı ve doğruluklarının daha yüksek olduğu saptanmıştır.

Tüm duvarlar için önerilen model ile yönetmelik ve araştırmacıların sunmuş oldukları bağıntılar kullanılarak elde edilen yer değiştirme tahminleri her bir çerçeve oranı için Şekil 6.9-Şekil 6.13'te verilmiştir.

(H/L≤1) durumunda (Şekil 6.9-Şekil 6.11) EC8, NTC ve Petry-Beyer Model I bağıntıları sabit bir yer değiştirme değeri sunmaktadır. Bu sebeple eksenel yük oranı arttıkça tepe yer değiştirme değerindeki düşüş eğilimini takip edemedikleri görülmektedir. Özellikle artan eksenel yük oranıyla birlikte boşluk oranı da arttıkça EC8, NTC ve Petry-Beyer Model I'in, tepe yer değiştirme oranı tahmini sayısal değerlerden oldukça uzak kalmıştır. Wilding ve Beyer'in önermiş oldukları bağıntıdan elde edilen sonuçlar, sayısal analiz sonuçlarının fazlasıyla altında kalmıştır. SIA D0237 yönetmeliği ve bu yönetmelik esas alınarak türetilen Petry-Beyer Model II ve Model III bağıntıları ile elde edilen sonuçların ise sayısal analiz sonuçlarının üzerinde kaldığı görülmüştür. Önerilen model dışında sayısal sonuçları en iyi tahmin etme eğilimi gösteren modelin Salmanpour vd. tarafından önerilen bağıntı olduğu söylenebilir.

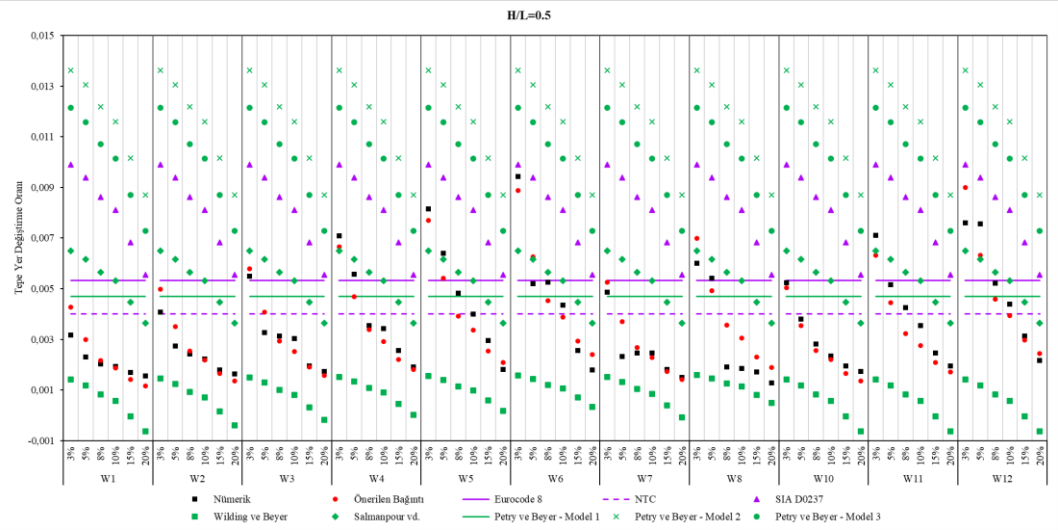


Şekil 6.7 Bağıntıların R^2 ve CoV değerlerinin karşılaştırılması (H/L≤1)

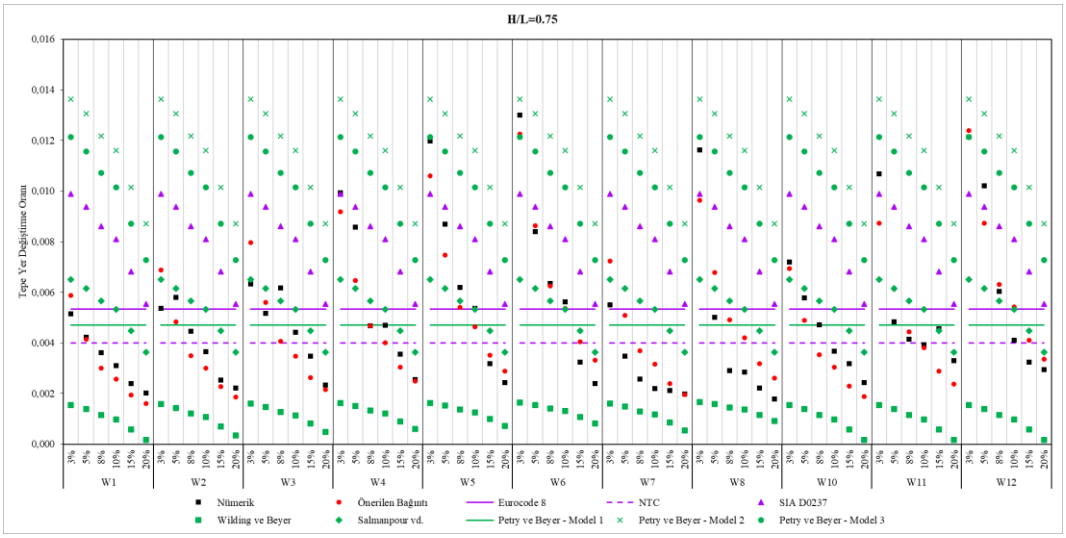


Şekil 6.8 Bağıntıların R^2 ve CoV değerlerinin karşılaştırılması (H/L>1)

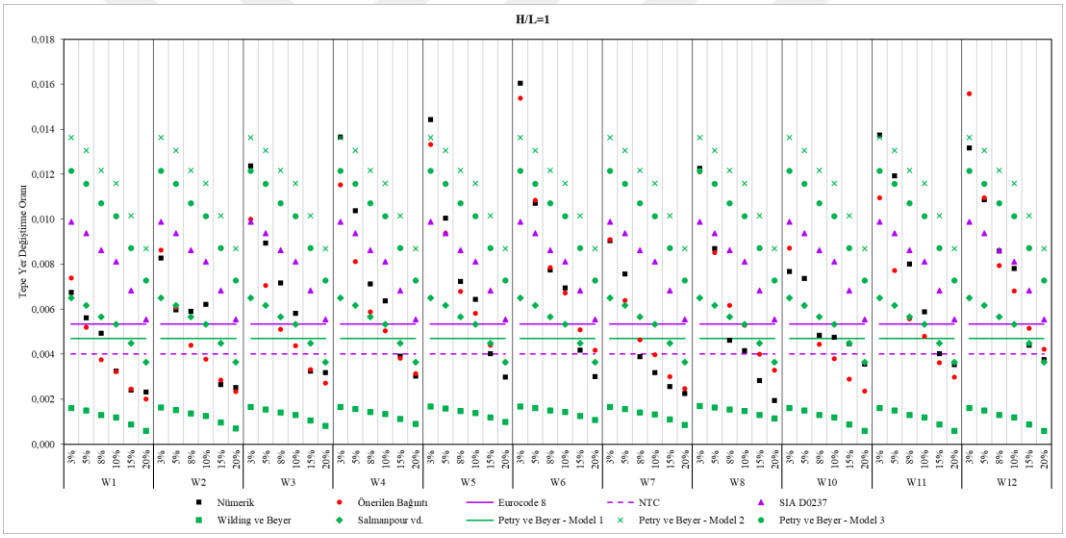
Çerçeve oranının (H/L) 1'den büyük olması yani eğilme göçme modunun etkin olması durumunda (Şekil 6.12Şekil 6.13), EC8, NTC ve Petry-Beyer Model I bağıntıları sabit bir tepe yer değiştirme oranı sunmaktadır ve artan eksenel yük ve boşluk oranı ile beraber tepe yer değiştirme oranı tahminleri sayısal değerlerden oldukça uzak kalmıştır. Wilding ve Beyer'in önermiş oldukları bağıntı kullanılarak elde edilen tepe yer değiştirme oranı değerleri sayısal analiz sonuçlarına kıyasla oldukça düşüktür. Petry-Beyer tarafından önerilen Model II ve Model III'ün, sayısal sonuçların eğilimi ile uyumlu sonuçlar verdiği görülmüştür. Diğer yandan SIA D0237 ve Salmanpour vd. tarafından sunulan bağıntıların her ikisi de sayısal analiz sonuçlarının sahip olduğu eğilim ile uyumlu sonuç vermekle beraber SIA D0237 yönetmeliğinde verilen bağıntının verdiği sonuçlar genellikle hem önerilen bağıntıya hem de sayısal analiz sonuçlarına oldukça yakın sonuçlar vermiştir. Donatısız yığma duvarlarının göçme modunun net bir şekilde belirlenebilmesinin her zaman tartışmalı bir konu olmasından dolayı diğer yönetmeliklerle karşılaştırıldığında göçme modundan bağımsız olma avantajına sahip olan SIA D0237 yönetmeliğindeki yaklaşımın daha basit ve uygulanabilir olduğu söylenebilir. Ayrıca, literatürdeki mevcut bağıntıların boşluk oranı %20'nin üzerinde ve %3, %5 gibi düşük eksenel yük oranı etkisinde olan duvarların tepe yer değiştirme oranlarını tahmin etmekte, sayısal sonuçlardan oldukça uzak kaldığı tespit edilmiştir.



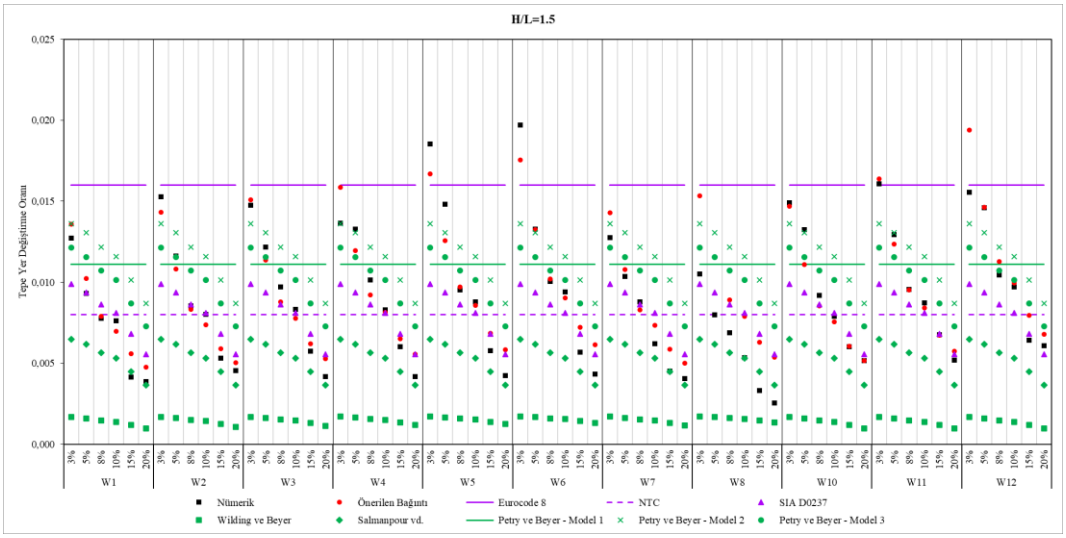
Şekil 6.9 Önerilen model ile diğer bağıntıların karşılaştırması (H/L=0,5)



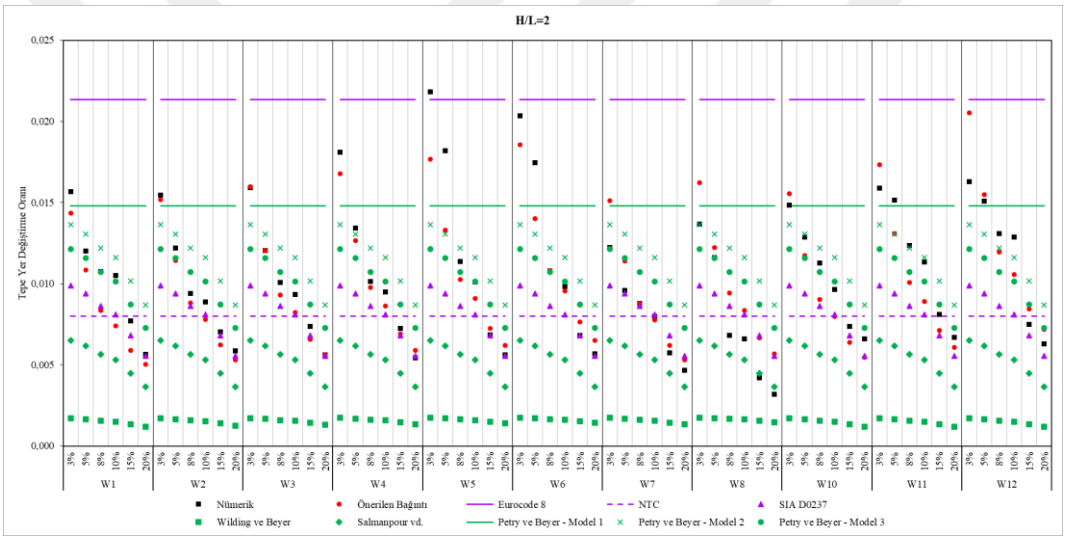
Şekil 6.10 Önerilen model ile diğer bağıntıların karşılaştırması (H/L=0,75)



Şekil 6.11 Önerilen model ile diğer bağıntıların karşılaştırması (H/L=1,00)



Şekil 6.12 Önerilen model ile diğer bağıntıların karşılaştırması (H/L=1,50)



Şekil 6.13 Önerilen model ile diğer bağıntıların karşılaştırması (H/L=2,00)

Açıkça görülmektedir ki, EC8 ve NTC, yığma duvarların tepe yer değiştirme oranını belirlerken sadece göçme modunu dikkate alıp, eksenel yük oranı ve çerçeve oranı gibi etkenleri dikkate almadığı için konservatif olmayan sonuçlar vermiştir ve bu parametrelerin değişimine karşı bir hassasiyet gösterememiştir. Ayrıca yığma duvarların ne tür bir mekanizma ile göçme moduna ulaştığına karar vermenin oldukça tartışmalı bir konu olduğundan dolayı sadece bu parametre üzerinden tepe yer değiştirme oranının sınırlandırılması yanıltıcı sonuçlar doğurabilmektedir. SIA D0237 yönetmeliğinde diğer yönetmeliklere nazaran eksenel yük oranı ve mesnetlenme koşulunun dikkate alınması sebebiyle artan eksenel yük ile birlikte tepe yer değiştirme oranında azalma eğiliminin yansıtılabildiği fakat değer olarak uzak kaldığı görülmüştür. Bu farklılıkların

nedeninin ise yönetmelikte yer alan bağıntının üretilmesinde geleneksel tuğla-harç malzemelerinin ve duvar geometrisinin dikkate alınmasından kaynaklandığı düşünülmektedir [20].

Petry ve Beyer tarafından sunulan Model I ve Model II, EC8 ve SIA D0237 yönetmeliklerinde yer alan tepe yer değiştirme oranı bağıntılarının, çalışma kapsamında incelemiş oldukları 64 adet yığma duvar veri setine göre uyarlanması ile elde edilmiştir. Bu sebeple yönetmeliklerin içerdiği eksikliklerin bu modellerde de ortaya çıktığı görülmüştür. Ayrıca Salmanpour vd. tarafından yürütülen çalışmada Petry ve Beyer tarafından kullanılan 64 adet yığma duvardan oluşan veri setinin farklı tipte yığma birim (boşluklu ve dolu tuğla) kullanılan duvarlardan oluştuğu belirtilmiştir. Ayrıca, veri setinin bağıntı üretmek için yeterince homojen olmadığı ve dolayısıyla korelasyonunun da düşük olduğu belirtilmiştir [15]. Petry ve Beyer tarafından önerilen diğer bağıntının (Model III) ise kullanılabileceği eksenel yük ve H_0/H oranları belirli bir aralıkta sınırlandırılmıştır. Aynı zamanda duvar yüksekliğinin 2,2 m'den yüksek olduğu durumlarda tepe yer değiştirme oranının yüksek tahmin edildiği belirtilmiştir [10].

Wilding ve Beyer tarafından önerilen bağıntı ise analitik olarak elde edilmiş bir bağıntıdır. Tez çalışması kapsamında elde edilen sayısal verilerle istatistiki açıdan değerlendirildiğinde varyasyon katsayısının çok yüksek olduğu görülmüştür.

Salmanpour vd. tarafından önerilen bağıntı, SIA-D0237 yönetmeliğinde yer alan ampirik bağıntının kendi yaptıkları deneysel çalışmanın sonuçlarına göre güncelleştirilmiş halidir. Çalışmada belirtildiği üzere bağıntı, 0,7-1,1 aralığında çerçeve oranı ve %5-%20 aralığında eksenel yük oranına sahip donatısız yığma duvarlar için geçerlidir. Salmanpour vd. tarafından kısıtlanan çerçeve oranı ve eksenel yük oranı aralıkları dikkate alınarak değerlendirme yapıldığında, bağıntının tahmin ettiği tepe yer değiştirme oranları ile sayısal analiz sonuçlarının uyumlu olduğu görülmüştür.

7
SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu tez çalışmasında, donatısız yığma duvarların düzlem içi yatay yükler altındaki davranışı deneysel, sayısal ve analitik olarak incelenmiştir. Çalışma kapsamında, farklı boşluk oranları ile farklı eksenel yük seviyelerinin boşluklu donatısız yığma duvarların düzlem içi davranışına ve yatay yer değiştirme kabiliyetine etkisini araştırmak amacıyla, 0,50-0,75-1,00-1,50 ve 2,00 olmak üzere beş farklı en boy oranı-çerçeve oranı (H/L); duvar alanının %10, %15, %20, %25, %30 ve %35'i olarak değişen altı farklı boşluk oranı ve duvarın basınç dayanımının %3'ü ile %20'si arasında değişen (%3-%5-%8-%10-%15-%20) altı farklı eksenel yük oranı (n) için parametrik bir çalışma yapılmıştır. Parametrik çalışma sonucunda elde edilen veriler kullanılarak, literatürdeki eksikliği gidermek üzere boşluklu donatısız yığma duvarların tepe yer değiştirme oranını tahmin eden yeni bir bağıntı önerilmiştir. Bu tez kapsamında gerçekleştirilen deneysel, sayısal ve analitik çalışmalar sonrasında ulaşılan sonuçlar aşağıda sıralanmıştır:

1. Parametrik çalışmada kullanılan olan üç boyutlu sayısal modellerin kalibrasyonu amacıyla bir dizi deneysel çalışma gerçekleştirilmiştir. Deneysel çalışmada 1040×1040×100 mm (uzunluk×yükseklik×genişlik) boyutlarında bir adet dolu (WR) ve bir adet merkezi olarak konumlandırılmış 315×230 mm boyutlarında boşluğa sahip (WOR) toplam iki adet tuğla yığma duvar üretilmiştir. Yığma duvarların üretiminde 220×100×60 mm boyutlarında blok harman tuğla, yatayda ve düşeyde sırasıyla 12,5 mm ve 15 mm kalınlığında çimento harcı kullanılmıştır. Sabit eksenel yük ve artımsal olarak uygulanan düzlem içi yatay yük altında duvar deneyleri gerçekleştirilmiş, her bir duvar numunesi için göçme mekanizmaları ve yatay yer değiştirme değerleri belirlenmiştir. Deneysel çalışma kapsamında elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

- Deney sonuçlarına göre WR ve WOR duvarlarının maksimum yatay yük taşıma kapasiteleri sırasıyla 125 kN ve 87 kN, tepe yer değiştirme değerleri ise sırasıyla 8.65 mm ve 11.85 mm olarak elde edilmiştir. Beklendiği üzere donatısız yığma duvarlarda boşluk bulunması durumunda yük taşıma kapasitesinin azaldığı, yer değiştirme kapasitesinin arttığı görülmüştür.

- WR duvarında gözlemlenen maksimum çatlak genişliği 0,5-1 mm aralığında olup göçme modunda diyagonal çekme çatlakların baskın olduğu görülürken, WOR duvarında maksimum çatlak genişliğinin topuk bölgesinde 0,5-1 mm aralığında iken boşluk çevresinde 3-4 mm aralığına yükseldiği gözlenmiştir.

2. Donatısız yığma duvarların tepe yer değiştirme oranına boşluk oranının, boşluk lokasyonunun ve eksenel yük seviyesinin etkisini parametrik olarak inceleyebilmek için, uygun ve pratik bir bünyesel modelleme tekniğinin belirlenmesine yönelik çok sayıda sayısal analizler yapılmıştır. Bu amaçla, donatısız yığma duvarların doğrusal olmayan üç boyutlu sonlu eleman analizleri ABAQUS sonlu eleman yazılımında makro ve detaylı mikro modelleme yaklaşımları kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Sayısal analizler sonucunda elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

- Yük-yer değiştirme davranışları incelendiğinde hem WR hem de WOR duvarında başlangıç rijitliği açısından hem makro hem de detaylı mikro modelleme yaklaşımı kullanılarak elde edilen sonuçların deney sonuçlarıyla oldukça tutarlı olduğu görülmüştür.
- Bununla birlikte elastik ötesi bölgede ilk çatlağın oluştuğu yük açısından değerlendirildiğinde, WR duvarı için detaylı mikro modelleme yaklaşımı ile elde edilen sonuçların makro modelleme yaklaşımına kıyasla deneysel verileri daha iyi tahmin ettiği gözlenmiştir. Diğer yandan WOR duvarı için her iki modelleme yaklaşımı da ilk çatlağın oluştuğu yatay yük seviyesini başarılı bir şekilde yakalamıştır.
- WR duvarının maksimum yük taşıma kapasitesi ile göçme yükü, makro modelleme yaklaşımı kullanılarak deneysel sonuçlardan sırasıyla %4,8 ve %6'lık sapma oranlarıyla tahmin edilmiştir. Detaylı mikro modelleme yaklaşımı ile elde edilen maksimum yük taşıma kapasitesi ve göçme yükü ise deneysel sonuçlardan sırasıyla %19,3 ve %21 oranında sapma göstermiştir. WR duvarı için makro modelleme yaklaşımı ile elde edilen sonuçlar, deneysel sonuçlara detaylı mikro modelleme tekniğine kıyasla oldukça yaklaşmıştır. Bu durum, detaylı mikro modelleme tekniğinde tuğla-harç etkileşimini ifade eden mekanik parametrelerin deneysel olarak elde edilememiş olmasından kaynaklanmaktadır; sayısal analizlerde seçilen arayüz parametreleri uygun sonuçlar vermemiştir.

- WOR duvarında ise maksimum yük taşıma kapasitesi ve göçme yükü, makro modelleme yaklaşımı kullanılarak deneysel sonuçlardan sırasıyla %4,6 ve %9'luk sapma oranlarıyla tahmin edilmiştir. Detaylı mikro modelleme yaklaşımı ile elde edilen maksimum yük taşıma kapasitesi ve göçme yükü ise deneysel sonuçları sırasıyla %2,3 ve %1 hata oranları ile tahmin etmiştir. WOR duvarı için detaylı mikro modelleme yaklaşımı ile elde edilen sonuçlar, deneysel sonuçları makro modelleme yaklaşımına kıyasla daha iyi tahmin etmiştir.
- WR ve WOR duvarlarının göçme mekanizmasına ait şekil değiştirmiş durumlar incelendiğinde, detaylı mikro modelleme yaklaşımı, her iki duvar için de tuğla-harç arayüz bölgesinde meydana gelen hasarları başarılı bir biçimde yansıtmış ve çatlak gelişimini yakın bir şekilde takip etmiştir. Makro modelleme yaklaşımı kullanılarak elde edilen çatlak şekli, her iki duvar için de lokal düzeydeki deneysel çatlak şeklini yansıtmakta yeterli olmamasına rağmen maksimum yük ve bu yüke tekabül eden yer değiştirmeyi detaylı mikro modelleme tekniğine kıyasla oldukça kısa sürede tahmin etmiştir.
- Her iki duvar için de detaylı mikro modelleme yaklaşımında analiz süresinin, beklenildiği üzere makro modelleme yaklaşımındaki analiz süresinin yaklaşık 10 katına çıktığı görülmüştür.
- Tüm sonuçlar değerlendirildiğinde parametrik çalışma kapsamında tercih edilecek modelleme yaklaşımının; donatısız yığma duvarların tepe yer değiştirme oranını yeterli doğrulukta tahmin etmesi, analiz ve iş yükü açısından da daha verimli ve pratik bir sayısal modelleme tekniği olması açısından makro modelleme yaklaşımı olduğuna karar verilmiştir.

