

**T.C.
MANİSA CELAL BAYAR ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**DOKTORA TEZİ
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI
YAPI BİLİM DALI**

**HARÇSIZ BLOKLAR KULLANILARAK YAPILARIN DEPREM
DAVRANIŞININ İYİLEŞTİRİLMESİ**

Hakan KOMAN

**Danışman
Dr. Öğretim Üyesi Halil NOHUTCU**

**II. Danışman
Doç. Dr. Gökhan KILIÇ**



MANİSA-2021

**Hakan
KOMAN**

**HARÇSIZ BLOKLAR KULLANILARAK YAPILARIN DEPREM DAVRANIŞININ
İYİLEŞTİRİLMESİ**

2021

TAAHHÜTNAME

Bu tezin Manisa Celal Bayar Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü'nde, akademik ve etik kurallara uygun olarak yazıldığını ve kullanılan tüm literatür bilgilerinin referans gösterilerek tezde yer aldığını beyan ederim.

Hakan KOMAN



İÇİNDEKİLER

TAAHHÜTNAME.....	i
İÇİNDEKİLER	I
SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ	IV
ŞEKİLLER DİZİNİ.....	IX
TEŞEKKÜR.....	XIII
ÖZET.....	XIV
ABSTRACT	XV
1. GİRİŞ	1
1.1 Tez Çalışmasının Amacı	18
2. GENEL BİLGİLER	19
2.1 Küçültme Yasaları ve Pratik Gerçek Model Yaklaşımı	19
2.2 Yapıların Dinamik Analizi	23
2.2.1 Tek Serbestlik Dereceli Sistemler	23
2.2.2 Nümerik Metotlar	24
2.2.2.1 Newmark- β Metodu	24
2.2.2.2 Newton-Raphson Metodu	25
2.2.2.3 Merkezi Farklar Metodu	25
2.2.3 Çok Serbestlik Dereceli Sistemler	26
2.2.4 Sönümün Dikkate Alınması	29
2.3 Sonlu Elemanlar Metodu.....	31
2.4 Kırılma Kriterleri	34
2.4.1 Tresca Hipotezi.....	35
2.4.2 Coulomb Kayma Gerilmesi Kriteri	36
2.4.3 Mohr Genel Kayma Gerilmesi Kriteri.....	36
2.4.4 Von Misses Biçim Değiştirme Kriteri	37
2.4.5 Drucker-Prager Kriteri ve CDP modeli	38

2.5 Yığma Yapıların Modellenmesi.....	40
2.5.1 Mikro Modelleme.....	40
2.5.1.1 Yüzeye Dayalı Kohesif Davranış	42
2.5.2 Basitleştirilmiş Mikro Modelleme.....	44
2.5.3 Makro Modelleme	45
2.5.3.1 Amprik Üstel İfadelerle Homojenleştirerek Makro Modelleme.....	46
2.5.3.2 Birim Alan ile Homojenleştirerek Makro Modelleme.....	47
2.5.3.3 Yığmanın içsel sürtünme açısı ve kohezyonu.....	48
2.5.3.4 Kuru Birleşimin Modellenmesi	48
3. DENEYSEL ÇALIŞMA	51
3.1 Malzeme Deneyleri	51
3.1.1 Beton Deneyleri.....	51
3.1.2 Çelik Donatı Deneyleri.....	52
3.1.3 Harç Deneyleri	52
3.1.4 Harç-Tuğla ara birleşim bölgesi deneyleri	56
3.1.4.1 Kesme Birleşimi	56
3.1.4.2 Çekme Birleşimi	58
3.1.5 Tuğla Deneyleri.....	60
3.1.5.1 Dolu Tuğla Eğilme Deney Sonuçları.....	61
3.1.5.2 Dolu tuğla elastisite modülü	62
3.1.5.3 Normal tuğla basınç dayanımı	63
3.1.5.4 Normal tuğla çekme dayanımı	65
3.1.6 Sürtünme Katsayısı Deneyleri.....	66
3.2 Çerçeve Deneyleri.....	66
3.2.1 Harçsız Duvarlı Harçlı Birleşimli Çerçeve Deneyi	68
3.2.2 Duvarsız Çerçeve Deneyi	74
3.2.3 Harçsız Duvarlı Polimer Birleşimli Çerçeve Deneyi	78

3.2.4 Geleneksel Duvarlı Çerçeve Deneyi	82
4. SONLU ELEMAN ANALİZLERİ	87
4.1 Betonun Modellenmesi	87
4.2 Çelik modellemesi.....	88
4.3. Dolu Tuğlaların Modellenmesi	89
4.4 Harcın modellenmesi	91
4.5 Polimer malzemenin modellenmesi	91
4.6. Mikro Modelleme Yaklaşımında Harç ile Malzeme arası Etkileşimin Modellenmesi.....	93
4.7 Modelin Analizi	94
4.8 Analiz Sonuçları.....	96
4.8.1. Duvarsız çerçeve sonuçları.....	96
4.8.2 Harçsız Duvarlı ve Çerçeve Duvar Arası Harç olan Çerçeve	102
4.8.3 Harçsız Duvarlı ve Çerçeve Duvar arası Polimer Yapıştırıcılı Çerçeve	105
4.8.4 Geleneksel Duvarlı Çerçeve	111
5. SONUÇ VE ÖNERİLER	117
KAYNAKLAR	120
ÖZGEÇMİŞ	124

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ

$[K]^e$	Eleman Rijitlik Matrisi
ε_{max}	Betonun Maksimum Birim Şekil Değiştirmesi
ε_0	Betonun Maksimum Gerilmede Birim Şekil Değiştirmesi
$\ddot{u}_g$	Yer İvmesi
Λ_a	İvme Küçültme Ölçeği
Λ_l	Uzunluk Küçültme Ölçeği
Λ_γ	Özgöl Ağırlık Küçültme Ölçeği
γ	Titreşim Genliği
G_{IC}	İlgili mod (1) Kritik Kırılma Enerjisi
G_{II}	Kesme Modu Kırılma Enerjisi
G_{IIC}	İlgili mod (2) Kritik Kırılma Enerjisi
G_{III}	Kesme Modu Kırılma Enerjisi (Diğer Yön)
G_{TC}	Kritik Karışık Mod Kırılma Enerjisi
I_1	Gerilme Tansörünün Birinci Sabit Katsayısı (invariantı)
A_C	Kolon Kesit Alanı
A_D	Duhamel İntegrali Yöntemindeki İntegralli İfade (bkz: İbrahim Leylek Yapı dinamiği)
A_0	Yükleme Öncesi İlk Alan
B_D	Duhamel İntegrali Yöntemindeki İntegralli İfade (bkz: İbrahim Leylek Yapı Dinamiği)
C_{01}	Mooney-Rivlin Teorisi Katsayısı
C_{10}	Mooney-Rivlin Teorisi Katsayısı
E_m	Harç Elastisite Modülü
E_s	Şekil Değiştirme Enerjisi
E_u	Blok Elastisite Modülü
F_C	Beton Karakteristik Basınç Dayanımı
F_f	Harç Eğilme Deneyi Kırılma Yüğü
G_c	Basınçta Kırılma Enerjisi
G_f	Çekmede Kırılma Enerjisi
G_m	Yığılma Harç Kayma Modülü
G_u	Yığılma Blok Kayma Modülü

G_0	Yükleme Öncesi Kayma Modülü
J_2	Gerilme Tansörünün İkinci Sabit Katsayısı
K^*	Genelleştirilmiş Rijitlik
K_{nn}	Birleşimin Normal Yöndeki Rijitliği
K_{ss}	Birleşimin Kesme Rijitliği
K_{tt}	Birleşimin Kesme Rijitliği (Diğer Yön)
M^*	Genelleştirilmiş Kütle
P^*	Genelleştirilmiş Kuvvet
R_f	Eğilme Dayanımı
$V_{harç}$	Yığmadaki Harcın Hacimsel Oranı
$V_{tuğla}$	Yığmadaki Tuğlanın Hacimsel Oranı
W^{M-R}	Gerilme Enerjisi Potansiyeli
Y_i	Dönüştürme İşlemi İçin Tanımlanmış Yeni Fonksiyon
f_c	Basınç Dayanımı
$f_{ckharç}$	Harç Karakteristik Dayanımı
f_{ckmas}	Yığma Karakteristik Dayanımı
$f_{cktaş}$	Taş Karakteristik Dayanımı
f_0	Beton Karakteristik Küp Dayanımı
h_m	Yığma Bloklar Arasındaki Harç Yüksekliği
t_n	Yüzeye Dik Yöndeki Temas Gerilmesinin Maksimumu
t_n	Yüzeye Paralel Yöndeki Temas Kesme Gerilmelerinin Maksimumu
t_t	Yüzeye Paralel Yöndeki Temas Kesme Gerilmelerinin Maksimumu
v_c	Konsol Kirişin Deplasmanı
σ_0	Tek Eksenli Durumda Gerilme
σ_1	1 Yönündeki Gerilme
σ_2	2 Yönündeki Gerilme
Ψ_i	Mod Spektral Değeri
σ_{xx}	x Yönündeki Gerilme
σ_{yy}	y Yönündeki Gerilme
σ_{zz}	z Yönündeki Gerilme
τ_{xy}	xy Düzlemindeki Kayma Gerilmesi
τ_{xz}	xz Düzlemindeki Kayma Gerilmesi

τ_{yz}	yz Düzlemindeki Kayma Gerilmesi
ω_0	Doğal Açısal Frekans
Δ	Polimer Malzeme Son Boy/İlk Boy Oranı
a	Kohezyon
ă	Yığmanın Elastisite Modülü Denklemi İçin Katsayı
b	Harç Eğilme Deneyi Prizma Kenar Kesitinin Uzunluğu
b	İçsel Sürtünme Açısı
BaF	Bare Frame (Duvarsız Çerçeve)
BFRP	Bazalt Fiber Reinforced Polimer (Bazalt Fiber Donatılı Polimer)
c	Sönüm
c_d	Lineer Elastik Malzemenin Dilatasyonel Dalga Hızı
CDP	Concrete Damaged Plasticity (Beton Hasar Plastisitesi)
CFRP	Carbon Fiber Reinforced Polimer (Karbon Fiber Donatılı Polimer)
D	Çap (mm)
E	Elastisite Modülü
Eurocode	Avrupa Birliği İnşaat Yönetmelikleri
ϵ	Birim Şekil Değiştirme
ϵ_3	Birim Şekil Değiştirme
F	Maksimum Yük (N)
f_{bo}	Betonun İki Eksenli Gerilme Halindeki Dayanımı
F_c	Harç Deneyi Basınç Kırılma Yüğü
f_{co}	Betonun Tek Eksenli Gerilme Halindeki Dayanımı
FEMA	Federal Emergency Management Agency (Federal Afet Yönetim Ajansı-ABD) Yönetmeliğı
FRP	Fiber Reinforced Polimer
G	Kayma Modülü
GFRP	Glass Fiber Reinforced Polimer (Cam Elyaf Donatılı Polimer)
H_{EJ}	Her j Kat Hizası Deprem Kuvveti
I	Atalet Momenti
K	CDP Modeli Katsayısı
k	Rijitlik
K_e	Efektif Rijitlik
L	Konsol Kirişin Uzunluğu
LBF	Locked Brick Frame (Kilitli Tuğlalı Çerçeve)

L^e	Karakteristik Eleman Uzunluğu
m	Kütlev
M_d	Dizayn Momenti
m_e	Efektif Kütlev
MYFD	Metallic Yielding Friction Damper (Metalik akmaya dayalı sürtünmeli sönümleyici)
N_d	Dizayn Eksenel Kuvveti
φ	İçsel Sürtünme Açısı
P	Potansiyel Enerji
P(t)	Yük (zamana bağlı)
Polimer PM, PS, PT	Poliüretan Tabanlı Enjeksiyon Malzemeleri (pm,pt,ps birbirinden farklarını anlatmak için isimlendirme)
q	Konsol Kirişteki Yayılı Yük
S_a	Spektral İvme
SBF	Standard Brick Frame (Standart Tuğlalı Çerçeve)
S_E	Elastisite Modülü Ölçeklendirme Oranı
SFRP	Steel Fiber Reinforced Polimer (Çelik Fiber Donatılı Polimer)
S_L	Boyut Ölçeklendirme Oranı (örnek: 4)
ß	Rayleigh Sönüm Denklemi Rijitlik Katsayısı
TBDY	Türk Bina Deprem Yönetmeliği
t	Zaman
u	Yer Değiştirme
Λ	Küçültme Ölçeği (örnek :1/4)
V_d	Dizayn Kesme Yüğü
w	Yayılı Yüğü
á	Drucker Prager Kriterinde İçsel Sürtünme Açısına Bağlı Malzeme Katsayısı
Δt	Zamandaki Deđişim
λ	Açısal Hızın Karesi
Κ	Drucker Prager Kriterinde Kohezyon ve İçsel Sürtünme Açısına Bağlı Malzeme Katsayısı
k	Yığma Birimler Arasındaki Aderans Katsayısı
f	Beton Gerilmesi
f_{ck}	Karakteristik Basınç Dayanımı

l	Harç Eğilme Deneyi Mesnet Açıklığı
δ	Newmark Yöntemi Katsayısı (bkz: İbrahim Leylek Yapı dinamiği)
Φ	Açı
α	Rayleigh Sönüm Denklemi Kütle Katsayısı
β	Newmark Yöntemi Katsayısı (bkz: İbrahim Leylek Yapı Dinamiği)
η	Benzeggagh-Kenane Kuralındaki Üs (Exponent)
λ	Temas Probleminde Lagrange Katsayısı
ρ	Özgül Ağırlık
ω	Açısal Frekans
u	Sonlu Elemanlar Anlatımında Eleman Deplasmanı



ŞEKİLLER DİZİNİ

	Sayfa
Şekil 1.1. Metalik akmaya dayalı sönümleyici ve histerezis eğrisi	3
Şekil 1.2. Metalik akmaya dayalı sönümleyicinin uygulanması.....	3
Şekil 1.3. Çerçeve yatay yük yanal deplasman eğrisi... ..	3
Şekil 1.4. Seismostruct ile elde edilen yapılara ait yük-deplasman eğrisi	7
Şekil 1.5. Çerçevelerin taşıdığı yatay yük ve enerji tüketimleri.....	8
Şekil 1.6. Çerçevelerin histerezis eğrileri.....	9
Şekil 1.7. Yükleme Sonuçları.....	10
Şekil 1.8. Poliüretan enjeksiyon malzemeleri, tuğla, epoksi, çimento harcının mekanik özellikleri ve eğilme deneyi sonuçları.....	11
Şekil 1.9. Epoksi ve harçlı birleşimli numunelerin eğilme deneyi sonuçları.....	12
Şekil 1.10. Dozerle yatay yük uygulanan kulübe.....	13
Şekil 1.11. Orijinal ve onarılmış duvarın yatay gerilme-kesme deformasyonu grafiği.....	13
Şekil 1.12. Epoksili (üst) ve polimerli (alt) birleşimin kesme gerilmesi analizi.....	17
Şekil 2.1. Fizik Problemlerindeki ana nicelikler ve birimleri.....	19
Şekil 2.2. Gerçek model ve pratik gerçek model yaklaşımları.....	21
Şekil 2.3. İvme ve hız benzerliğine göre ölçeklendirme.....	22
Şekil 2.4 Tek Serbest Dereceli Sistemin Dinamik Dengesi.....	23
Şekil 2.5 Viskoz sönümle tüketilen enerji (a) ve sistemin nonlinear aşamada tükettiği enerji).....	30
Şekil 2.6. Sistemin eşdeğer tek serbestlik dereceli sistem olarak düşünülmesi.....	31
Şekil 2.7. Kesme gerilmelerinden dolayı malzemede olan dislokasyon hareketi... ..	35
Şekil 2.8. Tresca hipotezinin mohr dairesi ile gösterimi.....	35
Şekil 2.9 Mohr kriterinin genel hali.....	36
Şekil 2.10 Mohr-Coulomb Akma yüzeyi.....	37
Şekil 2.11 Von Misses akma yüzeyi ve diğer akma yüzeyleri ile karşılaştırılması.....	38
Şekil 2.12 Von Misses, Mohr Coulomb, Drucker Prager kriterlerinin karşılaştırılması.....	39
Şekil 2.13 CDP Modelinin K parametresi ile değişimi.....	39
Şekil 2.14 Yığma yapıların modellenme çeşitleri.....	40
Şekil 2.15 Kırılma Enerjileri.....	41
Şekil 2.16 Basınç-birim şekil değiştirme ilişkisi için yapılmış bazı idealleştirmeler	41
Şekil 2.17 Lourenco tarafından önerilen Coulomb sürtünme modeli.....	42
Şekil 2.18 Yığma birleşimlerdeki kesme ve çekme göçme modları.....	43
Şekil 2.19 Birleşimlerin gerilme-ayrışma davranışı.....	43
Şekil 2.20 Yığmanın basitleştirilmiş mikro modellenmesi.....	45
Şekil 2.21 Dolgu duvarın basınç-birim şekil değiştirme davranışının tuğla ve harçla kıyaslanması.....	46
Şekil 2.22 Yığma duvar parçası.....	47
Şekil 2.23 Temas Kuvveti-içe geçiş (penetrasyon) grafiği.....	48
Şekil 2.24 Konsol kirişin temas durumu.....	49
Şekil 2.25 ABAQUS'teki Temas.....	50
Şekil 3.1. Beton küp numuneleri.....	51
Şekil 3.2. Taze harca yapılan yayılma deneyi ve numunelerin titreşime maruz bırakılması.....	53

Şekil 3.3. Sertleşmiş harç numunleri ve kür edilmesi.....	53
Şekil 3.4. Harç eğilme deneyi.....	54
Şekil 3.5. Harç basınç deneyi.....	55
Şekil 3.6. Harcın elastisite modülü.....	56
Şekil 3.7. Kesme birleşimi numunesi.....	57
Şekil 3.8. Kesme birleşimi-1'e ait gerilme-uzama grafiği.....	57
Şekil 3.9. Kesme birleşimi-2'ye ait gerilme-uzama grafiği.....	58
Şekil 3.10. Çekme birleşimi deneyi.....	58
Şekil 3.11. Çekme birleşimi-1'e ait gerilme uzama grafiği.....	59
Şekil 3.12. Çekme birleşimi-2'ye ait gerilme uzama grafiği.....	59
Şekil 3.13. Çekme birleşimi-3'e ait gerilme uzama grafiği.....	60
Şekil 3.14. Dolu tuğla eğilme düzeneği.....	61
Şekil 3.15. Dolu tuğla eğilme dayanımı (gerilme-uzama (yüzde) grafiği.....	61
Şekil 3.16. Dolu tuğla basınç testi.....	62
Şekil 3.17. Normal tuğla basınç testi.....	63
Şekil 3.18. Normal tuğla-1 için gerilme-birim şekil değiştirme grafiği.....	64
Şekil 3.19. Normal tuğla-2 için gerilme-birim şekil değiştirme grafiği.....	64
Şekil 3.20. Normal tuğla-2 için gerilme-birim şekil değiştirme grafiği.....	65
Şekil 3.21. Normal tuğla eğilme deneyi.....	65
Şekil 3.22. Normal Tuğla Eğilme dayanımı.....	66
Şekil 3.23. Eğik düzlem deneyi.....	66
Şekil 3.24. Betonarme çerçeve imalatı ve donatı detayları.....	67
Şekil 3.25. İmalatı tamamlanmış ve duvar örülmüş çerçeveler.....	68
Şekil 3.26. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçeve deney düzeneği.....	69
Şekil 3.27. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede oluşan ilk çatlaklar.....	70
Şekil 3.28. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede 40kN'da oluşan çatlaklar.....	70
Şekil 3.29. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede 45kN'da oluşan çatlaklar ve duvar ile çerçevenin ayrışması.....	71
Şekil 3.30. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede 50kN'da oluşan hasarlar.....	71
Şekil 3.31. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede maksimum yükte hasarlar.....	72
Şekil 3.32. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede maksimum yükte genel görünüm.....	72
Şekil 3.33. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede maksimum deplasmanda genel görünüm.....	73
Şekil 3.34. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede histerezis eğrisi.....	73
Şekil 3.35. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevenin histerezis eğrisini çevreleyen zarf eğrisi.....	74
Şekil 3.36. Duvarsız çerçeve deney düzeneği.....	75
Şekil 3.37. Duvarsız çerçeve 45kN yüklemeinde hasarlar.....	75
Şekil 3.38. Duvarsız çerçeve 55kN yüklemeinde hasarlar.....	76
Şekil 3.39. Duvarsız çerçeve 60kN yüklemeinde hasarlar.....	76
Şekil 3.40. Duvarsız çerçeve 60mm yüklemeinde genel görünüm.....	77
Şekil 3.41. Duvarsız çerçeve histerezis eğrisi.....	77
Şekil 3.42. Duvarsız çerçevenin histerezis eğrisini çevreleyen zarf eğrisi.....	78
Şekil 3.43. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevenin yükleme durumu.....	79
Şekil 3.44. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevede 50kN yüklemeindeki hasarlar.....	79

Şekil 3.45. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevede 60kN yüklemesindeki hasarlar.....	80
Şekil 3.46. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevede 55mm yüklemesindeki hasarlar.....	80
Şekil 3.47. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevede 65kN yüklemesindeki genel durumu.....	81
Şekil 3.48. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevede 65mm yüklemesindeki hasarlar.....	81
Şekil 3.49. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevenin histerezis eğrisi.....	82
Şekil 3.50. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevenin histerezis eğrisini çevreleyen zarf eğrisi.....	82
Şekil 3.51. Geleneksel çerçeve.....	83
Şekil 3.52. Geleneksel çerçevenin 70kN yüklemesindeki genel durumu.....	84
Şekil 3.53. Geleneksel çerçevenin 30mm yüklemesindeki hasarlar.....	84
Şekil 3.54. Geleneksel çerçevenin maksimum deplasmandaki durumu.....	85
Şekil 3.55. Geleneksel çerçevenin histerezis eğrisi.....	85
Şekil 3.56. Geleneksel çerçevenin histerezis eğrisini çevreleyen zarf eğrisi.....	86
Şekil 3.57 Deney zarf eğrilerinin karşılaştırılması.....	86
Şekil 4.1 Betonun gerilme şekil değiştirme ilişkileri.....	87
Şekil 4.2 Dilatasyon açısı.....	88
Şekil 4.3 B420C çeliği gerilme birim şekil değiştirme grafiği.....	89
Şekil 4.4 SAE 5.5 çeliği gerilme birim şekil değiştirme grafiği.....	89
Şekil 4.5 Delikli pres tuğla ve ABAQUS modellemesi.....	90
Şekil 4.6 Dolu tuğlanın basınçta gerilme birim şekil değiştirme ilişkisi.....	90
Şekil 4.7 Dolu tuğlanın çekmede gerilme şekil değiştirme ilişkileri.....	91
Şekil 4.8 Polimer malzeme çekme gerilmesi-uzama grafiği.....	92
Şekil 4.9 Çerçevenin sonlu elemanlara ayrılması.....	95
Şekil 4.10.1 Duvarsız çerçeveye ait ABAQUS yük deplasman grafiği.....	97
Şekil 4.10.2 Duvarsız çerçeveye ait nümerik ve deneysel sonuçların karşılaştırılması.....	98
Şekil 4.10.3 Duvarsız bir betonarme çerçevede sonlu eleman düzeni ve sayısının (mesh) analizleri etkilemesi.....	98
Şekil 4.10.4 Duvarsız çerçevede aksenal basıncın sabit ya da çeşitli şekillerde değişken olması durumlarında yatay yük-deplasman grafiğinin değişmesi.....	99
Şekil 4.10.5 Kolonlara yatay yükleme sırasında uygulanan aksenal Basıncın (MPa) zamanla(s) değişimi.....	100
Şekil 4.11.1 Duvarsız çerçeve iç enerji.....	101
Şekil 4.11.2 Duvarsız çerçeve kinetik enerji.....	101
Şekil 4.12.1 Duvarsız çerçeve için yükleme sonundaki gerilme durumu.....	102
Şekil 4.12.2 Duvarsız çerçeve için yükleme sonundaki hasar durumu.....	102
Şekil 4.13.1 Harçsız bloklu ve harçlı birleşimli çerçevenin yük deplasman grafiği	103
Şekil 4.13.2 Harçsız bloklu ve harçlı birleşimli çerçevenin yük deplasman grafiğinin deney zarf eğrisi ile karşılaştırılması.....	103
Şekil 4.14.1 Harçsız bloklu harçlı birleşimli çerçevenin iç enerji grafiği.....	104
Şekil 4.14.2 Harçsız Bloklu Harçlı birleşimli çerçevenin kinetik enerji grafiği....	104
Şekil 4.15 Harçsız bloklu harçlı birleşimli çerçevenin sürtünme enerjisi tüketimi.....	105
Şekil 4.16 Harçsız bloklu harçlı birleşimli çerçevenin yüklemenin son saniyesindeki gerilme durumu.....	105

Şekil 4.17.1 Polimer yapıştırıcılı harçsız bloklu çerçevenin yük deplasman grafiği.....	106
Şekil 4.17.2 Polimerli ve harçsız bloklu çerçeveye ait nümerik ve deneysel sonuçların karşılaştırması.....	107
Şekil 4.17.3 Polimerli ve harçsız bloklu çerçeveye ait geçerliliğini yitirmiş çalışmalardan alınan mooney-rivlin katsayıları kullanılarak elde edilen yük-deplasman grafiği.....	107
Şekil 4.18.1 Harçsız bloklu ve polimer birleşimli çerçevenin iç enerji grafiği.....	108
Şekil 4.18.2 Harçsız bloklu ve polimer birleşimli çerçevenin kinetik enerji grafiği.....	109
Şekil 4.19. Harçsız bloklu ve polimer birleşimli çerçevenin tükettiği sürtünme enerjisi (N-mm).....	109
Şekil 4.20.1 Polimerli çerçeve yüklemenin son anına ait gerilme durumu (MPa)..	110
Şekil 4.20.2 Polimerli çerçevede 552.8 (MPa)'ya ulaşan donatı ve deneyde akan donatı.....	110
Şekil 4.20.3 Polimerli çerçevede 552.8 (MPa)' ya ulaşan donatı(gri bölge) ve deneyde akan donatı ve alınan hasarlar.....	110
Şekil 4.21 Makro modellemede geleneksel duvarın basınç-birim şekil değiştirme eğrisi.....	112
Şekil 4.22.1 Geleneksel duvarlı çerçevenin makro ve mikro modellemede yatay kuvvet-deplasman ilişkisi.....	113
Şekil 4.22.2 Geleneksel duvarlı çerçeveye ait deneysel ve nümerik analizin karşılaştırılması.....	114
Şekil 4.23.1 Geleneksel duvarlı çerçevenin iç enerji grafiği.....	115
Şekil 4.23.2 Geleneksel duvarlı çerçevenin kinetik enerji grafiği.....	115
Şekil 4.24 Geleneksel duvarlı çerçevenin gerilme durumu.....	116
Şekil 4.25 ABAQUS analizleri sonucu elde edilen yatay yük-deplasman grafikleri.....	116

TEŞEKKÜR

Çalışmamın her aşamasında bana destek olan, bilgi ve deneyimleri ile yol gösteren danışman hocalarım Sayın Dr. Öğretim Üyesi Halil Nohutcu ve Doç. Dr. Gökhan Kılıç'a, tezime başladığım ilk aylarda Erasmus programı ile öğrencisi olduğum Krakow Teknoloji Üniversitesi'nde danışmanım olan, tez çalışmalarım için yenilikçi bir malzeme öneren ve deneysel çalışmalarımda malzeme desteği sağlayan Sayın Prof. Dr. Arkadiusz Kwiecien'e, deneysel çalışmalarımda yardımcı olan başta Cihan Altın olmak üzere Manisa Er Prefabrik ailesine, malzeme deneylerimin bir kısmını gerçekleştirdiğim Manisa Celal Bayar Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü Laboratuvarı'nda yardımcı olan Gökhan Eyici'ye, malzeme deneylerimin bir kısmını yaptığım Manisa Celal Bayar Üniversitesi bünyesindeki Deneysel Fen Bilimleri Uygulama ve Araştırma Merkezi'ne (DEFAM), tuğla temin ettiğim BLOKSAN'a ve çerçeve deneyleri sırasında bana yol gösteren Doç. Dr. Emre Ercan'a, çerçeve deneylerindeki montaj ve taşımada bana yardımcı olan Mert Yaba'ya ve öğrenim hayatım boyunca beni maddi ve manevi olarak destekleyen ve hep yanımda olan canım aileme yürekten teşekkür ederim.