3. Boşluklu yığma duvarlar için gerek teknik literatürde gerekse ilgili yönetmeliklerde yatay yer değiştirme ile ilgili herhangi bir sınırlandırma göze çarpmadığından, bu tez çalışmasında bu eksikliği giderebilmek amacıyla parametrik bir çalışma yapılmıştır. Parametrik çalışmalarda esas alınan boşluklu yığma duvarlara ait sayısal model/modeller deneysel çalışmada ulaşılan sonuçlar doğrultusunda kalibre edilmiş ve makro modelleme yaklaşımı kullanılarak 360 adet üç boyutlu sayısal model oluşturulmuştur. Parametrik çalışmada dikkate alınan değişkenler: a) yığma duvarın geometrisi ile ilgili olan çerçeve (en-boy) oranı (H/L) ilişkisi; b) duvarın basınç dayanımının (f_m') bir fonksiyonu olarak üzerindeki

eksenel yük oranı ($n = \frac{\sigma_n}{f_m}$); c) boşluk oranı ve d) boşluğun geometrik şekil etkisidir. Sayısal sonuçlar, H/L>1 ve H/L≤1 durumlarına göre değerlendirilmiştir. Parametrik çalışma sonucunda elde edilen sonuçlar aşağıda sunulmuştur:

- Analizler sonucunda elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, W9 numaralı duvarın artan eksenel yük ve çerçeve oranlarına (H/L) bağlı olarak yatay yüklere karşı stabilitesini kaybettiği belirlenmiştir. Bu durum, söz konusu duvarda boşluk etrafındaki düşey duvar kesitlerinin özellikle H/L=1,5 ve 2 durumları için sırasıyla 168 mm ve 126 mm gibi düşük boyutlara sahip olmasından kaynaklanmaktadır.
- Boşluk oranının tepe yer değiştirme değerine etkisini araştırmak amacıyla sırasıyla %10, %15, %20, %25, %30 ve %35 boşluk oranlarına sahip W1, W2, W3, W4, W5 ve W6 numaralı duvarlar ele alınmıştır. Tüm eksenel yük oranları ve çerçeve oranları için boşluk oranı arttıkça yığma duvarların yatay yük taşıma kapasitesinin azaldığı görülmüştür. H/L≤1 durumunda %20 eksenel yük oranında, H/L>1 durumunda ise %15 eksenel yük oranından itibaren boşluk oranındaki değişimin tepe yer değiştirme değeri üzerinde önemli bir etkisinin olmadığı söylenebilir.
- %15 boşluk oranına sahip W2, W7 ve W10 duvarlarının yatay yük-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, H/L≤1 için boşluk etrafındaki en büyük düşey duvar kesitine sahip olan W10 duvarının, W2 ve W7 duvarlarına göre daha fazla yatay yük taşıdığı görülmüştür. Tepe yer değiştirme değerleri ele alındığında da benzer bir eğilim olduğu görülmüştür. H/L>1 durumunda, artan eksenel yük oranına karşılık üç duvarın da yaklaşık olarak aynı maksimum yatay yük değerine ulaştığı ve boşluk şekil etkisinin yatay yük taşıma kapasitesini etkilemediği gözlenmiştir. Tepe yer değiştirme değerleri incelendiğinde ise, W2 ve W10 numaralı duvarların aynı tepe yer değiştirme değerine ulaştığı, W7 numaralı duvarın ise diğer iki duvara göre daha düşük yer değiştirme yaptığı görülmüştür.
- Boşluk oranı %20 olan W3, W8 ve W11 duvarlarının yatay yük-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, H/L≤1 durumunda, boşluğun her iki yanındaki düşey duvar kesiti en büyük olan W11 duvarının daha fazla yatay yük taşıdığı söylenebilir. Tepe yer değiştirme değerleri ele alındığında, daha düşük eksenel yük seviyelerinde, W8 numaralı duvarın aynı boşluk oranına sahip diğer iki

duvara kıyasla daha düşük yanal rijitliğe sahip olmasından ötürü daha fazla yer değiştirme yapma eğiliminde olduğu görülmüştür. Bu üç duvar eksenel yük oranı arttıkça elde edilen tepe yer değiştirme değerlerine göre büyükten küçüğe doğru W11, W3, W8 şeklinde sıralanmaktadır. H/L>1 durumunda, her bir eksenel yük oranına karşılık W11 ve W3 duvarlarının yaklaşık olarak aynı maksimum yatay yük değerine ulaştıkları ve boşluk şekil etkisinin yatay yük taşıma değeri üzerinde önemli bir etkisinin olmadığı çıkarımı yapılabilir. W8 duvarının ise diğer iki duvardan farklı olarak yine yatay yükler altında rijitliğini daha erken kaybetmesinden dolayı benzer yatay yük seviyelerine ulaşamadığı düşünülmektedir. Tepe yer değiştirme değerleri incelendiğinde, W11 ve W3 numaralı duvarların aynı tepe yer değiştirme değerine ulaştığı, W8 numaralı duvarın ise diğer iki duvara göre daha düşük yer değiştirme yaptığı görülmüştür.

- Boşluk oranı %25 olan W4 ve W12 duvarlarının yatay yük-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, H/L≤1 durumunda, daha büyük duvar kesitine sahip olan W12 duvarının W4 duvarına göre gözle görülür bir şekilde daha fazla yatay yük taşıdığı, H/L>1 durumunda her bir eksenel yük oranı için iki duvarın da aynı maksimum yatay yük seviyelerine ulaştığı söylenebilir. Böylelikle, %15 boşluk oranına sahip duvarlarda olduğu gibi, %25 boşluk içeren W4 ve W12 duvarları için de boşluk şekil etkisinin yatay yük taşıma kapasitesi üzerinde önemli bir etkisinin olmadığı söylenebilir.
- Tüm duvarlarda eksenel yük oranı arttıkça beklendiği üzere tepe yer değiştirme değerleri azalırken yatay yük taşıma kapasiteleri (kesme kapasitesi) genel olarak artış göstermiştir. Ancak yatay yük taşıma kapasitelerinin, artan boşluk oranı ile birlikte boşluk etrafında düşey ve yatay duvar parçalarının (kolon, kiriş) boyutunun azalmasıyla, özellikle %15-%20 eksenel yük oranına maruz kalan duvarlarda stabilite problemi nedeniyle önemli oranda azalma eğiliminde olduğu görülmüştür.

4. Parametrik çalışmalar sonucunda elde edilen veriler kullanılarak, donatısız boşluklu yığma duvarların tepe yer değiştirme oranını (kayma açısı) tahmin eden bir bağıntı geliştirilmiştir. Önerilen bağıntının performansı, yönetmeliklerde ve literatürde yer alan bağıntılar ile karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir Analitik çalışma sonucunda elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

- Değişkenler arasındaki ilişki düzeyini gösteren korelasyon katsayıları (r) incelendiğinde, tepe yer değiştirme oranı (θ) ile H/L ve H_B/L_B parametreleri arasında istatistiksel olarak anlamlı ve pozitif yönde güçlü düzeyde, L, σ_n/f_m', L-L_B parametreleri arasında istatistiksel olarak anlamlı ve negatif yönde güçlü düzeyde bir ilişki olduğu saptanmıştır.
- Önerilen bağıntının determinasyon katsayısı (R^2) değeri, H/L≤1 durumu için 0,90 (CoV=0,22), H/L>1 durumu için ise 0,85 (CoV=0,21) olarak elde edilmiştir. Önerilen bağıntı, yönetmeliklerde ve literatürde yer alan bağıntılar ile karşılaştırmalı olarak değerlendirildiğinde, her iki çerçeve oranı aralığı için önerilen bağıntının en yüksek R^2 değerine sahip olduğu belirlenmiştir.
- H/L≤1 durumunda EC8, NTC ve Petry-Beyer Model I bağıntıları sabit bir yer değiştirme değeri sunmuştur, dolayısıyla eksenel yük oranı ve çerçeve oranı gibi parametreleri dikkate almadığı için tepe yer değiştirme oranı bu parametrelere karşı bir duyarlılık gösterememiştir. Eksenel yük ve boşluk oranı arttıkça EC8, NTC ve Petry-Beyer Model I tarafından tahmin edilen tepe yer değiştirme oranı değerleri sayısal analiz sonuçlarından oldukça uzak kalmıştır. Wilding ve Beyer'in önermiş oldukları modelden elde edilen sonuçlar ise, sayısal analiz sonuçlarının altında kalmıştır. SIA D0237 yönetmeliğinde tepe yer değiştirme oranı için verilen bağıntı ile elde edilen sonuçların sayısal analiz sonuçlarının üstünde kaldığı görülmüştür. Önerilen model dışında sayısal sonuçları en iyi tahmin etme eğilimi gösteren modelin Salmanpour vd. tarafından önerilen bağıntı olduğu söylenebilir.
- H/L>1 olması (eğilme göçme modunun etkin olması) durumunda, EC8, NTC ve Petry-Beyer Model I'in sayısal sonuçlara oldukça uzak sonuçlar verdiği görülmektedir. Wilding ve Beyer tarafından önerilen model ise sayısal analiz sonuçlarına kıyasla oldukça düşük değerler vermiştir. Petry-Beyer tarafından önerilen Model II ve Model III'ün, sayısal sonuçların eğilimi ile uyumlu sonuçlar verdiği görülmüştür. Özellikle %3, %5 gibi düşük eksenel yük oranı ve %20 üzeri boşluk oranına sahip duvarların tepe yer değiştirme oranlarına, literatürdeki mevcut bağıntıların oldukça uzak sonuçlar verdiği tespit edilmiştir. Diğer yandan SIA D0237 ve Salmanpour vd. tarafından sunulan bağıntıların her ikisi de sayısal analiz sonuçlarının sahip olduğu eğilim ile uyumlu sonuç vermekle beraber SIA D0237 yönetmeliğinde verilen bağıntının verdiği

sonuçlar genellikle hem önerilen bağıntıya hem de sayısal analiz sonuçlarına oldukça yakın sonuçlar vermiştir.

5. Bu tez çalışması sonrasında gerçekleştirilebilecek çalışmalar için aşağıdaki önerilerin dikkate alınması faydalı olacaktır:

- Yığma duvarların tepe yer değiştirme oranını belirlerken kullanılan veri setinin malzeme tipi ve yükleme koşulları açısından çeşitlendirilmesi gerektiği düşünülmektedir. Bu doğrultuda farklı tipte tuğla ve harç malzemesi ile farklı örgü teknikleri kullanılarak inşa edilen boşluklu donatısız yığma duvarlarda değişen çerçeve oranı, eksenel yük oranı ve boşluk oranı ile birlikte boşluğun yığma duvar üzerindeki konumunun da etkisi dikkate alınarak daha kapsamlı deneysel çalışmalar yapılmasının, tepe yer değiştirme oranı için daha kapsayıcı bir bağıntı geliştirilmesi açısından gerekli olduğu düşünülmektedir.
- Kapsamlı bir deneysel çalışma yapmanın her durumda mümkün olamayacağı düşünüldüğünde, sayısal modellemenin oldukça önemli olduğu bu çalışma kapsamında da görülmüştür. Özellikle makro modellemede yığma prizmaya ait malzeme özelliklerinin, detaylı mikro modellemede ise tuğla-harç arayüz bölgesinin mekanik özelliklerinin deneysel olarak belirlenmesi gerektiği görülmüştür. İleride yapılacak olan deneysel çalışmalarda, farklı tuğla-harç birleşimlerinin arayüz bölgesine ait mekanik özellikler ve bu tuğla harç birleşimleriyle oluşturulacak yığma prizmaya ait mekanik özellikler belirlenmelidir.

KAYNAKÇA

[1] TÜİK, "Türkiye İstatistik Kurumu", 2023. https://data.tuik.gov.tr

[2] R. A. Oyguç, "2011 Van Depremlerinden Sonra Yığma Yapılarda Gözlemlenen Hasarlar", *Balıkesir Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*, c. 19, sy 2, ss. 1-20, 2017, doi: 10.25092/baunfbed.348482.

[3] Orta Doğu Teknik Üniversitesi, "ELÂZIĞ-SİVRİCE DEPREMİ SİSMİK ve YAPISAL HASARA İLİŞKİN SAHA GÖZLEMLERİ", Ankara, 2023.

[4] TC Strateji ve Bütçe Başkanlığı, "2023 Kahramanmaraş ve Hatay Depremleri Raporu", Ankara, 2023.

[5] Gebze Teknik Üniversitesi GTÜ/MARTEST, "6 Şubat 2023 Maraş Depremleri (Pazarcık Mw7.7 ve Elbistan Mw7.6) Sonrasında Kuvvetli Yer Hareketi, Geoteknik, Üst Yapı ve Altyapılara İlişkin Saha Gözlemleri", 2023.

[6] Karadeniz Teknik Üniversitesi, "Kahramanmaraş Depremleri Değerlendirme Raporu", 2023.

[7] G. Magenes ve G. M. Calvi, "In-plane seismic response of brick masonry walls", *Earthq Eng Struct Dyn*, c. 26, sy 11, ss. 1091-1112, 1997, doi: 10.1002/(SICI)1096-9845(199711)26:11<1091::AID-EQE693>3.0.CO;2-6.

[8] G. Magenes, P. Morandi, ve A. Penna, "Experimental in-plane cyclic response of masonry walls with clay units", *Proceedings of the 14th World conference on earthquake engineering*, c. 1, s. Paper no. 12-03-0095, 2008.

[9] S. Petry ve K. Beyer, "Limit states of modern unreinforced clay brick masonry walls subjected to in-plane loading", *Bulletin of Earthquake Engineering*, ss. 1073-1095, 2015, doi: 10.5281/zenodo.8443.

[10] S. Petry ve K. Beyer, "Influence of boundary conditions and size effect on the drift capacity of URM walls", *Eng Struct*, c. 65, ss. 76-88, 2014, doi: 10.1016/j.engstruct.2014.01.048.

[11] S. Petry ve K. Beyer, "Cyclic Test Data of Six Unreinforced Masonry Walls with Different Boundary Conditions", *Earthquake Spectra*, c. 31, sy 4, ss. 2459-2484, 2015, doi: 10.1193/101513EQS269.

[12] S. Petry ve K. Beyer, “Force – displacement response of in-plane-loaded URM walls with a dominating flexural mode”, *Earthq Eng Struct Dyn*, c. 44, sy July, ss. 2551-2573, 2015, doi: 10.1002/eqe.2597.

[13] A. H. Salmanpour, J. Schwartz, ve N. Mojsilovic, “Experimental Study of the Deformation Capacity of Structural Masonry”, *12th Canadian Masonry Symposium*, 2013.

[14] A. H. Salmanpour, N. Mojsilovic, ve J. Schwartz, “Effects Of Pre-Compression Level on The Deformation Capacity of Unreinforced Masonry Walls”, *Proceedings of the 10th fib International PhD Symposium in Civil Engineering*, sy July, ss. 455-460, 2014.

[15] A. H. Salmanpour, N. Mojsilovic, ve J. Schwartz, “Displacement Capacity of Contemporary Unreinforced Masonry Walls: An Experimental Study”, *Eng Struct*, c. 89, ss. 1-16, 2015, doi: 10.1016/j.engstruct.2015.01.052.

[16] B. V. Wilding ve K. Beyer, “Force-displacement response of in-plane loaded unreinforced brick masonry walls : the Critical Diagonal Crack model”, *Bulletin of Earthquake Engineering*, c. 15, sy 5, ss. 2201-2244, 2017, doi: 10.1007/s10518-016-0049-7.

[17] F. Vanin, D. Zaganelli, A. Penna, ve K. Beyer, “Estimates for the stiffness, strength and drift capacity of stone masonry walls based on 123 quasi-static cyclic tests reported in the literature”, *Bulletin of Earthquake Engineering*, c. 15, sy 12, ss. 5435-5479, 2017, doi: 10.1007/s10518-017-0188-5.

[18] K. M. Dolatshahi, M. T. Nikoukalam, ve K. Beyer, “Numerical study on factors that influence the in - plane drift capacity of unreinforced masonry walls”, sy November 2016, ss. 1440-1459, 2018, doi: 10.1002/eqe.3024.

[19] B. V. Wilding ve K. Beyer, “Analytical and Empirical Models for Predicting The Drift Capacity of Modern Unreinforced Masonry Walls”, *Earthq Eng Struct Dyn*, sy August 2017, ss. 2012-2031, 2018, doi: 10.1002/eqe.3053.

[20] F. Messali ve J. G. Rots, “In-plane drift capacity at near collapse of rocking unreinforced calcium silicate and clay masonry piers”, *Eng Struct*, c. 164, sy September 2017, ss. 183-194, 2018, doi: 10.1016/j.engstruct.2018.02.050.

[21] M. Orlando, L. Salvatori, P. Spinelli, ve M. De Stefano, "Displacement capacity of masonry piers: parametric numerical analyses versus international building codes", *Bulletin of Earthquake Engineering*, c. 14, sy 8, ss. 2259-2271, 2016, doi: 10.1007/s10518-016-9903-x.

[22] M. Javed, G. Magenes, B. Alam, A. N. Khan, Q. Ali, ve A. M. Syed, "Experimental seismic performance evaluation of unreinforced brick masonry shear walls", *Earthquake Spectra*, c. 31, sy 1, ss. 215-246, 2015, doi: 10.1193/111512EQS329M.

[23] B. V. Wilding, K. M. Dolatshahi, ve K. Beyer, "Influence of load history on the force-displacement response of in-plane loaded unreinforced masonry walls", *Eng Struct*, c. 152, ss. 671-682, 2017, doi: 10.1016/j.engstruct.2017.09.038.

[24] A. Ghobarah ve K. El Mandooh Galal, "Out-of-Plane Strengthening of Unreinforced Masonry Walls with Openings", *Journal of Composites for Construction*, c. 8, sy 4, ss. 298-305, 2004, doi: 10.1061/(asce)1090-0268(2004)8:4(298).

[25] M. C. Griffith, J. Vaculik, N. T. K. Lam, J. Wilson, ve E. Lumantarna, "Cyclic testing of unreinforced masonry walls in two-way bending", *Earthq Eng Struct Dyn*, 2006, doi: 10.1002/eqe.654.

[26] J. Vaculik ve M. C. Griffith, *Out-of-plane shaketable testing of unreinforced masonry walls in two-way bending*, c. 16, sy 7. Springer Netherlands, 2018. doi: 10.1007/s10518-017-0282-8.

[27] A. Kalali ve M. Z. Kabir, "Cyclic behavior of perforated masonry walls strengthened with glass fiber reinforced polymers", *Scientia Iranica*, c. 19, sy 2, ss. 151-165, 2012, doi: 10.1016/j.scient.2012.02.011.

[28] C. F. Sun, X. Y. Zhang, ve Q. Gu, "Experimental study on cracking load and ultimate load of masonry walls with window openings strengthened with sprayed GFRP", *Applied Mechanics and Materials*, c. 578-579, ss. 1357-1360, 2014, doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.578-579.1357.

[29] S. Ivorra, B. Torres, F. J. Baeza, ve D. Bru, "In-plane shear cyclic behavior of windowed masonry walls reinforced with textile reinforced mortars", *Eng*

Struct, c. 226, sy October 2020, s. 111343, 2021, doi: 10.1016/j.engstruct.2020.111343.

[30] Y. Zhang, X. Lin, T. Wang, ve K. Skalomenos, "Seismic behavior of masonry walls strengthened by precast reinforced concrete panels with different connection details", *Eng Struct*, c. 242, sy May, s. 112597, 2021, doi: 10.1016/j.engstruct.2021.112597.

[31] M. Ashraf, A. N. Khan, A. Naseer, Q. Ali, ve B. Alam, "Seismic behavior of unreinforced and confined brick masonry walls before and after ferrocement overlay retrofitting", *International Journal of Architectural Heritage*, c. 6, sy 6, ss. 665-688, 2012, doi: 10.1080/15583058.2011.599916.

[32] G. Milani, T. Rotunno, E.Sacco, ve A. Tralli, "Failure load of Frp strengthened masonry walls: Experimental results and numerical models", *SID Structural Integrity and Durability*, c. 2, sy 1, ss. 29-50, 2006.

[33] E. Grande, G. Milani, ve E. Sacco, "Modelling and analysis of FRP-strengthened masonry panels", *Eng Struct*, c. 30, sy 7, ss. 1842-1860, 2008, doi: 10.1016/j.engstruct.2007.12.007.

[34] M. Shariq, H. Abbas, H. Irtaza, ve M. Qamaruddin, "Influence of openings on seismic performance of masonry building walls", *Build Environ*, c. 43, sy 7, ss. 1232-1240, 2008, doi: 10.1016/j.buildenv.2007.03.005.

[35] P. Foraboschi, "Coupling effect between masonry spandrels and piers", *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, c. 42, sy 3, ss. 279-300, 2009, doi: 10.1617/s11527-008-9405-7.

[36] S. R. Balasubramanian, K. B. Rao, D. Basu, M. B. Anoop, ve C. V. Vaidyanathan, "An improved method for estimation of elastic lateral stiffness of brick masonry shear walls with openings", *KSCE Journal of Civil Engineering*, c. 15, sy 2, ss. 281-293, 2011, doi: 10.1007/s12205-011-0733-8.

[37] T. N. Chen, J.-S. Chang, ve H. H. Huang, "Performance of URM Wall with Opening Under In-plane Horizontal Loading", *15th World Conference on Earthquake Engineering (15WCEE),Lisboa*, 2012.

[38] F. Parisi ve N. Augenti, "Seismic capacity of irregular unreinforced masonry walls with openings", *Earthq Eng Struct Dyn*, 2012, doi: 10.1002/eqe.2195.

[39] A. Vanin ve P. Foraboschi, "In-plane behavior of perforated brick masonry walls", *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, c. 45, sy 7, ss. 1019-1034, 2012, doi: 10.1617/s11527-011-9814-x.

[40] C. Allen, M. J. Masia, A. W. Page, M. C. Griffith, ve H. Derakhshan, "Cyclic in-plane shear testing of unreinforced masonry walls with openings", *Proceedings of the Tenth Pacific Conference on Earthquake Engineering Building an Earthquake-Resilient Pacific,Sydney, Australia*, ss. 68-78, 2015.

[41] C. Allen, M. J. Masia, A. W. Page, M. C. Griffith, ve J. M. Ingham, "Nonlinear Finite Element Modelling of Unreinforced Masonry Walls with Openings Subjected to In-Plane Shear", *13th Canadian Masonry Symposium*, sy July, 2017.

[42] A. R. Kamrava, M. A. Najafgholipour, ve F. Fathi, "A Numerical Investigation on the In-Plane Behavior of Perforated Unreinforced Masonry Walls", *Iranian Journal of Science and Technology - Transactions of Civil Engineering*, c. 45, sy 2, ss. 545-560, 2021, doi: 10.1007/s40996-020-00518-2.

[43] "ABAQUS 6.14/CAE Analysis User's Manual". Dassault Systems, Simulia Corporation.

[44] M. Khaleghi, J. Salimi, V. Farhangi, M. J. Moradi, ve M. Karakouzian, "Application of Artificial Neural Network to Predict Load Bearing Capacity and Stiffness of Perforated Masonry Walls", *CivilEng*, c. 2, sy 1, ss. 48-67, 2021, doi: 10.3390/civileng2010004.

[45] M. Khaleghi, J. Salimi, V. Farhangi, M. J. Moradi, ve M. Karakouzian, "Evaluating the behaviour of centrally perforated unreinforced masonry walls: Applications of numerical analysis, machine learning, and stochastic methods", *Ain Shams Engineering Journal*, c. 13, sy 3, s. 101631, 2022, doi: 10.1016/j.asej.2021.10.026.

[46] M. Ehteshami Moeini, S. A. Razavi, M. Yekrangnia, P. Pourasgari, ve N. Abbasian, "Cyclic performance assessment of damaged unreinforced

masonry walls repaired with steel mesh reinforced shotcrete", *Eng Struct*, c. 253, sy December 2021, s. 113747, 2022, doi: 10.1016/j.engstruct.2021.113747.

[47] S. Cattari, A. M. D'Altri, D. Camilletti, ve S. Lagomarsino, "Equivalent frame idealization of walls with irregular openings in masonry buildings", *Eng Struct*, c. 256, sy February, s. 114055, 2022, doi: 10.1016/j.engstruct.2022.114055.

[48] T. Choudhury, G. Milani, ve H. B. Kaushik, "Experimental and numerical analyses of unreinforced masonry wall components and building", *Constr Build Mater*, c. 257, s. 119599, 2020, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.119599.

[49] B. Bagheri, J. H. Lee, H. G. Kim, ve S. H. Oh, "Experimental evaluation of the seismic performance of retrofitted masonry walls", *Compos Struct*, c. 240, sy October 2019, s. 111997, 2020, doi: 10.1016/j.compstruct.2020.111997.

[50] B. Peng, D. Wang, G. Zong, ve Y. Zhang, "Homogenization strategy for brick masonry walls under in-plane loading", *Constr Build Mater*, c. 163, ss. 656-667, 2018, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.12.133.

[51] U. A. Mughal *vd.*, "Impact of Openings on the In-Plane Strength of Confined and Unconfined Masonry Walls: A Sustainable Numerical Study", *Sustainability (Switzerland)*, c. 14, sy 12, 2022, doi: 10.3390/su14127467.

[52] L. Z. Chang, J. G. Rots, ve R. Esposito, "Influence of aspect ratio and pre-compression on force capacity of unreinforced masonry walls in out-of-plane two-way bending", *Eng Struct*, c. 249, sy February, s. 113350, 2021, doi: 10.1016/j.engstruct.2021.113350.

[53] L. Z. Chang, J. G. Rots, ve R. Esposito, "Influence of openings on two-way bending capacity of unreinforced masonry walls", *Journal of Building Engineering*, c. 51, sy February, s. 104222, 2022, doi: 10.1016/j.jobe.2022.104222.

[54] S. Hwang, S. Kim, ve K. H. Yang, "In-plane lateral load transfer capacity of unreinforced masonry walls considering presence of openings", *Journal of*

Building Engineering, c. 47, sy December 2021, s. 103868, 2022, doi: 10.1016/j.jobe.2021.103868.

[55] NZSEE, "The seismic assessment of Existing buildings, Technical guidelines for engineering assessments. section C8-Seismic assessment of unreinforced masonry buildings", *New Zealand Society for Earthquake Engineering*, 2017.

[56] FEMA 273, "NEHRP GUIDELINES FOR THE SEISMIC REHABILITATION OF BUILDINGS", *APPLIED TECHNOLOGY COUNCIL*, 1997.

[57] S. Hwang, S. Kim, J. Mun, ve K. Yang, "In-plane seismic performance of open masonry walls retrofitted with steel-bar truss units", *Constr Build Mater*, c. 320, sy December 2021, s. 126278, 2022, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2021.126278.

[58] M. K. Howlader, M. J. Masia, ve M. C. Griffith, "Numerical analysis and parametric study of unreinforced masonry walls with arch openings under lateral in-plane loading", *Eng Struct*, c. 208, sy February, s. 110337, 2020, doi: 10.1016/j.engstruct.2020.110337.

[59] C. Calderini ve S. Lagomarsino, "Continuum Model for In-Plane Anisotropic Inelastic Behavior of Masonry", *Journal of Structural Engineering*, c. 134, sy 2, ss. 209-220, 2008, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2008)134:2(209).

[60] P. B. Lourenço, "Computational strategies for masonry structures", Doktora tez, 1996.

[61] R. Luciano ve E. Sacco, "Homogenization technique and damage model for old masonry material", *Int J Solids Struct*, c. 34, sy 24, ss. 3191-3208, 1997, doi: 10.1016/S0020-7683(96)00167-9.

[62] L. Gambarotta ve S. Lagomarsino, "Damage Models for The Seismic Response of Brick Masonry Shear Walls. Part I: The Mortar Joint Model and Its Applications", *Earthq Eng Struct Dyn*, c. 26, sy 4, ss. 423-439, 1997, doi: 10.1002/(sici)1096-9845(199704)26:4<423::aid-eqe650>3.0.co;2-%23.

[63] L. Gambarotta ve S. Lagomarsino, “Damage Models for The Seismic Response of Brick Masonry Shear Walls. Part II: The Continuum Model and Its Applications”, *Earthq Eng Struct Dyn*, c. 26, sy 4, ss. 423-439, 1997, doi: 10.1002/(sici)1096-9845(199704)26:4<423::aid-eqe650>3.0.co;2-%23.

[64] A. Zucchini ve P. B. Lourenço, “A micro-mechanical model for the homogenisation of masonry”, *Int J Solids Struct*, c. 39, sy 12, ss. 3233-3255, 2002, doi: 10.1016/S0020-7683(02)00230-5.

[65] A. Zucchini ve P. B. Lourenço, “A micro-mechanical homogenisation model for masonry: Application to shear walls”, *Int J Solids Struct*, c. 46, sy 3-4, ss. 871-886, 2009, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2008.09.034.

[66] P. Pegon ve A. Anthoine, “Numerical strategies for solving continuum damage problems with softening: Application to the homogenization of masonry”, *Comput Struct*, c. 64, sy 1-4, ss. 623-642, 1997, doi: 10.1016/S0045-7949(96)00153-8.