Hakan KOMAN
Manisa, 2021

ÖZET

Doktora Tezi

HARÇSIZ BLOKLAR KULLANILARAK YAPILARIN DEPREM DAVRANIŞININ İYİLEŞTİRİLMESİ

Hakan KOMAN

Manisa Celal Bayar Üniversitesi
Fen Bilimleri Enstitüsü
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Danışman: Dr. Öğretim Üyesi Halil NOHUTCU

II. Danışman: Doç. Dr. Gökhan KILIÇ

Bu çalışmada betonarme çerçeveye harçsız bloklu duvar etkisi nümerik analiz ve deneysel çalışmalar yoluyla araştırıldı ve hem duvarsız, hem geleneksel çerçeve ile kıyaslanarak yapılara etkisi araştırıldı. Harçsız bloklu duvarlar, geleneksel duvarlar kadar çerçeveyi rijitleştirmeden, adeta bir sürtünmeli sönümleyici gibi görev yaparak, çerçevenin enerji tüketme kapasitesini arttırmaktadır ve bu konuda mevcut çalışmalar vardır. Bu çalışmada ayrıca duvarın çerçeveye bağlantısının rijit veya esnek olmasının çerçeve davranışına etkisi araştırılmıştır. Rijit birleşim için harç, esnek birleşim için ise poliüretan tabanlı enjeksiyon malzemesi kullanılmıştır. Deneysel çalışmalarda görülmüştür ki, harçsız sürtünmeli bloklar ve esnek bağlantı kullanılması duvarsız çerçeveye göre taşınan yükü arttırmaktadır. Esnek birleşimli harçsız duvarlı çerçeve duvarsıza göre %3 daha fazla yük taşımıştır. Harçsız duvarlı çerçeveler kullanıldığında, duvarsız ve geleneksel çerçevenin aksine maksimum yükten sonraki yatay deplasman aşamasında çerçevenin enerji tüketimi daha iyi olmaktadır. Betonarme çerçevenin içerisindeki dolgu duvar geleneksel çerçevede tamamen yıkılmakta iken harçsız ve çerçeveye rijit birleşimli durumda az hasar almıştır ve esnek birleşimli durumda çerçeve ile duvar ayrışması engellenmiş, duvardaki bloklarda hasar neredeyse olmamıştır. Bu önceki çalışmalarda da belirtilen esnek birleşimin gerilme yığılmalarını azalttığı bulgusuna uygundur. ABAQUS programı ile çerçevelere yapılan 60mm itme analizlerinde, harçsız duvarlı çerçevenin taşıdığı yükün duvarsız çerçeveye nazaran %14 arttığı, duvar ile çerçeve arasındaki bölgede gerilme yığılmalarını azaltarak duvarın daha az hasar almasını sağladığı görülmüştür. Duvarsız çerçeveye nazaran, harçsız tuğlalı çerçevenin enerji tüketim kapasitesi daha fazla olmuştur. Ayrıca harçsız duvarlar çerçeveyi rijitleştirmemektedir ve yapı periyodu artacağı için yapıya gelen deprem yüklerinin azalmasını sağlamaktadırlar.

Anahtar Kelimeler: ABAQUS, Harçsız Yığma, Polimer PM, Poliüretan Yapıştırıcı, Esnek Birleşim.

2021, 125 sayfa

ABSTRACT

PhD Thesis

IMPROVING THE EARTHQUAKE BEHAVIOUR OF STRUCTURES BY USING MORTARLESS BLOCKS

Hakan KOMAN

**Manisa Celal Bayar University
Graduate School of Applied and Natural Sciences
Department of Structural Engineering**

Supervisor: Asst. Prof. Halil NOHUTCU

Co-Supervisor: Assoc. Prof. Gökhan Kılıç

In this study, the effect of mortarless blocks to a reinforced concrete frame was investigated through numerical and experimental analysis by comparing the behaviour with traditional frames with and without wall. Dry stacked walls increase the energy dissipation of frames by acting as frictional energy dissipation devices, without increasing the stiffness of frame like a traditional wall and many studies exist about this. In this study, also, the effect of the joint between wall and frame was investigated by using flexible and stiff joint. For stiff joint mortar was used, and for flexible joint, a polyurethane based injection material was used. In the experimental analysis, it's seen that dry stacked masonry and using flexible joint increases the maximum load carried, when compared with the frame without wall. The frame with dry stacked masonry infill and flexible joint, carried %3 more lateral load when compared with frame without wall. Frames with dry stack masonry infill walls have higher energy consumption after the maximum lateral load, when compared with traditional frames with and without wall. In the traditional frame with infill wall, the wall was completely demolished during loading, and in contrast, minimum damage was observed in the frames with dry stack masonry infill and using flexible joint prevented the segregation between wall and frame and nearly no damage was observed in the wall. This was convenient with previous studies that state flexible joint reduces the stress concentrations. In the ABAQUS analysis in which the RC frames were pushed 60mm, it was concluded that using mortarless masonry increases the load carried by frame when compared with bare frame by %14 and decreased the damage in the wall by decreasing the stress concentrations in the region between wall and frame. When compared with the reinforced concrete frame without walls, the energy dissipation of dry stacked masonry infilled frame is higher. Besides these, dry stack masonry infill walls don't increase the stiffness of the frame, and its well known that by increasing the period of structures, earthquake forces will be lower.

Keywords: ABAQUS, Dry Stack Masonry, Polimer PM, Polyurethane Adhesive, Flexible Joint

2021, 125 pages

1. GİRİŞ

Geçmişte Kocaeli 1999, Northridge 1994, Erzincan 1992, Landers 1992, Kobe 1995 gibi birçok yıkıcı deprem meydana gelmiştir. İstanbul gibi büyük bir metropolü etkileyecek yıkıcı bir depremin 2030'a kadar yüksek olasılıkla gerçekleşmesi jeologlar tarafından beklenmektedir. Güçlü yer hareketlerinin yıkıcı etkilerini alt edebilmek için yapıların enerji tüketim kapasitelerini arttırmak bir zorunluluktur. Yapılar sünek davranış ile hasar alarak enerji tüketebilirler. Enerji tüketimi başka yollarla sağlanırsa yapının aldığı hasar azaltılabilir. Bu amaçla sismik sönümleyiciler kullanılmakta ve özellikleri geliştirilmektedir. Sürtünmeli, metalik akmaaya dayalı, viskoz, viskoelastik, ayarlı kütle, ayarlı sıvı veya bu çeşitlerden birkaçını bir arada kullanan hibrit sönümleyiciler önceki çalışmalarda kullanılan pasif enerji sönümleyicilerden bazılarıdır.

Marko, 2006 tez çalışmasında, sönümleyici sistemlerin yapılara etkisini incelemiştir. Metalik sönümleyiciler, metallerin akma yapmasından sonra elastik olmayan deformasyon yaparken enerji tüketme ilkesini kullanır. Pahalı değildir ve yapı ömrü boyunca stabil kalarak kullanılabilirler, ancak şiddetli depremlerde deforme olacaklarından değiştirilmeleri zorunludur ve tekrarlı yüklemelerde çalışmalarının limiti yüksek değildir. X şeklindeki metalik sönümleyiciler popülerdir ve çerçeveye ters V şeklindeki diyagoneller ile kiriş arasına yerleştirilerek eklenirler. Sürtünmeli sönümleyiciler yüksek enerji tüketme kapasiteleri, yük frekansından daha az etkilenmeleri, ısı değişimlerinden daha az etkilenmeleri, Coulomb sürtünme modeli ile modellenebilmeleri gibi avantajlara sahiptir. Çerçeveye diyagonallerin ortasında olacak şekilde yerleştirilen türleri olduğu gibi, ters V şeklindeki diyagonaller ile kiriş arasında kalacak şekilde de yerleştirilebilirler. Viskoelastik sönümleyiciler ile ilgili çalışmalar 1990'larda başlamıştır ve bu sönümleyicilerde sönümleme kuvveti hızla orantılıdır ve davranış viskoz denilebilir. Katı viskoelastik sönümleyicilerde iki katman arasına koyulan kauçuk gibi veya kopolimer gibi malzemeler kesme deformasyonları yaparak sönümleme özelliği gösteren malzemeler kullanılır ve bu sönümleyiciler çerçeveye diyagoneller vasıtasıyla yerleştirilebilir. Çeşitli türleri geliştirilmiştir. Bunlardan biri olan viskoelastik malzeme olarak süperplastik kauçuk kullanılan çalışmada (Kumagai-Gumi firması tarafından yapılmıştır) 3 katlı çelik çerçevede sönümleyici yapının tepkisini %60 civarında azaltmıştır. Viskoz bir sıvının

içine daldırılan bir levha veya duvar vasıtasıyla sönümleme yapan viskoz sıvı duvar tipi sönümleyicilerle yapılan çalışmada ise 4 katlı çelik çerçevede %66-80 arasında yapının tepkisinin azaldığı görülmüştür [1].

Ayarlı kütle sönümleyicilerle enerji tüketme felsefesinin bilinen ilk örnekleri eski Japon tapınakları pagodalardır. Pagodalarda tapınak ahşap elemanlarla inşa edilir ancak ortasında demir bir eleman olan shinbashira bulunurdu ve bu elemanla yapının kalanı deprem sırasında birbirleriyle farklı frekanslarda titreşerek birbirlerinin hareketini azaltırlardı.

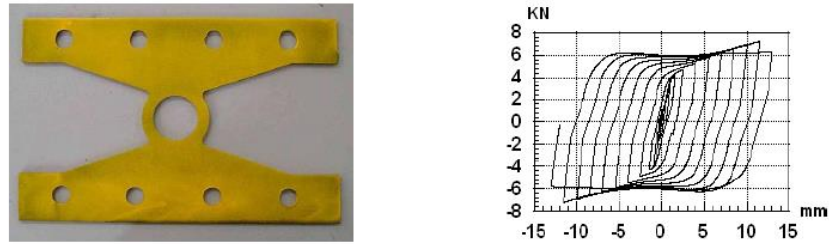
Viskoelastik ve viskoz sönümleyiciler deformasyonun her seviyesinde enerji tüketirken sürtünmeli sönümleyiciler sadece sürtünmenin başlaması için gerekli kuvvete ulaşıldığında enerji tüketmeye başlamaktadır. Bunların bir arada kullanıldığı hibrit sönümleyicilerle yapılan çalışmalarda iyi tasarlanmış hibrit sönümleyicinin sismik enerjinin %75-90'ını sönümlediği ve maksimum deplasmanı yarıya kadar indirdiği görülmüştür [1].

Alberta Üniversitesi'nde Malik ve ark.,'larının yaptıkları sunumda sismik sönümleyicilerle yapılmış bir hesap anlatılmaktadır. Viskoz sıvılı sönümleyicilerle Sap 2000 v14 programında 11 katlı bir yapı modellenmiştir ve El-Centro depremi ivme kayıtları kullanılarak analiz yapılmıştır. Sönümleyiciler çeşitli katlara yerleştirilerek ve yerleştirilmeyerek ya da değişik düzenlerde yerleştirilerek birçok şekilde tekrarlanan hesaplardan anlaşılmıştır ki, sismik sönümleyici kullanmak çatı deplasmanını azaltmıştır ve yapının yer hareketi esnasında ulaştığı maksimum hızı azaltmıştır. Performans analizinde görülmüştür ki, sismik sönümleyiciler eklendiğinde yapı performans seviyesinde gelişme vardır. Bütün katlara bütün çerçevelere sönümleyici koyulan düzen en etkilisi olmakla beraber, bir kat aralıklı olacak şekilde sönümleyici koyulan düzen de etkilidir [2].

Naeem ve ark., 2015 tarafından otomobil endüstrisinde kullanılan balpeteği sönümleyici tipi ile analizler yapılmıştır. Bu çalışmada belirtildiğine göre bu sönümleyiciler akma dayanımı 330MPa olan hafif çelikten yapılmıştır. 15 katlı betonarme yapı modellenerek sönümleyiciler yerleştirilmiş ve analiz yapılmıştır. 7 deprem kaydı kullanılarak yapılan analizlerde, balpeteği tipi sönümleyicilerin

eklenmesiyle, çoğu durumda maksimum deplasmanın azaldığı görülmüştür. %2 kat deplasmanı için, sönümleyicisiz yapı 1000kN taban kesme kuvvetine sahipken, sönümleyicili yapı 2500kN taban kesme kuvveti taşıyabilecek durumdadır [3].

Li ve ark., 2014 yaptıkları çalışmada metalik sönümleyici tiplerine odaklanmışlardır. 3 çeşit metalik sönümleyici tipi tanıtılmış ve kimisinin kesme deformasyonları vasıtasıyla, kimisinin de eğilme deformasyonları vasıtasıyla enerji tükettiği anlatılmıştır. Sönümleyiciler mevcut çelik ve betonarme yapılara eklenerek analiz yapılmıştır. Tanıtılan sönümleyicilerden yuvarlak delikli tip ile duble X şekilli tip kesme deformasyonları ile, MYFD (Metalik akmaya dayalı sönümleyiciler) ise eğilmeden dolayı metalik akma yanında sürtünmeyi de biraz kullanarak enerji tüketmektedir. En fazla enerji tüketimi histerik eğrilere bakılacak olursa, MYFD tipi sönümleyicininidir. Gerçek bir betonarme binaya yerleştirilerek yapılan çalışmaya göre MYFD tipi sönümleyici yapı cevabını %35 civarında azaltmıştır. Bu çalışmadaki metalik akmaya dayalı sönümleyici ve uygulama şekli Şekil 1.1 ve Şekil 1.2’de görülmektedir [4].



Şekil 1.1. Metalik akmaya dayalı sönümleyici ve histerezis eğrisi [4]



Şekil 1.2. Metalik akmaya dayalı sönümleyicinin uygulanması [4]

Nikam ve ark., 2014 tarafından sürtünme türü sönümleyicilerle analiz yapılmıştır. Sürtünme tipi sönümleyicileri içeren çelik çaprazlar mevcut çerçevelere eklendiğinde yatay dayanım ve rijitlik artmış, kolonlara gelen moment yükleri azalmış,

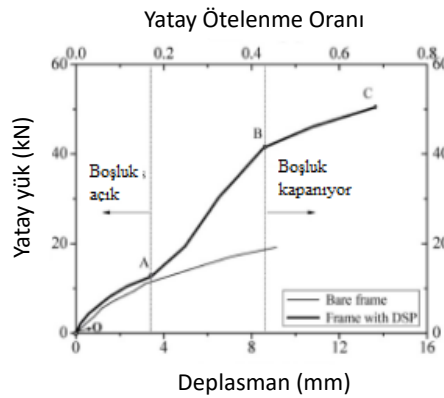
ancak kolon aksenal kuvvetlerinde artış görülmüştür. Betonarme duvarlar kesmede rijit davranmaktadır ve gerekli yer değiştirmeyi sağlayamadıklarından, sürtünme tipi sönümleyicilerin kullanılmasında dezavantajlıdır. Sürtünme tipi sönümleyicileri aktif hale getiren sürtünme yükü öyle seçilebilir ki, yapı beklenen rüzgar ve küçük yer hareketi gibi etkilerde elastik davranışta kalabilir [5].

Yıldırım ve ark., 2014 tarafından İstanbul'da yapılan bir güçlendirme çalışmasında görülmüştür ki, sürtünmeli sönümleme cihazları, bu cihazlar yerleştirilirken bina sakinlerini rahatsız etmediğinden ve taşınmaya zorlamadığından geleneksel güçlendirme metotlarıyla kıyaslandığında daha iyi bir alternatiftir. Bu çalışmada Damptech firmasına ait sürtünmeli-viskoelastik hibrit sönümleyici kullanılmıştır. Sönümleyiciler modellemede betonarme çerçeveye diyagonaller ile çerçeve üst kirişi arasına gelecek şekilde yerleştirilmiştir. Sonuçlara göre sönümleyicisiz yapıda 124 kolondan 34'ü can güvenliği performans seviyesini aşarken 37 kolon göçme öncesi performans seviyesini aşarken, sönümleyicili yapıda 124 kolondan sadece 20 tanesi can güvenliği performans seviyesini aşmıştır ve göçme öncesi seviyesinde veya göçen kolon yoktur. Sismik sönümleyici uygulanan yapıda artan sönümleme (%22-23) sonucu yapıda taban kesme kuvveti X yönünde %13.02 ve Y yönünde %24.01 azalmıştır. Diğer önemli bir gözlem ise klasik tarzda yapılan güçlendirme ile taban kesme kuvvetleri yapının mevcut durumuna göre X yönü için %230 ve Y yönü için %191 artarak 5000-6000 ton mertebelerine ulaşmıştır. Bu durum klasik güçlendirmenin yapıyı aşırı rijitleştirmesi sonucu meydana gelmiştir. Anlaşılmıştır ki, bu tarz sismik sönümleme cihazları yapıya yapının rijitliğini arttıran betonarme perde eklenmesi gibi geleneksel güçlendirme metotlarıyla kıyaslandığında ekonomik ve alternatif bir güçlendirme çözümüdür [6].

Sismik bölgelerde çerçeve içindeki dolgu duvarlar korunma ve alanı bölme amaçlı kullanılmaktadır ve geçmişteki tasarımlarda bu dolgu duvarların yapı deprem davranışına etkisi ihmal edilmiştir. Fakat gerçekte dolgu duvarlar güçlü depremler esnasında yapının rijitlik, periyot, süneklik gibi özelliklerini duvar ile çerçeve arası etkileşimden dolayı değiştirmektedir. Birçok araştırmacı bu problemi araştırmış ve hayali basınç çubuğu kullanarak duvar davranışının modellenmesini önermişlerdir. Bu yaklaşım ayrıca Eurocode 8, FEMA 356 gibi bazı deprem yönetmelikleri tarafından da benimsenmiştir [7].

Diğer taraftan, mimari sebeplerle zaten yapılan dolgu duvarları enerji sönümleyiciye çevirmek mantıklı bir fikirdir.

Lin ve ark., 2016 tarafından yapılan bir deneysel çalışmada görülmüştür ki, harçsız yığma dolgu duvar çerçevesinin enerji tüketimini çerçeve elastik aşamadayken çerçevesinin rijitliğini arttırmadan arttırmaktadır. Yapılan çalışmada harçsız geçmeli tuğlanın davranışını yansıtmak amacıyla duvarda kullanılan beton blokların yoğunluğu 2250kg/m^3 , basınç dayanımı ise 18.3MPa 'dır. Ebatları $227\times113\times80\text{mm}$ 'dir. Sürtünme katsayısı deneylerde 0.66 olarak bulunmuştur. Betonarme çerçeve kirişine 3 katlı konut binası ağırlığını temsilen 0.3MPa eksenel basınç uygulanmıştır. Duvarsız çerçeveye 10mm, harçsız duvarlı çerçeveye 16mm, geleneksel duvarlı çerçeveye 20mm yanal deplasman uygulanmıştır. (%1 civarı kayma oranı). Tuğlalar sadece kendi ağırlıkları ile sürtünme hareketi yapmışlardır. Rijitlik karşılaştırması için histerezis grafiğindeki çeşitli deplasmanlardaki maksimum değerlerden elde edilen sekant rijitlikleri kullanılmıştır. Boş çerçevesinin başlangıç rijitliği ile karşılaştırılmıştır. Geleneksel duvar çerçevesinin başlangıç rijitliğini 30 kat civarı arttırırken, harçsız duvar çerçevesinin rijitliğini 2 kat civarı arttırmıştır. Bu sonuca göre harçsız yığma duvar bir enerji sönümleyici olarak düşünülebilir. Boş çerçevesinin taşıdığı maksimum yük: 18.05kN ve bu yüke kadar enerji tüketimi: 91.812kNmm iken, geleneksel duvarlı çerçevesinin bu yüke kadar enerji tüketimi 3.07kNmm olmuştur. Harçsız yığma duvarlı çerçevesinin ise bu yüke kadar enerji tüketimi 147.32kNmm olmuştur ki bu geleneksel duvarlı çerçevesinin 50 katıdır. Şekil 1.3'te çerçevesinin yükleme esnasında geçtiği 3 aşamayı görebiliriz [8].



Şekil 1.3. Çerçeve yatay yük yanal deplasman eğrisi [8]

Çalışmanın yazarları bahsetmiştir ki O-A arasında sadece tuğlalar kendi ağırlığından dolayı sürtünmektedir, çerçeve duvarın üst yüzeyiyle temasta değildir ve blokların sürtünme nedeniyle tükettiği enerji küçüktür. A-B arasında ise harçsız da olsa duvar bir tür hayali basınç çubuğu davranışı göstermektedir ve çerçeve artık duvarla temas haline geçmiştir. Bu sebeplerle bloklara gelen basıncın artmasıyla sürtünme artmaktadır ve çerçevenin rijitliği de artmıştır. B-C aşamasında ise betonarme çerçeve doğrusal olmayan aşamaya geçmiştir, çatlama başlamıştır, çerçeve rijitliği azalmıştır [8].

Totoev, 2015 bu sebeple, diğer bir çalışmasında harçsız yığma dolgu duvarın bir enerji sönümleme cihazı olarak modellenmesini ve Jacobsen yaklaşımı kullanılarak çerçevenin dinamik analizi için yeni bir sönüm oranı hesaplanmasını önermiştir. Jacobsen yaklaşımında cihaz tarafından tüketilen enerjiyi çerçevenin elastik şekil değiştirme enerjisine oranlayarak yapısal davranışın nonlineer aşaması için yeni bir sönüm oranı hesaplanmaktadır. Ayrıca dolgu duvar çerçeve arası birleşim özelliklerinin (boşluk olması-olmaması) çerçevenin enerji tüketim özelliklerini değiştirdiğini söylemiştir. Çerçeve ile duvar arası harç boşluk olmayan duvar daha fazla enerji tüketmektedir [9].