[67] A. Anthoine, “Homogenization of Periodic Masonry: Plane Stress, Generalized Plane Strain or 3D Modelling”, *Commun Numer Methods Eng*, c. 13, sy 5, ss. 319-326, 1997, doi: 10.1002/(sici)1099-0887(199705)13:5<319::aid-cnm55>3.3.co;2-j.

[68] E. Bertolesi, G. Milani, ve P. B. Lourenço, “Implementation and validation of a total displacement non-linear homogenization approach for in-plane loaded masonry”, *Comput Struct*, c. 176, ss. 13-33, 2016, doi: 10.1016/j.compstruc.2016.08.001.

[69] G. Milani ve E. Bertolesi, “Quasi-analytical homogenization approach for the non-linear analysis of in-plane loaded masonry panels”, *Constr Build Mater*, c. 146, ss. 723-743, 2017, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.04.008.

[70] G. Milani, “Simple homogenization model for the non-linear analysis of in-plane loaded masonry walls”, *Comput Struct*, c. 89, sy 17-18, ss. 1586-1601, 2011, doi: 10.1016/j.compstruc.2011.05.004.

[71] R. D. Quinteros, S. Oller, ve L. G. Nallim, “Nonlinear homogenization techniques to solve masonry structures problems”, *Compos Struct*, c. 94, sy 2, ss. 724-730, 2012, doi: 10.1016/j.compstruct.2011.09.006.

[72] E. Sacco, “A nonlinear homogenization procedure for periodic masonry”, *European Journal of Mechanics, A/Solids*, c. 28, sy 2, ss. 209-222, 2009, doi: 10.1016/j.euromechsol.2008.06.005.

[73] P. B. Lourenço, J. G. Rots, ve J. Blaauwendraad, “Continuum Model for Masonry: Parameter Estimation and Validation”, *Journal of Structural Engineering*, c. 124, sy 6, ss. 642-652, 1998, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1998)124:6(642).

[74] P. B. Lourenço, R. De Borst, ve J. G. Rots, “A Plane Stress Softening Plasticity Model for Orthotropic Materials”, *Int J Numer Methods Eng*, c. 40, sy 21, ss. 4033-4057, 1997, doi: 10.1002/(SICI)1097-0207(19971115)40:21<4033::AID-NME248>3.0.CO;2-0.

[75] P. Medeiros, G. Vasconcelos, P. B. Lourenço, ve J. Gouveia, “Numerical modelling of non-confined and confined masonry walls”, *Constr Build Mater*, c. 41, ss. 968-976, 2013, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2012.07.013.

[76] L. Pelà, M. Cervera, ve P. Roca, “An Orthotropic Damage Model for The Analysis Of Masonry Structures”, *Constr Build Mater*, c. 41, ss. 957-967, 2013, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2012.07.014.

[77] M. Dhanasekar ve W. Haider, “Explicit finite element analysis of lightly reinforced masonry shear walls”, *Comput Struct*, c. 86, sy 1-2, ss. 15-26, 2008, doi: 10.1016/j.compstruc.2007.06.006.

[78] L. Karapitta, H. Mouzakis, ve P. Carydis, “Explicit finite-element analysis for the in-plane cyclic behavior of unreinforced masonry structures”, *Earthq Eng Struct Dyn*, c. 40, sy 2, ss. 175-193, 2011, doi: 10.1002/eqe.1014.

[79] R. Illampas, D. C. Charmpis, ve I. Ioannou, “Laboratory testing and finite element simulation of the structural response of an adobe masonry building under horizontal loading”, *Eng Struct*, c. 80, ss. 362-376, 2014, doi: 10.1016/j.engstruct.2014.09.008.

[80] D. Addessi, S. Marfia, E. Sacco, ve J. Toti, “Modeling Approaches for Masonry Structures”, *The Open Civil Engineering Journal*, c. 8, ss. 288-300, 2014.

[81] A. Zucchini ve P. B. Lourenço, “A coupled homogenisation-damage model for masonry cracking”, *Comput Struct*, c. 82, sy 11-12, ss. 917-929, 2004, doi: 10.1016/j.compstruc.2004.02.020.

[82] A. M. D’Altri, S. de Miranda, G. Castellazzi, ve V. Sarhosis, “A 3D detailed micro-model for the in-plane and out-of-plane numerical analysis of masonry panels”, *Comput Struct*, c. 206, ss. 18-30, 2018, doi: 10.1016/j.compstruc.2018.06.007.

[83] F. Greco, L. Leonetti, R. Luciano, A. Pascuzzo, ve C. Ronchei, “A detailed micro-model for brick masonry structures based on a diffuse cohesive-frictional interface fracture approach”, *Procedia Structural Integrity*, c. 25, sy 2019, ss. 334-347, 2020, doi: 10.1016/j.prostr.2020.04.038.

[84] V. Sarhosis ve J. V. Lemos, “A detailed micro-modelling approach for the structural analysis of masonry assemblages”, *Comput Struct*, c. 206, ss. 66-81, 2018, doi: 10.1016/j.compstruc.2018.06.003.

[85] R. Sousa, J. Guedes, ve H. Sousa, “Characterization of the uniaxial compression behaviour of unreinforced masonry-Sensitivity analysis based on a numerical and experimental approach”, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, c. 15, sy 2, ss. 532-547, 2015, doi: 10.1016/j.acme.2014.06.007.

[86] K. Naciri, I. Aalil, A. Chaaba, ve M. Al-mukhtar, “Detailed Micromodeling and Multiscale Modeling of Masonry under Confined Shear and Compressive Loading”, c. 26, sy 1, ss. 1-13, 2021, doi: 10.1061/(ASCE)SC.1943-5576.0000538.

[87] A. Rahgozar ve A. Hosseini, “Experimental and numerical assessment of in-plane monotonic response of ancient mortar brick masonry”, *Constr Build Mater*, c. 155, ss. 892-909, 2017, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.08.079.

[88] D. V Bompa ve A. Y. Elghazouli, “Experimental and numerical assessment of the shear behaviour of lime mortar clay brick masonry triplets”, *Constr Build Mater*, c. 262, s. 120571, 2020, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.120571.

[89] M. B. Ravula ve K. V. L. Subramaniam, “Experimental Investigation and Interface Material Model for the Cohesive – Frictional Shear Response of Soft-Brick Masonry under Applied Compression”, c. 31, sy 12, ss. 1-12, 2019, doi: 10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0002961.

[90] R. Senthivel ve P. B. Lourenço, “Finite element modelling of deformation characteristics of historical stone masonry shear walls”, *Eng Struct*, c. 31, sy 9, ss. 1930-1943, 2009, doi: 10.1016/j.engstruct.2009.02.046.

[91] A. Abasi, R. Hassanli, T. Vincent, ve A. Manalo, “Influence of prism geometry on the compressive strength of concrete masonry”, *Constr Build Mater*, c. 264, s. 120182, 2020, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.120182.

[92] F. Da Porto, G. Guidi, E. Garbin, ve C. Modena, “In-plane behavior of clay masonry walls: Experimental testing and finite-element modeling”, *Journal of Structural Engineering*, c. 136, sy 11, ss. 1379-1392, 2010, doi: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000236.

[93] J. Kumar, S. Suman, ve P. Dipendra, “In-plane behavior of various brick bonds in masonry walls”, *Innovative Infrastructure Solutions*, ss. 1-10, 2020, doi: 10.1007/s41062-020-00306-x.

[94] M. Petracca, L. Pelà, R. Rossi, S. Zaghi, G. Camata, ve E. Spacone, “Micro-scale continuous and discrete numerical models for nonlinear analysis of masonry shear walls”, *Constr Build Mater*, c. 149, ss. 296-314, 2017, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.05.130.

[95] M. Bisoffi-Sauve, S. Morel, ve F. Dubois, “Modelling mixed mode fracture of mortar joints in masonry buildings”, *Eng Struct*, c. 182, sy December 2018, ss. 316-330, 2019, doi: 10.1016/j.engstruct.2018.11.064.

[96] K. M. Dolatshahi ve A. J. Aref, “Multi-directional response of unreinforced masonry walls: experimental and computational investigations”, *Earthq Eng Struct Dyn*, 2016.

[97] A. Akbarzade ve A. Tasnimi, “Nonlinear Analysis and Modeling of Unreinforced Masonry Shear Walls Based on Plastic Damage Model”, *JSEE-Journal of Seismology and Earthquake Engineering*, c. 11, sy 4, ss. 189-203, 2010.

[98] F. Parisi, C. Balestrieri, ve D. Asprone, “Nonlinear micromechanical model for tuff stone masonry: Experimental validation and performance limit states”, *Constr Build Mater*, c. 105, ss. 165-175, 2016, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.12.078.

[99] J. Vemuri, S. Ehteshamuddin, ve S. Kolluru, “Numerical simulation of soft brick unreinforced masonry walls subjected to lateral loads”, *Cogent Eng*, c. 5, sy 1, ss. 1-21, 2018, doi: 10.1080/23311916.2018.1551503.

[100] M. Dhanasekar, J. A. Thamboo, ve S. Nazir, “On the in-plane shear response of the high bond strength concrete masonry walls”, *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, c. 50, sy 5, ss. 1-11, 2017, doi: 10.1617/s11527-017-1078-7.

[101] T. Bui, T. Bui, Q. Bui, X. Nguyen, ve A. Limam, “Out-of-plane behavior of rammed earth walls under seismic loading : Finite element simulation”, *Structures*, c. 24, sy December 2019, ss. 191-208, 2020, doi: 10.1016/j.istruc.2020.01.009.

[102] V. G. Haach, M. A. Ramalho, ve M. R. S. Corrêa, “Parametrical study of unreinforced flanged masonry walls subjected to horizontal loading through numerical modeling”, *Eng Struct*, c. 56, ss. 207-217, 2013, doi: 10.1016/j.engstruct.2013.05.009.

[103] S. Nazir ve M. Dhanasekar, “Modelling the failure of thin layered mortar joints in masonry”, *Eng Struct*, c. 49, ss. 615-627, 2013, doi: 10.1016/j.engstruct.2012.12.017.

[104] A. Drougkas, P. Roca, ve C. Molins, “Nonlinear micro-mechanical analysis of masonry periodic unit cells”, *Int J Solids Struct*, c. 80, ss. 193-211, 2016, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2015.11.004.

[105] A. Drougkas, P. Roca, ve C. Molins, “Analytical Micro-Modeling of Masonry Periodic Unit Cells - Elastic Properties”, *Int J Solids Struct*, c. 69-70, ss. 169-188, 2015, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2015.04.039.

[106] A. J. Aref ve K. M. Dolatshahi, “A Three-Dimensional Cyclic Meso-Scale Numerical Procedure for Simulation of Unreinforced Masonry Structures”, *Comput Struct*, c. 120, ss. 9-23, 2013, doi: 10.1016/j.compstruc.2013.01.012.

[107] K. Chaimoon ve M. M. Attard, “Modeling of unreinforced masonry walls under shear and compression”, *Eng Struct*, c. 29, sy 9, ss. 2056-2068, 2007, doi: 10.1016/j.engstruct.2006.10.019.

[108] M. M. Attard ve F. Tin-Loi, “Numerical simulation of quasibrittle fracture in concrete”, *Eng Fract Mech*, c. 72, sy 3, ss. 387-411, 2005, doi: 10.1016/j.engfracmech.2004.03.012.

[109] K. Chaimoon ve M. M. Attard, “Experimental and numerical investigation of masonry under three-point bending (in-plane)”, *Eng Struct*, c. 31, sy 1, ss. 103-112, 2009, doi: 10.1016/j.engstruct.2008.07.018.

[110] V. G. Haach, G. Vasconcelos, ve P. B. Lourenço, “Parametrical study of masonry walls subjected to in-plane loading through numerical modeling”, *Eng Struct*, c. 33, sy 4, ss. 1377-1389, 2011, doi: 10.1016/j.engstruct.2011.01.015.

[111] A. Drougkas, P. Roca, ve C. Molins, “Numerical prediction of The behavior, strength and elasticity of masonry in compression”, *Eng Struct*, c. 90, ss. 15-28, 2015, doi: 10.1016/j.engstruct.2015.02.011.

[112] L. Bejarano-Urrego, E. Verstrynge, G. Giardina, ve K. Van Balen, “Crack Growth in Masonry: Numerical Analysis and Sensitivity Study for Discrete and Smeared Crack Modelling”, *Eng Struct*, c. 165, sy March, ss. 471-485, 2018, doi: 10.1016/j.engstruct.2018.03.030.

[113] A. Drougkas, P. Roca, ve C. Molins, “Material Characterization and Micro-Modeling of a Historic Brick Masonry Pillar”, *International Journal of Architectural Heritage*, c. 10, sy 7, ss. 887-902, 2016, doi: 10.1080/15583058.2016.1157711.

[114] B. Doran, H. Orhun Köksal, S. Aktan, O. Jafarov, ve C. Karakoç, “Constitutive Modeling of Masonry Walls Strengthened with Fiber Reinforced Polymers”, *New Trends in Structural Engineering*, ss. 3-26, 2018, doi: 10.5772/intechopen.77201.

[115] B. Doran, N. Yuzer, S. Aktan, D. Oktay, ve S. Ulukaya, “Numerical Modeling of Traditional Masonry Walls Strengthened with Grout Injection”,

International Journal of Architectural Heritage, c. 14, sy 10, ss. 1517-1532, 2020, doi: 10.1080/15583058.2019.1618970.

[116] H. O. Koksal, B. Doran, A. O. Kuruscu, ve A. Kocak, "Elastoplastic Finite Element Analysis of Masonry Shear Walls", *KSCE Journal of Civil Engineering*, c. 20, sy 2, ss. 784-791, 2016, doi: 10.1007/s12205-015-0393-1.

[117] A. Drougkas, P. Roca, ve C. Molins, "Simulation of In-Plane Shear Tests on Masonry Walls Using Micro-Modeling Techniques", *SAHC2014-9th International Conference on Structural Analysis of Historical Constructions, Mexico City, Mexico*, sy October, 2014.

[118] L. Berto, A. V Saetta, R. Scotta, ve R. Vitaliani, "Shear behaviour of masonry panel: Parametric FE analyses", *Int J Solids Struct*, c. 41, sy 16-17, ss. 4383-4405, 2004, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2004.02.046.

[119] K. M. Dolatshahi ve A. J. Aref, "Two-dimensional computational framework of meso-scale rigid and line interface elements for masonry structures", *Eng Struct*, c. 33, sy 12, ss. 3657-3667, 2011, doi: 10.1016/j.engstruct.2011.07.030.

[120] A. D. Tzamtzis ve P. Asteris, "Finite Element Analysis of Masonry Structures: Part II-Proposed 3-D Nonlinear Microscopic Model", *9th North American masonry conference*, ss. 146-155, 2003.

[121] A. W. Page, "An in-plane Finite Element Model for Brick Masonry", *ASCE J Struct Div*, c. 104, sy 8, ss. 1267-1285, 1978.

[122] P.G. Asteris ve A.D. Tzamtzis, "On the Use of a Regular Yield Surface for the Analysis of Unreinforced Masonry Walls", *Electronic Journal of Structural Engineering*, c. 3, ss. 23-42, 2003, doi: 10.56748/ejse.329.

[123] C. V. U. Vyas ve B. V. V. Reddy, "Prediction of solid block masonry prism compressive strength using FE model", *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, c. 43, sy 5, ss. 719-735, 2010, doi: 10.1617/s11527-009-9524-9.

[124] B. Ghiassi, M. Soltani, ve A. A. Tasnimi, "A Simplified Model for Analysis of Unreinforced Masonry Shear Walls Under Combined Axial, Shear and

Flexural Loading", *Eng Struct*, c. 42, ss. 396-409, 2012, doi: 10.1016/j.engstruct.2012.05.002.

[125] K. M. Dolatshahi, A. J. Aref, ve M. Yekrangnia, "Bidirectional Behavior of Unreinforced Masonry Walls", *Earthq Eng Struct Dyn*, c. 43, ss. 2377-2397, 2014.

[126] K. M. Dolatshahi, "Out-of-plane strength reduction of unreinforced masonry walls because of in-plane damages", *Earthq Eng Struct Dyn*, 2015, doi: 10.1002/eqe.2574 Out-of-plane.

[127] P. B. Lourenço ve J. G. Rots, "Multisurface interface model for analysis of masonry structures", *J Eng Mech*, c. 123, sy 7, ss. 660-668, 1997, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9399(1997)123:7(660).

[128] H. R. Lotfi ve P. B. Shing, "INTERFACE MODEL APPLIED TO FRACTURE OF MASONRY STRUCTURES", *Journal of Structural Engineering*, c. 120, sy 1, ss. 63-80, 1994.

[129] M. M. Attard, A. Nappi, ve F. Tin-Loi, "Modeling fracture in masonry", *Journal of Structural Engineering*, c. 133, sy 10, ss. 1385-1392, 2007, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2007)133:10(1385).

[130] G. Giambanco, S. Rizzo, ve R. Spallino, "Numerical analysis of masonry structures via interface models", *Comput Methods Appl Mech Eng*, c. 190, sy 49-50, ss. 6493-6511, 2001, doi: 10.1016/S0045-7825(01)00225-0.

[131] N. Kumar, R. Amirtham, ve M. Pandey, "Plasticity based approach for failure modelling of unreinforced masonry", *Eng Struct*, c. 80, ss. 40-52, 2014, doi: 10.1016/j.engstruct.2014.08.021.

[132] G. Alfano ve E. Sacco, "Combining Interface Damage and Friction In A Cohesive-Zone Model", *Int J Numer Methods Eng*, c. 68, sy 5, ss. 542-582, 2006, doi: 10.1002/nme.1728.

[133] E. Sacco ve J. Toti, "Interface elements for the analysis of masonry structures", *International Journal of Computational Methods in Engineering Science and Mechanics*, c. 11, sy 6, ss. 354-373, 2010, doi: 10.1080/15502287.2010.516793.

[134] F. Fouchal, F. Lebon, ve I. Titeux, "Contribution to The Modelling of Interfaces in Masonry Construction", *Constr Build Mater*, c. 23, sy 6, ss. 2428-2441, 2009, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2008.10.011.

[135] L. Berto, A. V Saetta, R. Scotta, ve R. Vitaliani, "An Orthotropic Damage Model for Masonry Structures", *Int J Numer Methods Eng*, c. 55, sy 2, ss. 127-157, 2002, doi: 10.1002/nme.495.

[136] F. Fouchal, F. Lebon, M. L. Raffa, ve G. Vairo, "An Interface Model Including Cracks and Roughness Applied to Masonry", *The Open Civil Engineering Journal*, 2017.

[137] A. İ. Ünay, *Tarihi Yapıların Depreme Dayanımı*. Ankara: ODTÜ Mimarlık Fakültesi Yayınları, 2002.

[138] K. A. Korkmaz, A. I. Çarhoğlu, A. V. Orhon, ve A. Nuhoğlu, "Farklı Yapısal Malzeme Özelliklerinin Yığma Yapı Davranışına Etkisi", *Nevşehir Bilim ve Teknoloji Dergisi*, c. 3, sy 1, ss. 69-78, 2014.

[139] N. Bayülke, "Yığma yapılar", *TMMBO İnşaat Mühendisleri Odası Ankara Şubesi*, 2018.

[140] Eurocode 6, *EN 1996-1-1 (2005) : Eurocode 6: Design of masonry structures - Part 1-1: General rules for reinforced and unreinforced masonry structures*. Brussels, 2005.

[141] S. Karimian, "A computational modelling strategy for historic masonry structures", The University of Leeds, 2015.

[142] Masonry Standards Joint Committee (MSJC), *Building Code Requirements and Specifications for Masonry Structures*. 2013.

[143] R. M. Bennett, K. A. Boyd, ve R. D. Flanagan, "Compressive Properties of Structural Clay Tile Prisms", *Journal of Structural Engineering*, c. 123, sy 7, ss. 920-926, 1997, doi: 10.1061/(asce)0733-9445(1997)123:7(920).

[144] Wisnumirti, S. M. Dewi, ve A. Soehardjono, "Ductility Improvement of Brick Masonry Wall Using Local Materials for Anticipation of Earthquake Forces", *Journal of Basic and Applied Scientific Research*, c. 1, sy 10, ss. 1699-1703, 2011.

[145] H. B. Kaushik, D. C. Rai, ve S. K. Jain, "Stress-strain characteristics of clay brick masonry under uniaxial compression", *Journal of Materials in Civil Engineering*, c. 19, sy 9, ss. 728-739, 2007, doi: 10.1061/(ASCE)0899-1561(2007)19:9(728).

[146] P. Dayaratnam, *Brick and reinforced brick structures.* 1987.

[147] C. S. Barbosa ve J. B. Hanai, "Strength and deformability of hollow concrete blocks: Correlation of block and cylindrical sample test results", *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, c. 2, sy 1, ss. 85-99, Mar. 2009, doi: 10.1590/S1983-41952009000100005.

[148] K. S. Gumaste, K. S. N. Rao, B. V. V. Reddy, ve K. S. Jagadish, "Strength and elasticity of brick masonry prisms and wallettes under compression", *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, c. 40, sy 2, ss. 241-253, 2007, doi: 10.1617/s11527-006-9141-9.

[149] A.W. Hendry ve M.H. Malek, "Characteristic compressive strength of brickwork walls from collected test results", *Masonry Int.*, ss. 15-24, 1986.

[150] C. P. Dialer, "Typical masonry failures and repairs: a German Engineer's view", *Progress in Structural Engineering and Materials*, c. 4, sy 3, ss. 332-339, Tem. 2002, doi: 10.1002/pse.125.

[151] FEMA 306, "Evaluation of Earthquake-Damaged Concrete and Masonry Wall Buildings", *APPLIED TECHNOLOGY COUNCIL*, 1998.

[152] FEMA 356, "Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Building", *APPLIED TECHNOLOGY COUNCIL*, 2000.

[153] IBC 2003, *International Building Code*. 2003.

[154] Canadian Standard Association (CSA), *Design of masonry structures*. 2004.

[155] TBDY 2018, *Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği, Deprem Etkisi Altında Binaların Tasarımı İçin Esaslar*. Ankara, 2018.

[156] T. Paulay ve M. J. N. Priestly, *Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings*. 1992.

[157] Robert G. Drysdale, Lawrie R. Baker, ve Ahmad A. Hamid, *Masonry Structures: Behavior and Design*. 1994.

[158] A. Brencich ve L. Gambarotta, “Mechanical response of solid clay brickwork under eccentric loading. Part I: Unreinforced masonry”, *Mater Struct*, c. 38, sy 2, ss. 257-266, Mar. 2005, doi: 10.1007/BF02479351.

[159] H. P. Backes, “On the Behavior of Masonry Under Tension in the Direc- tion of the Bed Joints”, Doktora tezi, Aachen University of Technology, Aachen, Germany, 1985.

[160] A. W. Page, “The Strength of Brick Masonry Under Biaxial Compression-Tension”, *International Journal of Masonry Construction*, c. 3, sy 1, ss. 26-31, 1983.

[161] Page A.W., “The biaxial compressive strength of brick masonry”, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, c. 71, sy 3, ss. 893-906, Eyl. 1981, doi: 10.1680/iicep.1981.1825.

[162] P. B. Lourenço, “Computations on historic masonry structures”, *Progress in Structural Engineering and Materials*, c. 4, sy 3, ss. 301-319, 2002, doi: 10.1002/pse.120.

[163] V. Sarhosis, “Computational modelling of low bond strength masonry.”, Doktora tezi, University of Leeds., 2011.

[164] C. J. w. P. Groot, “Effects of Water on Mortar-Brick Bond”, Doktora Tezi, Delft University of Technology, 1993.

[165] R. van der Pluijm, H. Rutten, ve M. Ceelen, “Shear behaviour of bed joints”, *12th International Brick/Block Masonry Conference*, sy 7, 1993.

[166] R. van der Plujim, “Material Properties of Masonry and its Components Under Tension and Shear”, *6th Canadian Masonry Symposium, Saskatoon, Saskatchewan*, ss. 675-686, 1992.

[167] P. Jukes ve J.R. Riddington, “Review of masonry joint shear strength test methods”, *Masonry International*, c. 11, sy 2, ss. 37-43, 1997.

[168] Luca Pelà, “Continuum Damage Model for Nonlinear Analysis of Masonry Structures”, Doktora tezi, Technical University of Catalonia, 2009.

[169] V. Mallardo, R. Malvezzi, E. Milani, ve G. Milani, "Seismic vulnerability of historical masonry buildings: A case study in Ferrara", *Eng Struct*, c. 30, sy 8, ss. 2223-2241, 2008, doi: 10.1016/j.engstruct.2007.11.006.

[170] D. V. Hutton, *Fundamentals of the Finite Element Analysis*. London: The McGraw Hill Companies, 2004.

[171] S. Aktan, "Düzlem İçi Yükler Etkisindeki Yığma Duvarlarda Bünyesel Modelleme", Doktora tezi, Yıldız Teknik Üniversitesi, İstanbul, 2016.

[172] D. G. Pavlou, *Essentials of the Finite Element Method For Mechanical and Structural Engineers*. Elsevier, 2015.

[173] B. Doran, *Yapı Sistemlerinin Matris Yöntemlerle Hesabı* . İstanbul: YTÜ Basım-Yayın Merkezi, 2011.

[174] M. Topçu ve S: Taşgetiren, *Mühendisler için Sonlu Elemanlar Metodu*. PAÜ Mühendislik Fakültesi Matbaası, 1998.

[175] H-S. Yu, *Plasticity and Geotechnics*. New York: Springer Science and Business Media, 2006.

[176] W. F. Chen, *Plasticity in Reinforced Concrete*. J. Ross Publishing, 2007.

[177] W. F. Chen ve H. Zhang, *Structural Plasticity*. New York: Springer-Verlag, 1991.

[178] M. Yu, G. Ma, ve J. Li, *Structural Plasticity Limit, Shakedown and Dynamic Plastic Analyses of Structures*. Berlin: Zhejiang University Press, Hangzhou and Springer, 2009.

[179] R. O. Davis ve A.P.S. Selvadurai, *Plasticity and Geomechanics*. New York: Cambridge University Press, 2002.

[180] W. F. Chen ve E. Mizuno, *Nonlinear Analysis in Soil Mechanics Theory and Implementation*. Amsterdam: Elsevier Science Publishers B.V., 1990.

[181] P. Kelly, *Solid Mechanics Part II: Engineering Solid Mechanics*. 2013.

[182] J. Chakrabarty, *Theory of Plasticity*. Elsevier Butterworth-Heinemann, 2006.

[183] J. Lubliner, *Plasticity Theory*. Pearson Education, Inc., 2006.

[184] J. Lubliner, J. Oliver, S. Oller, ve E. Onate, "A Plastic-Damage Model for Concrete", *Int J Solids Struct*, c. 25, sy 3, ss. 299-326, 1989, doi: 10.1016/0020-7683(89)90050-4.

[185] J. Lee ve G. L. Fenves, "Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures", *J Eng Mech*, c. 124, sy 8, ss. 892-900, 1998, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9399(1998)124:8(892).

[186] G. Castellazzi, A. M. D'Altri, S. de Miranda, ve F. Ubertini, "An Innovative Numerical Modeling Strategy for The Structural Analysis of Historical Monumental Buildings", *Eng Struct*, c. 132, ss. 229-248, 2017, doi: 10.1016/j.engstruct.2016.11.032.

[187] M. Acito, M. Bocciarelli, C. Chesi, ve G. Milani, "Collapse of The Clock Tower In Finale Emilia After The May 2012 Emilia Romagna Earthquake Sequence: Numerical Insight", *Eng Struct*, c. 72, sy May 2012, ss. 70-91, 2014, doi: 10.1016/j.engstruct.2014.04.026.

[188] M. Valente ve G. Milani, "Damage Assessment and Collapse Investigation of Three Historical Masonry Palaces Under Seismic Actions", *Eng Fail Anal*, c. 98, sy October 2018, ss. 10-37, 2019, doi: 10.1016/j.engfailanal.2019.01.066.

[189] M. Valente ve G. Milani, "Damage Assessment and Partial Failure Mechanisms Activation of Historical Masonry Churches Under Seismic Actions: Three Case Studies in Mantua", *Eng Fail Anal*, c. 92, sy April, ss. 495-519, 2018, doi: 10.1016/j.engfailanal.2018.06.017.

[190] M. Valente, G. Barbieri, ve L. Biolzi, "Damage Assessment of Three Medieval Churches After the 2012 Emilia Earthquake", *Bulletin of Earthquake Engineering*, c. 15, sy 7, ss. 2939-2980, 2017, doi: 10.1007/s10518-016-0073-7.

[191] P. Agnihotri, V. Singhal, ve D. C. Rai, "Effect Of In-Plane Damage on Out-Of-Plane Strength Of Unreinforced Masonry Walls Pawan", *Eng Struct*, c. 57, ss. 1-11, 2013, doi: 10.1016/j.engstruct.2013.09.004.

[192] M. Valente ve G. Milani, "Effects of Geometrical Features on The Seismic Response of Historical Masonry Towers", *Journal of Earthquake*

Engineering, c. 22, sy sup1, ss. 2-34, 2018, doi: 10.1080/13632469.2016.1277438.

[193] E. Bertolesi, G. Milani, M. Fagone, T. Rotunno, ve E. Grande, "Micro-mechanical FE numerical model for masonry curved pillars reinforced with FRP strips subjected to single lap shear tests", *Compos Struct*, c. 201, sy April, ss. 916-931, 2018, doi: 10.1016/j.compstruct.2018.06.111.

[194] M. Valente ve G. Milani, "Non-linear dynamic and static analyses on eight historical masonry towers in the North-East of Italy", *Eng Struct*, c. 114, ss. 241-270, 2016, doi: 10.1016/j.engstruct.2016.02.004.

[195] G. Castellazzi, A. M. D'Altri, S. de Miranda, A. Chiozzi, ve A. Tralli, "Numerical insights on the seismic behavior of a nonisolated historical masonry tower", *Bulletin of Earthquake Engineering*, c. 16, sy 2, ss. 933-961, 2018, doi: 10.1007/s10518-017-0231-6.

[196] B. H. AlGohi, M. H. Baluch, M. K. Rahman, A. H. Al-Gadhib, ve C. Demir, "Plastic-Damage Modeling of Unreinforced Masonry Walls (URM) Subject to Lateral Loading", *Arab J Sci Eng*, c. 42, sy 9, ss. 4201-4220, 2017, doi: 10.1007/s13369-017-2626-8.

[197] M. Valente ve G. Milani, "Seismic assessment of historical masonry towers by means of simplified approaches and standard FEM", *Constr Build Mater*, c. 108, ss. 74-104, 2016, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.01.025.

[198] B. V. Wilding, K. M. Dolatshahi, ve K. Beyer, "Shear-compression tests of URM walls : Various setups and their influence on experimental results", c. 156, sy March 2017, ss. 472-479, 2018, doi: 10.1016/j.engstruct.2017.11.057.

[199] S. B. Singh, R. Patil, ve P. Munjal, "Study of flexural response of engineered cementitious composite faced masonry structures", *Eng Struct*, c. 150, ss. 786-802, 2017, doi: 10.1016/j.engstruct.2017.07.089.

[200] G. Milani, M. Valente, ve C. Alessandri, "The narthex of the Church of the Nativity in Bethlehem: A non-linear finite element approach to predict the structural damage", *Comput Struct*, c. 207, ss. 3-18, 2018, doi: 10.1016/j.compstruc.2017.03.010.

[201] M. Bolhassani, A. A. Hamid, A. C. W. Lau, ve F. L. Moon, "Simplified micro modeling of partially grouted masonry assemblages", *Constr Build Mater*, c. 83, ss. 159-173, 2015, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.03.021.

[202] H. Kupfer, H. K. Hilsdorf, ve H. Rusch, "Behavior of Concrete under Biaxial Stresses", *ACI Mater J*, c. 66, ss. 656-666, 1969, doi: 10.4236/oja.2013.34015.

[203] J. Y. Wu, J. Li, ve R. Faria, "An energy release rate-based plastic-damage model for concrete", *Int J Solids Struct*, c. 43, sy 3-4, ss. 583-612, Şub. 2006, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2005.05.038.

[204] G. Z. Voyiadjis ve Z. N. Taqieddin, "Elastic plastic and damage model for concrete materials: Part I-theoretical formulation", *The International Journal of Structural Changes in Solids*, c. 1, sy 1, ss. 31-59, 2009.

[205] T. Choudhury, G. Milani, ve H. B. Kaushik, "Comprehensive Numerical Approaches for The Design and Safety Assessment of Masonry Buildings Retrofitted with Steel Bands in Developing Countries: The Case of India", *Constr Build Mater*, c. 85, ss. 227-246, 2015, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.02.082.

[206] D. S. Dugdale, "Yielding of steel sheets containing slits", *J Mech Phys Solids*, c. 8, sy 2, 1960, doi: 10.1016/0022-5096(60)90013-2.

[207] G. I. Barenblatt, "The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture", *Advances in Applied Mechanics*, c. 7, sy C, 1962, doi: 10.1016/S0065-2156(08)70121-2.

[208] M. Bolhassani, A. A. Hamid, ve F. L. Moon, "Enhancement of Lateral In-Plane Capacity of Partially Grouted Concrete Masonry Shear Walls", *Eng Struct*, c. 108, ss. 59-76, 2016, doi: 10.1016/j.engstruct.2015.11.017.

[209] S. Zhang, D. Yang, Y. Sheng, S. W. Garrity, ve L. Xu, "Numerical modelling of FRP-reinforced masonry walls under in-plane seismic loading", *Constr Build Mater*, c. 134, ss. 649-663, 2017, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.12.091.

[210] A. Thakur, K. Senthil, A. P. Singh, ve M. A. Iqbal, "Prediction of dynamic ampli fi cation factor on clay brick masonry assemblage", *Structures*, c. 27, sy July, ss. 673-686, 2020, doi: 10.1016/j.istruc.2020.06.009.

[211] J. Salsavilca, N. Tarque, J. Yacila, ve G. Camata, "Numerical analysis of bonding between masonry and steel reinforced grout using a plastic – damage model for lime – based mortar", *Constr Build Mater*, c. 262, s. 120373, 2020, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.120373.

[212] J. Scacco, B. Ghiassi, G. Milani, ve P. B. Lourenço, "A Fast Modeling Approach for Numerical Analysis of Unreinforced and FRCM Reinforced Masonry Walls Under Out-Of-Plane Loading", *Composites Part B*, s. 107553, 2019, doi: 10.1016/j.compositesb.2019.107553.

[213] M. L. Benzeggagh ve M. Kenane, "Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus", *Compos Sci Technol*, c. 56, sy 4, 1996, doi: 10.1016/0266-3538(96)00005-X.

[214] B. Doran, S. Ulukaya, Z. Unsal Aslan, M. Karslioglu, ve N. Yuzer, "Experimental Investigation of CFRP Strengthened Unreinforced Masonry Walls with Openings", *International Journal of Architectural Heritage*, 2021, doi: 10.1080/15583058.2021.1918286.

[215] TS EN 1015-3, *Kagir harcı-Deney metotları-Bölüm 3: Sertleşmiş harcın basınç ve eğilme dayanımının tayini*. TSE, Ankara, 2000.

[216] TS EN 1015-2, *Kagir harcı-Deney metotları-Bölüm 2: İmalatta kullanılan harç yığınlarından numune alma ve deney için hazırlama*. TSE, Ankara, 2000.

[217] TS EN 772-1, *Kagir birimler-Deney yöntemleri-Bölüm1: Basınç dayanımının tayini*. TSE, Ankara, 2015.

[218] *ASTM C 67/C67M - 18 , (2015). Standard Test Methods for Sampling and Testing Brick and Structural Clay Tile.*

[219] P. Morandi, L. Albanesi, F. Graziotti, T. Li Piani, A. Penna, ve G. Magenes, "Development of a dataset on the in-plane experimental response of URM

piers with bricks and blocks", *Constr Build Mater*, c. 190, ss. 593-611, 2018, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.09.070.

[220] A. H. Akhaveissy ve G. Milani, "Pushover analysis of large scale unreinforced masonry structures by means of a fully 2D non-linear model", *Constr Build Mater*, c. 41, ss. 276-295, 2013, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2012.12.006.

[221] CEB-FIP, *Model Code 2010., International Federation for Structural Concrete Technical Report*. Lausanne, Lausanne.

[222] T. M. J. Raijmakers ve A. T. Vermeltfoort, "Deformation controlled tests in masonry shear walls. Delft: Report B-92-1156", 1992.

[223] A. T. Vermeltfoort, T. M. J. Raijmakers, ve H. J. M. Janssen, "Shear tests on masonry walls", *6th North American Masonry Conference*, ss. 1183-1193, 1993.

[224] Y. Zhuge, "FRP-Retrofitted URM Walls under In-Plane Shear: Review and Assessment of Available Models", *Journal of Composites for Construction*, c. 14, sy 6, ss. 743-753, Ara. 2010, doi: 10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000135.

[225] R. G. Drysdale ve A. A. Hamid, *Masonry structures, behavior and design*. New Jersey: Simon & Schuster , 2008.

[226] Eurocode 8, *EN 1998-3 (2005) : Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance – Part 3: Assessment and retrofitting of buildings*. 2005.

[227] NTC, "Norme tecniche per le costruzioni. DM 17/1/2018", *Gazzetta Ufficiale della Repubblica Italiana*, 2018.

[228] Swiss Society of Engineers and Architects SIA, *SIA D 0237. Evaluation de la sécurité parasismique des bâtiments en maçonnerie*. Zurich, Switzerland, 2011.

[229] ASCE/SEI 41-17, "Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings", *AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS*, 2017, doi: 10.1061/9780784414859.

[230] M. J. N. Priestly, G. M. Calvi, ve M. J. Kowalsky, *Displacement-Based Seismic Design of Structures*. Pavia, Italy: IUSS Press, 2007.

[231] "IBM Corp. Released 2019. IBM SPSS Statistics for Windows, Version 26.0. Armonk, NY: IBM Corp".

[232] B. G. Tabachnick ve L. S. Fidell, *Using Multivariate Statistics*. Boston: MA: Pearson, 2013.

[233] D. George ve P. Mallery, *SPSS for Windows: Step by Step*. USA: Allyn & Bacon, 2001.

[234] N. L. Leech, K. C. Barrett, ve G. A. Morgan, *SPSS for Intermediate Statistics*. New Jersey: Lawrence Erlbaum Associates INc, 2005.

[235] E. Tavşancıl, *Tutumların Ölçülmesi ve SPSS ile Veri Analizi*. Nobel Akademik Yayıncılık, 2019.

A
EK

Tablo A.1 H/L=0,50 durumu için analiz sonuçları

Model	H (mm)	L (mm)	H_B (mm)	L_0 (mm)	H/L	Boşluk Oranı	σ_n/f_m'	P (N)	δ (mm)	θ
w1_n003	2400	4800	760,0	1520,0	0,5	0,10	0,03	324117	7,60	0,00317
w2_n003	2400	4800	930,0	1860,0	0,5	0,15	0,03	280829	9,79	0,00408
w3_n003	2400	4800	1075,0	2150,0	0,5	0,20	0,03	245219	13,21	0,00550
w4_n003	2400	4800	1200,0	2400,0	0,5	0,25	0,03	212206	17,02	0,00709
w5_n003	2400	4800	1316,0	2632,0	0,5	0,30	0,03	181571	19,57	0,00816
w6_n003	2400	4800	1420,0	2840,0	0,5	0,35	0,03	151454	22,63	0,00943
w7_n003	2400	4800	760,0	2276,0	0,5	0,15	0,03	251460	11,69	0,00487
w8_n003	2400	4800	760,0	3040,0	0,5	0,20	0,03	169003	14,43	0,00601
w9_n003	2400	4800	760,0	3790,0	0,5	0,25	0,03	91875	19,87	0,00828
w10_n003	2400	4800	1138,0	1520,0	0,5	0,15	0,03	298984	12,57	0,00524
w11_n003	2400	4800	1520,0	1520,0	0,5	0,20	0,03	282198	17,04	0,00710
w12_n003	2400	4800	1895,0	1520,0	0,5	0,25	0,03	268514	18,25	0,00760
w1_n005	2400	4800	760,0	1520,0	0,5	0,10	0,05	358423	5,52	0,00230
w2_n005	2400	4800	930,0	1860,0	0,5	0,15	0,05	312364	6,57	0,00274
w3_n005	2400	4800	1075,0	2150,0	0,5	0,20	0,05	273589	7,87	0,00328
w4_n005	2400	4800	1200,0	2400,0	0,5	0,25	0,05	238162	13,38	0,00557
w5_n005	2400	4800	1316,0	2632,0	0,5	0,30	0,05	208455	15,36	0,00640
w6_n005	2400	4800	1420,0	2840,0	0,5	0,35	0,05	180085	12,49	0,00520
w7_n005	2400	4800	760,0	2276,0	0,5	0,15	0,05	277385	5,57	0,00232
w8_n005	2400	4800	760,0	3040,0	0,5	0,20	0,05	187465	13,00	0,00542
w9_n005	2400	4800	760,0	3790,0	0,5	0,25	0,05	103429	8,15	0,00340
w10_n005	2400	4800	1138,0	1520,0	0,5	0,15	0,05	334787	9,13	0,00380
w11_n005	2400	4800	1520,0	1520,0	0,5	0,20	0,05	313907	12,40	0,00517
w12_n005	2400	4800	1895,0	1520,0	0,5	0,25	0,05	300337	18,16	0,00757
w1_n008	2400	4800	760,0	1520,0	0,5	0,10	0,08	398193	4,87	0,00203
w2_n008	2400	4800	930,0	1860,0	0,5	0,15	0,08	348298	5,81	0,00242
w3_n008	2400	4800	1075,0	2150,0	0,5	0,20	0,08	305627	7,51	0,00313
w4_n008	2400	4800	1200,0	2400,0	0,5	0,25	0,08	269933	8,53	0,00355
w5_n008	2400	4800	1316,0	2632,0	0,5	0,30	0,08	233817	11,60	0,00483
w6_n008	2400	4800	1420,0	2840,0	0,5	0,35	0,08	203748	12,61	0,00525
w7_n008	2400	4800	760,0	2276,0	0,5	0,15	0,08	302684	5,93	0,00247
w8_n008	2400	4800	760,0	3040,0	0,5	0,20	0,08	195799	4,58	0,00191
w9_n008	2400	4800	760,0	3790,0	0,5	0,25	0,08	106918	6,21	0,00259
w10_n008	2400	4800	1138,0	1520,0	0,5	0,15	0,08	377610	6,78	0,00282
w11_n008	2400	4800	1520,0	1520,0	0,5	0,20	0,08	356644	10,19	0,00425
w12_n008	2400	4800	1895,0	1520,0	0,5	0,25	0,08	338464	12,54	0,00523

w1_n010	2400	4800	760,0	1520,0	0,5	0,10	0,1	416015	4,65	0,00194
w2_n010	2400	4800	930,0	1860,0	0,5	0,15	0,1	363727	5,36	0,00224
w3_n010	2400	4800	1075,0	2150,0	0,5	0,20	0,1	321048	7,26	0,00303
w4_n010	2400	4800	1200,0	2400,0	0,5	0,25	0,1	282777	8,23	0,00343
w5_n010	2400	4800	1316,0	2632,0	0,5	0,30	0,1	248038	9,60	0,00400
w6_n010	2400	4800	1420,0	2840,0	0,5	0,35	0,1	215509	10,45	0,00435
w7_n010	2400	4800	760,0	2276,0	0,5	0,15	0,1	314685	5,92	0,00247
w8_n010	2400	4800	760,0	3040,0	0,5	0,20	0,1	204064	4,46	0,00186
w9_n010	2400	4800	760,0	3790,0	0,5	0,25	0,1	101996	5,26	0,00219
w10_n010	2400	4800	1138,0	1520,0	0,5	0,15	0,1	397339	5,62	0,00234
w11_n010	2400	4800	1520,0	1520,0	0,5	0,20	0,1	381286	8,50	0,00354
w12_n010	2400	4800	1895,0	1520,0	0,5	0,25	0,1	362235	10,56	0,00440
w1_n015	2400	4800	760,0	1520,0	0,5	0,10	0,15	448430	4,05	0,00169
w2_n015	2400	4800	930,0	1860,0	0,5	0,15	0,15	392061	4,28	0,00178
w3_n015	2400	4800	1075,0	2150,0	0,5	0,20	0,15	340499	4,68	0,00195
w4_n015	2400	4800	1200,0	2400,0	0,5	0,25	0,15	295393	6,16	0,00257
w5_n015	2400	4800	1316,0	2632,0	0,5	0,30	0,15	254377	7,10	0,00296
w6_n015	2400	4800	1420,0	2840,0	0,5	0,35	0,15	219013	6,14	0,00256
w7_n015	2400	4800	760,0	2276,0	0,5	0,15	0,15	333918	4,35	0,00181
w8_n015	2400	4800	760,0	3040,0	0,5	0,20	0,15	206872	4,10	0,00171
w9_n015	2400	4800	760,0	3790,0	0,5	0,25	0,15	57381	2,31	0,00096
w10_n015	2400	4800	1138,0	1520,0	0,5	0,15	0,15	434364	4,67	0,00194
w11_n015	2400	4800	1520,0	1520,0	0,5	0,20	0,15	415187	5,91	0,00246
w12_n015	2400	4800	1895,0	1520,0	0,5	0,25	0,15	401430	7,54	0,00314
w1_n020	2400	4800	760,0	1520,0	0,5	0,10	0,2	470380	3,75	0,00156
w2_n020	2400	4800	930,0	1860,0	0,5	0,15	0,2	403669	3,91	0,00163
w3_n020	2400	4800	1075,0	2150,0	0,5	0,20	0,2	345809	4,16	0,00173
w4_n020	2400	4800	1200,0	2400,0	0,5	0,25	0,2	293058	4,58	0,00191
w5_n020	2400	4800	1316,0	2632,0	0,5	0,30	0,2	238238	4,35	0,00181
w6_n020	2400	4800	1420,0	2840,0	0,5	0,35	0,2	190633	4,31	0,00180
w7_n020	2400	4800	760,0	2276,0	0,5	0,15	0,2	336582	3,62	0,00151
w8_n020	2400	4800	760,0	3040,0	0,5	0,20	0,2	176220	3,06	0,00127
w9_n020	2400	4800	760,0	3790,0	0,5	0,25	0,2	311	17,99	0,00750
w10_n020	2400	4800	1138,0	1520,0	0,5	0,15	0,2	452130	4,16	0,00173
w11_n020	2400	4800	1520,0	1520,0	0,5	0,20	0,2	435467	4,68	0,00195
w12_n020	2400	4800	1895,0	1520,0	0,5	0,25	0,2	418252	5,19	0,00216

Tablo A.2 H/L=0,75 durumu için analiz sonuçları

Model	H (mm)	L (mm)	H_B (mm)	L_B (mm)	H/L	Boşluk Oranı	σ_n/f_m'	P (N)	δ (mm)	θ
w1_n003	2400	3200	760,0	1013,0	0,75	0,10	0,03	175464	12,34	0,00514
w2_n003	2400	3200	930,0	1240,0	0,75	0,15	0,03	151467	12,87	0,00536
w3_n003	2400	3200	1075,0	1433,0	0,75	0,20	0,03	130952	15,19	0,00633
w4_n003	2400	3200	1200,0	1600,0	0,75	0,25	0,03	111117	23,81	0,00992
w5_n003	2400	3200	1316,0	1754,0	0,75	0,30	0,03	90659	28,75	0,01198

w6_n003	2400	3200	1420,0	1893,0	0,75	0,35	0,03	72705	31,20	0,01300
w7_n003	2400	3200	760,0	1517,0	0,75	0,15	0,03	139287	13,22	0,00551
w8_n003	2400	3200	760,0	2027,0	0,75	0,20	0,03	94165	27,91	0,01163
w9_n003	2400	3200	760,0	2527,0	0,75	0,25	0,03	47335	19,19	0,00800
w10_n003	2400	3200	1138,0	1013,0	0,75	0,15	0,03	159282	17,28	0,00720
w11_n003	2400	3200	1520,0	1013,0	0,75	0,20	0,03	147037	25,62	0,01068
w12_n003	2400	3200	1895,0	1013,0	0,75	0,25	0,03	129445	29,12	0,01213
w1_n005	2400	3200	760,0	1013,0	0,75	0,10	0,05	198909	10,11	0,00421
w2_n005	2400	3200	930,0	1240,0	0,75	0,15	0,05	173252	13,91	0,00579
w3_n005	2400	3200	1075,0	1433,0	0,75	0,20	0,05	147972	12,38	0,00516
w4_n005	2400	3200	1200,0	1600,0	0,75	0,25	0,05	125233	20,55	0,00856
w5_n005	2400	3200	1316,0	1754,0	0,75	0,30	0,05	105483	20,84	0,00868
w6_n005	2400	3200	1420,0	1893,0	0,75	0,35	0,05	86606	20,12	0,00838
w7_n005	2400	3200	760,0	1517,0	0,75	0,15	0,05	155906	8,33	0,00347
w8_n005	2400	3200	760,0	2027,0	0,75	0,20	0,05	108750	12,04	0,00501
w9_n005	2400	3200	760,0	2527,0	0,75	0,25	0,05	55793	15,27	0,00636
w10_n005	2400	3200	1138,0	1013,0	0,75	0,15	0,05	179382	13,86	0,00578
w11_n005	2400	3200	1520,0	1013,0	0,75	0,20	0,05	167061	11,59	0,00483
w12_n005	2400	3200	1895,0	1013,0	0,75	0,25	0,05	150387	24,47	0,01020
w1_n008	2400	3200	760,0	1013,0	0,75	0,10	0,08	225886	8,69	0,00362
w2_n008	2400	3200	930,0	1240,0	0,75	0,15	0,08	189993	10,71	0,00446
w3_n008	2400	3200	1075,0	1433,0	0,75	0,20	0,08	164776	14,81	0,00617
w4_n008	2400	3200	1200,0	1600,0	0,75	0,25	0,08	146084	11,21	0,00467
w5_n008	2400	3200	1316,0	1754,0	0,75	0,30	0,08	122293	14,83	0,00618
w6_n008	2400	3200	1420,0	1893,0	0,75	0,35	0,08	101508	15,24	0,00635
w7_n008	2400	3200	760,0	1517,0	0,75	0,15	0,08	169397	6,18	0,00257
w8_n008	2400	3200	760,0	2027,0	0,75	0,20	0,08	117242	6,96	0,00290
w9_n008	2400	3200	760,0	2527,0	0,75	0,25	0,08	58558	7,19	0,00300
w10_n008	2400	3200	1138,0	1013,0	0,75	0,15	0,08	204133	11,31	0,00471
w11_n008	2400	3200	1520,0	1013,0	0,75	0,20	0,08	191416	9,93	0,00414
w12_n008	2400	3200	1895,0	1013,0	0,75	0,25	0,08	175323	14,46	0,00603
w1_n010	2400	3200	760,0	1013,0	0,75	0,10	0,1	234879	7,42	0,00309
w2_n010	2400	3200	930,0	1240,0	0,75	0,15	0,1	204746	8,76	0,00365
w3_n010	2400	3200	1075,0	1433,0	0,75	0,20	0,1	178652	10,59	0,00441
w4_n010	2400	3200	1200,0	1600,0	0,75	0,25	0,1	156141	11,28	0,00470
w5_n010	2400	3200	1316,0	1754,0	0,75	0,30	0,1	131121	12,89	0,00537
w6_n010	2400	3200	1420,0	1893,0	0,75	0,35	0,1	108941	13,48	0,00561
w7_n010	2400	3200	760,0	1517,0	0,75	0,15	0,1	172598	5,25	0,00219
w8_n010	2400	3200	760,0	2027,0	0,75	0,20	0,1	124499	6,81	0,00284
w9_n010	2400	3200	760,0	2527,0	0,75	0,25	0,1	54426	5,77	0,00240
w10_n010	2400	3200	1138,0	1013,0	0,75	0,15	0,1	218355	8,81	0,00367
w11_n010	2400	3200	1520,0	1013,0	0,75	0,20	0,1	204272	9,45	0,00394
w12_n010	2400	3200	1895,0	1013,0	0,75	0,25	0,1	189499	9,83	0,00410
w1_n015	2400	3200	760,0	1013,0	0,75	0,10	0,15	253593	5,72	0,00238
w2_n015	2400	3200	930,0	1240,0	0,75	0,15	0,15	221899	6,06	0,00253
w3_n015	2400	3200	1075,0	1433,0	0,75	0,20	0,15	189674	8,34	0,00347

w4_n015	2400	3200	1200,0	1600,0	0,75	0,25	0,15	165401	8,52	0,00355
w5_n015	2400	3200	1316,0	1754,0	0,75	0,30	0,15	138847	7,64	0,00318
w6_n015	2400	3200	1420,0	1893,0	0,75	0,35	0,15	112971	7,77	0,00324
w7_n015	2400	3200	760,0	1517,0	0,75	0,15	0,15	192000	5,07	0,00211
w8_n015	2400	3200	760,0	2027,0	0,75	0,20	0,15	124532	5,32	0,00221
w9_n015	2400	3200	760,0	2527,0	0,75	0,25	0,15	30646	2,67	0,00111
w10_n015	2400	3200	1138,0	1013,0	0,75	0,15	0,15	240674	7,63	0,00318
w11_n015	2400	3200	1520,0	1013,0	0,75	0,20	0,15	224583	10,92	0,00455
w12_n015	2400	3200	1895,0	1013,0	0,75	0,25	0,15	215474	7,75	0,00323
w1_n020	2400	3200	760,0	1013,0	0,75	0,10	0,2	270972	4,86	0,00202
w2_n020	2400	3200	930,0	1240,0	0,75	0,15	0,2	228399	5,30	0,00221
w3_n020	2400	3200	1075,0	1433,0	0,75	0,20	0,2	194699	5,62	0,00234
w4_n020	2400	3200	1200,0	1600,0	0,75	0,25	0,2	164720	6,10	0,00254
w5_n020	2400	3200	1316,0	1754,0	0,75	0,30	0,2	130550	5,83	0,00243
w6_n020	2400	3200	1420,0	1893,0	0,75	0,35	0,2	100710	5,72	0,00238
w7_n020	2400	3200	760,0	1517,0	0,75	0,15	0,2	191595	4,75	0,00198
w8_n020	2400	3200	760,0	2027,0	0,75	0,20	0,2	108652	4,29	0,00179
w9_n020	2400	3200	760,0	2527,0	0,75	0,25	0,2	183	17,83	0,00743
w10_n020	2400	3200	1138,0	1013,0	0,75	0,15	0,2	253663	5,85	0,00244
w11_n020	2400	3200	1520,0	1013,0	0,75	0,20	0,2	238234	7,91	0,00330
w12_n020	2400	3200	1895,0	1013,0	0,75	0,25	0,2	228034	7,06	0,00294