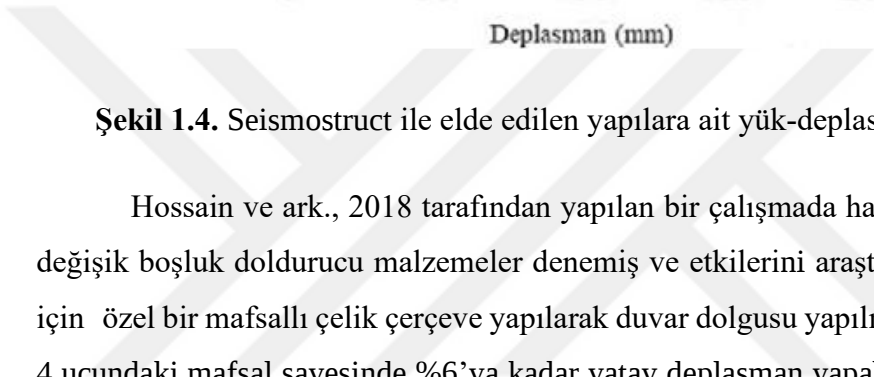
Totoev ve ark., 2016 tarafından yapılan diğer bir çalışmada, harçsız duvarlı ve çerçeve ile duvar arası boşluklu ve çerçeve duvar arasında bağlayıcı malzeme bulunan durumlar için karşılaştırma yapılmıştır. Detaylı bir sonlu eleman analizi DIANA programıyla yapıldıktan sonra Seismostruct programının elastik olmayan duvar özelliği kullanılarak basitleştirilmiş bir nümerik analiz de yapılmıştır ve görülmüştür ki, yarı kilitli harçsız duvar yapının sünekliğini kayda değer şekilde azaltmadan yapının enerji tüketimini arttırmada avantajlıdır. Her iki model deney sonuçlarıyla karşılaştırılarak onaylama yapılmıştır. Seismostruct programı kullanılarak 4 katlı 3 açıklıklı yapı analizi yapılmıştır. Duvarsız yapı modeli, geleneksel duvarlı yapı modeli, çerçeve duvar arası boşluklu harçsız yığmalı duvar modeli ve çerçeve duvar arası bağlayıcı ile doldurulmuş harçsız yığmalı duvar modeli denenmiştir. Sonuçlar Şekil 1.4'te görülmektedir [10].

Analizler sonucunda çerçeve duvar arası boşluk bulunmayan harçsız yığmalı yapının daha fazla yük taşıdığı ancak sünekliğinin diğer tip harçsız duvarlı yapıya

Deplasman (mm)

Şekil 1.4. Seismostruct ile elde edilen yapılara ait yük-deplasman grafikleri

Hossain ve ark., 2018 tarafından yapılan bir çalışmada farklı boşluk doldurucu malzemeler denemiş ve etkilerini araştırmak için özel bir mafsallı çelik çerçeve yapılarak duvar dolgusu yapılarındaki mafsallı duvarlar, 4 ucundaki mafsallı sayesinde %6'ya kadar yatay deplasman yapabiliyorlar.



Şekil 1.4. Seismostruct ile elde edilen yapılara ait yük-deplasman

Şekil 1.4. Seismostruct ile elde edilen yapılara ait yük-deplasman

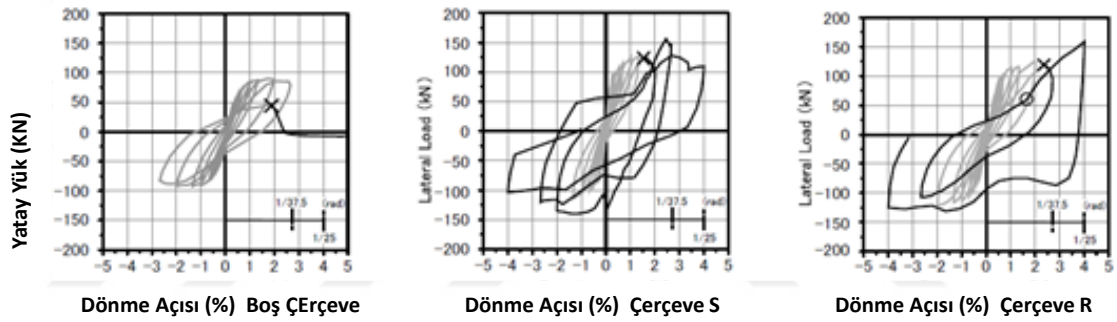
Deplasman (mm)	Drift (%)	Duvarsız		Duvar-Çerçeve Arası Boş		Duvar-Çerçeve Arası Köpük		Duvar-Çerçeve Arası Grout	
		Kuvvet (kN)	Enerji Tüketimi (kN.mm)	Kuvvet (kN)	Enerji Tüketimi (kN.mm)	Kuvvet (kN)	Enerji Tüketimi (kN.mm)	Kuvvet (kN)	Enerji Tüketimi (kN.mm)
1	0.05	0.31	0.80	3.46	4.142	3.16	3.92	5.77	6.19
3	0.15	0.46	3.32	5.32	21.93	4.18	19.05	6.99	29.70
6	0.3	0.46	8.03	6.77	52.64	4.95	42.99	8.03	66.32
10	0.5	0.46	15.73	7.95	101.68	5.52	74.14	9.67	130.31
15	0.75	0.46	24.84	7.94	157.79	6.00	126.23	11.04	232.98
20	1	0.46	34.25	7.56	201.12	6.06	180.22	11.63	343.13
25	1.25	0.46	42.31	7.64	254.80	6.51	243.25	12.73	471.20
30	1.5	0.46	50.11	7.54	310.58	6.82	309.89	13.92	619.94
40	2	0.54	71.13	8.07	478.63	8.11	475.37	16.01	1027.62
60	3	0.60	103.63	11.18	875.68	11.83	960.25	19.35	1827.82
80	4	0.69	133.20	14.46	1297.59	11.16	1348.13	20.80	2349.37
100	5	0.78	166.52	17.21	1859.50	10.36	1639.13	22.08	2649.02

Şekil 1.5. Çerçevelerin taşıdığı yatay yük ve enerji tüketimleri [11]

Totoev ve ark., 2012 diğer çalışmalarında harçsız duvarlı çerçevelerin sönüm oranlarını hesaplamışlardır. Duvarları bir çeşit enerji sönümleyici cihaz olarak çalıştırmak için bu çalışma yapılmıştır. Duvarsız çerçeve için 0.03 sönüm oranı bulunmuştur. Harçsız yığma duvarlı çerçeve için 0.17 sönüm oranı bulunmuştur. Eğer tuğlalar arasındaki sürtünme katsayısı yükseltilebilirse teorik olarak bu sönüm daha da artar. Sonuçlara göre harçsız duvarlı çerçeve geleneksel duvarlıya göre ya da boş çerçeveye göre daha fazla enerji tüketmektedir [12].

Sanada ve ark., 2008 tarafından yapılan bir çalışmada harçsız ve yarı kilitli fiber donatılı beton bloklarla yapılan duvarın betonarme çerçeveye olan etkisi incelenmiştir. Beton bloklu harçsız duvar iki dizim düzeninde şaşırtmalı (R) şaşırtmasız (S) dizilerek çerçevenin içine örülmüştür. Kullanılan çerçeveler 3/10 ölçekli betonarme çerçevelerdir (1971 öncesi Japon okul binalarının kolonlarını temsil edecek şekilde kolonlar yapılmıştır). Kolonlara $0.15 \times A_c \times F_c$ olacak şekilde eksenel yük verilmiştir. %2-2.5 yanal deplasman oranıyla yükleme verilmiştir. Boş çerçeve kolonları 1/25 dönmede göçmüştür (Maksimum Yük: 90.6kN). Bloklu S düzenli çerçeve kolonları 1/50 dönmede (Maksimum Yük: 126.1kN-1.39 kat) ve Bloklu R düzenli yapı 1/37.5 dönmede (Maksimum Yük:126.1kN ancak S düzeninden daha sünek) göçmüştür. Kolonlar kırılana kadar çerçeveye kilitli bloklarla duvar eklenmesi çerçeveyi biraz rijitleştirmiş ve çerçeve sünekliğini arttırmamıştır. Bunun sebebi

harçsız da olsa oluşan diyagonal davranıştır. Çerçeve göçmesinden sonra (kolonların kesme kırılmasından sonra) yüklemeye devam edilmiştir. S düzeninde kesmeden kırılan kolonların taşıyamadığı yükleri duvar taşımıştır ancak, blokların dönme yapması ve yerel gerilme yığılmaları sebebiyle bloklarda hasar oluşmuş ve sürtünme davranışı kaybolmuştur. R düzeninde ise taşınan maksimum yük 126kN'dan 158kN'a kadar artmıştır. Bu bloklar arasındaki sürtünme davranışından ileri gelmektedir. Ayrıca düzlem dışı yüklemde S düzeni başarısız olmuştur. Çalışma sonuçlarına göre yarı kilitli harçsız duvarlı çerçeve, boş çerçevenin 1.4 katı kadar dayanıma sahiptir. %4 yatay yer değiştirmeye kadar kilitli bloklar kesmeden kırılan kolonların taşıyamadığı eksenel yükleri taşımıştır. Eksenel yük düzeyi arttığında sürtünmeden dolayı enerji tüketimi artmıştır. Şekil 1.6'da çalışmadan alınan ve kolonlar kesmeden kırıldıktan sonraki enerji tüketimini gösteren grafik görülebilmektedir [13].



Şekil 1.6. Çerçevelerin histerezis eğrileri [13]

Mısır ve ark., 2012 tarafından yerel yarı kilitli delikli tuğlalarla bir çalışma yürütülmüş fakat çerçeve yanal yük kapasitesinin dolgu duvarsız çerçevelerle kıyaslandığında, artmadığı görülmüştür. Çalışmadaki kilitli harçsız duvarda Manisa Turgutlu'da üretilen Vardarlı kilitli tuğla kullanılmıştır. Delikli normal tuğlanın bu amaçla modifiye edilmiş halidir. ½ ölçekli çerçevelerde kullanılmak üzere küçük tuğlalar imal edilmiş ve Türkiye'deki geleneksel duvarlı çerçeve ile Vardarlı Tuğla Fabrikası tarafından üretilen harçsız tuğlalı çerçeveye düşey yükleme (kolon eksenel yük kapasitesinin 0.10'u) ve yanal yarı statik yükleme yapılarak deney yapılmıştır. Şekil 1.7'de yükleme sonuçları görülmektedir [14].

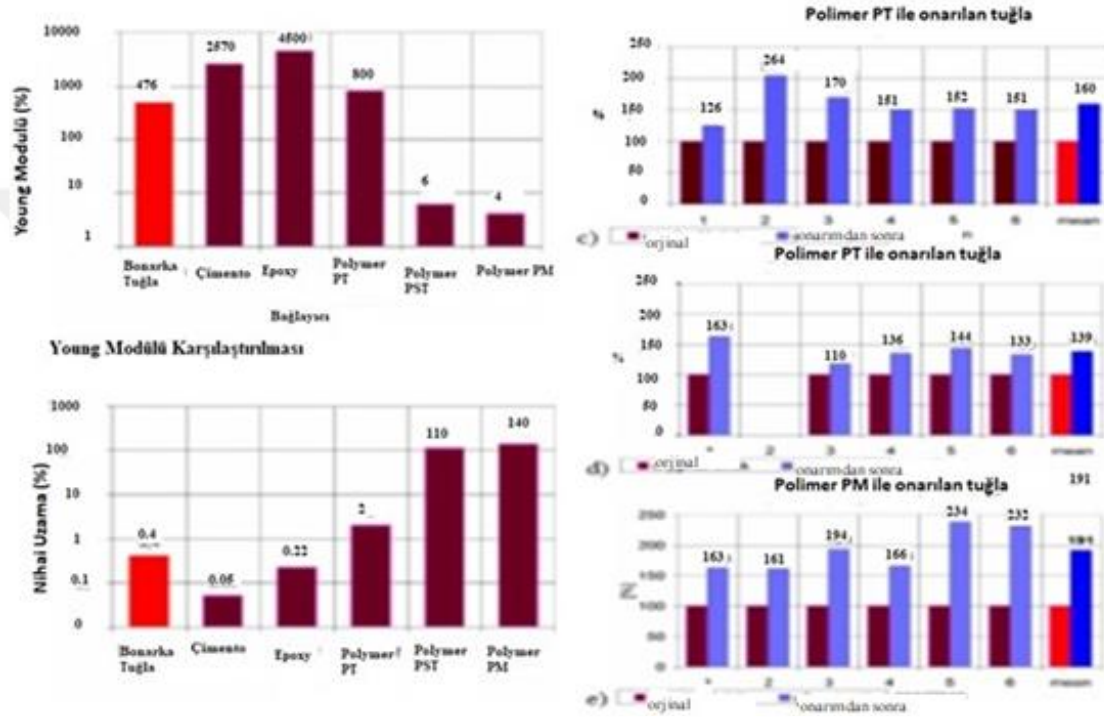
Specimen	First separation		First diagonal crack		First flexural cracks		First yielding		Concrete spalling		Observed max. lateral load	
	Drift [%]	Load [kN]	Drift [%]	Load [kN]	Drift [%]	Load [kN]	Drift [%]	Load [kN]	Drift [%]	Load [kN]	Drift [%]	Load [kN]
BaF	-	-	-	-	0.28	35.8	0.56	57.3	2.00	93.0	2.50	100.9
SBF	0.20	96.3	0.40	120.0	0.34	116.2	0.67	129.0	2.00	107.3	1.50	137.4
LBF	0.20	55.8	0.25	67.8	0.35	68.6	0.75	85.2	2.00	84.4	3.00	97.5

Şekil 1.7 Yükleme Sonuçları [14]

Burada SBF (standart duvarlı çerçeve)'nin LBF (kilitli duvarlı çerçeve) ve BaF (boş çerçeve)'ye nazaran daha fazla yük taşıdığı görülmüştür. İlk eğilme çatlakları (first flexural cracks) duvarlı çerçevelerde %0.34-0.35 dönme oranında gerçekleşmiştir. İlk akma çatlakları (first yielding) duvarlı çerçevelerde 0.67-0.75 dönmede gerçekleşmiştir. Başlangıç rijitlikleri ise boş, standart ve kilitli duvarlı çerçeve için sırasıyla 13.4kN/mm, 71.4kN/mm, 39.2kN/mm'dir. Türkiye'deki bu çalışmada harçsız duvarın taşıdığı maksimum yükün boş çerçeveden az olmasının sebebi, boşluklu tuğla kullanmanın, harçsız yığma dolgu duvar bir hayali basınç çubuğu davranışı gösterdiğinde zayıf bir direnç oluşmasına sebep olması ve bu olgunun çerçevenin yatay yük kapasitesinin artmasına yardımcı olmaması olabilir.

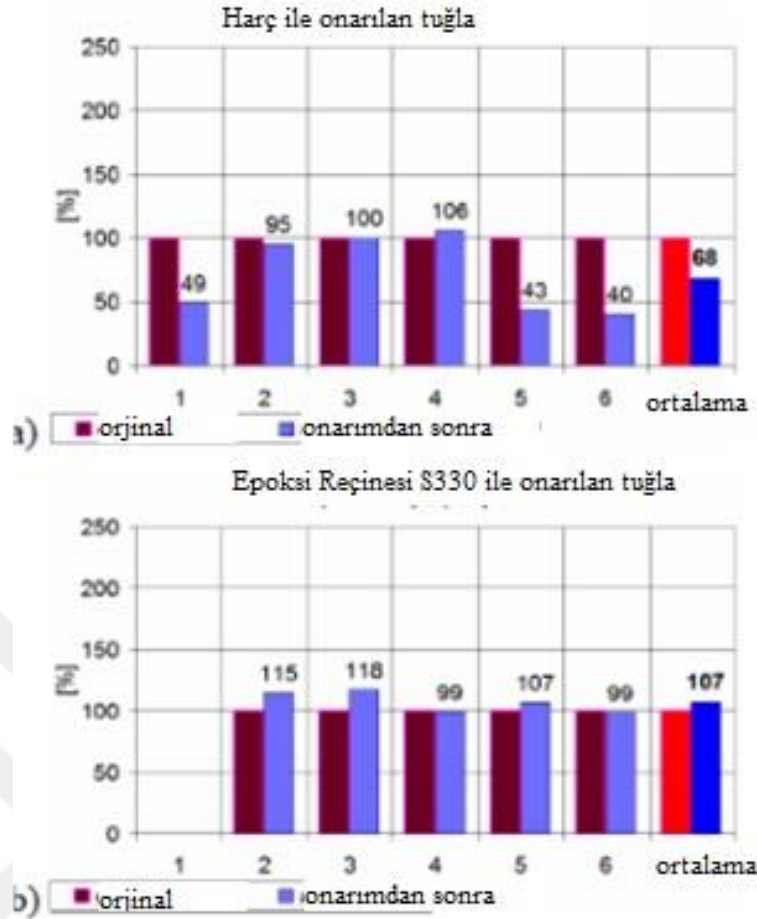
Krakov Teknoloji Üniversitesi'nde, Kwiecien, 2013 tarafından esnek birleşim metodu önerilmiş ve gösterilmiştir ki, bir hayli deforme olabilen yapıştırıcılar kullanılarak birleşimlerdeki gerilme yığılmalarını azaltmak ve birleşimlerin yük taşıma kapasitelerini arttırmak mümkündür. Kwiecien, 2013 tarafından yapılan çalışmada tarihi yapı güçlendirmesinden ve çatlakları olan tarihi yığma yapıların onarım ve güçlendirmesinden söz edilmiştir. Tarihi yapılarda onarım ve güçlendirme için mimari sebeplerle çatlaklara enjeksiyon yapılmaktadır. Genellikle bu çatlaklar gevrek davranıştan ve düşük deformasyondan ve gerilme yığılmalarının oluşmasından dolayı yığmanın kapasitesini arttırmayan mineral ve epoksi groutlarla doldurulmaktadır. Bir hayli deforme olabilen poliüretan yapıştırıcı (polimer) ile esnek birleşim metodu bu yüzden önerilmiştir. Aynı zamanda yığmaya frp şeritler yapıştırılmak istenirse de deforme olabilen bu malzeme kullanılabilir. Çok miktardaki kayma ile daha çok çatlama enerjisi bu birleşimlerde elde edilir. Yapılan deneylerde dört nokta eğilme deneyi dolu yığma tuğlaya uygulanmıştır ve deneyden sonra tuğlalar polimerle yapıştırılarak onarılmış ve yeniden test yapılmıştır. Esnek Polimer PT

malzemesi ($E=280\text{MPa}$, $\varepsilon=\%2$) kullanıldığında tuğla ilk deneydeki yükün $\%160$ 'ını taşımıştır. Polimer PM malzemesi kullanıldığında ise Polimer PM'in çekme dayanımı tuğladan düşük olmasına rağmen, ilk deneyde taşıdığı yükün $\%191$ 'ini taşımıştır. Çünkü polimerli birleşim gerilme yığılmalarını azaltmıştır. Çalışmadan alınan Şekil 1.8'de poliüretan yapıştırıcıların (Polimer), çimento harcı (Cement ZA), Bonarka tuğlası, epoksi (Sikadur 330) ile karşılaştırılan mekanik özellikleri ve 4 nokta eğilme deneyi sonuçları görülmektedir [15].



Şekil 1.8. Poliüretan enjeksiyon malzemeleri, tuğla, epoksi, çimento harcının mekanik özellikleri ve eğilme deneyi sonuçları [15]

Sonuçlar rijit birleşimli (epoksi ve harçlı) numunelerden iyidir. Epoksi ve harçlı birleşimli eğilme deney numunelerinin sonuçları da Şekil 1.9'da görülmektedir.



Şekil 1.9. Epoksi ve harçlı birleşimli numunelerin eğilme deneyi sonuçları [15]

Çalışmada bahsedildiğine göre ayrıca sahada bir yığma kulübeyi dozerle çatı deplasmanı vererek yıkma deneyi tasarlanmıştır. Deneyde çatlayan ve ayrışan yığma duvarlara Polimer PM kullanılarak onarım yapılmış ve çatlaklara doldurularak duvar yapıştırılmıştır. Şekil 1.10’da görülmektedir. Deney sonuçları göstermiştir ki onarımda Polimer PM kullanımı gerilme yığılmalarını azaltmış ve çatlamış yığmaya yüksek bir enerji yutma kapasitesi kazandırmıştır. Ayrıca laboratuvarda yanal yük verilen duvar numunelerinde Polimer PM enjeksiyonlu onarım duvara orijinal halinin taşıdığı yükün %95’ini taşıtmış, fakat kesme deformasyonunu 10 kat arttırmış, enerji tüketimini de 14 kat (gerilme-deplasman eğrilerinin altındaki alan) arttırmıştır. Bu durum Şekil 1.11’de görülmektedir [15].



Şekil 1.10. Dozerle yatay yük uygulanan kulübe [15]



Şekil 1.11 Orijinal ve onarılmış duvarın yatay gerilme-kesme birim şekil değişirme grafiği [15]

Kwiecien ve ark., 2015 tarafından bir diğer çalışmada sahada dozerle yapılan deney bir kez daha anlatılmış ve bu kulübenin nümerik analizi yapılmıştır. Analizde Kobe depremi kayıtları kullanılmıştır. Nümerik analiz sonuçlarına göre de Polimer PM'li onarım orijinal hasar almamış yapı dayanımını yeniden kazandırmaktadır ve dinamik yüklemelerde etkilidir. Deplasmanlar karşılaştırıldığında onarımlı yapı orijinal hasar almamış yapının yaptığı deplasmanın %104'ünü yapabirmiştir. Polimer PM'in sönüm ve esneklik özellikleri yapıya sünek bir davranış kazandırarak yer değiştirmeden dolayı tükettiği enerjiyi arttırmıştır. Hasarlı yapı için ayrı bir model oluşturulup nümerik analiz yapılmıştır. Hasarlı yapı da orijinal yapıya göre daha fazla deformasyon yapabilmektedir ancak hasarlı yapıya güvenilemez, ne zaman yıkılacağı bilinemez. Polimer PM aynı zamanda hasarlı yapıları onarmak için kullanılabilir [16].

Kwiecien, 2014 tarafından yapılan diğer çalışmada kompozit-tuğla kesme birleşimlerinin yüksek deformasyonlu uygulamaları epoksi reçineli birleşimlerle karşılaştırılarak incelenmiştir. Bu çalışmada kesme-yalama deneyi yapılarak esnek polimer ile epoksi reçinesi davranışı kıyaslanmıştır. Cam, karbon, çelik ve bazalt fiberlerle deneyler yapılmıştır. Görülmüştür ki epoksi reçinesi kullanımı gerilme yığılmalarına sebep olmaktadır. FRP ve epoksi ile güçlendirilen yığma yapılar gevrek davranış göstermektedir. Tipik göçme modu FRP'nin ince bir tabaka koparak yığımdan ayrışmasıdır. Gevrek yığma malzemede mikro çatlaklar göreceli olarak düşük yük seviyelerinde başlamakta ve mikro çatlakların çoğalması ve bağlanmasıyla çatlama hali gelişmektedir. Bir çatlağın sonundaki şekil değiştirmeler gerilme yığılmalarındaki en yüksek değerler altında kolaylıkla elastik limite ulaşmaktadır. Kritik bir noktaya ulaşarak, mikro çatlaklar hızlıca bağlantılar edinir (gevrek malzemelerde) ve bu da ana çatlağın oluşmasına ve FRP kompozit malzemenin ayrışmasına neden olur. Ana çatlak çevresi kopmadan sonra uzun mikro çatlakların oluştuğu zayıf bir bölge olarak kalır. Bu bölgede ortalama çatlamış yığma dayanımı orijinal yığımdan düşüktür, bu yüzden yeni yapılacak onarım bağı eğer rijit ve yüksek dayanımlı gevrek ve deformasyon kabiliyeti düşük bağlayıcılar kullanılırsa (epoksi reçinesi gibi) genellikle daha düşük olur. Kesme birleşimlerinde kesme gerilme yığılmalarındaki maksimum değerler gevrek malzemelerde çok küçük bir alanda oluşur ki bu da kısa bir etkili bağ uzunluğuna sebep olur. Etkili ve çalışan bir bağ uzunluğunun arttırılması bağlayıcının rijitliğini düşürmekle ve bağlayıcının şekil değiştirebilme kabiliyetini arttırmakla mümkündür [17].

Deneylerde görülmüştür ki, GFRP (cam fiberli kompozit) ve BFRP (bazalt fiberli kompozit) numunelerinde polimer PS birleşimleri epoksili birleşimlerden %21 daha fazla yük taşımıştır. CFRP (karbon fiber kompozit) için bu değer %43 olmuştur. SRP (çelik fiberli) için ise %217 olmuştur [17].

Ayrıca bu çalışmada polimer malzemenin Mooney-Rivlin teorisi ile nümerik analizde nasıl modellenebileceğinden söz edilmiştir. Bu yöntem bu tezde kullanılmıştır ve ilerleyen bölümlerde anlatılmıştır.