Tablo A.3 H/L=1,00 durumu için analiz sonuçları

Model	H (mm)	L (mm)	H_B (mm)	L_B (mm)	H/L	Boşluk Oranı	σ_n/f_m'	P (N)	δ (mm)	θ
w1_n003	2400	2400	760,0	760,0	1	0,10	0,03	111109	16,16	0,00673
w2_n003	2400	2400	930,0	930,0	1	0,15	0,03	93576	19,88	0,00828
w3_n003	2400	2400	1075,0	1075,0	1	0,20	0,03	78479	29,69	0,01237
w4_n003	2400	2400	1200,0	1200,0	1	0,25	0,03	65431	32,77	0,01365
w5_n003	2400	2400	1316,0	1316,0	1	0,30	0,03	53077	34,63	0,01443
w6_n003	2400	2400	1420,0	1420,0	1	0,35	0,03	43241	38,49	0,01604
w7_n003	2400	2400	760,0	1138,0	1	0,15	0,03	87720	21,73	0,00906
w8_n003	2400	2400	760,0	1520,0	1	0,20	0,03	58431	29,43	0,01226
w9_n003	2400	2400	760,0	1895,0	1	0,25	0,03	28169	28,00	0,01167
w10_n003	2400	2400	1138,0	760,0	1	0,15	0,03	98075	18,41	0,00767
w11_n003	2400	2400	1520,0	760,0	1	0,20	0,03	85588	32,97	0,01374
w12_n003	2400	2400	1895,0	760,0	1	0,25	0,03	76605	31,58	0,01316
w1_n005	2400	2400	760,0	760,0	1	0,10	0,05	124530	13,47	0,00561
w2_n005	2400	2400	930,0	930,0	1	0,15	0,05	108416	14,31	0,00596
w3_n005	2400	2400	1075,0	1075,0	1	0,20	0,05	91163	21,43	0,00893
w4_n005	2400	2400	1200,0	1200,0	1	0,25	0,05	75189	24,90	0,01038
w5_n005	2400	2400	1316,0	1316,0	1	0,30	0,05	62594	24,09	0,01004
w6_n005	2400	2400	1420,0	1420,0	1	0,35	0,05	51262	25,69	0,01070
w7_n005	2400	2400	760,0	1138,0	1	0,15	0,05	100175	18,15	0,00756
w8_n005	2400	2400	760,0	1520,0	1	0,20	0,05	67826	20,84	0,00868

w9_n005	2400	2400	760,0	1895,0	1	0,25	0,05	34282	14,07	0,00586
w10_n005	2400	2400	1138,0	760,0	1	0,15	0,05	110926	17,66	0,00736
w11_n005	2400	2400	1520,0	760,0	1	0,20	0,05	96078	28,62	0,01193
w12_n005	2400	2400	1895,0	760,0	1	0,25	0,05	89733	26,08	0,01087
w1_n008	2400	2400	760,0	760,0	1	0,10	0,08	145234	11,83	0,00493
w2_n008	2400	2400	930,0	930,0	1	0,15	0,08	123254	14,19	0,00591
w3_n008	2400	2400	1075,0	1075,0	1	0,20	0,08	106157	17,21	0,00717
w4_n008	2400	2400	1200,0	1200,0	1	0,25	0,08	89182	17,10	0,00712
w5_n008	2400	2400	1316,0	1316,0	1	0,30	0,08	73353	17,37	0,00724
w6_n008	2400	2400	1420,0	1420,0	1	0,35	0,08	60373	18,56	0,00773
w7_n008	2400	2400	760,0	1138,0	1	0,15	0,08	113793	9,31	0,00388
w8_n008	2400	2400	760,0	1520,0	1	0,20	0,08	80407	11,06	0,00461
w9_n008	2400	2400	760,0	1895,0	1	0,25	0,08	36603	8,72	0,00363
w10_n008	2400	2400	1138,0	760,0	1	0,15	0,08	131028	11,64	0,00485
w11_n008	2400	2400	1520,0	760,0	1	0,20	0,08	114283	19,22	0,00801
w12_n008	2400	2400	1895,0	760,0	1	0,25	0,08	103848	20,58	0,00858
w1_n010	2400	2400	760,0	760,0	1	0,10	0,1	151369	7,79	0,00324
w2_n010	2400	2400	930,0	930,0	1	0,15	0,1	130672	14,93	0,00622
w3_n010	2400	2400	1075,0	1075,0	1	0,20	0,1	115798	13,94	0,00581
w4_n010	2400	2400	1200,0	1200,0	1	0,25	0,1	96398	15,29	0,00637
w5_n010	2400	2400	1316,0	1316,0	1	0,30	0,1	79514	15,46	0,00644
w6_n010	2400	2400	1420,0	1420,0	1	0,35	0,1	65581	16,65	0,00694
w7_n010	2400	2400	760,0	1138,0	1	0,15	0,1	115416	7,61	0,00317
w8_n010	2400	2400	760,0	1520,0	1	0,20	0,1	83281	9,99	0,00416
w9_n010	2400	2400	760,0	1895,0	1	0,25	0,1	34847	6,79	0,00283
w10_n010	2400	2400	1138,0	760,0	1	0,15	0,1	139198	11,43	0,00476
w11_n010	2400	2400	1520,0	760,0	1	0,20	0,1	122573	14,12	0,00588
w12_n010	2400	2400	1895,0	760,0	1	0,25	0,1	110639	18,71	0,00780
w1_n015	2400	2400	760,0	760,0	1	0,10	0,15	158120	5,79	0,00241
w2_n015	2400	2400	930,0	930,0	1	0,15	0,15	139991	6,36	0,00265
w3_n015	2400	2400	1075,0	1075,0	1	0,20	0,15	124580	7,79	0,00325
w4_n015	2400	2400	1200,0	1200,0	1	0,25	0,15	104134	9,36	0,00390
w5_n015	2400	2400	1316,0	1316,0	1	0,30	0,15	85075	9,67	0,00403
w6_n015	2400	2400	1420,0	1420,0	1	0,35	0,15	68852	10,02	0,00417
w7_n015	2400	2400	760,0	1138,0	1	0,15	0,15	125236	6,13	0,00255
w8_n015	2400	2400	760,0	1520,0	1	0,20	0,15	84926	6,78	0,00282
w9_n015	2400	2400	760,0	1895,0	1	0,25	0,15	21203	3,78	0,00158
w10_n015	2400	2400	1138,0	760,0	1	0,15	0,15	152418	10,72	0,00447
w11_n015	2400	2400	1520,0	760,0	1	0,20	0,15	140155	9,67	0,00403
w12_n015	2400	2400	1895,0	760,0	1	0,25	0,15	126003	10,53	0,00439
w1_n020	2400	2400	760,0	760,0	1	0,10	0,2	173463	5,59	0,00233
w2_n020	2400	2400	930,0	930,0	1	0,15	0,2	148439	6,02	0,00251
w3_n020	2400	2400	1075,0	1075,0	1	0,20	0,2	126751	7,65	0,00319
w4_n020	2400	2400	1200,0	1200,0	1	0,25	0,2	103686	7,24	0,00302
w5_n020	2400	2400	1316,0	1316,0	1	0,30	0,2	81278	7,13	0,00297
w6_n020	2400	2400	1420,0	1420,0	1	0,35	0,2	63068	7,20	0,00300

w7_n020	2400	2400	760,0	1138,0	1	0,15	0,2	131489	5,39	0,00225
w8_n020	2400	2400	760,0	1520,0	1	0,20	0,2	69404	4,67	0,00195
w9_n020	2400	2400	760,0	1895,0	1	0,25	0,2	125	15,51	0,00646
w10_n020	2400	2400	1138,0	760,0	1	0,15	0,2	161820	8,56	0,00357
w11_n020	2400	2400	1520,0	760,0	1	0,20	0,2	149216	8,49	0,00354
w12_n020	2400	2400	1895,0	760,0	1	0,25	0,2	136320	9,03	0,00376

Tablo A.4 H/L=1,50 durumu için analiz sonuçları

Model	H (mm)	L (mm)	H_B (mm)	L_B (mm)	H/L	Boşluk Oranı	σ_n/f_m'	P (N)	δ (mm)	θ
w1_n003	2400	1600	760,0	507,0	1,5	0,10	0,03	54887	30,56	0,01273
w2_n003	2400	1600	930,0	620,0	1,5	0,15	0,03	46162	36,65	0,01527
w3_n003	2400	1600	1075,0	717,0	1,5	0,20	0,03	38560	35,42	0,01476
w4_n003	2400	1600	1200,0	800,0	1,5	0,25	0,03	31227	32,72	0,01363
w5_n003	2400	1600	1316,0	877,0	1,5	0,30	0,03	25045	44,48	0,01853
w6_n003	2400	1600	1420,0	947,0	1,5	0,35	0,03	20222	47,32	0,01972
w7_n003	2400	1600	760,0	759,0	1,5	0,15	0,03	44062	30,58	0,01274
w8_n003	2400	1600	760,0	1013,0	1,5	0,20	0,03	29094	25,23	0,01051
w9_n003	2400	1600	760,0	1263,0	1,5	0,25	0,03	12500	48,86	0,02036
w10_n003	2400	1600	1138,0	507,0	1,5	0,15	0,03	47896	35,80	0,01492
w11_n003	2400	1600	1520,0	507,0	1,5	0,20	0,03	40640	38,58	0,01608
w12_n003	2400	1600	1895,0	507,0	1,5	0,25	0,03	34999	37,32	0,01555
w1_n005	2400	1600	760,0	507,0	1,5	0,10	0,05	63503	22,32	0,00930
w2_n005	2400	1600	930,0	620,0	1,5	0,15	0,05	54582	27,87	0,01161
w3_n005	2400	1600	1075,0	717,0	1,5	0,20	0,05	44522	29,23	0,01218
w4_n005	2400	1600	1200,0	800,0	1,5	0,25	0,05	36603	31,88	0,01329
w5_n005	2400	1600	1316,0	877,0	1,5	0,30	0,05	29740	35,55	0,01481
w6_n005	2400	1600	1420,0	947,0	1,5	0,35	0,05	24298	31,86	0,01328
w7_n005	2400	1600	760,0	759,0	1,5	0,15	0,05	51315	24,86	0,01036
w8_n005	2400	1600	760,0	1013,0	1,5	0,20	0,05	33917	19,17	0,00799
w9_n005	2400	1600	760,0	1263,0	1,5	0,25	0,05	15435	14,70	0,00612
w10_n005	2400	1600	1138,0	507,0	1,5	0,15	0,05	54275	31,77	0,01324
w11_n005	2400	1600	1520,0	507,0	1,5	0,20	0,05	46797	31,02	0,01293
w12_n005	2400	1600	1895,0	507,0	1,5	0,25	0,05	40205	35,04	0,01460
w1_n008	2400	1600	760,0	507,0	1,5	0,10	0,08	74179	18,69	0,00779
w2_n008	2400	1600	930,0	620,0	1,5	0,15	0,08	63724	20,50	0,00854
w3_n008	2400	1600	1075,0	717,0	1,5	0,20	0,08	52504	23,33	0,00972
w4_n008	2400	1600	1200,0	800,0	1,5	0,25	0,08	43380	24,32	0,01013
w5_n008	2400	1600	1316,0	877,0	1,5	0,30	0,08	35508	22,85	0,00952
w6_n008	2400	1600	1420,0	947,0	1,5	0,35	0,08	29119	24,12	0,01005
w7_n008	2400	1600	760,0	759,0	1,5	0,15	0,08	59204	21,08	0,00879
w8_n008	2400	1600	760,0	1013,0	1,5	0,20	0,08	41144	16,55	0,00689
w9_n008	2400	1600	760,0	1263,0	1,5	0,25	0,08	16948	11,54	0,00481
w10_n008	2400	1600	1138,0	507,0	1,5	0,15	0,08	63621	22,04	0,00918
w11_n008	2400	1600	1520,0	507,0	1,5	0,20	0,08	54153	22,93	0,00955

w12_n008	2400	1600	1895,0	507,0	1,5	0,25	0,08	47024	25,09	0,01045
w1_n010	2400	1600	760,0	507,0	1,5	0,10	0,1	80299	18,27	0,00761
w2_n010	2400	1600	930,0	620,0	1,5	0,15	0,1	67758	19,21	0,00800
w3_n010	2400	1600	1075,0	717,0	1,5	0,20	0,1	56554	19,99	0,00833
w4_n010	2400	1600	1200,0	800,0	1,5	0,25	0,1	47277	19,88	0,00828
w5_n010	2400	1600	1316,0	877,0	1,5	0,30	0,1	38713	21,06	0,00878
w6_n010	2400	1600	1420,0	947,0	1,5	0,35	0,1	31571	22,55	0,00939
w7_n010	2400	1600	760,0	759,0	1,5	0,15	0,1	65137	14,90	0,00621
w8_n010	2400	1600	760,0	1013,0	1,5	0,20	0,1	42704	12,82	0,00534
w9_n010	2400	1600	760,0	1263,0	1,5	0,25	0,1	16706	8,91	0,00371
w10_n010	2400	1600	1138,0	507,0	1,5	0,15	0,1	68804	18,97	0,00791
w11_n010	2400	1600	1520,0	507,0	1,5	0,20	0,1	58793	20,96	0,00873
w12_n010	2400	1600	1895,0	507,0	1,5	0,25	0,1	50925	23,27	0,00969
w1_n015	2400	1600	760,0	507,0	1,5	0,10	0,15	89431	9,98	0,00416
w2_n015	2400	1600	930,0	620,0	1,5	0,15	0,15	78061	12,77	0,00532
w3_n015	2400	1600	1075,0	717,0	1,5	0,20	0,15	64299	13,80	0,00575
w4_n015	2400	1600	1200,0	800,0	1,5	0,25	0,15	52417	14,42	0,00601
w5_n015	2400	1600	1316,0	877,0	1,5	0,30	0,15	42296	13,84	0,00577
w6_n015	2400	1600	1420,0	947,0	1,5	0,35	0,15	33680	13,64	0,00568
w7_n015	2400	1600	760,0	759,0	1,5	0,15	0,15	72261	10,85	0,00452
w8_n015	2400	1600	760,0	1013,0	1,5	0,20	0,15	43769	7,98	0,00333
w9_n015	2400	1600	760,0	1263,0	1,5	0,25	0,15	10176	4,94	0,00206
w10_n015	2400	1600	1138,0	507,0	1,5	0,15	0,15	79333	14,47	0,00603
w11_n015	2400	1600	1520,0	507,0	1,5	0,20	0,15	66757	16,19	0,00674
w12_n015	2400	1600	1895,0	507,0	1,5	0,25	0,15	58256	15,39	0,00641
w1_n020	2400	1600	760,0	507,0	1,5	0,10	0,2	93527	9,25	0,00385
w2_n020	2400	1600	930,0	620,0	1,5	0,15	0,2	82069	10,93	0,00455
w3_n020	2400	1600	1075,0	717,0	1,5	0,20	0,2	65745	9,98	0,00416
w4_n020	2400	1600	1200,0	800,0	1,5	0,25	0,2	52280	10,00	0,00416
w5_n020	2400	1600	1316,0	877,0	1,5	0,30	0,2	41031	10,15	0,00423
w6_n020	2400	1600	1420,0	947,0	1,5	0,35	0,2	31255	10,35	0,00431
w7_n020	2400	1600	760,0	759,0	1,5	0,15	0,2	74639	9,71	0,00404
w8_n020	2400	1600	760,0	1013,0	1,5	0,20	0,2	37650	6,12	0,00255
w9_n020	2400	1600	760,0	1263,0	1,5	0,25	0,2	57	16,09	0,00671
w10_n020	2400	1600	1138,0	507,0	1,5	0,15	0,2	84596	12,38	0,00516
w11_n020	2400	1600	1520,0	507,0	1,5	0,20	0,2	72545	12,45	0,00519
w12_n020	2400	1600	1895,0	507,0	1,5	0,25	0,2	63017	14,58	0,00608

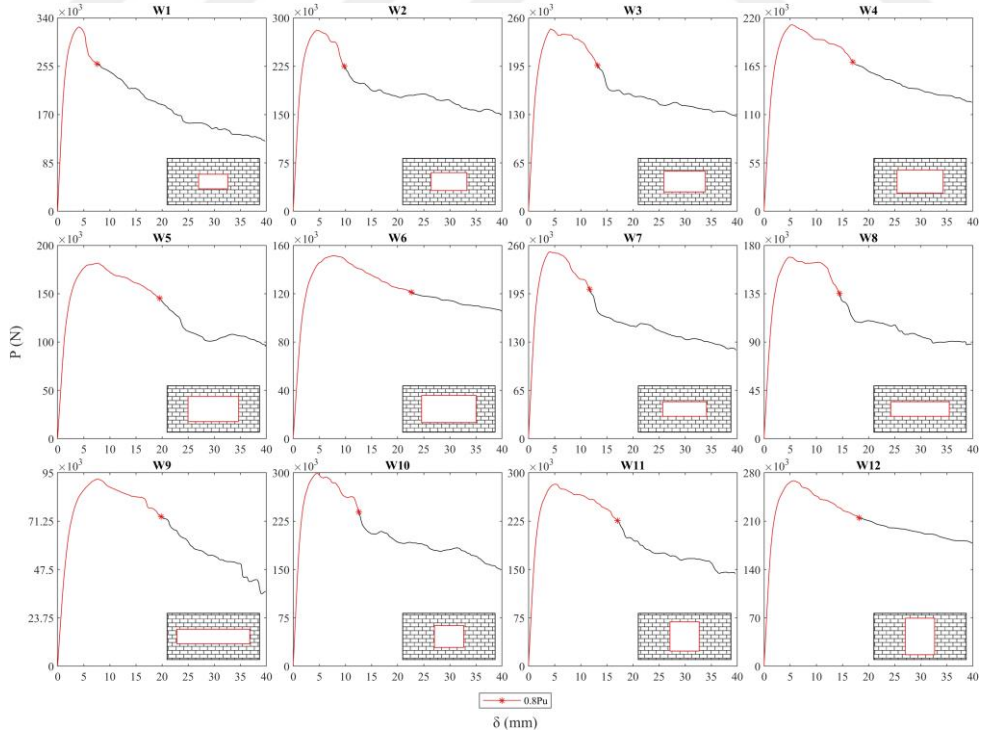
Tablo A.5 H/L=2,00 durumu için analiz sonuçları

Model	H (mm)	L (mm)	H_B (mm)	L_B (mm)	H/L	Boşluk Oranı	σ_n/f_m'	P (N)	δ (mm)	θ
w1_n003	2400	1200	760,0	380,0	2	0,10	0,03	34080	37,60	0,01567
w2_n003	2400	1200	930,0	465,0	2	0,15	0,03	28146	37,07	0,01544
w3_n003	2400	1200	1075,0	537,5	2	0,20	0,03	22815	38,17	0,01590
w4_n003	2400	1200	1200,0	600,0	2	0,25	0,03	18112	43,41	0,01809

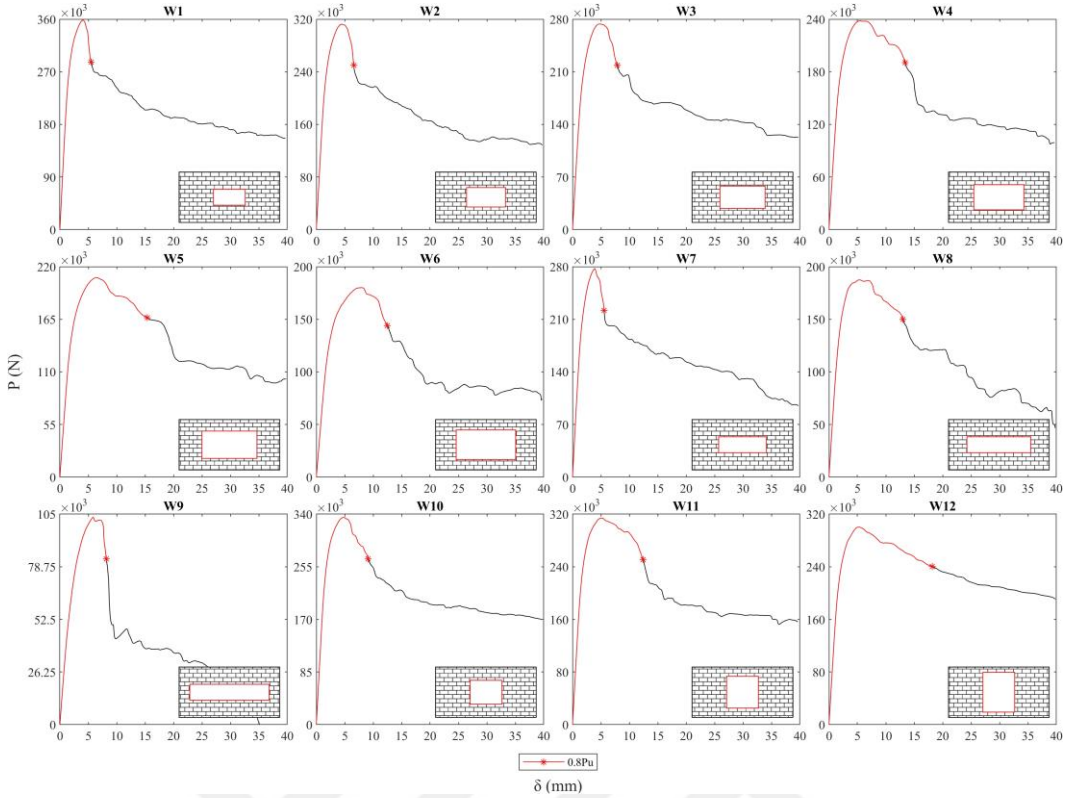
w5_n003	2400	1200	1316,0	658,0	2	0,30	0,03	14156	52,39	0,02183
w6_n003	2400	1200	1420,0	710,0	2	0,35	0,03	11413	48,82	0,02034
w7_n003	2400	1200	760,0	569,0	2	0,15	0,03	26566	29,35	0,01223
w8_n003	2400	1200	760,0	760,0	2	0,20	0,03	16985	32,84	0,01368
w9_n003	2400	1200	760,0	947,5	2	0,25	0,03	7239	37,55	0,01565
w10_n003	2400	1200	1138,0	380,0	2	0,15	0,03	28583	35,65	0,01485
w11_n003	2400	1200	1520,0	380,0	2	0,20	0,03	23528	38,12	0,01588
w12_n003	2400	1200	1895,0	380,0	2	0,25	0,03	20005	39,07	0,01628
w1_n005	2400	1200	760,0	380,0	2	0,10	0,05	38835	28,83	0,01201
w2_n005	2400	1200	930,0	465,0	2	0,15	0,05	32385	29,26	0,01219
w3_n005	2400	1200	1075,0	537,5	2	0,20	0,05	26330	28,87	0,01203
w4_n005	2400	1200	1200,0	600,0	2	0,25	0,05	21711	32,19	0,01341
w5_n005	2400	1200	1316,0	658,0	2	0,30	0,05	17288	43,68	0,01820
w6_n005	2400	1200	1420,0	710,0	2	0,35	0,05	14013	41,91	0,01746
w7_n005	2400	1200	760,0	569,0	2	0,15	0,05	31172	22,99	0,00958
w8_n005	2400	1200	760,0	760,0	2	0,20	0,05	19798	27,86	0,01161
w9_n005	2400	1200	760,0	947,5	2	0,25	0,05	8642	14,61	0,00609
w10_n005	2400	1200	1138,0	380,0	2	0,15	0,05	32387	30,89	0,01287
w11_n005	2400	1200	1520,0	380,0	2	0,20	0,05	26975	36,38	0,01516
w12_n005	2400	1200	1895,0	380,0	2	0,25	0,05	23293	36,20	0,01508
w1_n008	2400	1200	760,0	380,0	2	0,10	0,08	45510	25,80	0,01075
w2_n008	2400	1200	930,0	465,0	2	0,15	0,08	38206	22,54	0,00939
w3_n008	2400	1200	1075,0	537,5	2	0,20	0,08	31156	24,15	0,01006
w4_n008	2400	1200	1200,0	600,0	2	0,25	0,08	25906	24,32	0,01013
w5_n008	2400	1200	1316,0	658,0	2	0,30	0,08	20591	27,24	0,01135
w6_n008	2400	1200	1420,0	710,0	2	0,35	0,08	16987	25,88	0,01078
w7_n008	2400	1200	760,0	569,0	2	0,15	0,08	36642	21,07	0,00878
w8_n008	2400	1200	760,0	760,0	2	0,20	0,08	23754	16,35	0,00681
w9_n008	2400	1200	760,0	947,5	2	0,25	0,08	9844	12,53	0,00522
w10_n008	2400	1200	1138,0	380,0	2	0,15	0,08	38063	27,02	0,01126
w11_n008	2400	1200	1520,0	380,0	2	0,20	0,08	31773	29,65	0,01235
w12_n008	2400	1200	1895,0	380,0	2	0,25	0,08	27347	31,41	0,01309
w1_n010	2400	1200	760,0	380,0	2	0,10	0,1	48746	25,22	0,01051
w2_n010	2400	1200	930,0	465,0	2	0,15	0,1	41410	21,31	0,00888
w3_n010	2400	1200	1075,0	537,5	2	0,20	0,1	33721	22,39	0,00933
w4_n010	2400	1200	1200,0	600,0	2	0,25	0,1	27831	22,76	0,00948
w5_n010	2400	1200	1316,0	658,0	2	0,30	0,1	22217	24,23	0,01010
w6_n010	2400	1200	1420,0	710,0	2	0,35	0,1	18100	23,57	0,00982
w7_n010	2400	1200	760,0	569,0	2	0,15	0,1	39236	19,15	0,00798
w8_n010	2400	1200	760,0	760,0	2	0,20	0,1	25836	15,80	0,00658
w9_n010	2400	1200	760,0	947,5	2	0,25	0,1	9622	9,85	0,00410
w10_n010	2400	1200	1138,0	380,0	2	0,15	0,1	41066	23,14	0,00964
w11_n010	2400	1200	1520,0	380,0	2	0,20	0,1	34419	27,21	0,01134
w12_n010	2400	1200	1895,0	380,0	2	0,25	0,1	29236	30,87	0,01286
w1_n015	2400	1200	760,0	380,0	2	0,10	0,15	56840	18,51	0,00771
w2_n015	2400	1200	930,0	465,0	2	0,15	0,15	48053	16,87	0,00703

w3_n015	2400	1200	1075,0	537,5	2	0,20	0,15	38764	17,66	0,00736
w4_n015	2400	1200	1200,0	600,0	2	0,25	0,15	31222	17,39	0,00724
w5_n015	2400	1200	1316,0	658,0	2	0,30	0,15	24889	16,43	0,00684
w6_n015	2400	1200	1420,0	710,0	2	0,35	0,15	19796	16,32	0,00680
w7_n015	2400	1200	760,0	569,0	2	0,15	0,15	44482	13,80	0,00575
w8_n015	2400	1200	760,0	760,0	2	0,20	0,15	26604	10,05	0,00419
w9_n015	2400	1200	760,0	947,5	2	0,25	0,15	5575	5,44	0,00227
w10_n015	2400	1200	1138,0	380,0	2	0,15	0,15	47324	17,64	0,00735
w11_n015	2400	1200	1520,0	380,0	2	0,20	0,15	39647	19,45	0,00810
w12_n015	2400	1200	1895,0	380,0	2	0,25	0,15	33428	18,00	0,00750
w1_n020	2400	1200	760,0	380,0	2	0,10	0,2	59447	13,58	0,00566
w2_n020	2400	1200	930,0	465,0	2	0,15	0,2	49808	14,06	0,00586
w3_n020	2400	1200	1075,0	537,5	2	0,20	0,2	39951	13,48	0,00562
w4_n020	2400	1200	1200,0	600,0	2	0,25	0,2	31932	12,99	0,00541
w5_n020	2400	1200	1316,0	658,0	2	0,30	0,2	24896	13,43	0,00560
w6_n020	2400	1200	1420,0	710,0	2	0,35	0,2	18785	13,59	0,00566
w7_n020	2400	1200	760,0	569,0	2	0,15	0,2	45736	11,22	0,00467
w8_n020	2400	1200	760,0	760,0	2	0,20	0,2	23833	7,63	0,00318
w9_n020	2400	1200	760,0	947,5	2	0,25	0,2	29	17,83	0,00743
w10_n020	2400	1200	1138,0	380,0	2	0,15	0,2	51715	15,86	0,00661
w11_n020	2400	1200	1520,0	380,0	2	0,20	0,2	43509	16,08	0,00670
w12_n020	2400	1200	1895,0	380,0	2	0,25	0,2	36082	15,08	0,00629