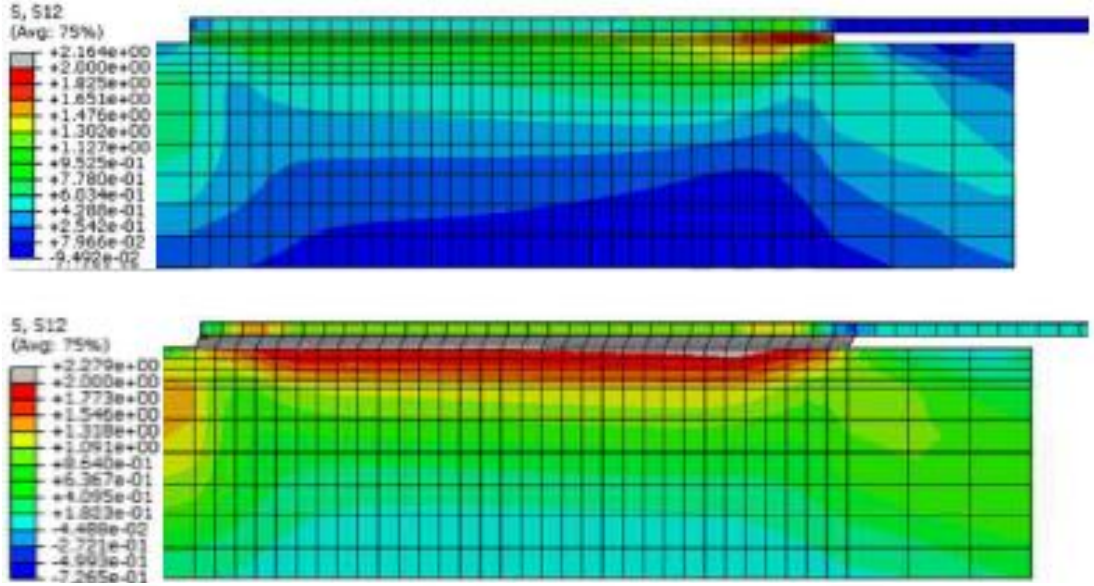
Gams ve ark., 2014 tarafından yığma duvarların esnek polimer ceketli uygulanmasıyla sismik güçlendirilmesi araştırılmıştır. Duvarlar yüksek derecede deforme olabilen esnek polimer ceketli ve GFRP kafesiyle güçlendirilmiştir (Polimer matris olacak şekilde GFRP kafesi). Düşey basınç ve yatay yükleme altında yüklenmiştir. Deneyler göstermiştir ki, yığma ile ceket arasındaki bağ GFRP malzeme ile yığma tuğlanın rijitlik farklılıklarından kaynaklanan yüksek gerilme oluşumundan dolayı can alıcı bir konudur. Bir kere ceket ile yığma arasındaki bağ göçerse, ceket eksenel yüklerden dolayı burkulmaya meyilli olmaktadır. Duvarın dönmesi arttığında duvar ortadan ikiye ayrılmaktadır. Bu yüksek basınçtan dolayı gerçekleşmektedir. Esnek ceketlenme ile onarılan veya güçlendirilen duvarların deplasman kapasitesi %20 ile %66 artmıştır. Yığma ile ceket arası birleşim kaybolmamıştır. Ceketli güçlendirmeyle duvarın histerik enerjisi iki kat artmıştır. Esnek ceketli duvarların direnç kapasitesi %13 ile %29 daha fazladır [18].

Kwiecien ve ark., 2014 yığmada rijit ve esnek bağlayıcı malzemelerle oluşan termal gerilmeleri incelediler. Bulgularına göre FRP ve epoksi termal yüklerde iyi davranış göstermemektedir. Termal yüklemelerde sadece ısı katsayısı değil, malzemelerin elastisite modülü de önemlidir. Termal yüklerde epoksili birleşimlerde genellikle ince bir tuğla tabakası ayrışır. Eğer birleşen malzemelerin genleşmelerinde büyük farklar varsa, bu birleşim bölgesinde yüksek kesme gerilmelerine yol açar ve eğer bu gerilmeler malzemelerin taşıyabileceğinden fazla olursa göçme gerçekleşir. Epoxy S30 deneylere göre sıcaklık değişimleriyle Poliüretan PS'e göre 10 kat daha fazla yük ve (gerçek yapıda gerilme) oluşturmaktadır. Bu değer 0.73MPa civarındır. Eğer malzeme sınır şartlarıyla sınırlandırılmışsa daha yüksek elastisite modülü daha

yüksek gerilmeler oluşturmaktadır. Rijit birleşim durumunda benzer genleşme katsayılı malzemeler gerekmektedir. Deformasyon kabiliyeti yüksek malzeme farklı genleşme katsayılı malzemelerin deformasyonundaki bağ bölgesi farkını karşılayacaktır ve yüksek gerilmeler oluşturmazacaktır [19].

Kwiecien ve ark., 2015 yığma panellerin epoksi matris, inorganik harç matris, ve Polimer PS matris içinde kompozit donatılı güçlendirilmesi üzerine çalışmışlardır. Yığma duvar numunelerine basınç testi ve diyagonal basınç (kesme) testi yapılmıştır. Çalışmaya göre fiber donatılı harç matrisleri daha iyi gerilme dağılımı ve destek sağlamışlardır fakat davranış gevreklerdir. Güçlendirilmemiş duvar paneli poisson etkisiyle klasik düşey çatlamayla ve takiben gelen yatay dağılmayla göçmüştür. Polimer PS'li numuneler basınç testinde daha sünek davranmıştır. Yatay deplasman poliüretan matris kullanıldığında 4 kat daha yüksektir. Bu polimer PS'li matrisle güçlendirmenin yığma yapıyı daha sünekleştirdiği manasına gelir [20].

Kwiecien ve ark., 2015 yığma güçlendirilmesinin göçmesinden sonra ayrılmış kompozitlerin onarımının mümkün olup olmadığı ile ilgili çalıştılar. Bulgularına göre kompozit sistemlerdeki (rijit ve gevrek bağlayıcılarla bağlanırsa) gerilme dağılımları göçmeden sorumlu gerilme yığılmasının bir pik değerinde olduğu eksponansiyel karakterlidir. FRP kompozit kullanarak yığma güçlendirilmesinde esnek polimer yaklaşımı gerilme yığılmalarının azalmasına yol açmıştır. Bağ tabakasındaki azalan gerilme gevrek tuğlayı yerel olarak etki eden gerilme yığılmasının pik değerinden korumaktadır. Daha da fazlası gerilme dağılımının iyileşmesi güçlendirilmiş sistem tarafından taşınan yükü arttırmaktadır. Şekil 1.12'de tarif edilen gerilme halinin çalışmadan alınmış bir nümerik analiz sonucu görülmektedir (Epoksili birleşim üst, polimerli birleşim alt) [21].



Şekil 1.12. Epoksili (üst) ve polimerli (alt) birleşimin kesme gerilmesi analizi [21]

Lasowicz ve ark., 2015 kısa yığma kolon numunelerinin sismik direncini arttırmak için GFRP donatılı esnek yapıştırıcılı matrisle ceketlenmesi üzerine çalıştılar. Bunun için iki deney tasarlandı. Birinci deneyde iki çelik levhadan müteşekkil bir konsol kirişte rijit çelik levhalar arasına uygulanan polimer malzemenin çelik kirişe verilen titreşim sonucu ne kadar sönümleme yaptığı hesaplandı. Bulunan sonuca göre bu sönüm %1,95-%1.13 olmuştur ancak bu sonuç boyut etkisi nedeniyle gerçek yapıda kullanılamaz. Daha sonra GFRP kafesle güçlendirilmiş yığma kolonlara dinamik deneyler yapılmıştır. Yığma kolon, numuneler tabanlarından sabitlenmiş ve boyut etkisinden kaynaklanacak problemleri gidermek için gerçek yığma kolon davranışına yaklaşmak için gerekli ebatlar seçilip ekstra yükler koyulmuştur. Daha sonra dikey konsol özelliği gösteren yığma kolonun tepesine modal çekiçe vurularak yanal dinamik yükleme yapılmıştır. Hızlı fourier dönüşümü içeren bir metot ile sönüm oranı hesaplanmıştır. Harç, epoksi ve çeşitli esnek malzemelerle yapılan deneylerde görülmüştür ki genel olarak güçlendirme yapmak yığmanın sönüm oranını azaltmaktadır ancak eğer sönüm özellikleri düşünülürse, daha etkili yöntem esnek ve yüksek deformasyonlu bağlayıcıları kullanmaktır. Polimer PT malzemesi kullanılan güçlendirme, harçlı birleşimli güçlendirmenin sağladığı %2.9 sönümün yaklaşık 3 katını (%9.2) sağlamıştır [22].

Lasowicz ve ark., 2015 polimer sönümleyicinin geçici yerleştirilmiş çelik bir tribünün hasar azaltılmasında etkililiği üzerine çalışmışlardır. Tribünü iki L profilden oluşan bir çelik diyagonal ile ve L profiller arasına koyulan polimerli çelik diyagonal ile güçlendirmişlerdir. İvme–zaman grafikleri incelendiğinde polimerin hareketi sönümlediği görülmüştür. Sönüm oranındaki yükselme %95-211 kadar büyüktür [23].

1.1 Tez Çalışmasının Amacı

Bu çalışma harçsız yığma duvarı bir enerji tüketme sistemi olarak ve bununla beraber çerçeve ile duvar arasında esnek birleşim kullanılmasının etkisini deneysel olarak ve ABAQUS ile yapılan bir sonlu eleman analiziyle incelemiştir. Çalışmanın amacı Polimer PM kullanımının duvarın taşıyabileceği eksenel yükleri arttırabileceğinden ve önceki çalışmalarda bahsedildiği üzere duvarın davranışını değiştirebileceğinden hareketle duvar çerçeve arası polimerli birleşime sahip harçsız tuğla duvarın yapı davranışına etkisinin araştırılmasıdır. ABAQUS önceki bir çalışmada da belirtildiği üzere deney sonuçlarına yakın sonuçlar elde edilmek istendiğinde kullanılabilecek güçlü bir araçtır. ABAQUS analizi ve deney sonuçları harçsız duvarı eşdeğer diyagonal olarak modelleme de kullanılabilir [24].

2. GENEL BİLGİLER

2.1 Küçültme Yasaları ve Pratik Gerçek Model Yaklaşımı

Literatürde ölçekli yapıların sarsma tablası deneyleri gibi çalışmalarda gerekli olan küçültme yasaları kullanılmaktadır ve ölçekli betonarme yapı numunelerinin analizi için yapılmış çalışmalar mevcuttur [25, 26]. Bu tezlerde küçültme yasalarının Buckingham π teoreminden yola çıkılarak geliştirilmesinden ve betonarme için kullanılabilecek birkaç yöntemden bahsedilmiştir.

Buckingham π teoreminde içerisinde fiziksel büyüklükler bulunan bir boyutsal homojen denklem boyutsuz π parametreleri cinsinden indirgenmiş bir denklem olarak ifade edilebilir. Örneğin üzerinde yayılı yük bulunan bir kirişin gerilme fonksiyonu kapalı formda uzunluk ve yük parametrelerine bağlı olarak ifade edilebilir. Bunu örneklendirmek için fizikteki ana nicelikler Şekil 2.1’de gösterilmiştir [25].

Notasyon	Nitelik	Birim
L	Uzunluk	L
Q	Kuvvet	F
M	Kütle	$FL^{-1}T^{-2}$
σ	Gerilme	FL^{-2}
ϵ	Birim Şekil Değiştirme	-
a	İvme	LT^{-2}
δ	Deplasman	L
ν	Poisson Oranı	-
E	Elastisite Modülü	FL^{-2}

Şekil 2.1. Fizik Problemlerindeki ana nicelikler ve birimleri [25]

Üzerinde yayılı yük bulunan bir kirişin rijitliği ile kirişin en, boy, uzunluk, elastisite modülü, poisson oranı gibi özellikleri arasındaki ilişki boyutsuz parametrelere bağlı olarak ifade edilebilir. Bu boyutsuz ifadeyi sağlayan fonksiyona G fonksiyonu diyelim;

$$G\left(\frac{k}{EI}, \frac{w}{l}, \frac{h}{l}, w\right)=0 \quad (2.1)$$

k (rijitlik) ifadesi çekilip denklem düzenlenirse;

$$k=(E^a, l^b, w^c, h^d, v) \quad (2.2)$$

olacaktır, bu da boyut analiziyle;

$$FL^{-1} = (FL^{-2})^a L^b L^c L^d \quad (2.3)$$

şeklinde ifade edilebilir ve a 1'e eşit diyerek b, c, d parametrelerini de üslerin toplamı 0 olacak şekilde yazabiliriz. Denklemi düzenlersek; yine en baştaki G fonksiyonu formunda bir denklem elde edilecektir. G fonksiyonu parametrelerine boyutsuz π parametreleri denir. Buckingham π teoremi ölçeklendirme deneysel çalışmalarda prototip yapı ile deney numunesi arasındaki farklı parametrelerin ölçek oranlarının tanımlanmasında kullanılmaktadır. Literatürde boyut analizi ve Buckingham π teoremi kullanılarak gerçek model ile ölçekli model arasındaki ilişkiyi tanımlayan 3 adet model bulunur: Gerçek modeller, yeterli modeller ve çarpık modeller [25].

Gerçek modellerde gerçek yapı ve ölçekli yapı arasındaki π parametreleri oranı 1'dir. Gerçek modellerin yapılmasının zor olduğu durumlarda problemin karakterine göre can alıcı noktaları benzeştirmek esasına dayalı modellere yeterli modeller denir. Örneğin, bir çerçevede eğilme momenti etkisi inceleniyorsa, kesit atalet momenti can alıcı parametredir. Eğer gerçek yapı ile ölçekli yapının birim şekil değiştirmeleri eşit değilse, model çarpık modeldir. Çarpık modellerde gerçek yapı ile model yapının π parametreleri arasındaki oran 1'e eşit değildir. Literatürde betonarme yapılar için gerçek model, pratik gerçek model ve çarpık model yaklaşımları önerilmiştir. Pratik gerçek model yaklaşımı betonarme içindeki donatıyla farklı özellikte çelik bulmak zor olduğundan ölçekli betonarme yapı için önerilmektedir. Şekil 2.2'de gerçek model ve pratik gerçek model yaklaşımı görülmektedir [25].

	Nicelik	Boyut	Gerçek Model	Pratik Gerçek Model
Malzeme Özellikleri	Beton Gerilmesi	FL^{-2}	S_σ	1
	Beton Birim Şekil Değiştirme	-	1	1
	Beton Elastisite Modülü	FL^{-2}	S_σ	1
	Poisson Oranı	-	1	1
	Birim Hacim Ağırlık	FL^{-3}	S_σ / S_l	$1 / S_l$
	Donatı Gerilmesi	FL^{-2}	S_σ	1
	Donatı Birim Şekil Değiştirme	-	1	1
	Donatı Elastisite Modülü	FL^{-2}	S_σ	1
	Aderans Gerilmesi	FL^{-2}	S_σ	1
Geometrik Özellikler	Uzunluk	L	S_l	S_l
	Deplasman	L	S_l	S_l
	Açısal Deplasman	-	1	1
	Donatı Alanı	L^2	S_l^2	S_l^2
Yükleme Özellikleri	Tekil Yük	F	$S_\sigma S_l^2$	S_l^2
	Çizgisel Yük	FL^{-1}	$S_\sigma S_l$	S_l
	Basınç	FL^{-2}	S_σ	1
	Moment	FL	$S_\sigma S_l^3$	S_l^3

Şekil 2.2. Gerçek model ve pratik gerçek model yaklaşımları [25]

Dinamik deneyler için gerçek yapı ve model yapıda aynı malzemelerin kullanılması esasına dayalı ($S_E=1$) ivme ve hız benzerliğine bağlı ölçeklendirme katsayıları sunulmuştur. Şekil 2.3'te bu yaklaşım görülmektedir [25].

$$\Lambda = \frac{1}{S_L} \quad (2.4)$$

Denklem 2.4'te S_L ölçektir, örneğin $\frac{1}{4}$ olarak küçültülecekse S_L 4 olur.

Nicelik	İvme Benzerliği	Hız Benzerliği
Deplasman	λ	λ
Hız	$\lambda^{1/2}$	1
İvme	1	$1/\lambda$
Kütle	λ^2	λ^3
Yoğunluk	$1/\lambda$	1
Ağırlık	λ^2	λ^3
Kuvvet	λ^2	λ^2
Zaman	$\lambda^{1/2}$	λ
Frekans	$1/\lambda^{1/2}$	$1/\lambda$
Ağırlık Gerilmesi	1	λ
Sismik Gerilme	1	1

Şekil 2.3. İvme ve hız benzerliğine göre ölçeklendirme [25]

Bu tezde pratik gerçek model yaklaşımı benimsenmiştir. Betonarme için bu yaklaşım Sayed ve ark., 2012 tarafından yapılan önceki bir çalışmada da benimsenmiştir [27]. Bu çalışmada ayrıca benzerlik yasalarının doğrusal olmayan davranışı yansıtmada tam doğru olmadığından, ancak, prototipte ve modelde aynı malzemenin kullanılarak aynı gerilme–şekil değiştirme oranlarının elde edilmesinin önerildiğinden söz edilmiştir. Bu çalışmada boyutsuz parametreler için (poisson oranı, birim şekil değiştirme vb.) model ve prototipin parametrelerinin oranı 1 alınmış, diğer özellikler için oranlama yapılmıştır. Örneğin model ve prototip için elastisite modülü oranı 1 olduğu için gerilme oranı da 1 olmalıdır. Lineer deplasmanlar ise ölçek oranında oranlanır. Şekil 2.3'teki ivme benzerliğindeki bazı oranların elde edilmesi bu çalışmada açıklanmıştır. Örneğin dinamik bir problemde özgül ağırlık için ölçeklendirme sayısı şöyle bulunur [27].

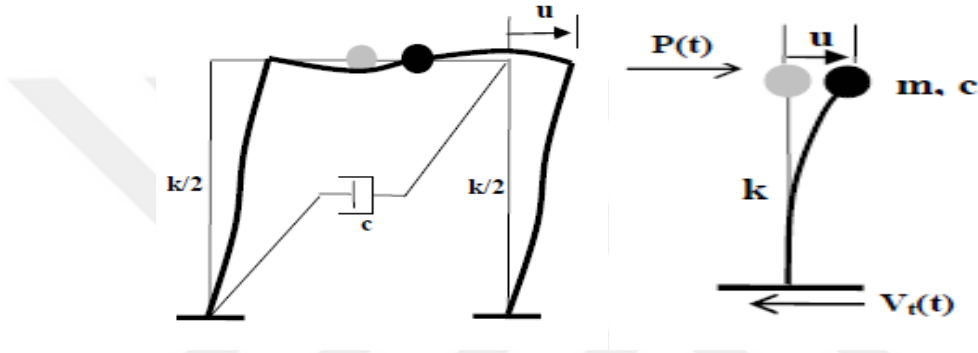
$$\Lambda_\gamma = \frac{\Lambda_E}{\Lambda_a \Lambda_l} \quad (2.5)$$

Elastisite modülü oranı 1 olduğundan ve ivme oranı 1 olduğundan özgül ağırlık 1/ölçek olarak alınmalıdır. Quasi-statik gibi dinamik etkilerin önemsiz olduğu deneylerde ivmenin dikkate alınmaması önerilmiştir [27].

2.2 Yapıların Dinamik Analizi

2.2.1 Tek Serbestlik Dereceli Sistemler

Yanal dinamik yük etkisi altında tek katlı bir yapı düşünürsek ve kütlelerinin döşemede toplandığını varsayarsak (Şekil 2.4) (normalde de bir betonarme yapıda döşeme ağırlığı bir kat ağırlığının önemli bir bölümünü kapsar) m kütle, k rijitlik, c sönüm katsayısı, u deplasman olmak üzere hareket denklemini Newton kanunlarından şöyle yazabiliriz;



Şekil 2.4 Tek Serbest Dereceli Sistemin Dinamik Dengesi [28]

$$m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + ku(t) = P(t) \quad (2.6)$$

Bu denklem bir diferansiyel denklem olup çözümü homojen ve partiküler kısımların toplamından oluşmaktadır.

$$m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + ku(t) = 0 \quad (2.7)$$

kısımının çözümü homojen çözümdür. Bu denklem;

$$a\ddot{u}(t) + b\dot{u}(t) + cu(t) = 0 \quad (2.8)$$

formunda olduğundan çözümü de $b^2 - 4ac$ nin 0 dan büyük, eşit veya 0 dan küçük olmasına bağlıdır. 0'dan büyükse iki reel kökü vardır, 0'a eşitse tek kökü vardır, 0'dan küçükse kompleks kökü vardır. Kütle yay problemi için son durum dikkate alınır. Homojen çözüm şu şekildedir;

$$y_H = e^{-pt}(Ae^{i\omega t} + Be^{-i\omega t}) = e^{\alpha t}(C_1 \cos \beta t + C_2 \sin \beta t) \quad (2.9)$$

Partiküler çözüm ise harmonik yükleme altında olduğunu düşünürsek ve çözüm için bir kabul yaparsak şu şekildedir [29];

$$y_p = C_3 \cos \omega_1 t + C_4 \sin \omega_1 t \quad (2.10)$$

Yükleme süresi arttıkça homojen çözüm 0'a yaklaşır. Bu yüzden uzun yüklemelerde partiküler çözüm, çözüm olarak alınabilir. Yükleme harmonik değilse, çözüm değişebilir. Ancak deprem durumunu benzeştirmek için harmonik yükleme düşünmek sönüm oranı hesaplarında kolaylık sağlamaktadır.

Bu diferansiyel denklem Duhamel integrali gibi analitik metotlar ile veya nümerik metotlar ile çözülür. Yükün denklemi dahi bilinmiyor olsa bile Duhamel integrali ile çözüm yapılabilir. Duhamel integrali yönteminde yükün bir anda bir impuls olarak etkidiği düşünülür ve bu impuls bir ilk hız ile harmonik hareket başlatacaktır. Tabii yük, bir toplam zaman boyunca etki ettiğinden, bu impulsların toplamı olarak etkisini gösterecektir. Bunun için de integral işlemi yapılır. Sonuçta partiküler çözüm için elde edilen denklem şu şekilde olur [29];

$$y_p(t) = \frac{1}{m\omega_o} [A_D(t) \cos \omega_o t - B_D(t) \sin \omega_o t] \quad (2.11)$$

A_D ve B_D katsayıları integralli ifadelerdir. Bilgisayar programlarında ise genellikle nümerik metotlar ile diferansiyel denklemin çözümü yapılır. Bu çeşit yöntemlerin esası yük (t) değişkeninin herhangi bir şekilde ve hiçbir kurala uymadan değişmesi halinde dinamik yükü ifade eden eğrinin intervallere (çok küçük zaman aralıklarına) bölünerek, integral işleminin ekstrapolasyonla adım adım gerçekleştirilmesidir. Kullanılan nümerik metotlar arasında Newmark, Newton Raphson, Merkezi farklar, Runge Kutta sayılabilir. Burada 3 tanesi tanıtılacaktır.

2.2.2 Nümerik Metotlar

2.2.2.1 Newmark- β Metodu

Hesabı yapılmak istenen ve aranan integral fonksiyonu $u(t)$ olsun. Henüz değeri bilinmeyen bir sonraki $k+1$ noktasına ait hız, spektral ivme değerleri için Newmark tarafından verilen bağıntılar kullanılabilir. k noktası zaman bakımından

t_k 'yi ifade ediyor olsun ve başlangıç olarak alalım. k noktasına ait ivme, hız, deplasman gibi değerler biliniyor olsun. O halde $k+1$ noktasına ait değerler Newmark tarafından şu şekilde gösterilmiştir. Bir sonraki adımda ivmenin lineer olarak değiştiği varsayımı ile; ($\beta = 0.25, \delta = 0.50$ kabul edilir)

$$\dot{u}_{k+1} = \dot{u}_k + [(1 - \delta)\ddot{u}_k + \delta\ddot{u}_{k+1}] \Delta t \quad (2.12)$$

$$u_{k+1} = u_k + \dot{u}_k \Delta t + [(0.50 - \beta)\ddot{u}_k + \beta\ddot{u}_{k+1}]\Delta t^2 \quad (2.13)$$

$$m\ddot{u}_{k+1} + c\dot{u}_{k+1} + ku_{k+1} = P(t) \quad (2.14)$$

olarak elde edilir. 3 bilinmeyen 3 denklem olduğu için hız, ivme ve yer değiştirme bulunur ve bir tablo halinde hesaplar gerçekleştirilir. Δt zaman aralığı küçüldükçe sonuçların doğruluğu artar. Rijitliğin her adımda değiştirilmesiyle elde edilen nonlineer bir Newmark metodu da vardır [29].

2.2.2.2 Newton-Raphson Metodu

Newton-Raphson iterasyonu için hareket denkleminde sönüm ve atalet kuvvetini ifade eden ifadeler çıkartılarak dinamik denge denklemi statik bir hale getirilirse;

$$f_s(u) = p \quad (2.15)$$

ve bu fonksiyon Taylor serisi ile açılırsa ve Taylor serisindeki üçüncü ve daha sonraki ifadeler dikkate alınmazsa $j+1$ 'inci adımda Denklem 2.16 elde edilir;

$$f_s^{j+1} = f_s^j + k^j \Delta u^j = p \quad (2.16)$$

Bu metot için de seçilen adım değeri ne kadar küçük olursa gerçek sonuca o kadar yaklaşırlar [25].