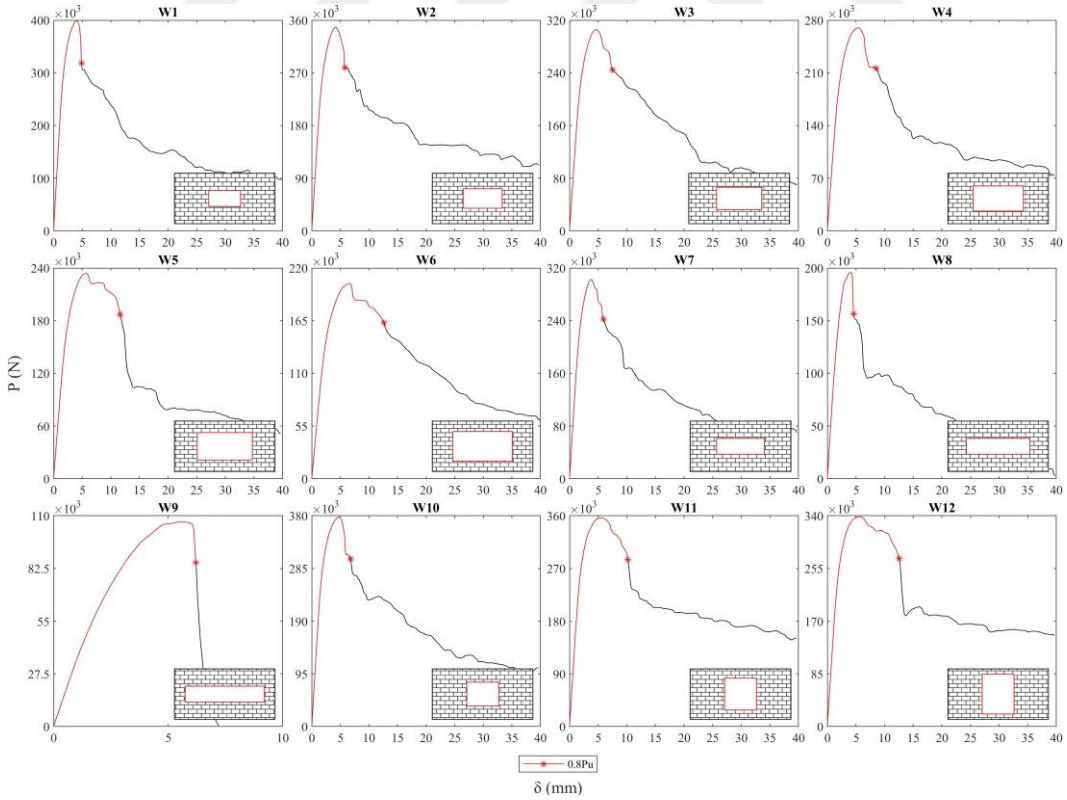
H/L=0,50 durumu;



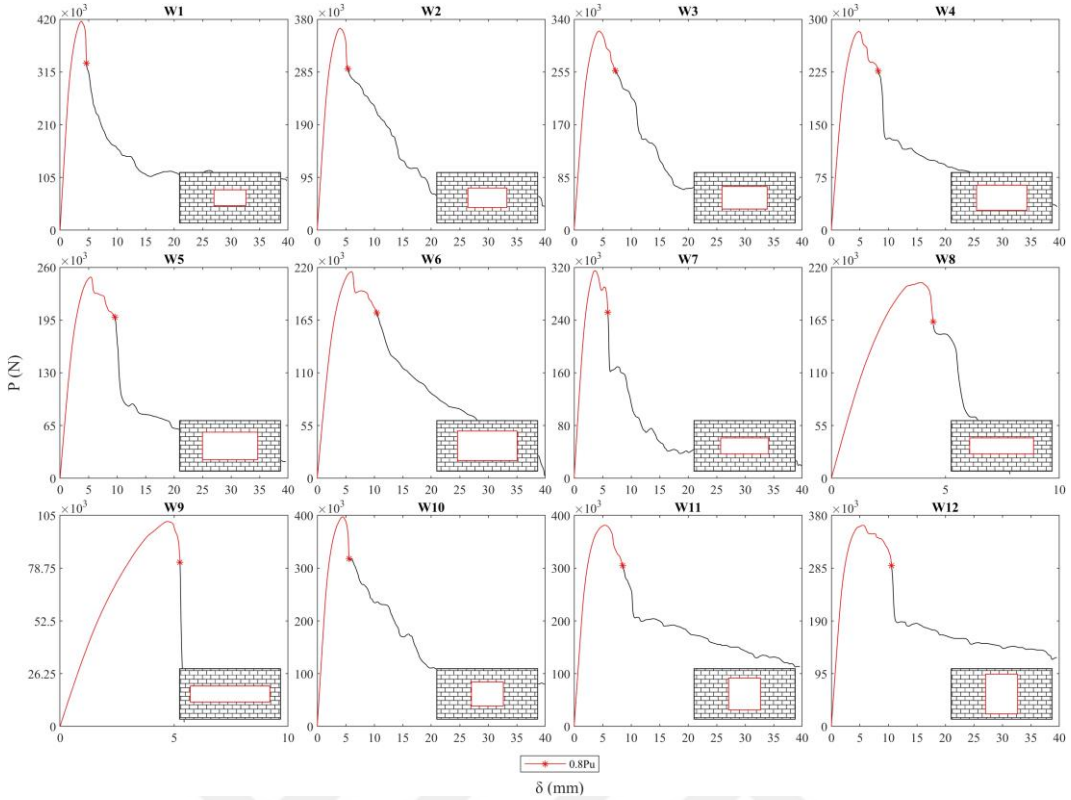
Şekil A.1 %3 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



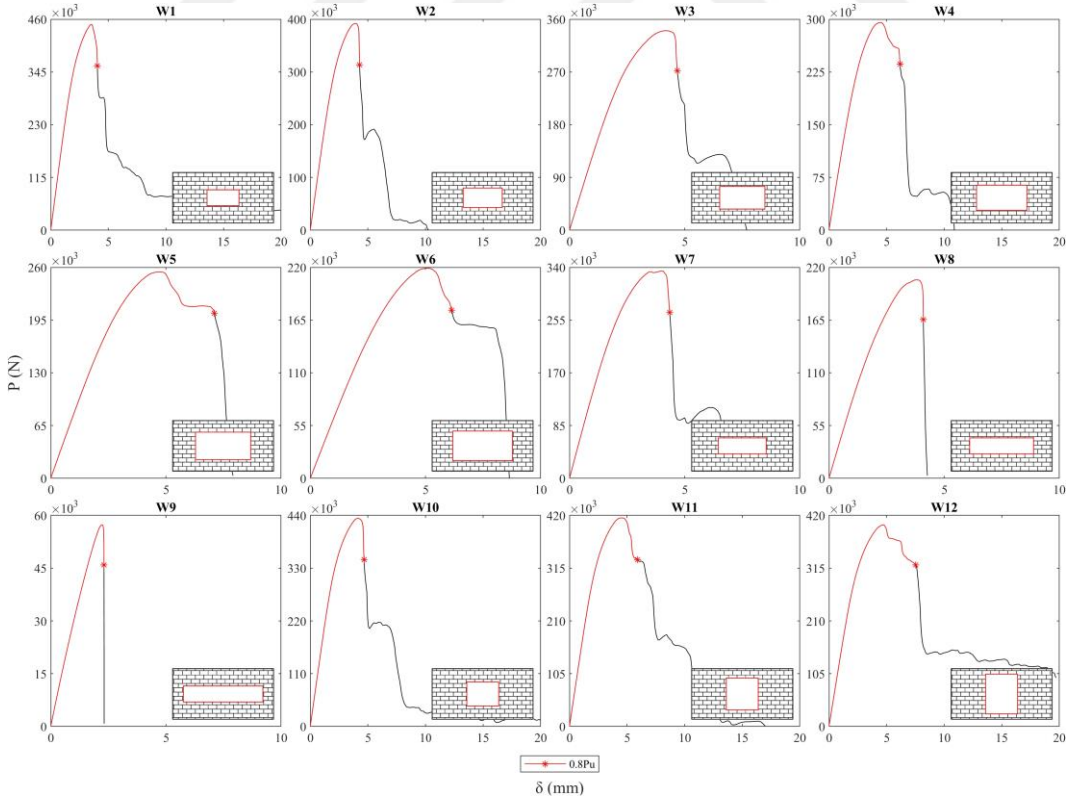
Şekil A.2 %5 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



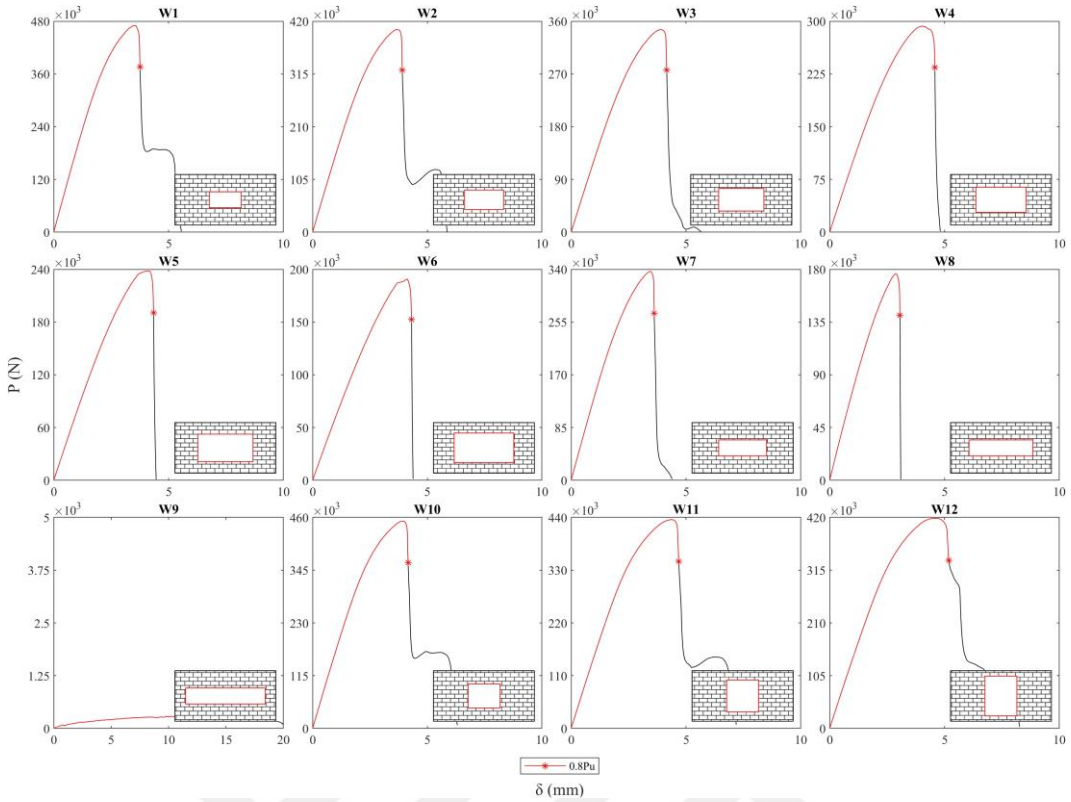
Şekil A.3 %8 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil A.4 %10 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri

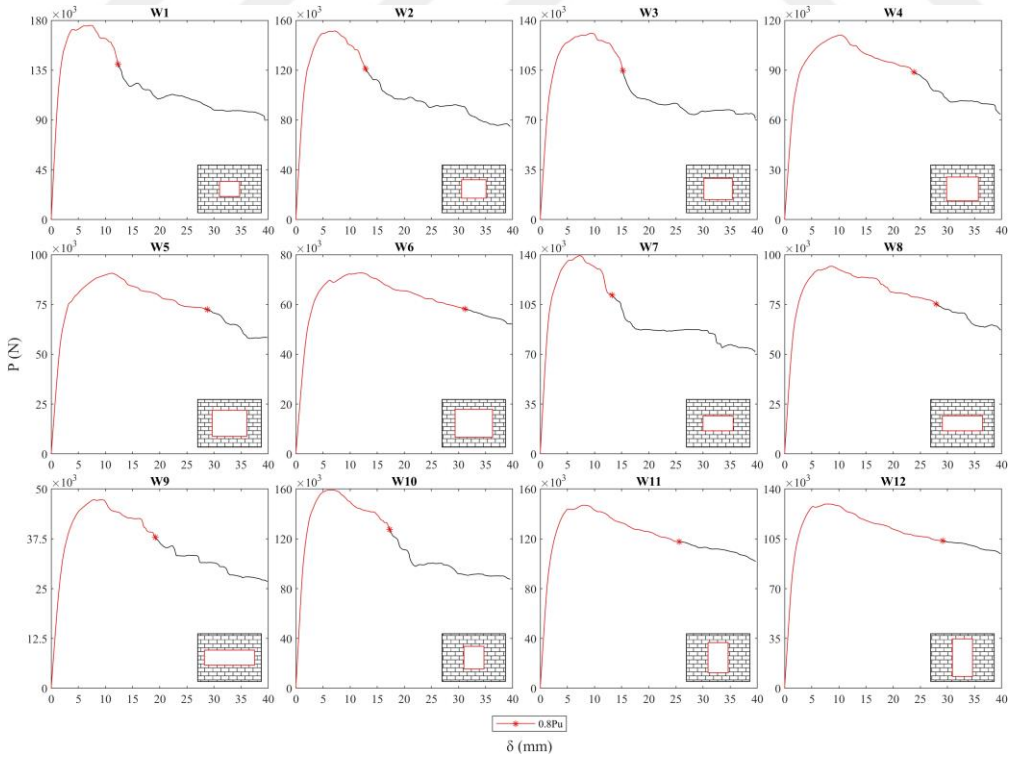


Şekil A.5 %15 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri

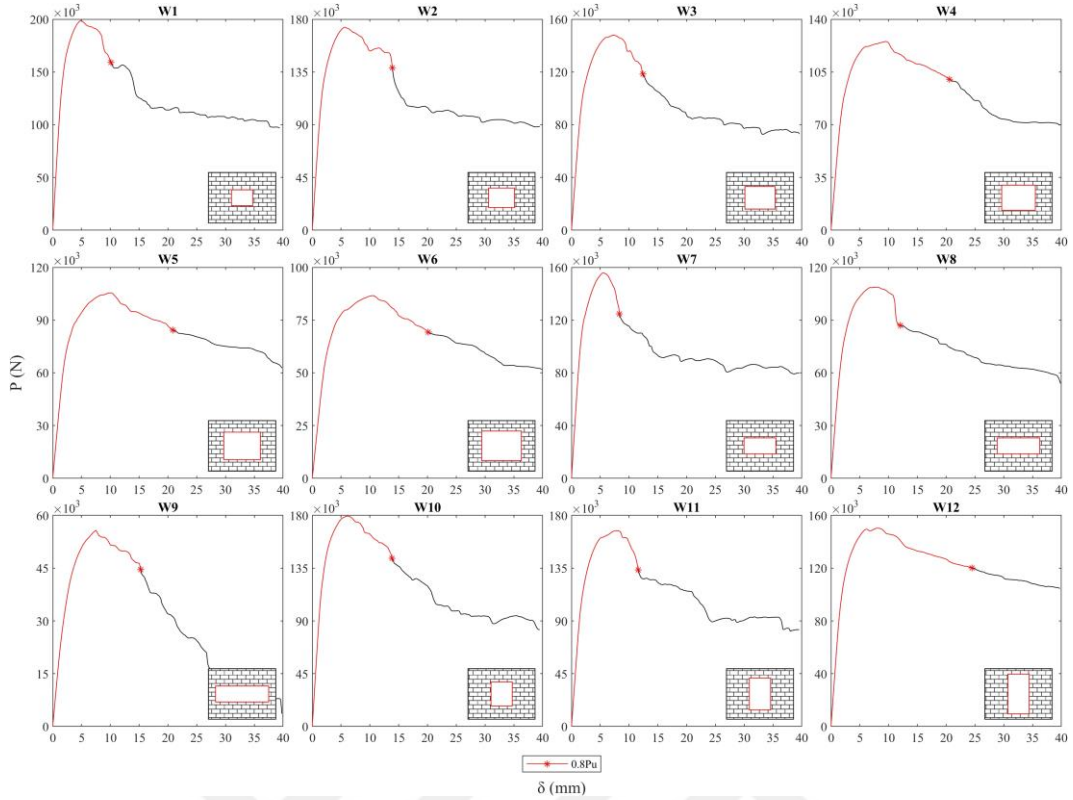


Şekil A.6 %20 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri

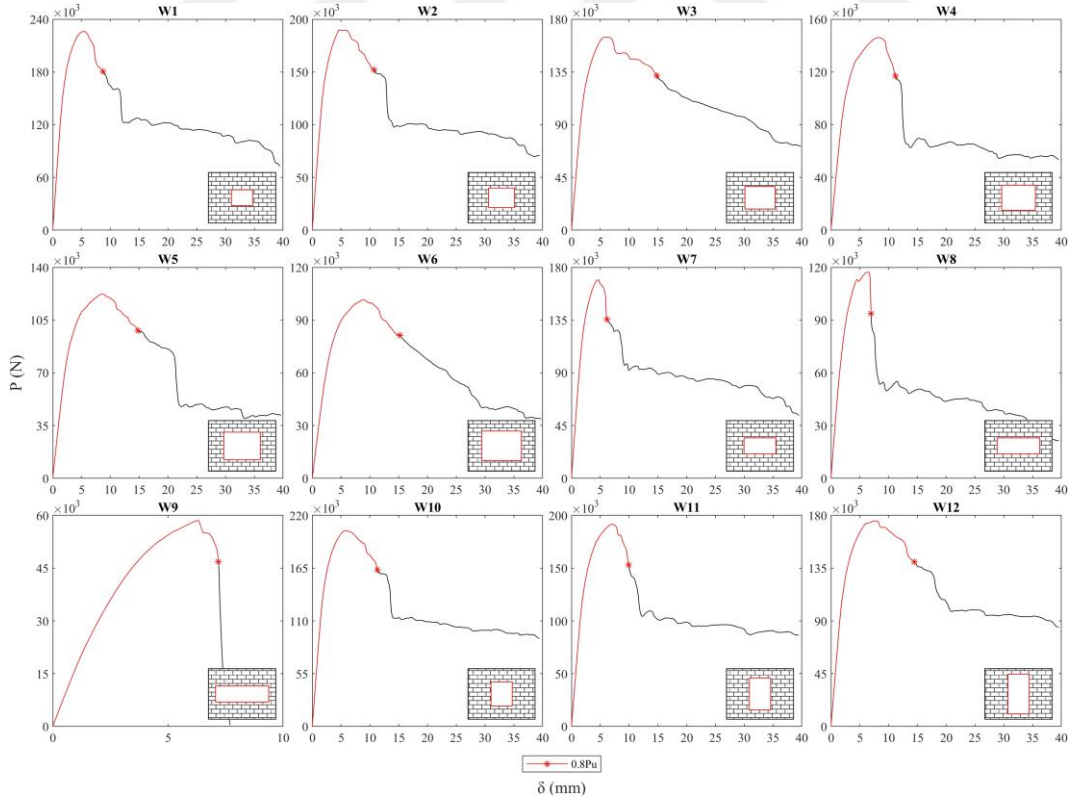
H/L=0,75 durumu;



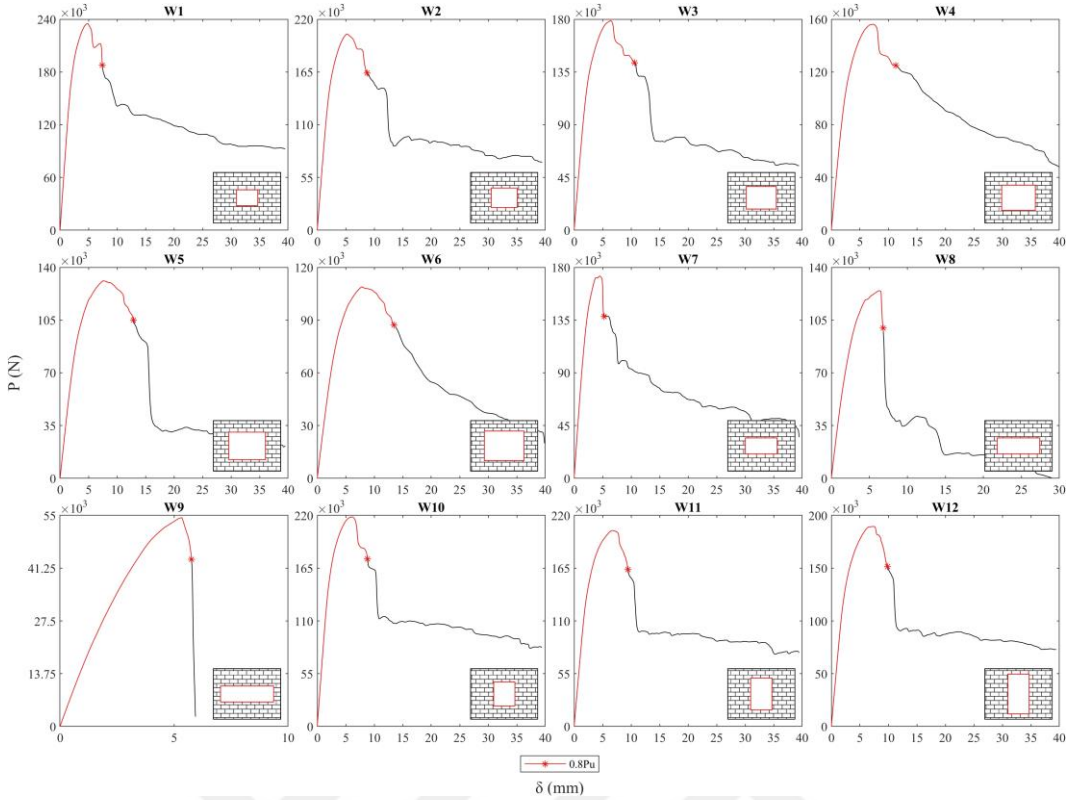
Şekil A.7 %3 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



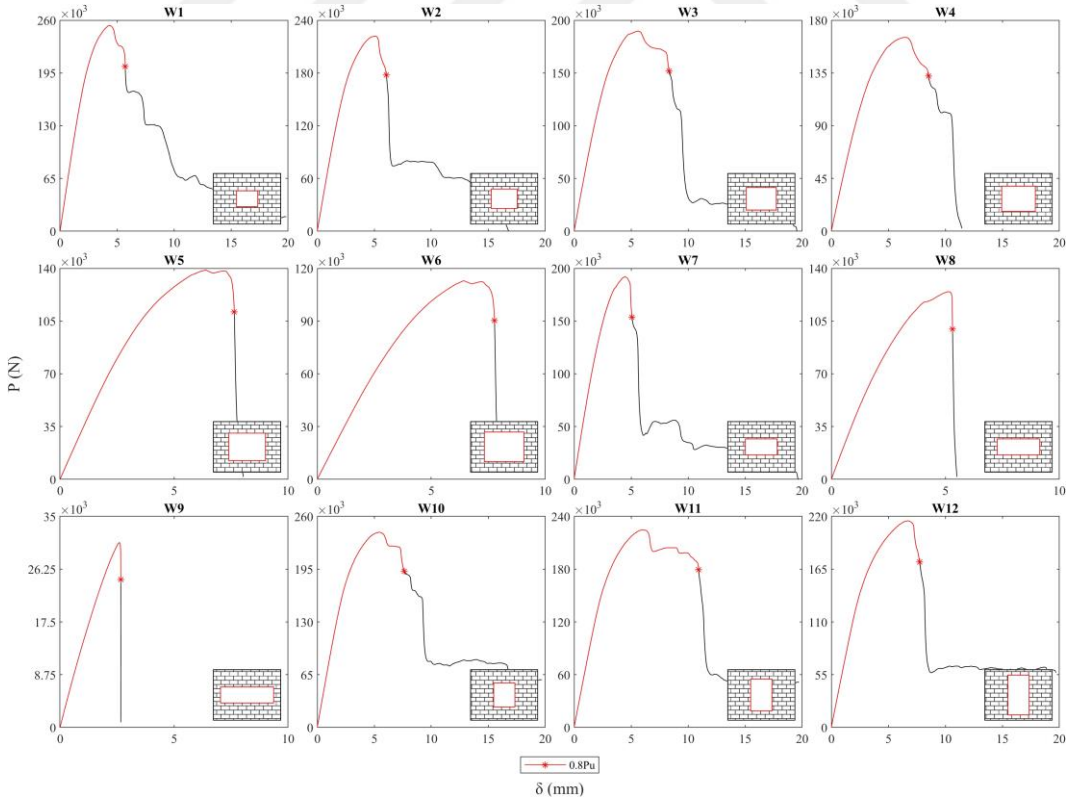
Şekil A.8 %5 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