2.2.2.3 Merkezi Farklar Metodu

Aranan fonksiyon $u(t)$ olsun. i 'inci noktadaki hız, $i+1/2$ 'inci noktadaki deplasman ile $i-1/2$ 'inci noktadaki deplasmanın farkının $2\Delta t$ ile bölünmesiyle elde edilir. O halde denklemler şöyle olacaktır;

$$\dot{u}_i = \frac{u_{i+1}-u_{i-1}}{2\Delta t} \quad (2.17)$$

$$\ddot{u}_i = \frac{\dot{u}_{i+1/2}-\dot{u}_{i-1/2}}{\Delta t} \quad (2.18)$$

$$\dot{u}_{i+1/2} = \frac{u_{i+1}-u_i}{\Delta t} \quad (2.19)$$

$$\dot{u}_{i-1/2} = \frac{u_i-u_{i-1}}{\Delta t} \quad (2.20)$$

bulunan bu hız değerleri ivme denkleminde yerine konup düzenlenirse;

$$\ddot{u}_i = \frac{u_{i+1}-2u_i+u_{i-1}}{\Delta t^2} \quad (2.21)$$

olur. Dinamik denge denklemi ise bu değerlerin yerine konulmasıyla şöyle olur [30];

$$m \left[\frac{u_{i+1}-2u_i+u_{i-1}}{\Delta t^2} \right] + c \left[\frac{u_{i+1}-u_{i-1}}{2\Delta t} \right] + ku_i = p_i \quad (2.22)$$

Bu metodun en büyük avantajı $i-1$ ve i 'inci adımlardaki deplasmanların bilinmesi halinde hareket denklemi için kütle, rijitlik, sönüm matrislerinin her adımda oluşturulmasına gerek olmadan $i+1$ 'inci adımdaki deplasmanın hesaplanabilmesidir.

ABAQUS programında bu metod açık (explicit) analiz çözümünde kullanılır. Zaman adımı doğru sonuçlar için küçük tutulmalıdır. Bu yüzden binlerle adım gerekir ancak her adımda hareket denklemini oluşturan matrisler bir daha kurulmadığı için yüksek bilgisayar gücü gerektirmez. Kullanılan güç eleman iç kuvvetlerinin bulunmasında kullanılır [31].

2.2.3 Çok Serbestlik Dereceli Sistemler

İki katlı bir çerçeve düşünelim. Bu çerçevede kütlelerin kat hizasında toplandığını düşünelim. Kirişlerin aşağı-yukarı yönde deplasman yapmayan ve kata rijit diyafram özelliği kazandıran, dolayısıyla yanal hareket esnasında kolonlara eşit yer değiştirme yaptıran kirişler olduğunu düşünelim (yanal deplasmanı x notasyonu ile gösterelim). Kiriş ve kolonlardaki eksenel etkileri ihmale edelim. 1. kat ve 2. kat kütlelerinin dinamik denge denklemleri şöyle olur [29];

$$m_1 \ddot{x}_1 + (c_1 + c_2)\dot{x}_1 - c_2\dot{x}_2 + (k_1 + k_2)x_1 - k_2x_2 = P_1(t) \quad (2.23)$$

$$m_2 \ddot{x}_2 - c_2 \dot{x}_1 + c_2 \dot{x}_2 - k_2 x_1 + k_2 x_2 = P_2(t) \quad (2.24)$$

Matris notasyonu ile gösterirsek Denklem 2.25'e dönüşür;

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1 + c_2 & -c_2 \\ -c_2 & c_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 + k_2 & -k_2 \\ -k_2 & k_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P_1 \\ P_2 \end{Bmatrix} \quad (2.25)$$

Bu denklem de bir diferansiyel denklem olduğu için çözümü homojen ve partiküler kısımların toplamından oluşur. Homojen kısımda denklem 0'a eşittir ve çözümü özdeğer özvektör problemi şeklinde yapılır. Bunun için deplasmanların sinüs dalgası gibi değiştiği ön kabulü ile ($x_1 = y_1 \sin \omega t$, $x_2 = y_2 \sin \omega t$) yerine konup düzenlenirse Denklem 2.30 elde edilecektir;

$$[[K] - [M]\omega^2] \begin{Bmatrix} y_1 \\ y_2 \end{Bmatrix} = 0 \quad (2.30)$$

ve M matrisine bölünürse;

$$[[M]^{-1}[K] - \lambda[I]] \begin{Bmatrix} y_1 \\ y_2 \end{Bmatrix} = 0 \quad (2.31)$$

denklemini elde edilir ki bu;

$$[[A] - \lambda[I]] \begin{Bmatrix} y_1 \\ y_2 \end{Bmatrix} = 0 \quad (2.32)$$

formunda olup katsayılar determinantı;

$$(a_{11}-\lambda)(a_{22}-\lambda)-a_{12}a_{21}=0 \quad (2.33)$$

olmalıdır ki bir çözüm elde edilelim (deplasmanların 0 a eşit olmaması şartı vardır). Buradan λ için iki değer elde edilir ki bunlar mod şekillerini belirler (2. Kat ile birinci kat deplasmanlarının birbirine göre oranını belirler). Bu şekilde her bir mod için frekanslar dolayısıyla periyotlar bulunacaktır. Partiküler çözüm ise eğer matris büyükse ve çok kat içeriyorsa, bu tip örnek için (kesme tipi yapı) iterasyon yöntemleriyle bulunabilir [29].

Tabii, gerçek yapılar da bu örnekteki kabuller yapılamayabilir. Bir katın deplasmanı diğer katlara bağlı olarak yazılabilir. Bu tip yapılara eğilme tipi yapılar denir. Eğilme tipi de olsa yine matrislerin özdeğer özvektör çözümüyle homojen kısım bulunur.

Partiküler kısmın çözümü için ise şu yaklaşımı benimseyebiliriz. Sönümü ihmal ederek kısaltalım;

$$u_1 = \Psi_{11} Y_1(t) + \Psi_{21} Y_2(t) + \dots (2.34)$$

olursa, hareket denklemi şu matris formda yazılır;

$$[M]\{\Psi_i\}\{\ddot{Y}_i\} + [K]\{\Psi_i\}\{Y_i\} = [P_i] (2.35)$$

ve bu denklem transpoze matrislerle çarpılırsa;

$$\{\Psi_i\}^T [M]\{\Psi_i\}\{\ddot{Y}_i\} + \{\Psi_i\}^T [K]\{\Psi_i\}\{Y_i\} = \{\Psi_i\}^T [P_i] (2.36)$$

olur. Bu da denklemi şu forma dönüştürür;

$$[M^*]\{\ddot{Y}_i\} + [K^*]\{Y_i\} = [P^*] (2.37)$$

Bu denklem ise bir tek serbestlik dereceli denklemdir. Böylelikle n serbestlik dereceli bir sistemin denklemini n tane tek serbestlik dereceli denklem haline getirerek bilinen nümerik yöntemlerle çözümü gerçekleştirebiliriz. Yük olarak katlara etkiyen dinamik yük değil de yer hareketi varsa, hareket denkleminin sağ tarafı yer ivmesi ve kütlelerin çarpımından oluşacağından, transpoze matrislerle bölüm işleminde denklemin sağ tarafında oluşan matrisin kütle matrisiyle bölümüne modal kütle katılım katsayısı denir. Modal kütle katılım katsayısı, spektral ivme ile $\{\Psi_i\}$ çarpımını ve bunun kütle ile çarpımını kullanarak bir yatay yük hesaplanabilir. Bu yaklaşıma modal analiz denir. L^* Denklem 2.38'deki gibi ifade olunursa, her j kat hizasında etkili olacak deprem kuvveti H_{Ej} Denklem 2.39'daki gibi ifade olunur [29].

$$L^* = \{\Psi_i\}^T [M][e]\ddot{u}_g (2.38)$$

$$H_{Ej} = m_j \{\Psi_{i,j}\} \frac{L^*}{M^*} S_a (2.39)$$

Spektral ivme ise başka başka kütle, rijitlik değerleri olan tek serbestlik dereceli sistemlerin aynı ivme kaydını içeren yer hareketi ile yüklenmesi ve çözülmesi sonucu bulunan bir değerdir. Örneğin 3 farklı sistem alınırsa bir deprem kaydı için çözüm yapılırsa 3 farklı deplasman zaman grafiği elde edilir. Bu grafik tüm yüklemenin her anındaki yer değiştirmeyi gösterir. Halbuki tasarımcı için maksimum

değerler önemlidir. 3 grafiğin 3 maksimum değeri ve sistemin periyodu grafik haline getirilirse, belirli bir sönüm oranı için bir grafik elde edilir. İşte bu grafikteki yer değiştirme değerlerine spektral yer değiştirme denir. Bu yer değiştirme değerleri frekansın karesi ile çarpılarak maksimum ivme değerleri bulunabilir. Bu ivmeye de sözde spektral ivme denir. Sözde spektral ivmeyi daha önce açıklanan modal analizde kullanmak yerine kütleyle çarpılarak bir kuvvet elde etmeye dayalı yöntemle eşdeğer deprem yükü yöntemi denir. Bu yöntem 1. Modun dominant olduğu, diğer modların tehlike yaratmayacağı basit yapılarda tercih edilebilir.

Modal analizde ise her bir titreşim modu için özdeğer-özvektör çözümünden farklı periyot ve farklı spektral değerimiz olacağından bu etkiler modal birleştirme kurallarıyla birleştirilerek elde edilen değer yatay yük hesaplamak için kullanılabilir.

Bir yer hareketinden dolayı bu hesap tarzlarını kullanmayıp hareket denkleminin çözümünü yaparak her an için yer değiştirmeleri bulabiliriz ve bu yöntemle de zaman tanım alanında analiz denir. Sistemin rijitliğinin yükleme sırasında değişmesini göz önüne alan doğrusal olmayan zaman tanım alanında analiz de yapılabilir ve bu en kesin çözüm yöntemidir.

Sönüm etkileri ise Rayleigh yönteminde sönüm matrisinin iki katsayıyla kütle ve rijitlik matrislerine paylaştırılması şeklinde dikkate alınabilir ve şöyle ifade edilir [29].

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K] \quad (2.40)$$

2.2.4 Sönümün Dikkate Alınması

Yapılardaki sönüm literatürdeki araştırmacılar tarafından yapının elastik davranışındaki sönümün yapının plastik davranışındaki sönümü ile toplanması olarak düşünülmüştür ve hesaplarda viskoz sönüm olarak dikkate alınır ki bunun sebebi hesap kolaylığıdır. Yapının elastik aşamasındaki sönüm %2-5 arası kabul edilir. Jacobsen yaklaşımında ise yapının nonlinear aşamaya geçtiğindeki sönümünü bulmak için bir yaklaşım yapılmaktadır. Sinüzoidal bir yükleme altında Denklem 2.41’de ifade edilen tek serbestlik dereceli sistem varsayılmaktadır;

$$m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + ku(t) = p_0 \sin \omega t \quad (2.41)$$

ve bu sistemin denklemi önceden açıklanan şekilde çözülmüşse deplasman denklemi partiküler çözümde şöyle olacaktır;

$$u(t) = u_0 \sin(\omega t - \Phi) \quad (2.42)$$

ve sönüm dolayısıyla tüketilen enerji de Denklem 2.43'te gösterilmiştir.

$$E_D = \int_0^{2\pi/\omega} (c\dot{u})\dot{u} dt = \Pi c \omega u_0^2 = 2\Pi \xi \frac{\omega}{\omega_n} k u_0^2 \quad (2.43)$$

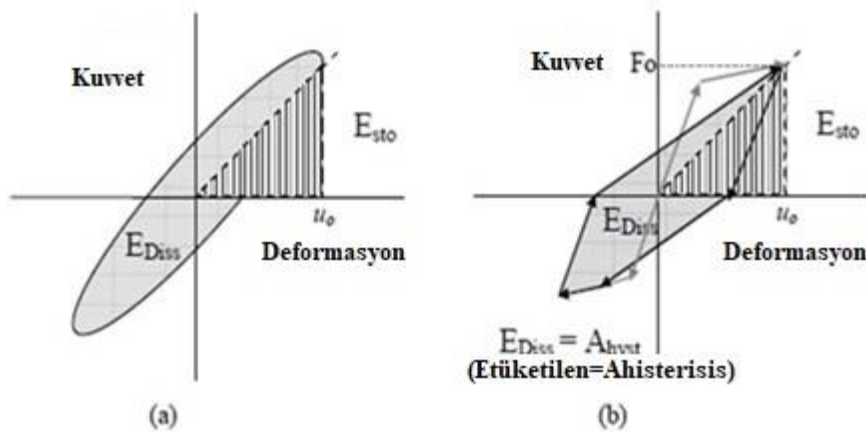
Öte taraftan sistemdeki depolanan şekil değiştirme enerjisi şöyledir;

$$E_s = \frac{k u_0^2}{2} \quad (2.44)$$

Sistemin nonlinear aşamada tükettiği enerjiyi denklemdeki viskoz sönüm mekanizmasının tükettiği enerjiye eşitlersek (Şekil 2.5) ve rezonans durumunu dikkate alırsak;

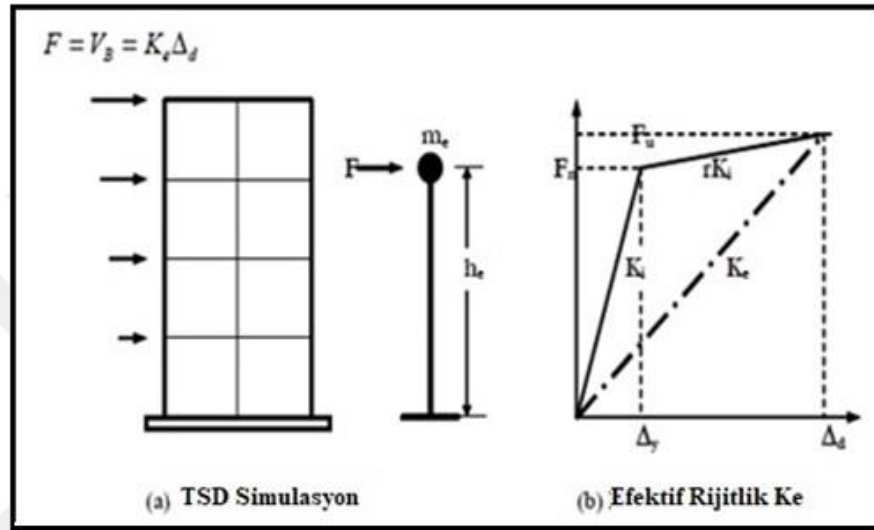
$$\xi_h = \frac{1}{4\Pi} \frac{E_D}{E_s} \quad (2.45)$$

olmaktadır. Bu yaklaşıma literatürde Jacobsen yaklaşımı denmektedir. Tabii gerçek deprem yüklemesinin sinüzoidal yüklemeye düşünülmesi bir hata payını beraberinde getirmektedir [32].



Şekil 2.5. Viskoz sönümle tüketilen enerji (a) ve sistemin nonlinear aşamada tükettiği enerji (b) [32]

Yapının nonlinear davranışını göz önünde bulundurarak analiz yapmak için bulunmuş yöntemlerden biri de direkt deplasmana dayalı tasarımıdır. Buraya kadar anlatılan modal analiz ve nonlinear aşamayı içeren sönümün dikkate alınması için bu yöntemde yapı eşdeğer bir tek serbestlik dereceli yapı olarak düşünülür ve rijitlik olarak K_e ile ifade edilen efektif rijitlik, kütle olarak m_e ifade edilen efektif kütle ve dolayısıyla efektif periyot dikkate alınır. Bu yöntemin tasviri Şekil 2.6'da görülmektedir.



Şekil 2.6. Sistemin eşdeğer tek serbestlik dereceli sistem olarak düşünülmesi [32]

Bu yöntem nonlinear zaman tanım alanında analizin güçlüklerinden dolayı kullanılmıştır ve hedef deplasmana göre tasarım yapmak amaçlanmaktadır. Ancak unutulmamalıdır ki en kesin yöntem sönümü arttıran cihazların en açık şekilde modellenerek zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizin yapılmasıdır. Bu yapıldığında Jacobsen yaklaşımına gerek kalmaz.

2.3 Sonlu Elemanlar Metodu

Sonlu elemanlar metodu birçok mühendislik problemini çözmekte kullanılabilecek bir yöntemdir. Yöntemin amacı karmaşık bir fiziksel problemi çözebilmek için karmaşık gerçek modeli, problemin karakterine uygun küçük modellerin birleşimi olarak düşünerek gerçek çözüme çok güçlü olabilecek bir yakınsama yapmaktır. Bunun için problemdeki gerçek yapı problemin karakterine uygun sonlu elemanlara bölünür. Her bir eleman için problemin karakterine uygun bir

deplasman fonksiyonu seçilir, elemanı oluşturan malzemenin gerilme-şekil değiştirme ilişkileri belirlenir ve o elemanın sınır şartları problemin karakterine uygun olarak belirlenir. Bu aşamadan sonra o eleman için denklemler çıkartılır. Daha sonra her bir eleman için çıkartılan denklemler problemdeki sistemi tarif etmek için genel bir matriste bir araya getirilir ve sistemi gerçekte sınırlandıran sınır şartlarının ve yüklemelerin uygulanması ile bu genel matrislerin oluşturduğu denklem çözülerek bulunması amaçlanan değerler bulunur. Lineer çözüm yapılabileceği gibi nonlineer çözüm, statik çözüm yapılabileceği gibi dinamik çözüm de bu yöntem ile yapılabilmektedir.

Bir örnek olarak bir çerçeve düşünülürse, bu çerçeve yatay ve düşey yüklemelere maruz kalabilecektir. Bu problemin karakterine göre bu çerçeveyi düğüm noktalarında 3 serbestlik bulunan 2D çubuklardan müteşekkil bir sistem olarak düşünebileceğimiz gibi 3D prizmatik elemanlardan müteşekkil de düşünebiliriz. Sonuç olarak elde edilen global matrislerin oluşturduğu sistemi tarifleyen genel denklem önceden açıklanan yöntemlerle çözülerek sonuca ulaşılabilecektir.

2D çubuk yaklaşımını kullanalım ve iki ucu iki serbestlik dereceli bir düşey deplasman, bir dönme) eğilmeye maruz bir problemdeki bir kiriş eleman düşünelim. Elemanın deplasman denklemi için bir kabul yapmamız gerekirse;

$$v=c_1+c_2x+c_3x^2+c_4x^3 \quad (2.46)$$

olur. Bu seçtiğimiz elemanın iki ucundaki sınır şartlarını eklersek, $x=0$, $v=0$, $c_1=u_{i1}$ için Denklem 2.47, $x=0$, $\frac{dv}{dx}=0$, $c_2=u_{i2}$ için Denklem 2.48 elde edilir;

$$x=L \quad v=c_1+c_2L+c_3L^2+c_4L^3= u_{j1} \quad (2.47)$$

$$x=L \quad \frac{dv}{dx}=c_2+2c_3L+3c_4L^2= u_{j2} \quad (2.48)$$

Böylece elimizde iki bilinmeyen iki denklem olur. Katsayılar bulunursa deplasman denklemi şu formda yazılabilir;

$$v=S_{11}u_{i1}+S_{12}u_{i2}+S_{j1}u_{j1}+S_{j2}u_{j2} \quad (2.49).$$

Minimum potansiyel enerji formülasyonu uygulanırsa;

$$\mathcal{P}^e = \int \frac{\sigma \varepsilon}{2} dV = \int \frac{E \varepsilon^2}{2} dV = \frac{E}{2} \int \left(-y \frac{d^2 v}{dx^2} \right)^2 dV = \frac{EI}{2} \int_0^L \left(\frac{d^2 v}{dx^2} \right)^2 dx \quad (2.50)$$

olur. Deplasmanı bir önceki denklemde bulduğumuz formda (S dediğimiz şekil fonksiyonları ile) yazıp denklemde yerine koyarsak şöyle olur;

$$\frac{d^2 v}{dx^2} = d^2 [S_{i1} S_{i2} S_{j1} S_{j2}] \begin{Bmatrix} u_{i1} \\ u_{i2} \\ u_{j1} \\ u_{j2} \end{Bmatrix} \quad (2.51)$$

Bu denklemi çözmeyi basitleştirmek için;

$$\frac{d^2 v}{dx^2} = [D] \{U\} \quad (2.52)$$

diyerek basitleştirirsek Denklem 2.53 ve 2.54 elde edilir;

$$\left(\frac{d^2 v}{dx^2} \right)^2 = [D] \{U\} [D] \{U\} = [U]^T [D]^T [D] \{U\} \quad (2.53)$$

$$\mathcal{P}^e = \frac{EI}{2} \int_0^L [U]^T [D]^T [D] \{U\} dx \quad (2.54)$$

$$\Pi = \sum \mathcal{P} - \sum F U \quad (2.55)$$

olmak üzere;

$$\frac{\partial \Pi}{\partial u_k} = \frac{\partial \sum \mathcal{P}}{\partial u_k} - \frac{\partial \sum F U}{\partial u_k} = 0 \quad (2.56)$$

denklemini sağlayan ifadedeki $\frac{\partial \sum \mathcal{P}}{\partial u_k}$ ifadesi elemanın rijitlik matrisini verir. Bu rijitlik matrisi de şöyledir;

$$[K]^e = \frac{EI}{L^3} \begin{bmatrix} 12 & 6L & -12 & 6L \\ 6L & 4L^2 & -6L & 2L^2 \\ -12 & 6L & 12 & -6L \\ 6L & 2L^2 & -6L & 4L^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{i1} \\ u_{i2} \\ u_{j1} \\ u_{j2} \end{Bmatrix} \quad (2.57)$$

Sistemin genel rijitlik matrisi bunun gibi eleman matrislerinin birleştirilmesinden oluşur. Eğer seçtiğimiz çubuk elemanı bir çerçeveyi temsil edecek şekilde her bir uç noktasında 3 serbestlik dereceli olsaydı (yani örneğimize ek olarak eksenel yönde deplasman eklenseydi) eleman rijitlik matrisi şöyle olurdu [33];

$$[K] = \begin{bmatrix} AE/L & 0 & 0 & AE/L & 0 & 0 \\ 0 & 12EI/L^3 & 6EI/L^2 & 0 & 12EI/L^3 & 6EI/L^2 \\ 0 & 6EI/L^2 & 4EI/L & 0 & 6EI/L^2 & 4EI/L \\ -AE/L & 0 & 0 & AE/L & 0 & 0 \\ 0 & -12EI/L^3 & -6EI/L^2 & 0 & 12EI/L^3 & -6EI/L^2 \\ 0 & 6EI/L^2 & 2EI/L & 0 & 6EI/L^2 & 4EI/L \end{bmatrix} \quad (2.58)$$

Burada unutulmaması gereken minimum potansiyel enerji formülasyonunun eleman rijitlik matrislerinin türetilmesinde tek yöntem olmadığıdır. Örneğin Castigliano teoremi ile de bu türetim yapılabilir.

Bütün eleman matrisleri sistem matrisinde birleştirilince (örneğin çerçeve için 3 adet 3 tane tanıtılan elemanla ayrıştırma yapılırsa 12×12 boyutunda matris olacaktır) statik bir problem için şu formda bir denklem elde edilir;

$$[K][U] = [P] \quad (2.59)$$

Eğer dinamik bir problemse;

$$[M][\ddot{U}] + [C][\dot{U}] + [K][U] = [P] \quad (2.60)$$

ve kiriş eleman yayılı kütle olarak düşünülürse, kütle matrisi şöyle yazılabilir [33];

$$[M] = \frac{\rho AL}{420} \begin{bmatrix} 156 & 22L & 54 & -13L \\ 22L & 4L^2 & 13L & -3L \\ 54 & 13L & 156 & -22L \\ -13L & -3L & -22L & 4L^2 \end{bmatrix} \quad (2.61)$$

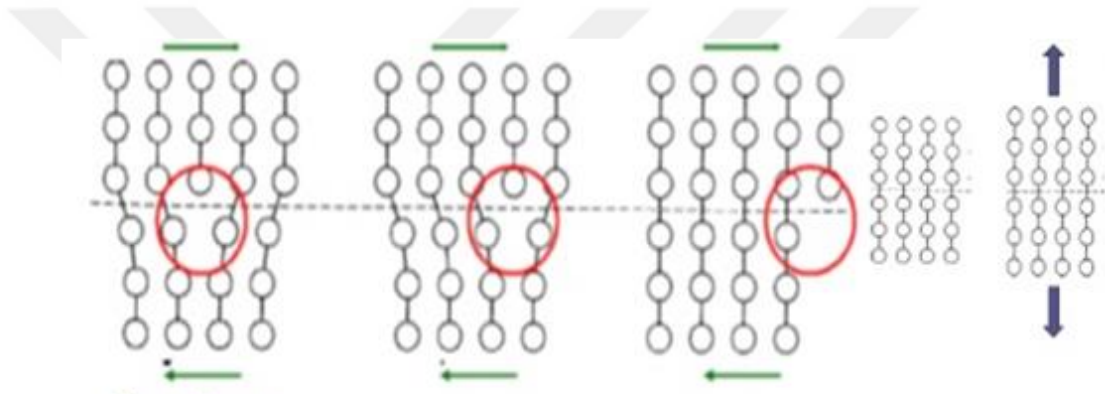
Elde edilen sistem matrisi daha önce tanıtılan metotlar ile çözülerek sonuca ulaşılır.

2.4 Kırılma Kriterleri

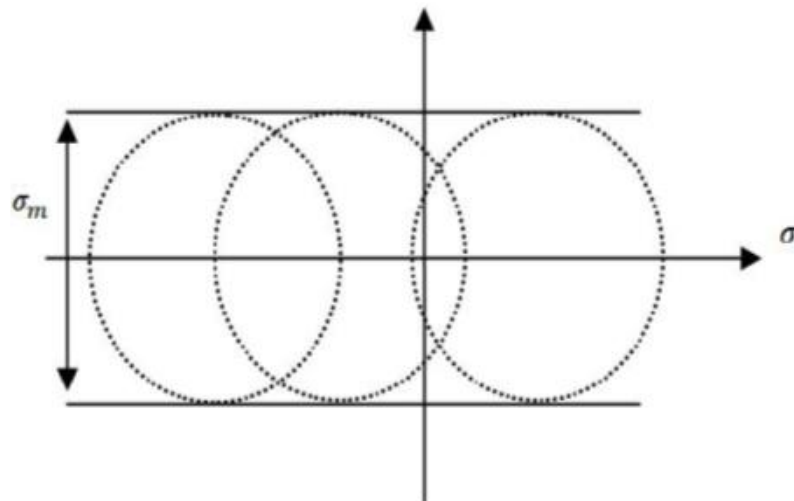
Malzemelerin çok eksenli gerilmeler etkisi altında akma haline başlamalarını veya kırılma haline başlamalarını (kalıcı şekil değişimlerine başlamalarını) inceleyen kriterlere kırılma kriterleri denir. Tresca, Coulomb, Mohr, Coulomb, Von Misses, Drucker-Prager hipotezleri belli başlı kriterlerdir.