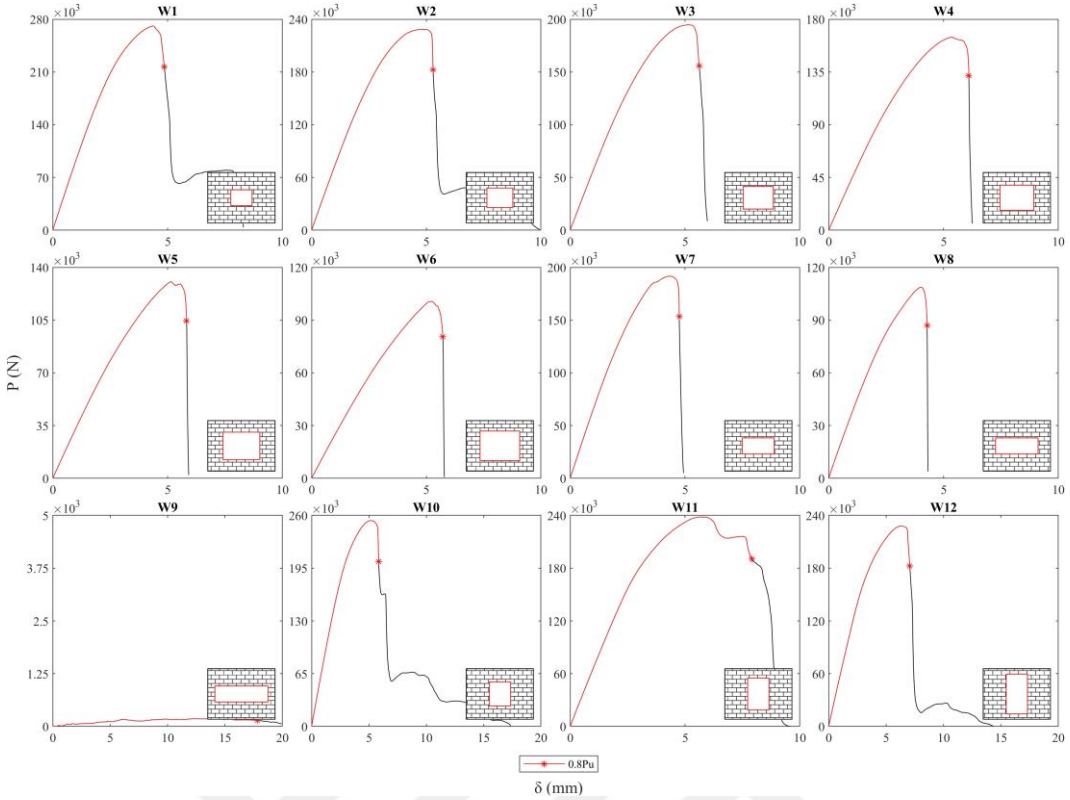
Şekil A.9 %8 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



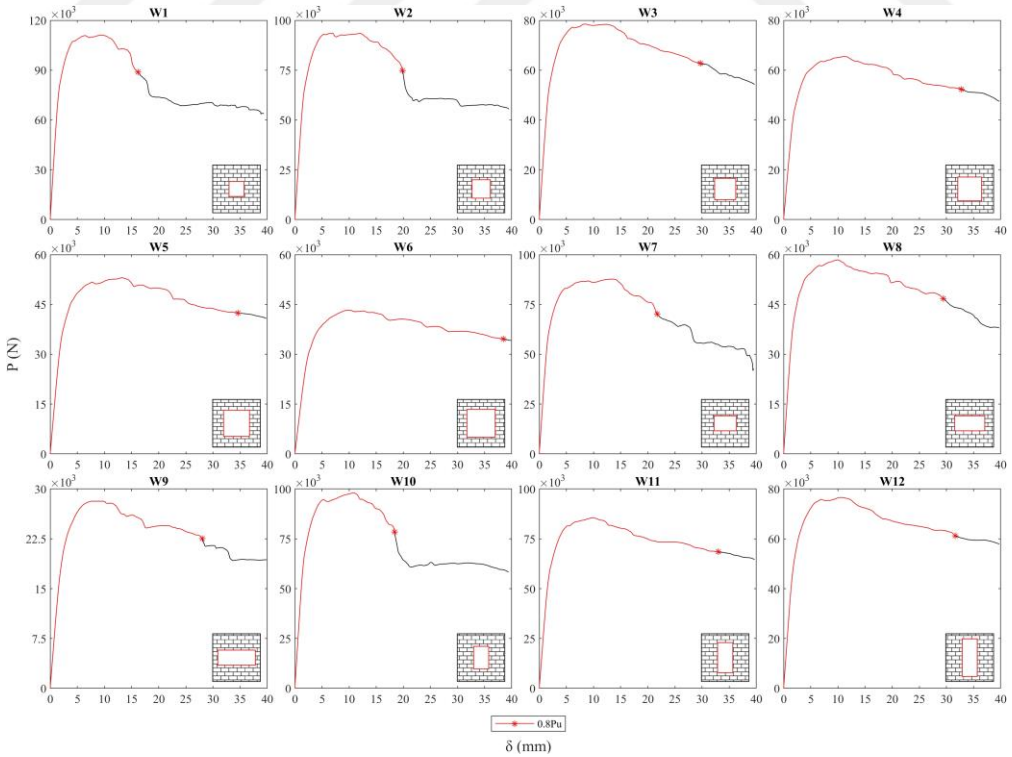
Şekil A.10 %10 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



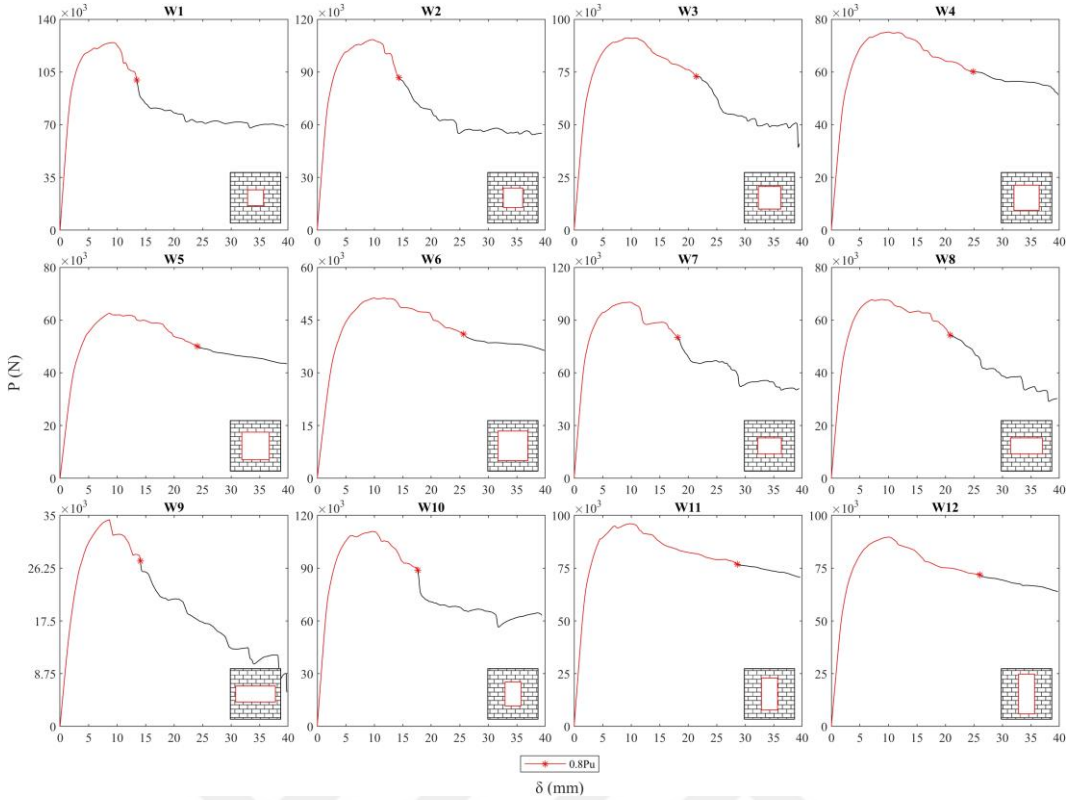
Şekil A.11 %15 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



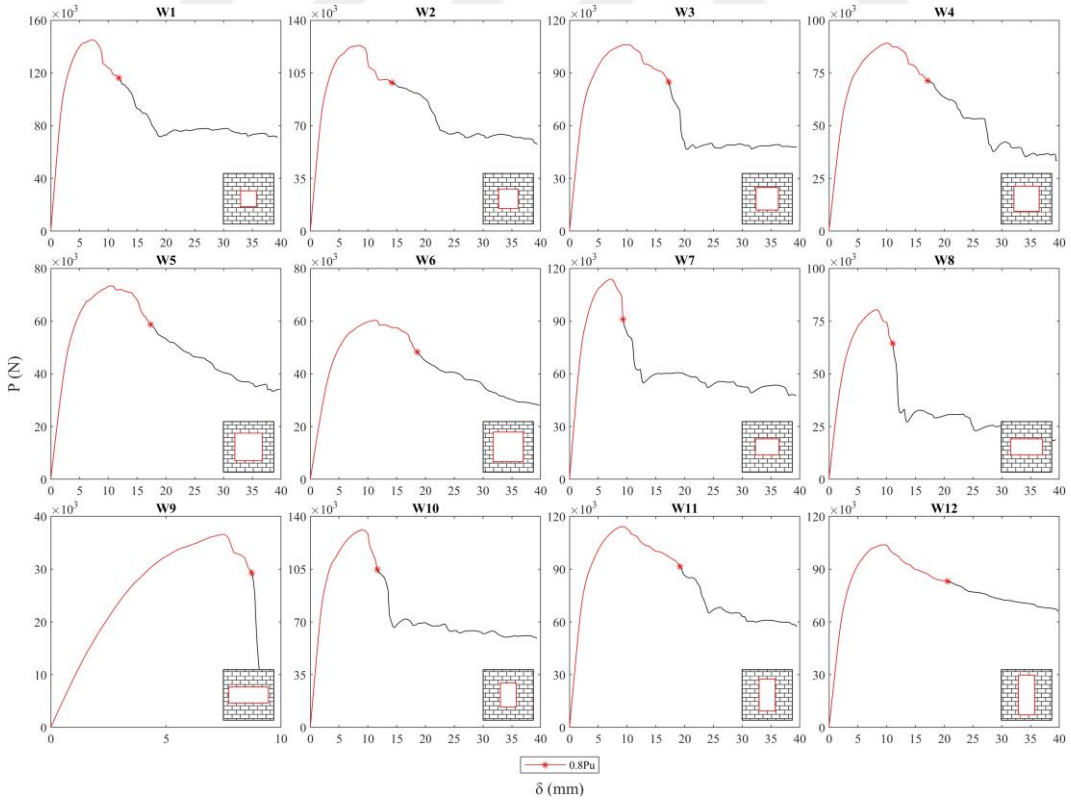
Şekil A.12 %20 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri H/L=1,00 durumu;



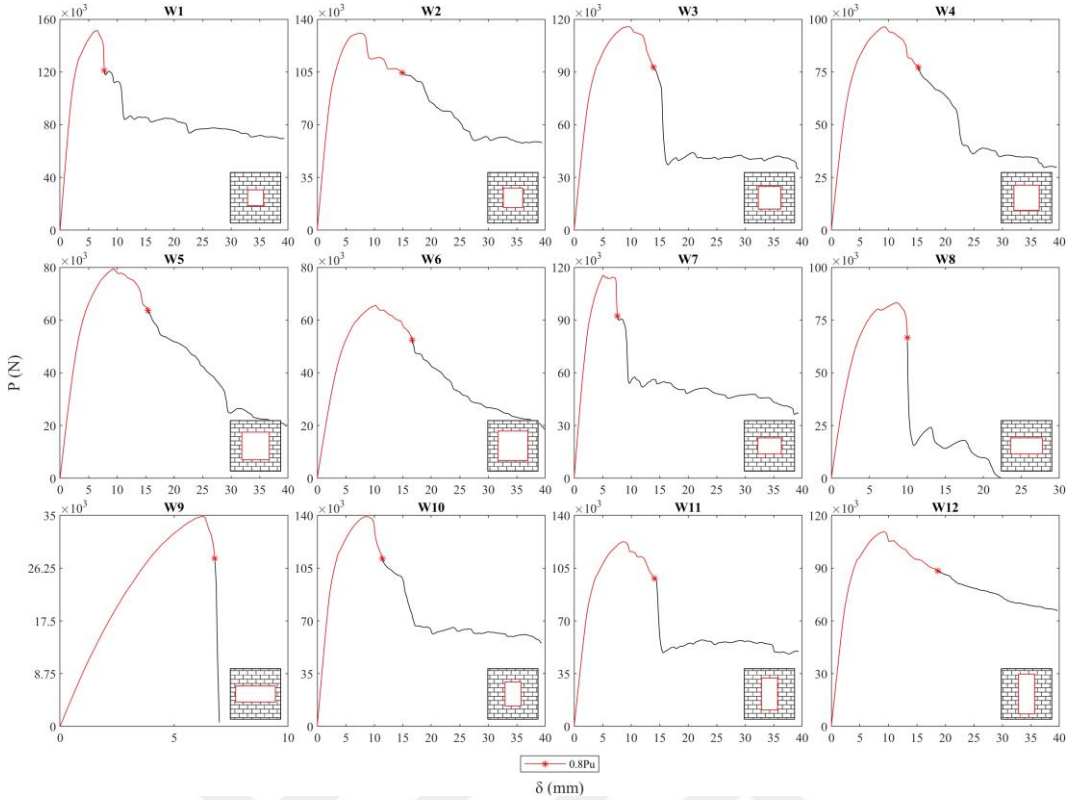
Şekil A.13 %3 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



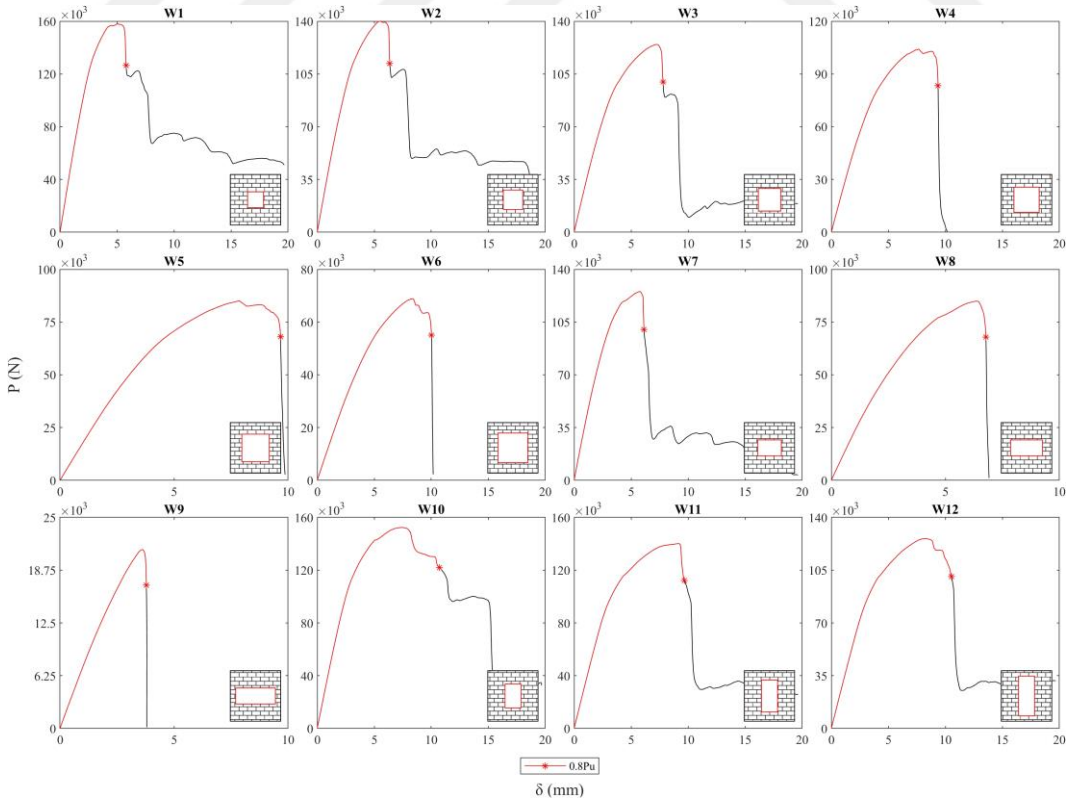
Şekil A.14 %5 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



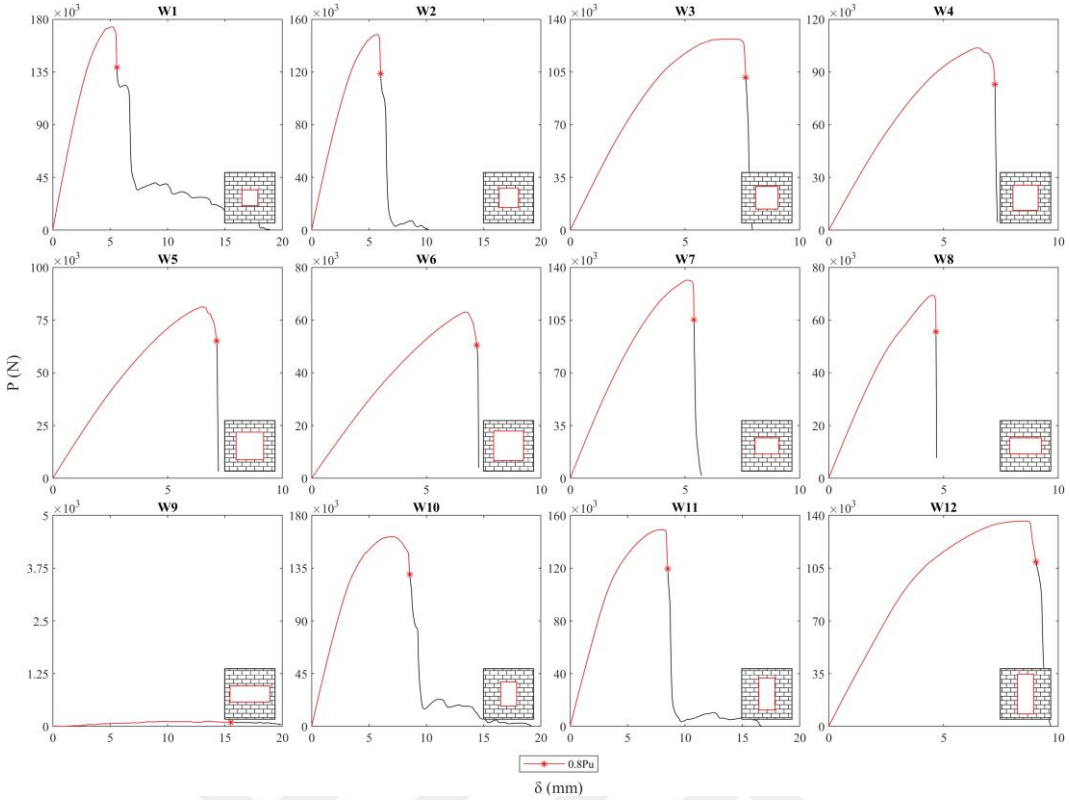
Şekil A.15 %8 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



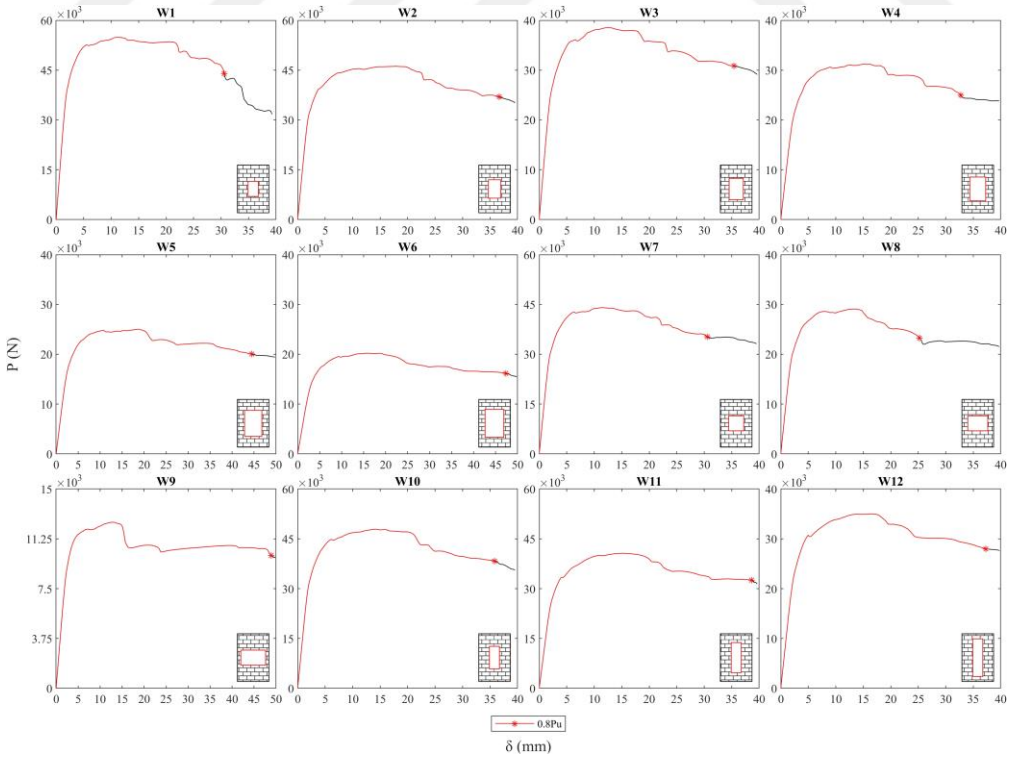
Şekil A.16 %10 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



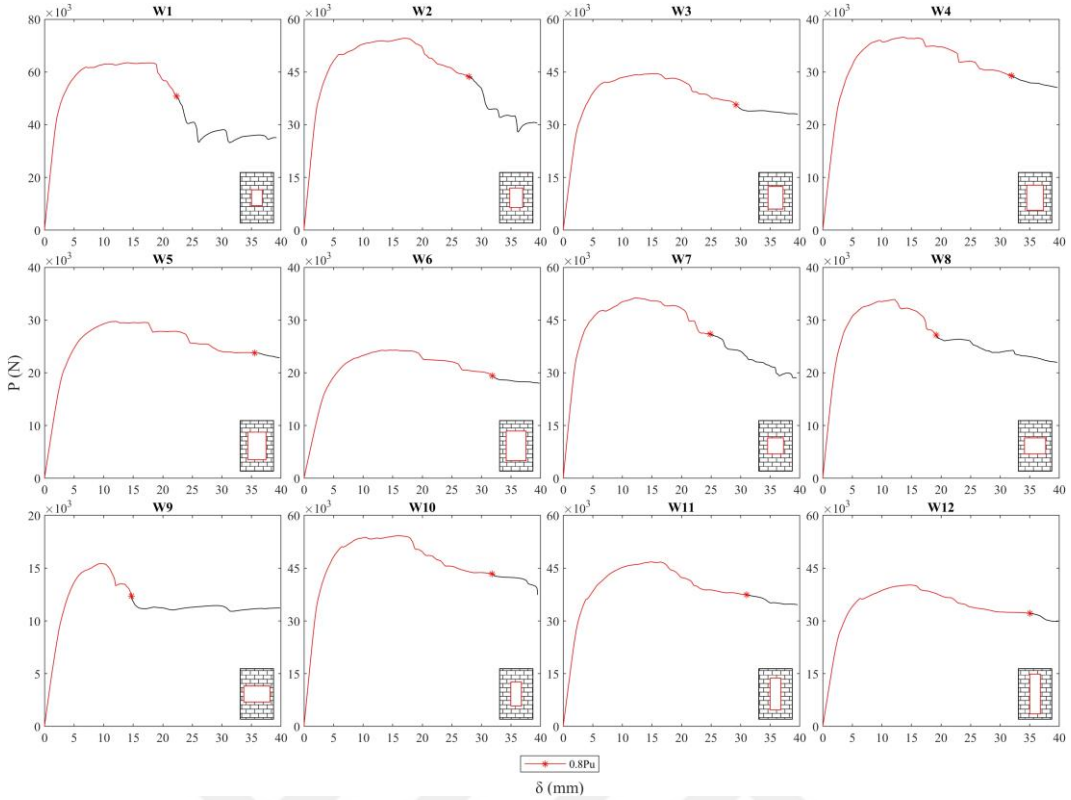
Şekil A.17 %15 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



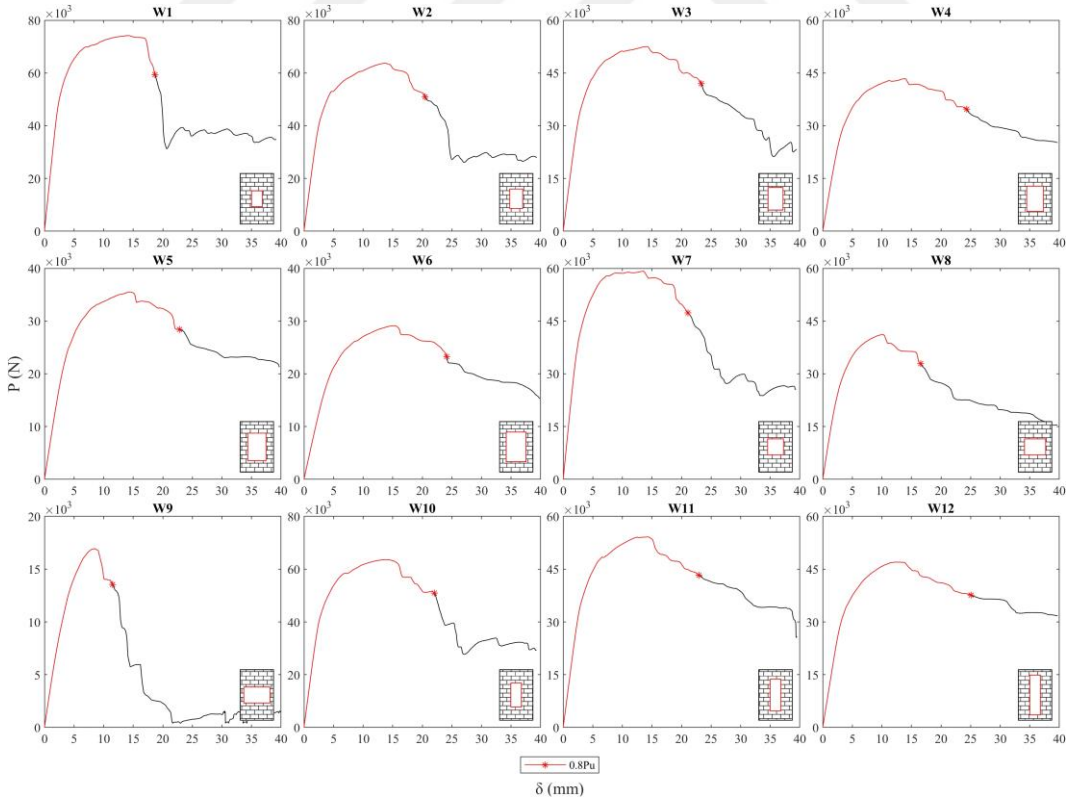
Şekil A.18 %20 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri H/L=1,50 durumu;