2.4.1 Tresca Hipotezi

1860'lı yıllarda Fransız bir makine mühendisi tarafından geliştirilmiştir. Bir malzemedeki kalıcı şekil değişimi resimde görülen dislokasyon hareketi ile oluşur. Dislokasyon hareketi düzenli kristal yapıya sahip metal malzemelerde düzenli sıralanan atomların düzeninin bozulması ve bir kayma düzleminde kaymasıdır. Dislokasyon hareketi ise kesme gerilmelerinden dolayı oluşmaktadır [34]. Tresca kriteri de malzemedeki gerilim durumunun Mohr çemberinde analiziyle kalıcı şekil değiştirmeyi başlatacak en büyük kayma gerilmesi değerinin bulunması fikrinden ortaya çıkmıştır. Tek eksenli gerilim durumunda bu değer $\sigma_0/2$ dir. Şekil 2.7 ve 2.8'de bu durum tasvir edilmektedir.



Şekil 2.7. Kesme gerilmelerinden dolayı malzemede olan dislokasyon hareketi [34]



Şekil 2.8. Tresca hipotezinin mohr dairesi ile gösterimi [35]

2.4.2 Coulomb Kayma Gerilmesi Kriteri

Bu kriter de malzemedeki kalıcı şekil değişimlerinden kayma gerilmesini sorumlu tutar. Ancak kayma gerilmesinin etkidiği yüzeydeki normal gerilmelerin de iç sürtünme dolayısıyla bir rolü olacağı düşünülmüştür. Bu kriterde en büyük kayma gerilmesinin iki katı olan $\sigma_1 - \sigma_3$ farkının sabit olmadığı $\sigma_1 + \sigma_3$ 'ün bir fonksiyonu olduğu kabul edilir. a kohezyon, b içsel sürtünme açısı olmak üzere, şöyle ifade edilir [35];

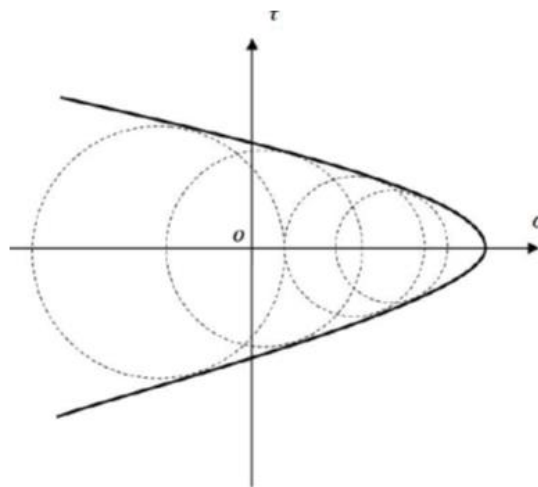
$$\sigma_1 - \sigma_3 = a + b(\sigma_1 + \sigma_3) \quad (2.62)$$

Bu denklem, dikkat edilirse, içsel sürtünme açısı b, 0 olduğunda, Tresca kriteri'ne dönüşmektedir.

2.4.3 Mohr Genel Kayma Gerilmesi Kriteri

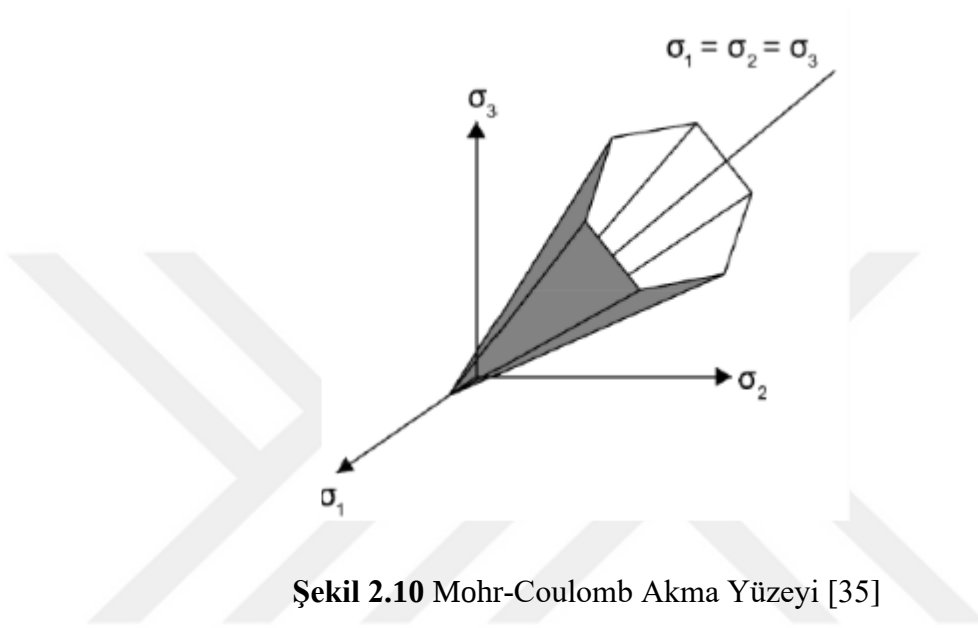
Metallerde iyi sonuç veren Tresca kriteri'nin gevrek cisimlerle yapılan deneylerle uygun olmadığı anlaşılmış ve bu sebeple bu kriter öne sürülmüştür. Bu kriterdeki düşüncede de kayma gerilmesinin etkidiği yüzeydeki normal gerilmelerin içsel sürtünme nedeniyle bir rolü olacağı kabul edilmiş ancak Coulomb kriteri'ndeki doğrusal ilişkinin yerine doğrusal olmayan bir ilişki kabul edilmiştir. Bu ilişki Şekil 2.9'da görülmektedir ve şöyle ifade edilir;

$$\sigma_1 - \sigma_3 = F(\sigma_1 + \sigma_3) \quad (2.63)$$



Şekil 2.9. Mohr kriterinin genel hali [35]

Dikkat edilirse bir önce tanımlanan kriter olan Coulomb kayma gerilmesi kriterinde doğrusal olması gereken grafik burada eğrisel bir hal almıştır. Daha sonra, bu kriterin grafiği incelendiğinde sanki malzeme sonsuz hidrostatik basıncı taşıyabilecekmiş gibi bir sonuca varıldığı ve bu sonuç deneysel verilerle uyuşmadığı için bu grafiğin yüzeylerine bir sınırlama getirilmiştir ve bu yeni kriter Mohr-Coulomb akma yüzeyi denir Şekil 2.10’da bu durum görülmektedir [35].



Şekil 2.10 Mohr-Coulomb Akma Yüzeyi [35]

Bu kriterlere ek olarak malzemenin kalıcı şekil değişimi yapmasının malzemenin şekil değiştirme enerjisinin belirli bir sınır değeri aşmasıyla mümkün olduğunu iddia eden enerji kriterleri ortaya çıkmıştır.

2.4.4 Von Misses Biçim Değiştirme Kriteri

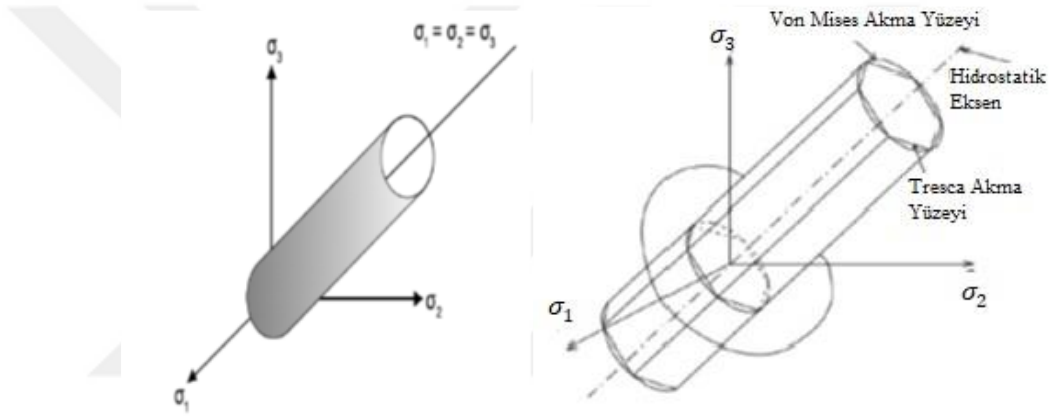
Von Misses çok eksenli gerilim durumunda malzemelerdeki gerilme durumunu gösteren gerilme tansörünün hidrostatik ve sapma gerilme tansörü olarak ayrılacağı fikrinden hareket etmiştir. Hidrostatik gerilmelerin elastik hacim değişimi yaratabileceği ancak kayma gerilmesi içermediğinden şekil değişimi yaratamayacağını ve bu yüzden sadece biçim değiştiren gerilmelerin dikkate alınması gerektiğini ifade eder. Bu amaçla gerilme tansörünün ikinci sabit katsayısı J_2 'yi dikkate alır ve bu sabit katsayı belirli bir değeri aşarsa o zaman kalıcı şekil değişiminin başlaması gerektiğini öne sürer. Denklem 2.64'teki gibi ifade edebiliriz;

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2] + \tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2 = r^2 \quad (2.64)$$

Eğer asal gerilmeleri göz önüne alır ve kesme gerilmelerinin sıfır olduğu yüzeyi düşünürsek denklemi şöyle yazabiliriz;

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2] = r^2 \quad (2.65)$$

Tek eksenli gerilim durumunda ise denklemde yerine konursa, $r = \sigma_0 / \sqrt{3}$ olur [36]. Şekil 2.11’de Von Misses akma yüzeyi ve tresca yüzeyi ile kıyaslanması görülmektedir.



Şekil 2.11. Von Misses akma yüzeyi ve diğer akma yüzeyleri ile karşılaştırılması [35]

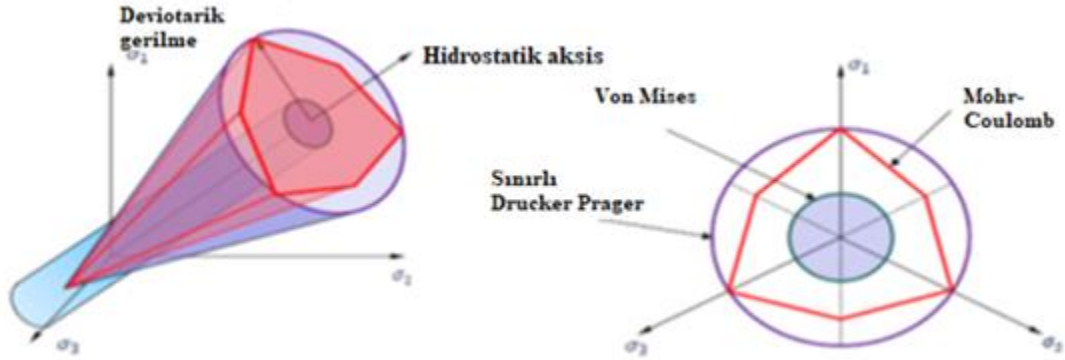
2.4.5 Drucker-Prager Kriteri ve CDP modeli

Drucker-Prager kriterinde hem Von Misses biçim değiştirme kriterindeki gibi biçim değiştiren sapma gerilim tansörü, hem de Von Misses kriterinde dikkate alınmayan hacim değiştiren hidrostatik basınç dikkate alınmaktadır. Denklem 2.66’daki gibi ifade edilir [35];

$$F(I_1, J_2) = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - K = 0 \quad (2.66)$$

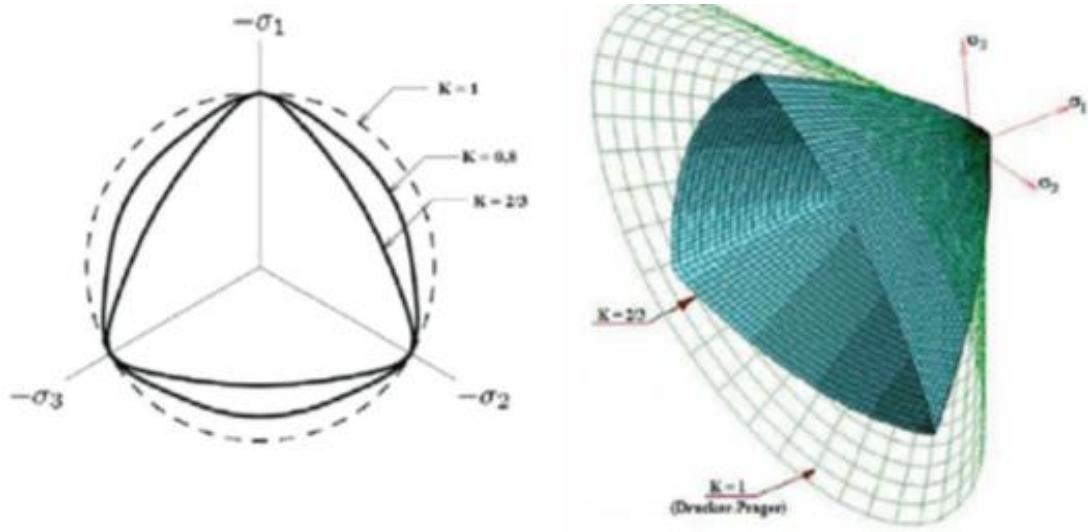
Burada α içsel sürtünme açısına, ve K kohezyon ve içsel sürtünme açısına bağlı malzeme katsayılarıdır. I_1 ise gerilme tansörünün birinci sabit katsayısını (invaryantını) ifade eder. J_2 ise hidrostatik gerilmeler gerilme durumundan çıkarıldığında kalan sapma gerilim tansörü için 2. Sabit katsayıyı (invaryant) ifade

etmektedir. Şekil 2.12’de Von Misses, Mohr Coulomb ve Drucker-Prager kriterlerinin karşılaştırılması görülmektedir.



Şekil 2.12 Von Misses, Mohr Coulomb, Drucker-Prager kriterlerinin karşılaştırılması [37]

CDP modeli ise (Concrete Damaged Plasticity) Drucker-Prager kriterine yapılmış bir modifikasyondur. Lubliner ve ark. tarafından öne sürülen akma yüzeyini kullanır ve literatürde önerilen, çekme ve basınçtaki dayanımın farklı evrimini içeren modifikasyonları da içerir. Modifikasyonlara göre deviatorik düzlemdeki akma (kalıcı deformasyonlara geçme) yüzeyi bir daire olmak zorunda değildir ve K parametresi ile bu yüzey ayarlanır [24]. Şekil 2.13’te bu durum tasvir edilmektedir.



Şekil 2.13 CDP Modelinin K parametresi ile değişimi [38]

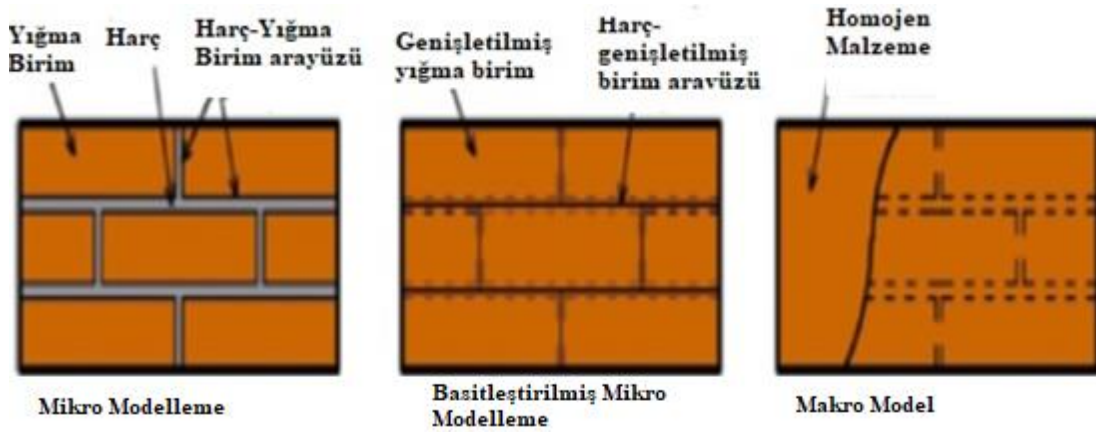
K=1 olduğunda CDP modeli Drucker-Prager modeli ile aynı olmaktadır

2.5 Yığma Yapıların Modellenmesi

Bu tez kapsamında harçsız duvarın yapılar etkisi incelenmektedir ancak ABAQUS programı ile yapılan detaylı sonlu eleman analizinde duvar çerçeve arası etkileşimi anlamak için ve geleneksel duvar analizini anlamak için yığma yapı modellemesinden bahsetmekte yarar vardır.

Yığma duvarlar tuğla-blok, bağlayıcı ve bağlayıcı ile tuğla blok arası ara birleşim bölgesinden 3 bileşenli bir yapıya sahiptir. Bu bileşenlerden en zayıfı tuğla/blok ile bağlayıcı arası ara birleşim bölgesidir.

Yığma duvarlar 3 şekilde modellenebilir. Bunlar bağlayıcı, tuğla-blok ve bağlayıcı tuğla arası birleşim yüzeyinin birlikte ele alındığı mikro modelleme, bağlayıcının yarısı ile tuğla/bloğun tek bir homojen malzeme gibi düşünüldüğü ve bu şekilde oluşturulmuş iki homojen malzemenin birleşim yüzeyinin bununla birlikte ele alındığı basitleştirilmiş mikro modelleme ve tüm duvarın homojen bir malzeme gibi düşünüldüğü makro modelledir. Şekil 2.14'te bu durumun tasvir edilmesi görülmektedir.

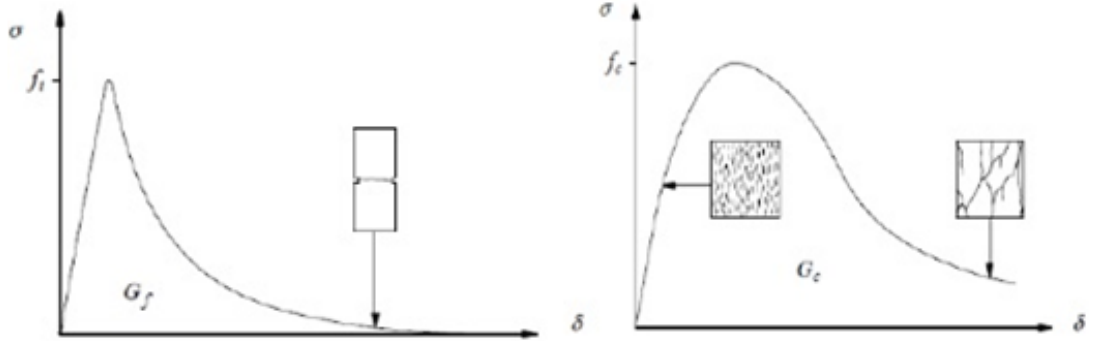


Şekil 2.14. Yığma yapıların modellenme çeşitleri [39]

2.5.1 Mikro Modelleme

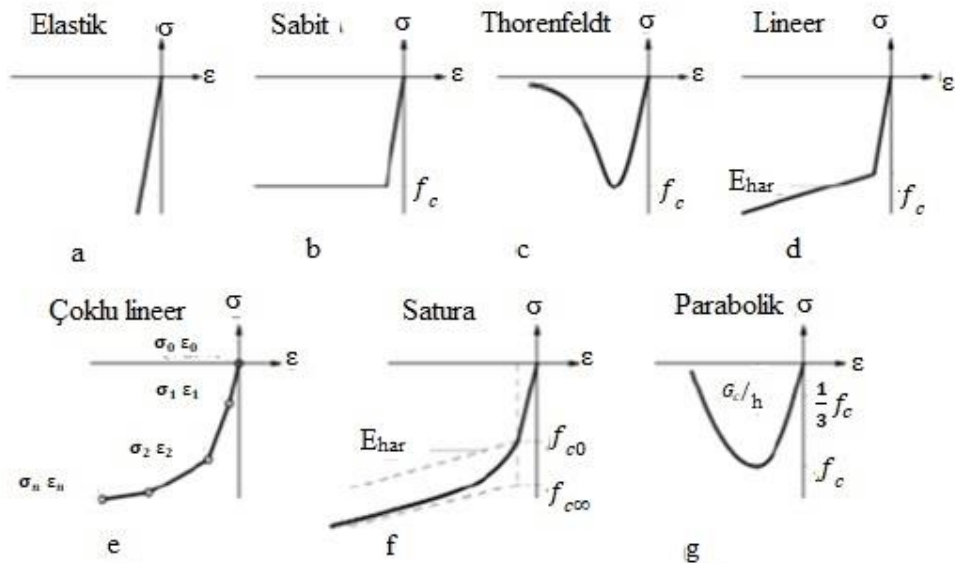
Mikro modelleme yapılacaksa, tuğla/blok ve bağlayıcının-ki genellikle çimento harcıdır-malzeme özelliklerinin (elastisite modülü, poisson oranı, çekme, basınç davranışları, gibi.) bilinmesi gerekmektedir. Bu iki malzeme de taş benzeyen

gevrek malzemelerdir ve basınç/çekme-birim şekil değiştirme ilişkileri Şekil 2.15'teki grafiklerde gösterildiği gibidir. G_c ve G_f ile kastedilen eğrilerin altındaki alan olarak hesaplanan kırılma enerjileridir [40].



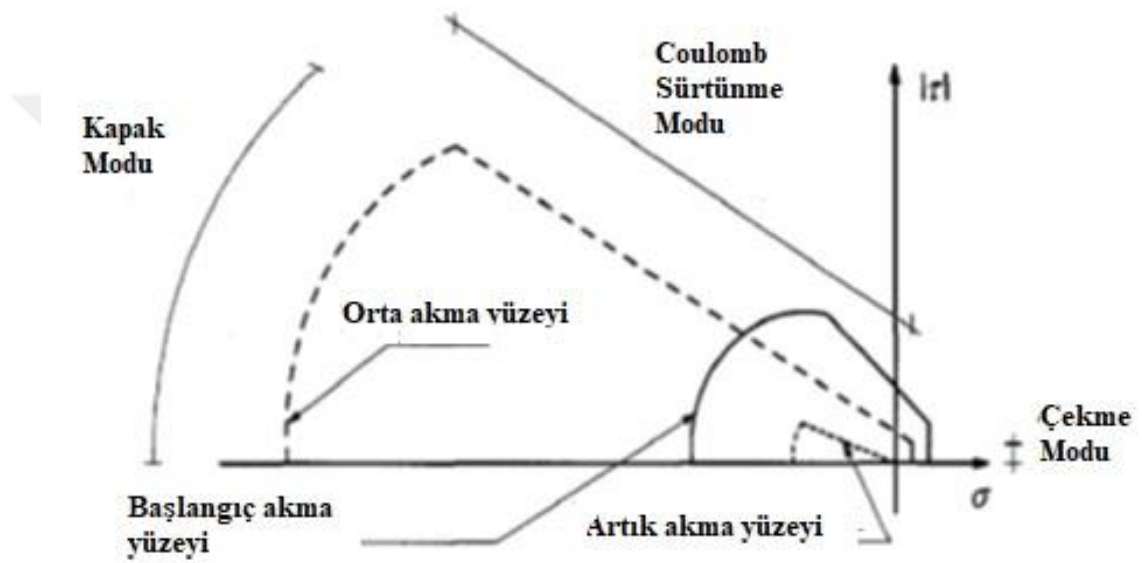
Şekil 2.15. Kırılma Enerjileri [40]

Bu genel çekme-basınç grafikleri idealleştirilebilir. Örneğin Şekil 2.16'da basınç-birim şekil değiştirme ilişkisi için yapılmış bazı idealleştirmeleri görebiliriz. Çok eksenli gerilmeler altında malzemelerin modellenmesi yapılmak isteniyorsa daha önce açıklanan kırılma kriterleri kullanılabilir. Bu tezde beton ve harç için CDP modeli kullanılmıştır. Bu model için idealleştirilmiş çekme basınç ilişkileri nümerik analiz kısmında anlatılacaktır. Tuğla malzeme için ise CDP modelindeki K katsayısı değiştirilerek (1 alınarak) Drucker-Prager kriteri kullanılmıştır. Tuğlanın modellenmesinde tek eksenli basınç-şekil değiştirme ilişkisi Şekil 2.16'da görülen parabolik idealleştirme olarak kabul edilmiştir.



Şekil 2.16. Basınç-birim şekil değiştirme ilişkisi için yapılmış bazı idealleştirmeler [40]

Tuğla-harç arası ara birleşim bölgesinin modellenmesinde ise Lourenco tarafından önerilen model kabul görmüş bir modellerden biridir. Bu model Coulomb sürtünme modeli olarak adlandırılır. Bu modeldeki akma yüzeyi resimde görülmektedir. Bu model çekme bölgesine getirilen bir sınırlama, Coulomb sürtünme davranışı ve basınç bölgesine getirilen bir sınırlamadan oluşur ve Şekil 2.17’de görülmektedir [41].



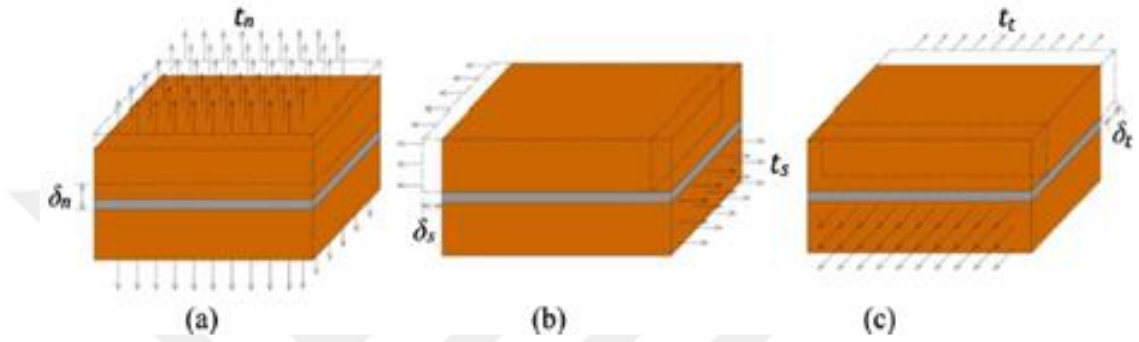
Şekil 2.17 Lourenco tarafından önerilen Coulomb sürtünme modeli [41]

Basınç bölgesine getirilen sınırlama ile ara geçiş bölgesinin basınçtan dolayı göçmesi modellenmiş olur. Bir diğer modelleme şekli ise ABAQUS’te kullanılan yüzeye dayalı kohesif davranıştır.

2.5.1.1 Yüzeye Dayalı Kohesif Davranış

Ara birleşim bölgesinin göçmesi 3 mod ile belirtilir. Çekmeden dolayı, basınçtan dolayı ve kesmeden dolayı birleşim göçebilir. Şekil 2.18’de yığmanın bu 3 göçme modu (a eksenel gerilmelerle ilgili mod, be ve c ise kesme gerilmeleri ile ilgili mod olmak üzere) görülmüyor. Bu davranış ABAQUS ile yapılan sonlu eleman

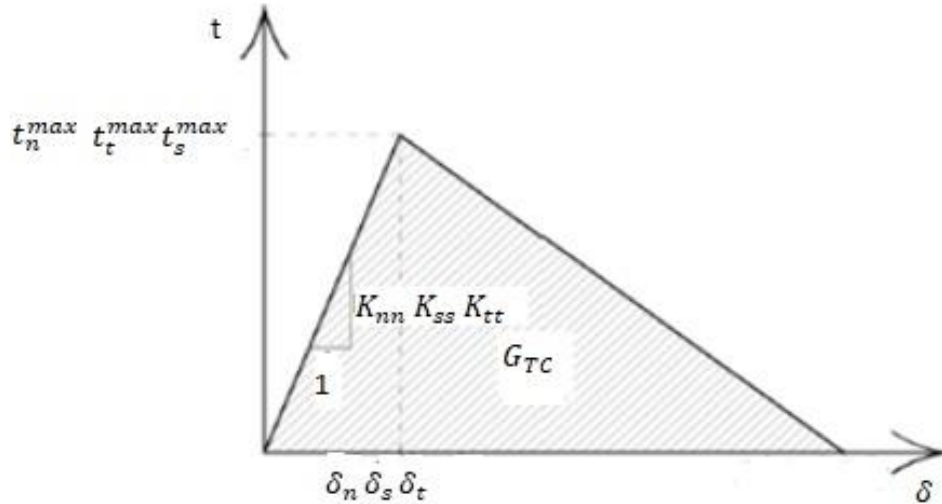
analizinde birleşim bölgesinde kullanılacak kohesif sonlu elemanlarla modellenebileceği gibi, bu göçme modları, yüzeye dayalı kohesif davranış modeli ile nümerik analizde yansıtılabilir. Yüzeye dayalı kohesif davranış bir malzeme özelliği değil, bir etkileşimin özelliğidir ve yüzeyin düğüm noktalarına bu özellik programda atanarak bu tanımlama yapılır [42]. Bu davranışı tanımlamak için göçme modlarının davranışının lineer elastik ilk kısmını, hasarın başlangıcı ve hasarın gelişimini tanımlamamız gerekir.



Şekil 2.18 Yığılma birleşimlerdeki kesme ve çekme göçme modları [39]

Birleşimin başlangıç davranışı doğrusal bir çekme-ayırma davranışı gibidir. Elastik bir rijitlik matrisi formunda Denklem 2.67'deki gibi yazılabilir. Şekil 2.19'da bu denklemin grafik halinde gösterilmesi görülmektedir [39].

$$t = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} = K \delta \quad (2.67)$$



Şekil 2.19. Birleşimlerin gerilme-ayırışma davranışı [39]

Çok eksenli gerilmeler altında, birleşimin hasar başlangıcını tanımlamak için geliştirilmiş kriterler vardır. Örneğin quadratik gerilme kriteri bunlardan biridir ve bu kriter çok modlu yüklemelerde hasar başlangıcını tanımlar. Bu kritere ulaşıldığında çatlaklar yayılmaya başlar. Bu kriter Denklem 2.68 ile tarif edilir. Normal yüzeyde bahsedilen t_n burada çekmedir, basınç gerilmeleri bu denklemde kapsam dışıdır. Kritik kayma gerilmeleri ise Mohr-Coulomb sürtünme davranışı şeklinde ele alınır ve yığma birleşimin kesme dayanımını temsil eder (t_t^{max}, t_s^{max}) [39].

$$\left(\frac{t_n}{t_n^{max}}\right)^2 + \left(\frac{t_s}{t_s^{max}}\right)^2 + \left(\frac{t_t}{t_t^{max}}\right)^2 = 1 \quad (2.68)$$

Birleşimin kesme dayanımı aşıldıktan sonra kohezyon içermeyen Mohr-Coulomb sürtünme formülüyle birleşimin hasar alışı temsil edilir. Bir diğer kriter ise maksimum nominal gerilme kriteridir. Bu kriterde bir önceki denklemdeki bileşenlerin kareleri toplamının değil, en büyüğünün 1'e eşit olması yeterlidir [42].

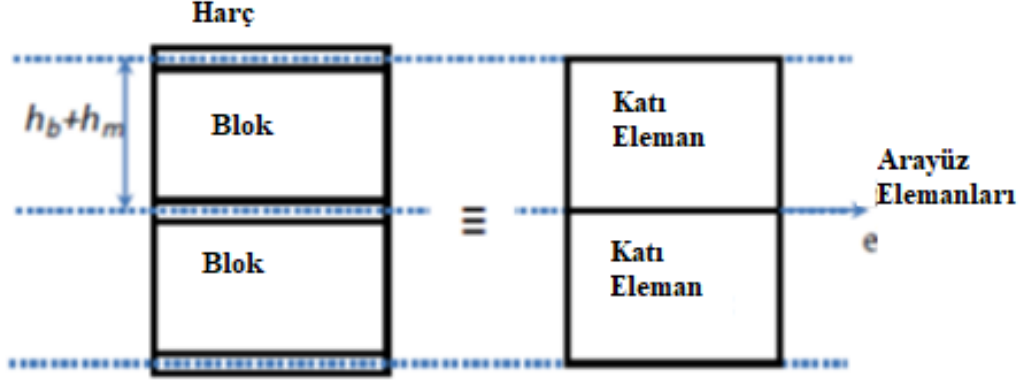
Lineer aşamayı geçtikten sonra hasarın gelişimini ise çatlama enerjisi (kırılma enerjisi) yaklaşımı ile tanımlayabiliriz. Şekil 2.19'da çekme-ayırma hasar alma grafiğinin altındaki alan çatlama (kırılma) enerjisi olarak adlandırılır. Karışık moddaki yüklemelerde Benzeggagh-Kenane kuralı kullanılarak çatlama enerjisini hesaplamak mümkündür. Ayrıca Benzeggagh-Kenane Kuralı mod2-mod3 kesme enerjilerinin eşit olduğu (yığmada böyledir) durumlarda en uygun kuraldır [39]. Denklem 2.69 ile ifade edilir;

$$G_{TC} = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right)^\eta \quad (2.69)$$

Sonuç olarak çekme ayırma veya kesme ayırma göçme modları için hasarın (plastik şekil değişiminin) başlangıcı ve gelişimi yüzeye dayalı kohesif davranış ile bu şekilde modellenmiş olur.

2.5.2 Basitleştirilmiş Mikro Modelleme

Mikro modellemede 3 bileşenli düşünülen yığmanın 2 bileşene indirgenmesi halidir. Bu durum Şekil 2.20'de tasvir edilmektedir.



Şekil 2.20 Yığmanın basitleştirilmiş mikro modellemesi [24]

Basitleştirilmiş mikro modellemede ara birleşim bölgesi normal ve kesme rijitlikleri K_{nn} ve K_{ss} Denklem 2.70 ve Denklem 2.71 ile tanımlanabilir. Bu rijitliklerin orijinal yığma rijitliğine eşit olması gerekir. Aynı sınır şartlarındaki eşit davranış şartından yola çıkılarak şu denklemler ile ifade edilir [39];

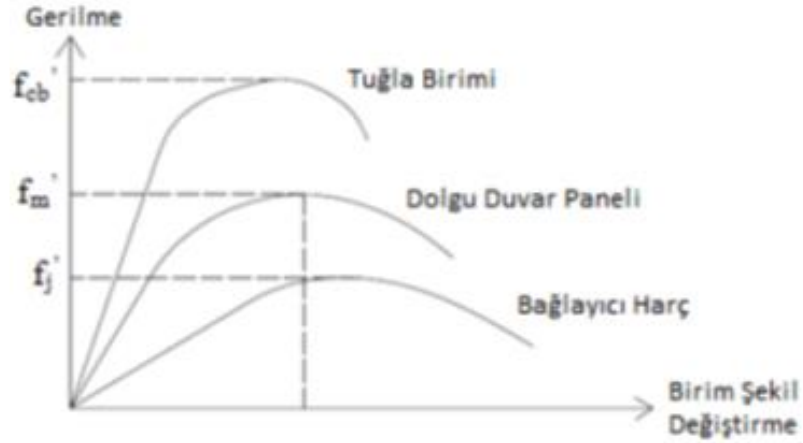
$$K_{nn} = \frac{E_u E_m}{h_m (E_u - E_m)} \quad (2.70)$$

$$K_{ss} = \frac{G_u G_m}{h_m (G_u - G_m)} \quad (2.71)$$

burada E ve G elastisite ve kayma modülü olup, u ve m indisleri tuğla ve harcı belirtir.

2.5.3 Makro Modelleme

Bu yaklaşımda yığma homojen bir malzeme olarak düşünülmektedir. Tıpkı diğer malzemeler gibi mekanik özelliklerinin ve kırılma kriterinin belirlenmesi gerekir. Yığmanın basınç-birim şekil değiştirme grafiği taş benzeri malzemelere benzer ve tuğla dayanımı ile harç dayanımı arasında bir yerdedir (Şekil 2.21). Elastisite modülünün bulunması için literatürde çeşitli yaklaşımlar vardır. Ampirik üstel ifadelerle veya birim alan ile homojenleştirme metodu ile yığma elastisite modülü hesaplanabilir. Yığma elastisite modülü için geliştirilmiş bağıntılar da literatürde mevcuttur veya doğrudan deneylerden bu değer alınabilir.



Şekil 2.21. Dolgu duvarın basınç-birim şekil değiştirme davranışının tuğla ve harçla kıyaslanması [43]

Makro modelleme işleminde, izotrop akma yüzeyleri için Drucker-Prager ve William-Warnke, ortotrop akma yüzeyleri için ise Rankine ve anizotrop akma yüzeyi için ise Hill modeli tercih edilmektedir [44].

Drucker-Prager kriteri için gerekli içsel sürtünme açısı, iç kohezyon değerleri ve elastisite modülü için literatürde çeşitli formüller verilmiştir. Drucker-Prager kriteri çekme dayanımı zayıf basınç dayanımı yüksek malzemeleri diğer akma kriterlerinden daha az parametreye ihtiyaç duyarak (içsel sürtünme açısı ve kohezyon) yeterli biçimde modellenebildiğinden genellikle tercih sebebidir [35].

Burada yığma elastisite modülünün bulunması için ampirik üstel ifadelerle homojenleştirme yaklaşımı ve birim alan ile homojenleştirme yaklaşımı tanıtılacaktır.

2.5.3.1 Amprik Üstel İfadelerle Homojenleştirerek Makro Modelleme

Literatürdeki çeşitli çalışmalarda ve yönetmeliklerde benimsenen bu yol, çıkan değerlerin muhafazakar tasarımlar vermesinden dolayı üzerinde benimsenen bir yöntem olmuştur ve Eurocode 6 tarafından Denklem 2.71'deki gibi ifade edilir. Ancak bu yöntem ilk önerildiğinde genel hali taş yığma duvarlar için önerilmiştir. Denklemin en baştaki katsayı malzeme özelliğine göre değişmekte olup, Eurocode 6 tarafından bu

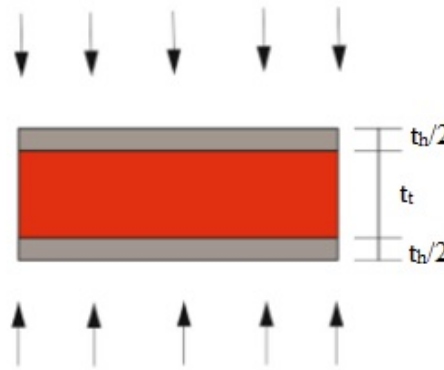
önerme yapılmıştır. Taş ve harç basınç dayanımlarının üzerinde ifade edilen üstel ifadeler ise bu malzemelerin hacimsel oranlarını ifade eder [44].

$$f_{ckmas}=0.4 \times f_{ctaş}^{0.75} \times f_{charç}^{0.25} \quad (2.71)$$

Elastisite Modülü için de benzer bir denklem kullanılabilir.

2.5.3.2 Birim Alan ile Homojenleştirerek Makro Modelleme

Yığma duvarın makro modellenebilmesi için mekanik özelliklerinin saptanması gerekir. Elastisite modülünü saptamak için, iki ayrı bileşenden oluşan yığma parçanın analizinden yola çıkılabilir. Bu parça Şekil 2.22’de görüldüğü gibi düşey yükleme altındadır ve iki yarım tabaka harç kalınlığından oluşmaktadır.



Şekil 2.22. Yığma duvar parçası [45]

Yığma parçasının yükleme altındaki toplam yer değiştirmesi harcın yer değiştirmesi ile tuğlanın yer değiştirmesinin toplamıdır. Buradan yola çıkılarak Hook yasası uygulanır ve işlemler sadeleştirilirse, Denklem 2.72 elde edilir [45].

$$E_d = \frac{(t_t + t_h)}{\frac{t_b}{E_b} + \frac{t_h}{E_h}} k \quad (2.72)$$

Burada k sembolü yığma birimler arasındaki aderans katsayısını göstermektedir ve 0 ile 1 arası değerler almaktadır.

2.5.3.3 Yığmanın içsel sürtünme açısı ve kohezyonu

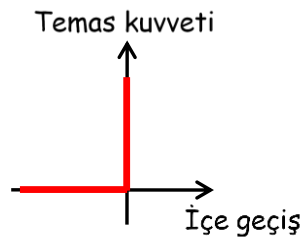
Yığmanın içsel sürtünme açısı ve kohezyonunun bulunması için ise literatürde çeşitli denklemler önerilmiştir. Bunların içinde bazı denklemler beton malzemesi için daha uygundur. Bir çalışmada zemin mekaniğinden yola çıkılmıştır. Her bir tuğla parçasının zemin danesi gibi davranacağından ve tane büyüdüğünde içsel sürtünme açısının büyüyeceğinden hareketle içsel sürtünme açısı için 49.71 derece alt değer belirlenerek Denklem 2.73, kohezyon için Denklem 2.74 önerilmiştir [35].

$$\phi = 0.145 f_c \text{ (MPa)} + 49.71 \text{ (2.73)}$$

$$c = 0.1065 f_c \text{ (MPa)} + 0.53 \text{ (2.74)}$$

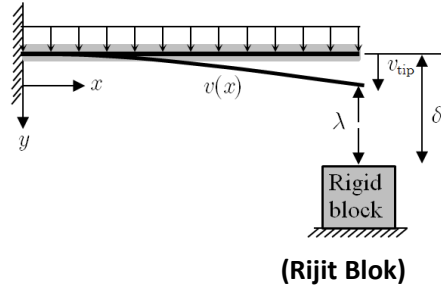
2.5.3.4 Kuru Birleşimin Modellenmesi

Temas içeren iki yüzeyin sonlu elemanlar metodunda modellenmesi bir doğrusal olmayan problemidir. İki yüzeyin birbirinin içine geçemediği durumda hem temas deplasmanı hem de temas kuvveti bilinmemektedir. Yük penetrasyon grafiği dikey olmaktadır. Şekil 2.23’de görülmektedir. Temas analizinin amacı yüzeyde ne kadar temas kuvvetinin ve varsa ne kadar temas hareketinin olduğunu bulmaktır. Temas sınır şartlarını temsil etmek için yüzeylerin birbirinin içine geçmesine kabul edilebilir bir hata olarak izin veren penaltı ya da bu izni vermeyen Lagrange yaklaşımı kullanılabilir. Nümerik olarak yüzeyleri “master-slave” (köle-efendi) yaklaşımıyla bütünleştirebiliriz. Slave yüzey düğüm noktaları master yüzeyin içine geçemezken, master yüzey düğüm noktalarına izin verilebilir [46].



Şekil 2.23 Temas kuvveti-içe geçiş (penetrasyon) grafiği [46]

Penaltı ve Lagrange yaklaşımlarını açıklamak için Şekil 2.24’teki gibi bir konsol kiriş düşünersek;



Şekil 2.24 Konsol kirişin temas durumu [46]

$q=1\text{kN/m}$, $L=1\text{m}$, $EI=10^5\text{Nm}^2$ boşluk $d=1\text{mm}$ olsun. Eğer rijit blok olmazsa bu kiriş uç noktada 1.25mm deplasman yapacaktır.

$$v_c(x) = \frac{-\lambda x^2}{6EI}(3L-x) \quad (2.75)$$

Deplasman denklemi Denklem 2.75'teki gibi ifade olunursa ve sınır şartı da Denklem 2.76'daki gibi yazılırsa iç içe girmeyi engelleyen temas kuvveti λ Denklem 2.77'deki gibi ifade olunur.

$$v_c(L) = \frac{-\lambda}{3 \cdot 10^5} \quad (2.76)$$

$$0.00125 - \frac{-\lambda}{3 \cdot 10^5} = 0.001 \quad (2.77)$$

λ 75 N olur. Hem temas kuvvetinin hem de aradaki boşluğun bilinmediği durum düşünelim ve bu durumda deplasman denklemi yazılırsa Denklem 2.78 elde edilir.

$$v_x = \frac{qx^2}{24EI}(x^2 + 6L^2 - 4Lx) - \frac{\lambda x^2}{6EI}(3L - x) \quad (2.78)$$

Bu denklemde λ 75 N olduğunda temas şartı sağlanacaktır. Eğer λ 0 olursa temas şartı sağlanamaz. Kiriş rijit blok yokmuş gibi deplasman yapar. Bu değere Lagrange katsayısı denir.

Penaltı metodunda ise

$$\lambda = K_N \phi_N \quad (2.79)$$

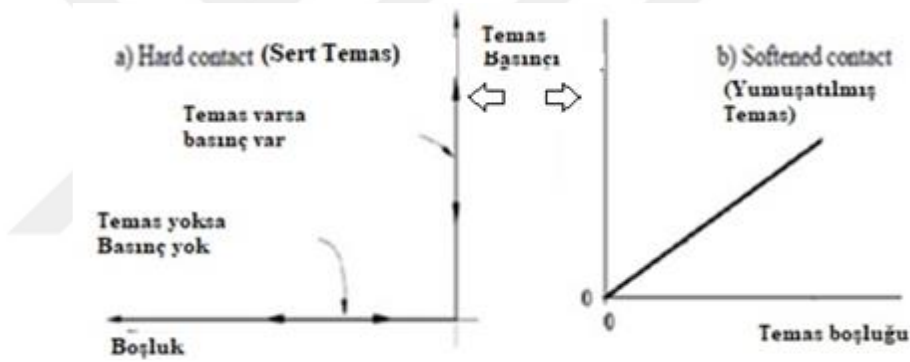
$$g = v_{tip} - \delta \quad (2.80)$$

küçük ve eşit 0 olmak üzere;

$$g = 0.00025 - \frac{K_N}{3 \cdot 10^5} \frac{1}{2} (|g| + g) \quad (2.81)$$

dir. Yani K_N penaltı katsayısı büyüdükçe penetrasyon artmakta, temas kuvveti azalmaktadır. Küçük katsayı seçildiğinde temas kuvveti 75'e (Lagrange katsayısı) yaklaşmaktadır [46].

Yatay deplasmanlar için de Lagrange ve penaltı yaklaşımları kullanılabilir [46]. ABAQUS'te genel temas algoritması temas edebilecek tüm yüzeyleri otomatik olarak belirlemektedir. "Hard contact" birbirinin içine geçmeyen yüzeylerin davranışını yansıtır (Şekil 2.25). ABAQUS'teki "Tangential behaviour", Mohr-Coulomb sürtünmesine dayanır ve penaltı yaklaşımını kullanmaktadır.



Şekil 2.25. ABAQUS'teki Temas [31]

3. DENEYSEL ÇALIŞMA

Tez kapsamında 4 adet betonarme çerçeve üretilmiştir. Bu çerçeveler duvarsız çerçeve, geleneksel duvarlı çerçeve, harçsız yığma duvarlı, çerçeve-duvar arası harçlı birleşimli çerçeve ve harçsız yığma duvarlı, çerçeve-duvar arası poliüretan yapıştırıcılı (polimer) çerçevedir. Çerçevelere mikro ve makro modelleme ile sonlu eleman analizleri yapılmıştır. Bu analizlerde kullanılmak üzere malzeme özelliklerinin anlaşılmasına ihtiyaç olduğundan malzeme deneyleri tasarlanmıştır. Çerçeve deneylerinin ve daha sonraki detaylı sonlu eleman analizlerinin amacı harçsız ve polimerli harçsız duvarların çerçevenin yatay yük kapasitesi, göçme modu, süneklik, sürtünme ile enerji tüketimi gibi özelliklerine olan etkisini incelemektir.

3.1 Malzeme Deneyleri

3.1.1 Beton Deneyleri

Çerçeve numunelerin dökümü esnasında alınan 3 adet küp numuneler ile beton basınç dayanımı tayin edilmiştir. Şekil 3.1’de küp numuneler görülmektedir. Manisa Er Prefabrik tarafından deney için hazırlanan çerçevelere beton dökülmüştür. Kullanılan betonun özgül ağırlığı ortalama 2.4kg/m^3 basınç dayanımı ise deney sırasında alınan küp numunelerin 28 günlük basınç dayanımı ortalaması 30.257MPa ’dır. Beton çekme dayanımı ise $0.7\sqrt{f_{ck}}$ ile hesaplanmıştır. Çünkü kiriş deneylerinden alınan çekme dayanımının bu deneyi daha iyi yansıtacağı düşünülmüştür.



Şekil 3.1. Beton küp numuneleri

3.1.2 Çelik Donatı Deneyleri

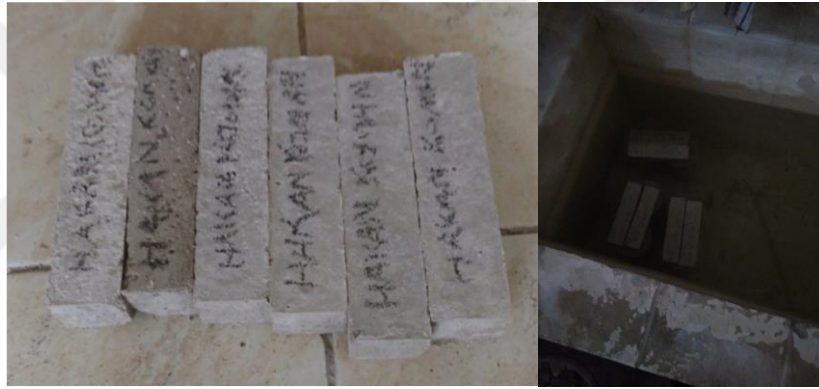
Yapılan betonarme çerçevelerde 5.5, 8, 10 ve 12mm çapında çelik donatılar kullanılmıştır. Bu donatılara ait TS 708'e göre yapılan deneylerin raporları çerçevelerin üretildiği Manisa Er Prefabrikte mevcuttur ve nümerik analiz için bu raporların sonuçları dikkate alınmıştır. 8mm'lik donatı B420C çeliğinden olup akma dayanımı 491MPa, çekme dayanımı 553MPa, uzaması %30dur. 10mm'lik donatıda kullanılan S420 çeliğinin akma dayanımı 507MPa, çekme dayanımı 643MPa'dır. Uzaması %28'dir. 12mm'lik donatılarda da S420 çeliği kullanılmıştır. Akma dayanımları 1. Grup için 490MPa, ikinci grup için 487MPa, çekme dayanımları birinci grup için 610MPa, ikinci grup için 618MPa'dır. Uzama %21.6-20dir. 5.5mm'lik donatılar 2. Bölüm'de açıklanan tasarımda küçültme yasaları doğrultusunda gereken 6mm'lik donatılar bulunamadığından kullanılmıştır. SAE 1008 ismiyle satılmakta olup, akma dayanımı 277MPa, çekme dayanımı 387MPa, uzaması %42'dir.