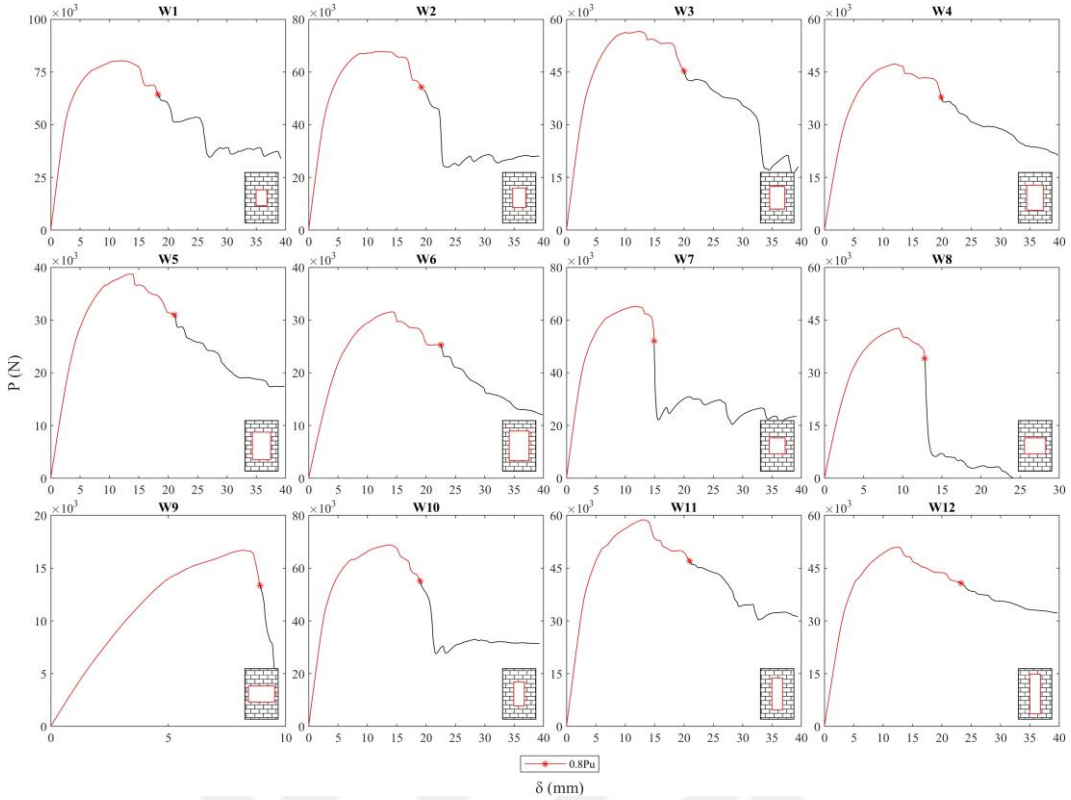
Şekil A.19 %3 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



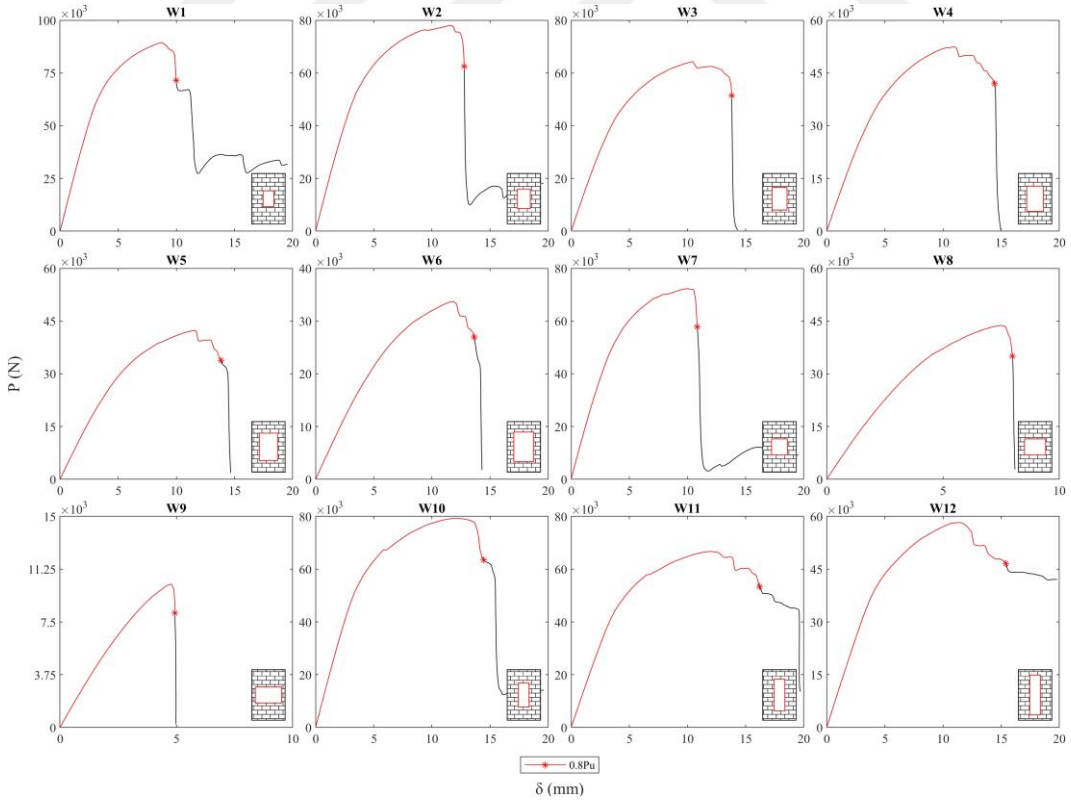
Şekil A.20 %5 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



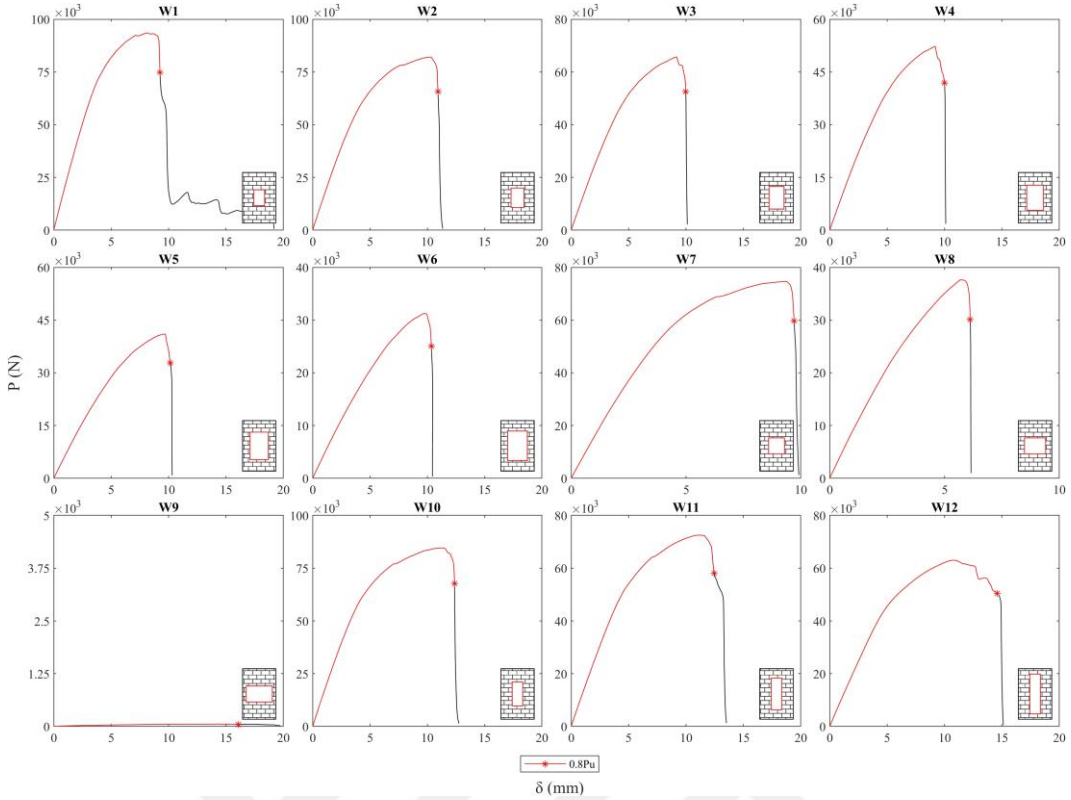
Şekil A.21 %8 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



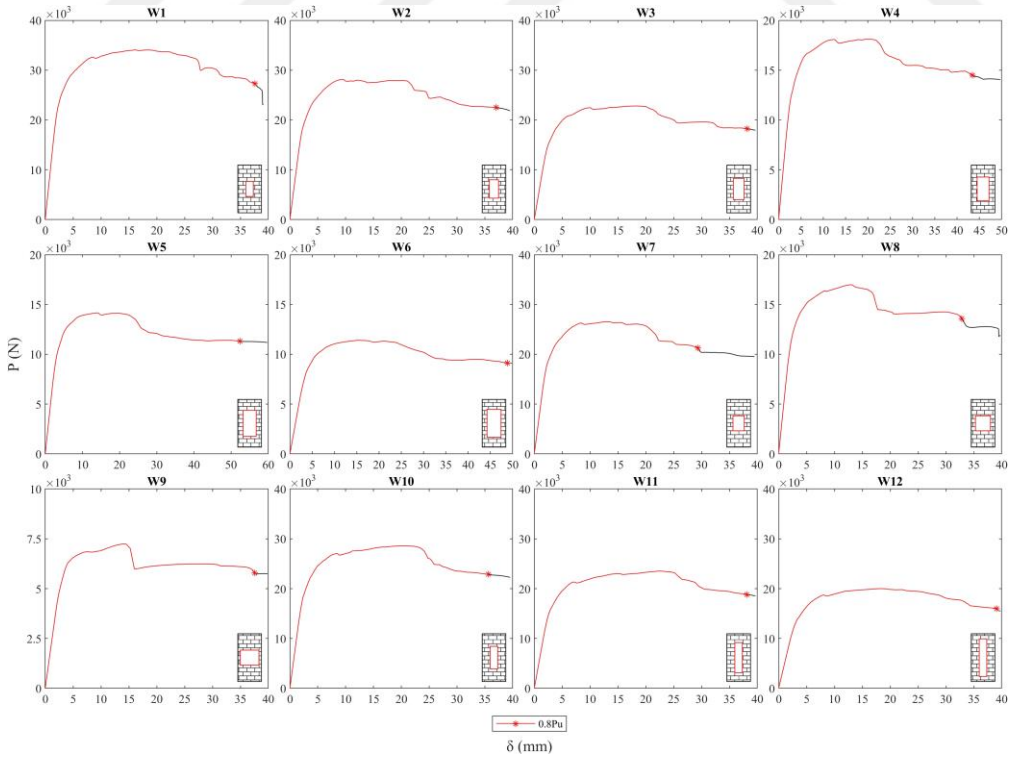
Şekil A.22 %10 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



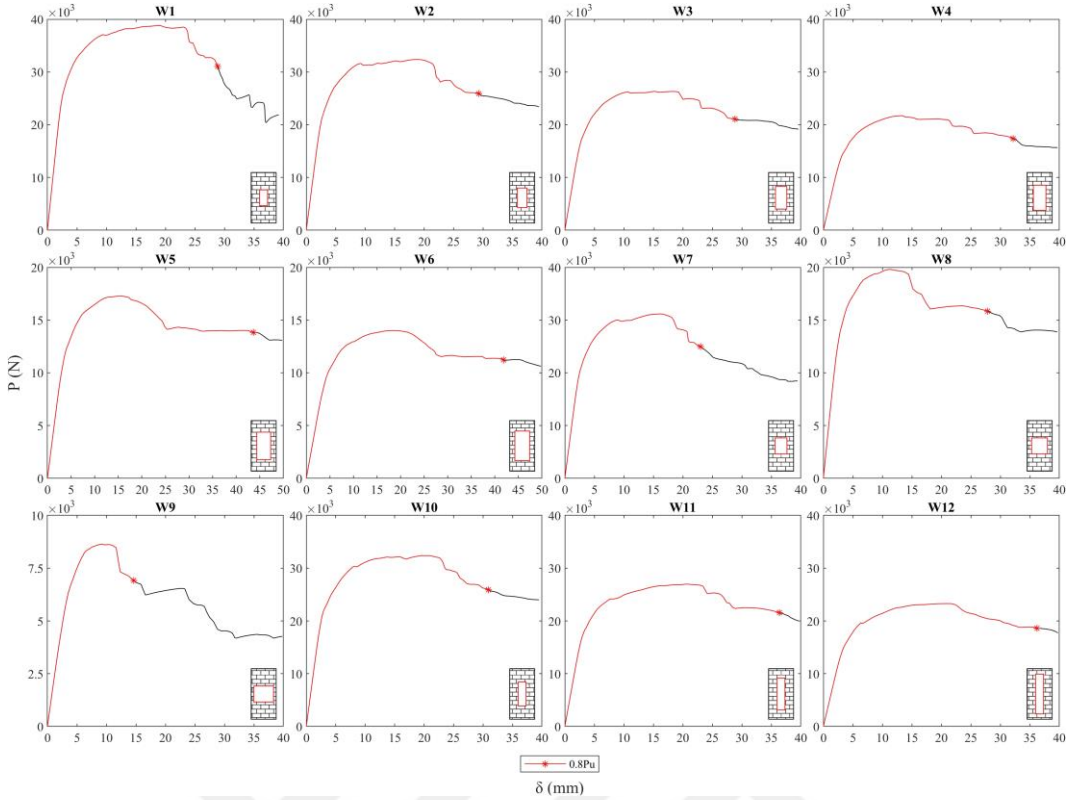
Şekil A.23 %15 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



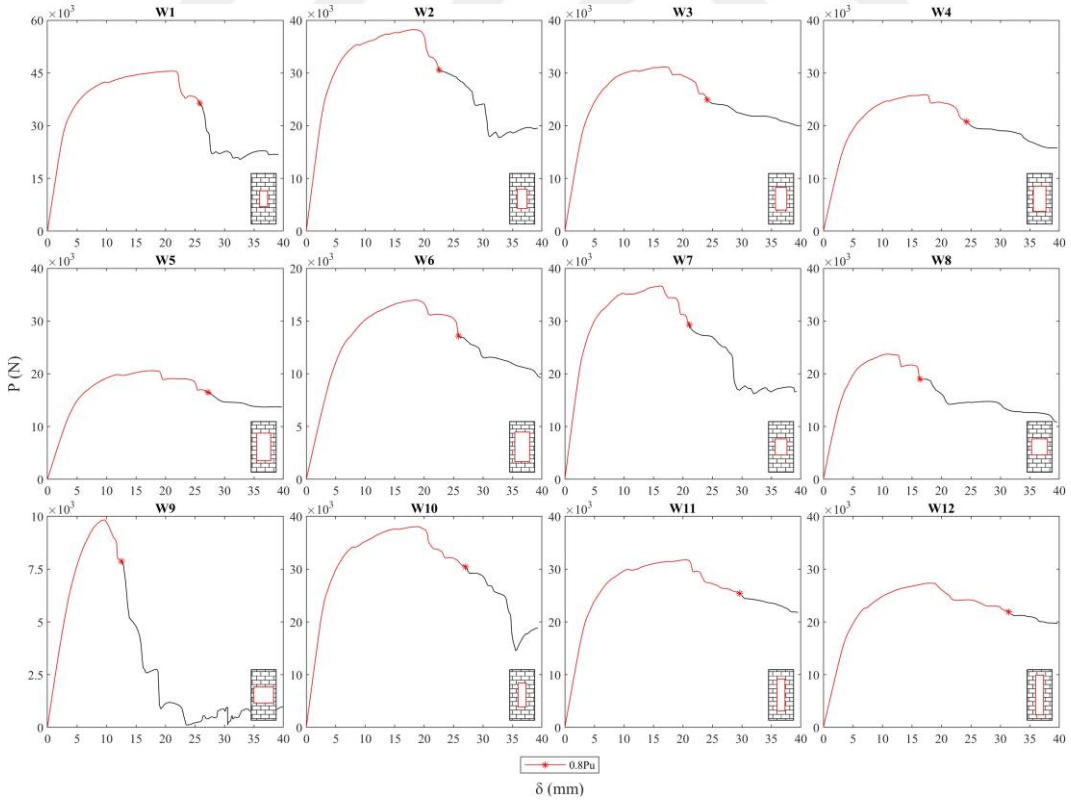
Şekil A.24 %20 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri H/L=2,00 durumu;



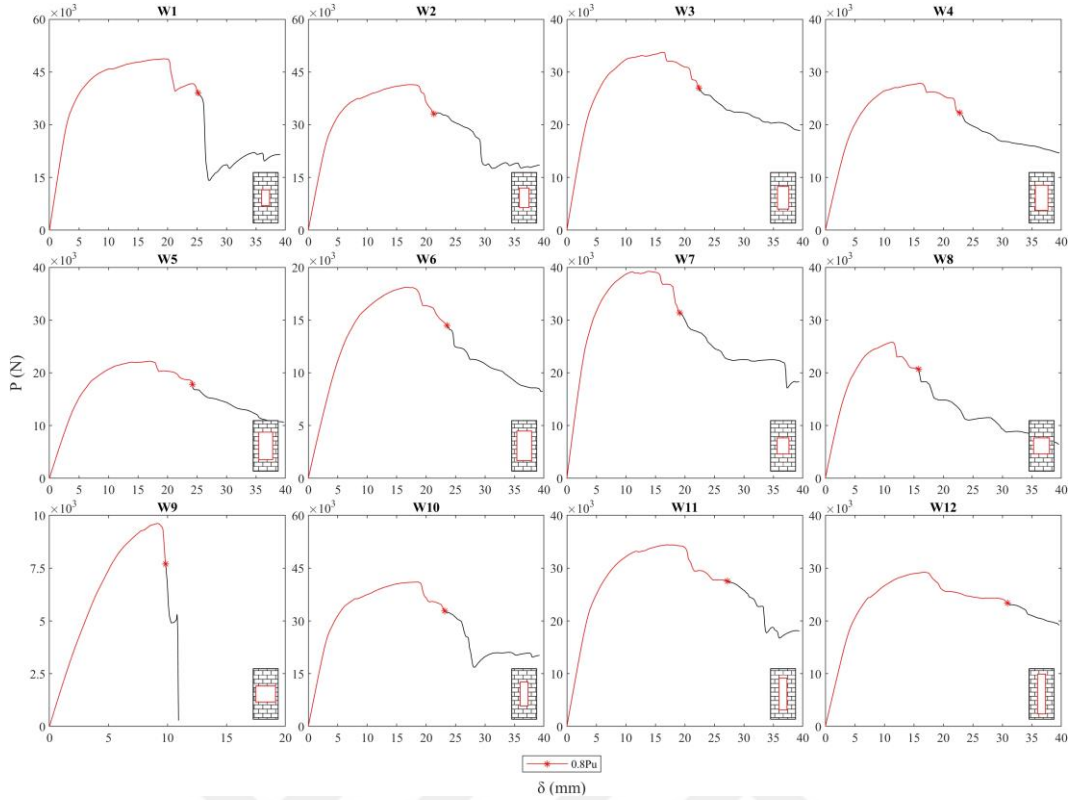
Şekil A.25 %3 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



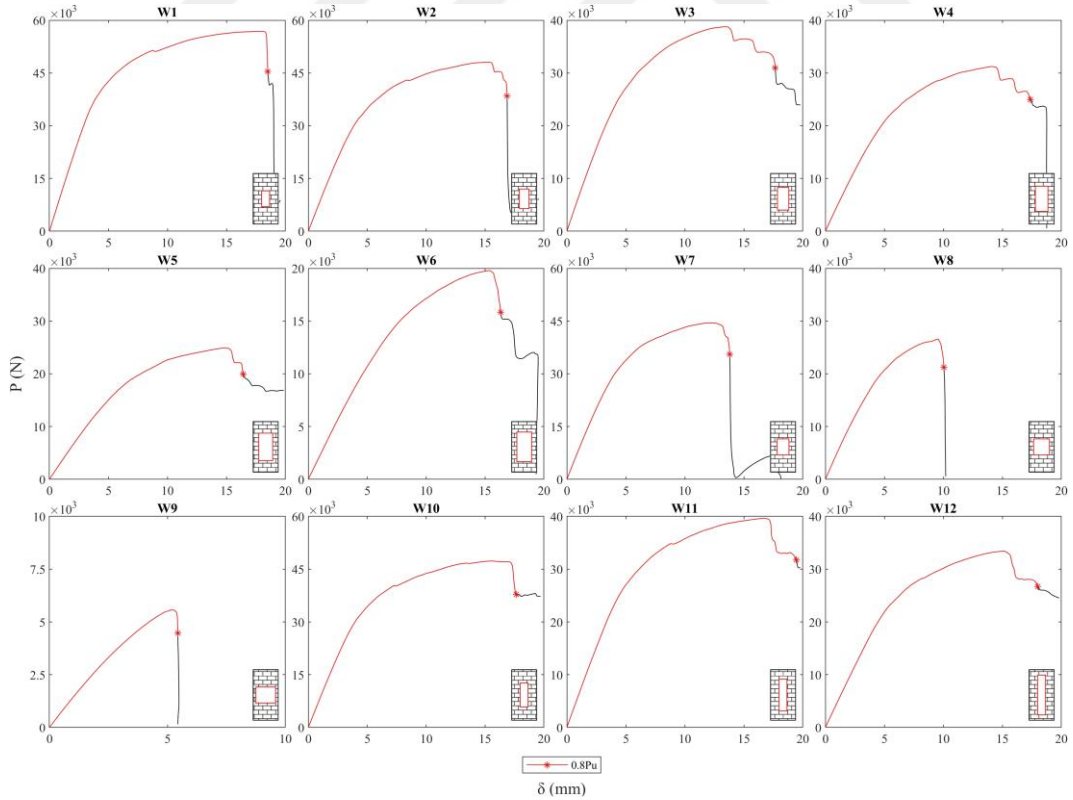
Şekil A.26 %5 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



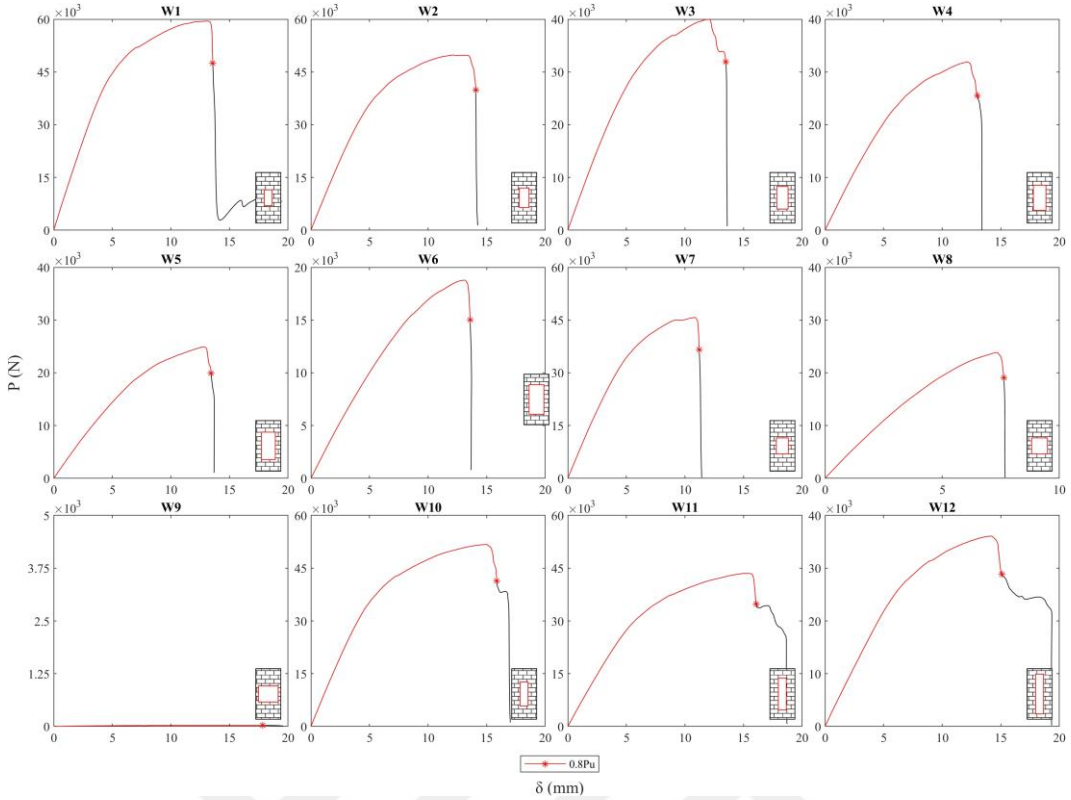
Şekil A.27 %8 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil A.28 %10 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil A.29 %15 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri



Şekil A.30 %20 eksenel yük oranı altında elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri

TEZDEN ÜRETİLMİŞ YAYINLAR

Konferans Bildirileri

1. Karslıoglu M., Unsal Aslan Z., Doran B., Vatansever C., "Constitutive Modeling of Unreinforced Masonry Walls With and Without Openings", 14th International Congress On Advances in Civil Engineering, İstanbul / Türkiye, 4-6 Eylül 2021,

Makaleler

1. Doran, B., Karslıoğlu, M., Ünsal Aslan, Z., & Vatansever, C., (2022). Experimental and Numerical Investigation of Unreinforced Masonry Walls with and without Opening. International Journal of Architectural Heritage.

Projeler

1. "Boşluklu Yığma Duvarların Elastik-Plastik Analizi", Yıldız Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimi (YTU BAP), Proje no: FDK-2019-3675, Araştırmacı, 2019- 2023.