3.1.3 Harç Deneyleri

Harç karışımında CEM I 32.5 tipi portland çimentosu ve hidrate kireç kullanılmıştır. Harç deneylerinde TS EN 196-1'e [47] göre eğilme ve basınç deneyleri yapılmıştır. Harç olarak hacimce 1:2:9 (çimento : kireç : kum) oranında karışan melez harç seçilmiştir. Bunun sebebi daha önce yapılan çalışmadaki değerlerle kıyaslamaktır. Ayrıca ülkemiz koşulları dikkate alınır, düşük dayanımlı harçlar genellikle duvar örümünde kullanılmaktadır. Harcın su oranı 175 ± 10 mm akmayı sağlayacak şekilde ayarlanmıştır. Bu değer daha önceki çalışmada kullanılan değerdir ve NEN 3835: 1991 yönetmeliğine göre belirlenmiştir [48]. Harç karışı esnasında harca mini çökme yayılma deneyi yapılarak bu akma değerini sağlayan su oranı seçilmiş ve bu oranla harç karılmıştır. Şekil 3.2 ve Şekil 3.3'te harç deneylerinden kesitleri görülmektedir.



Şekil 3.2. Taze harca yapılan yayılma deneyi ve numunelerin titreşime maruz bırakılması



Şekil 3.3. Sertleşmiş harç numuneleri ve kür edilmesi

Mini çökme deneyinde tıpkı slump deneyinde olduğu gibi ama bu sefer küçük kesik bir koniye doldurulan harç yayılmaya bırakılır ve bırakıldığı tabla 25 defa sarsılarak iyice yayılması sağlandıktan sonra harcın yayılarak oluşturduğu dairenin çapları birbirine dik olan iki doğrultu da ölçülerek ortalaması alınır. Harç karıldıktan sonra 40×40×160mm kalıplara yerleştirilmiş (toplam 6 adet numune alınmış) ve sarsma tablasında TS EN 196-1 hükümlerince 60’ar defa düşü yapılarak sıkıştırılmıştır [47]. Numuneler 48 saat sonra kalıptan çıkarılarak kür havuzuna alınmıştır. Elastisite modülü deneyi için EN 13286-43’e [49] uygun olarak 100/200mm silindir numuneler alınmıştır. Silindir numuneler katılaştıktan sonra özgül ağırlık deneyi yapılmış ve 1954.14kg/m³ olarak belirlenmiştir (6 adet).

Sertleşmiş numunelere 3 nokta eğilme deneyi ve bu deney sonucunda ikiye ayrılan parçalara basınç deneyi yapılmıştır. Eğilme deneyinde mesnet noktaları arası açıklık 100mm, yükleme hızı 50N/s'dir (Şekil 3.4). Yükleme sonunda, l mesnet açıklığı, F_f kırılma yükü, b prizma kenar kesitinin uzunluğu olmak üzere R_f eğilme dayanımı şu formülle bulunur [47];

$$R_f = \frac{1.5 \times F_f \times l}{b^3} \quad (3.1)$$



Şekil 3.4 Harç eğilme deneyi

Numune Sonuçları şöyledir;

1.numune: 8kg=78.45N

2.numune:11kg=107.87N

3. numune:12kg=117.67N

4. numune:11kg=107.87N

5.numune:12kg=117.67N

6. numune:10kg=98.06N

Ortalama çekme dayanımı, 1.numune hariç tutulursa, 0.25MPa'dır. Deneyden sonra ikiye ayrılan parçalara yapılacak basınç deneyinde ise $40 \times 40 \text{ mm}^2$ alana basınç etkitildiği için basınç dayanımı F_c kırılma yükü olmak üzere $F_c/1600$ şeklinde bulunur. Şekil 3.5'te görülmektedir.



Şekil 3.5 Harç basınç deneyi

Basınç dayanımı her eğilme numunesinin iki parçası için belirlenmekte ve sonuçlar ilk rakam numune sayısını, ikinci rakam parça sayısını belirtmek üzere şu şekildedir;

1.1=5.57MPa, 1.2=4.61MPa

2.1=4.36MPa

3.1=4.69MPa, 3.2=5.22MPa

4.1=5.14MPa, 4.2=3.58MPa

5.1=5.77MPa, 5.2=5.89MPa

6.1= 5.19MPa, 6.2=4,7MPa

Bir parça hasar aldığı için değerlendirmeye alınmamıştır. Ortalama basınç dayanımı 4.97MPa'dır. Elastisite modülü deneyinde ise TS EN 13286-43'e göre yükün 1/3'üne karşılık gelen birim şekil değiştirme ile yükün 1/3'ü dikkate alınarak ölçülen elastisite modülü elastisite modülü olarak kabul edilir ve elastisite modülü şu formülle bulunur [49] (F = maksimum yük (N), D = çap (mm), ϵ_3 birim şekil değiştirme olmak üzere).

$$E = \frac{1.2 F}{\pi D^2 \epsilon_3} (3.2)$$

Önceki çalışmalarda bahsedildiği üzere, tuğlaların arasında sertleştirilmiş harçlar, yığmadaki harç dayanımını temsil etmede, çelik kalıpta sertleştirilen harç numunelere göre daha başarılıdır. Bilgisayar simülasyonlarında tuğlalar arasında sertleştirilen numunelerin basınç değerinin kullanılması tavsiye edilmiştir [48, 50]. Bu sebeple ve harç silindir basınç deneyinde silindirin ortasındaki şekil değişiminin ölçümü sağlıklı olarak sağlanamadığından elastisite modülü 1:2:9 harç için önceki çalışmalarda bulunan 700MPa olarak kabul edilmiştir ve Şekil 3.6’da görülmektedir [51].

harç	nem	sayı	fc	C.o.V %	E N/mm ²	C.o.V %	E/fc	C.o.V %
1: ½:4½	kuru	18	10.20	28	1037	50	99	27
	orta	18	10.80	24	1059	28	77	28
	doymuş	18	8.87	23	815	50	67	32
	kuru	18	4.33	25	630	77	139	75
1:2:9	orta	18	5.56	22	700	62	128	70
	doymuş	18	3.25	21	283	55	92	77

Şekil 3.6. Harcın elastisite modülü [48].

3.1.4 Harç-Tuğla ara birleşim bölgesi deneyleri

Harç-tuğla ara birleşim bölgesinin modellenmesi için de kesme ve çekme deneylerine (mod1-mod2-mod3 kırılmalarını temsil etmek amaçlı) ihtiyaç vardır. Bunun için de tuğlaların harçla birleştirilmesinden oluşturulan numuneler hazırlanmıştır. Bu deneyler ile yüzeye bağlı kohesif davranış için gerekli kırılma enerjileri ve rijitlik değerleri bulunur.

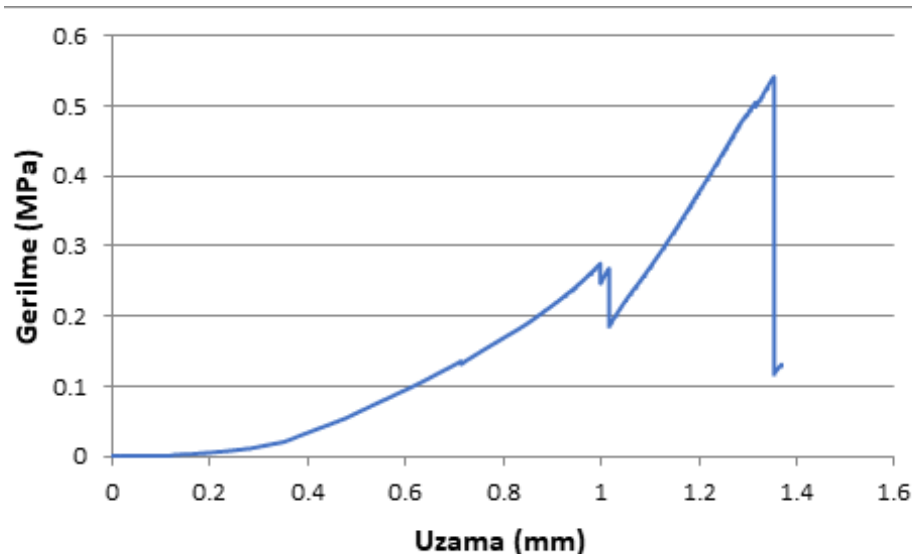
3.1.4.1 Kesme Birleşimi

Bu deney için Şekil 3.7’de görülen şekilde iki adet numune hazırlanmıştır. Kesme kuvveti piston ile verilirken yükleme hızı 10N/s alınmıştır. Çelik levhaların başlık olarak kullanılmasının sebebi yüklemenin düzgün yüzeyli yapılmak istenmesidir.

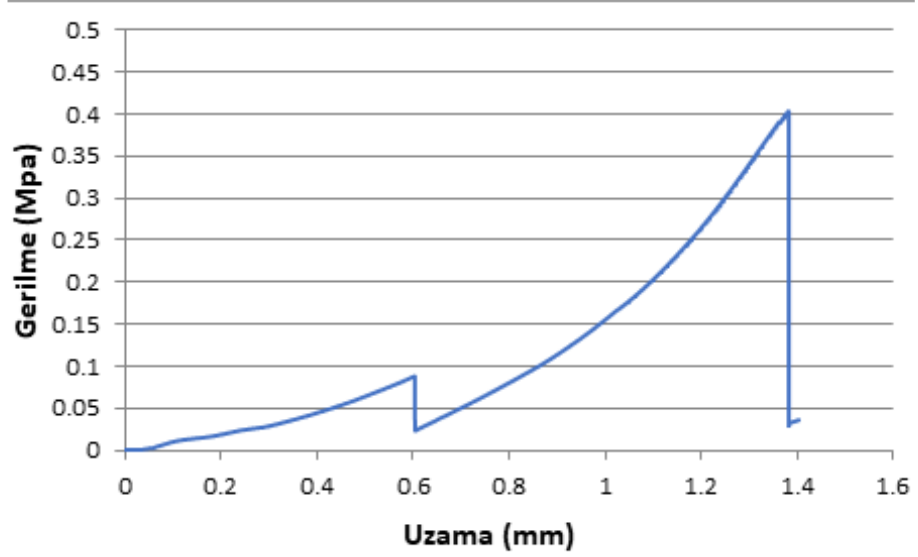


Şekil 3.7. Kesme birleşimi numunesi

Yükleme sonucu aşağıda gösterilen gerilme-uzama eğrileri elde edilmiştir. Eğri hem piston deplasmanından ölçülerek, hem de kamera vasıtasıyla tuğla ile tabandaki çelik levha arasındaki yer değiştirme ölçülerek elde edilmiştir. Aralarında kayda değer bir fark yoktur. Yüzeye bağlı kohesif davranışta kullanılacak kırılma enerjisi bu eğrinin altındaki alandır ve trapez kuralına göre eğrinin altında hesaplanan alan değerleri, 1.numune için : 0.21N/mm, 2.numune için: 0.15N/mm ve ortalaması: 0.18N/mm'dir.



Şekil 3.8. Kesme birleşimi-1'e ait gerilme-uzama grafiği



Şekil 3.9. Kesme birleşimi-2'ye ait gerilme-uzama grafiği

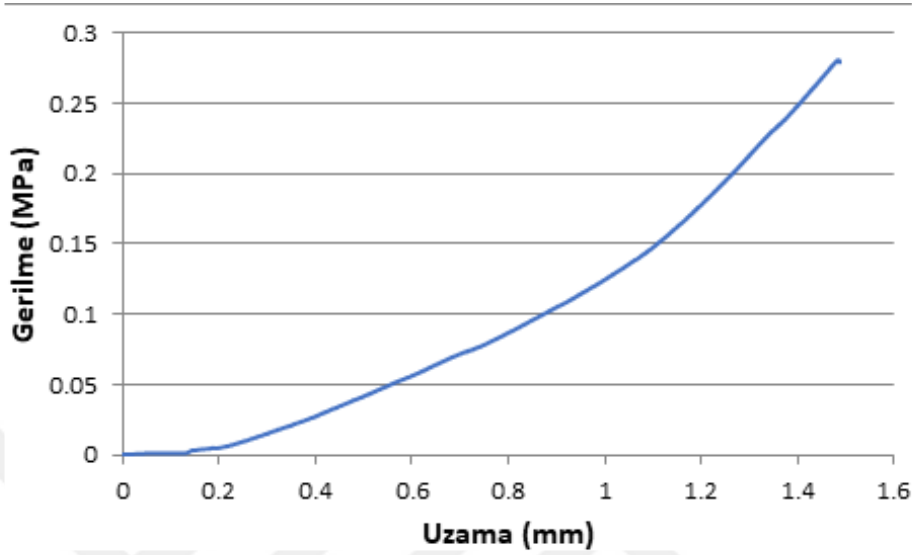
3.1.4.2 Çekme Birleşimi

Bu deneyde de Şekil 3.10'da gösterilen düzenek hazırlanmıştır ve yükleme hızı 10N/s alınmıştır. Üstteki çelik levhalar tuğlaları çekme gerilmesi uygulayarak birbirinden ayırmaktadır.

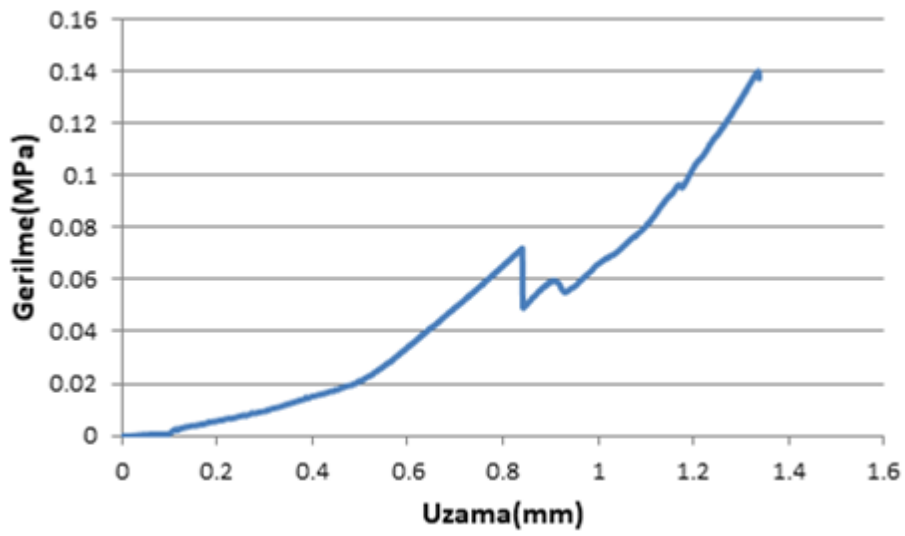


Şekil 3.10 Çekme birleşimi deneyi

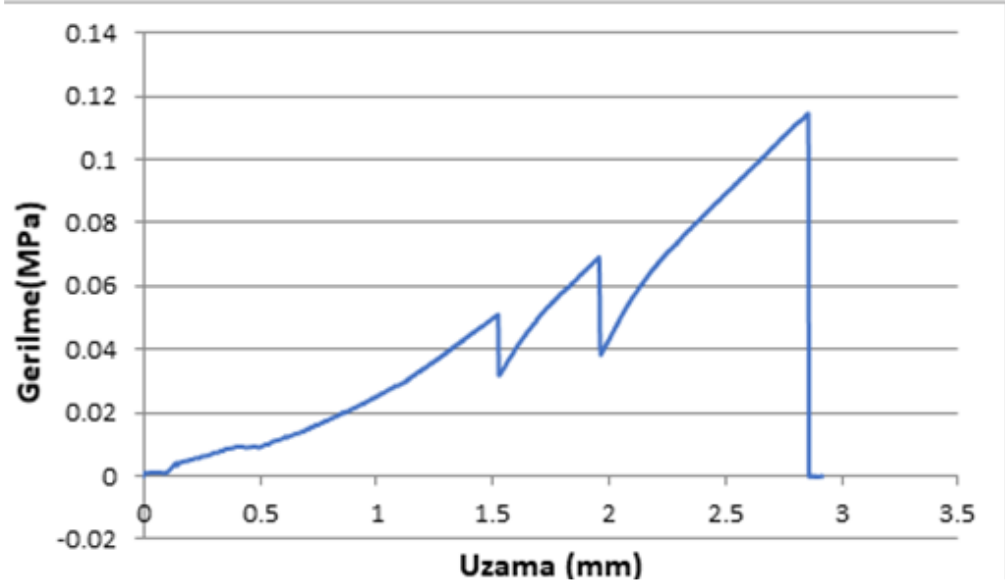
Hem pistondan ölçülerek hem de kamera ile ölçülerek gerilme-deplasman eğrileri belirlenmiştir. Daha sonra eğrilerin altında kalan alanlar trapez kuralıyla hesaplanmıştır. Sonuçlar şöyledir: $A_1=0.14\text{N/mm}$, $A_2=0.06\text{N/mm}$, $A_3=0.12\text{N/mm}$ ve ortalaması 0.10N/mm 'dir.



Şekil 3.11. Çekme birleşimi-1'e ait gerilme uzama grafiği



Şekil 3.12. Çekme birleşimi-2'ye ait gerilme uzama grafiği



Şekil 3.13. Çekme birleşimi-3'e ait gerilme uzama grafiği

3.1.5 Tuğla Deneyleri

Harçsız yığmada kullanılan delikli dolu pres tuğlanın özellikleri TS EN 772-1'e göre saptanmıştır. Basınç deneyinde TS-EN 772-1'e [51] göre deney numunesinin yüzeylerine gerekli paralellik ve düzlüğün sağlanması için (100mm de 1mm sapma olacak kadar düzgün) aşındırma veya başlıklama metodu kullanılır. Aşındırma metodu ile yüzey gereklilikleri sağlanan numunenin, üretici firmada (Blokstan Turgutlu) Türk Standartları için yapılan deneyler dizisinde basınç dayanımı 16MPa bulunmuştur. Bu değer firma tarafından verilen Türk standartlarına uygunluk belgesinden alınmıştır. Tuğlaya yapılan basınç testinde bulunan bu değer deneydeki basınç dayanımının standartlaştırılmış basınç dayanımına çevrilmesi ile elde edilir. Bunun için tuğla ölçülerine göre TS EN 772-1'de verilen tablo kullanılır ve deneyde bulunan değer tablodaki bir katsayıyla çarpılarak standartlaştırılmış basınç dayanımına çevrilir. Gösterilmeyen değerler doğrusal oranlama yapılarak bulunur. 50mm yükseklikli genişliği 90mm olan tuğla için tablodaki katsayı doğrusal oranlama ile 0.777 olarak bulunmuştur. Tuğlanın standartlaştırılmış basınç dayanımı 16MPa'dır.

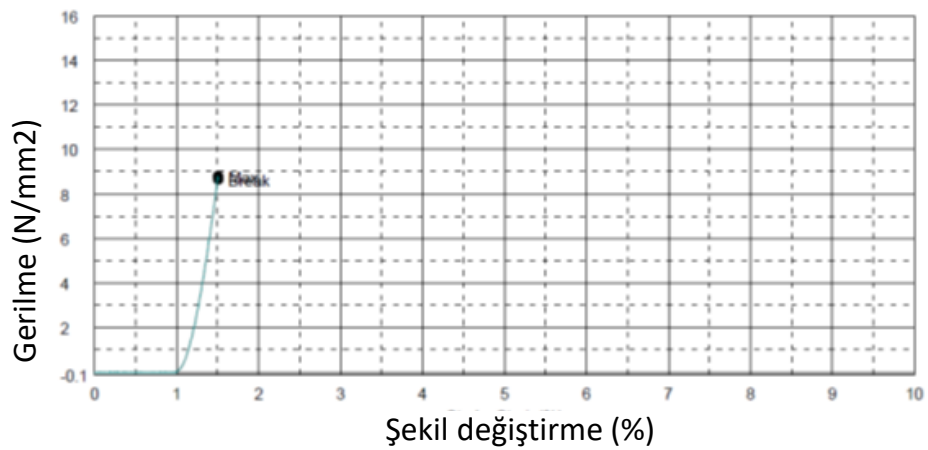
Tuğlaların elastisite modülü ise sağlanabiliyorsa tek tuğla numunesinden, sağlanamıyorsa, ince ve güçlü bir bağlayıcı ile üst üste yapıştırılmış numunelerin basınç veya çekme testi ile bulunabilir [50].

3.1.5.1 Dolu Tuğla Eğilme Deney Sonuçları

3 Nokta eğilme deneyi yapılmıştır. Deneyler esnasında mesnet aralığı 180mm tutulmuştur. Deney düzeneği Şekil 3.14'te görülmektedir. 3 adet numunenin sonuçları, 1.Numune için: 8.65MPa, 2.Numune için: 11.24MPa, 3. Numune için: 6.95MPa ve ortalama 8.94MPa'dır ve yüklemelerden elde edilen 1. Numune için bir grafik Şekil 3.15'te görülmektedir.



Şekil 3.14. Dolu tuğla eğilme düzeneği



Şekil 3.15. Dolu tuğla eğilme dayanımı (gerilme-uzama (yüzde) grafiği)

3.1.5.2 Dolu tuğla elastisite modülü

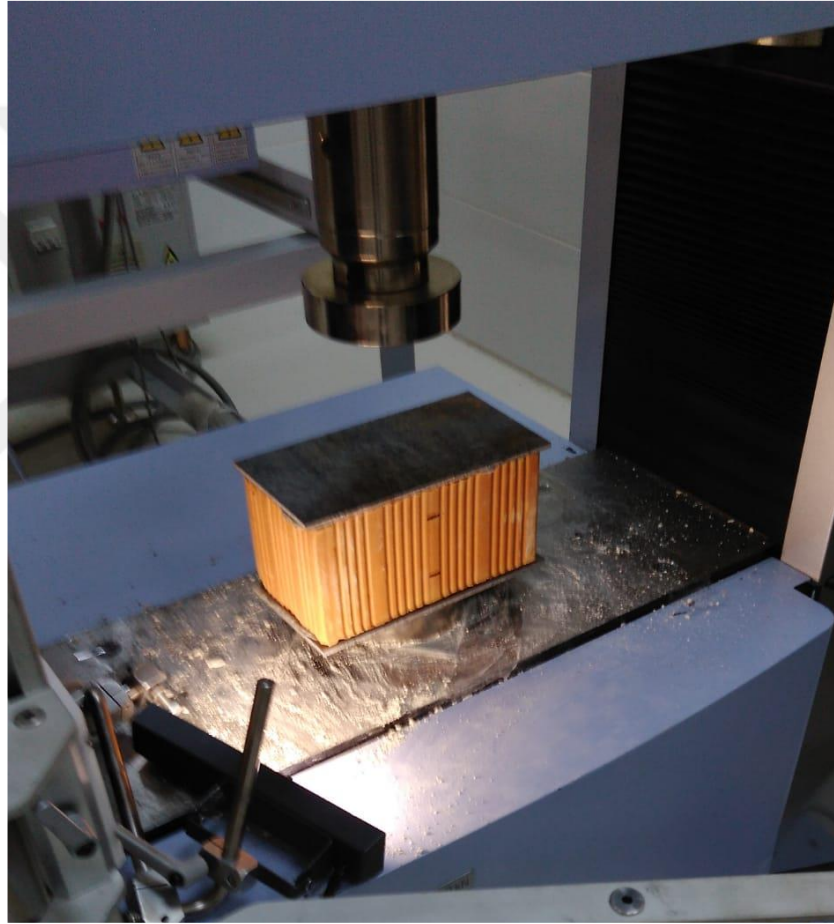
Yükleme hızı 0.15MPa/s alınarak deney yapılmış ve hem piston ile hem kamera ile birim şekil değiştirme değerleri ölçülmüştür. Bu ölçümlerde kameralı ölçümlerde hata olmuştur ve anlamlı bir grafik elde edilememiştir. Piston ölçümlerinden elastisite modülü hesaplanmıştır ve literatürdeki aynı tuğla için yapılan çalışmalara uzak sonuçlar elde edilmiştir. Pistonun uzamasıyla yapılan ölçüm elastisite modülü için doğru kabul edilemeyeceğinden literatürde kullanılan 6000MPa değeri tuğlanın elastisite modülü olarak kabul edilmiştir. Kameralı ölçümden elde edilen bir grafik aşağıda gösterilmektedir.



Şekil 3.16. Dolu tuğla basınç testi

3.1.5.3 Normal tuğla basınç dayanımı

Kullanılan tuğla 190×85×100mm ebatlarında olan delikli fabrika tuğlası olup bir tanesinin ortalama ağırlığı 1190 gram olarak ölçüldü. Özgöl ağırlığı bir tanesinin hacmi için 1326.60kg/m^3 olarak ölçülmüştür. Yükleme hızı 0.15MPa/s alınarak yükleme yapılmış ve çelik levha başlık olarak epoksi ile tuğlaya yapıştırılmış ve üniform bir yükleme elde edilmiştir. Tuğlanın basınç dayanımı nümerik analizde geleneksel duvarı makro modelleme ile modellerken kullanılacaktır.



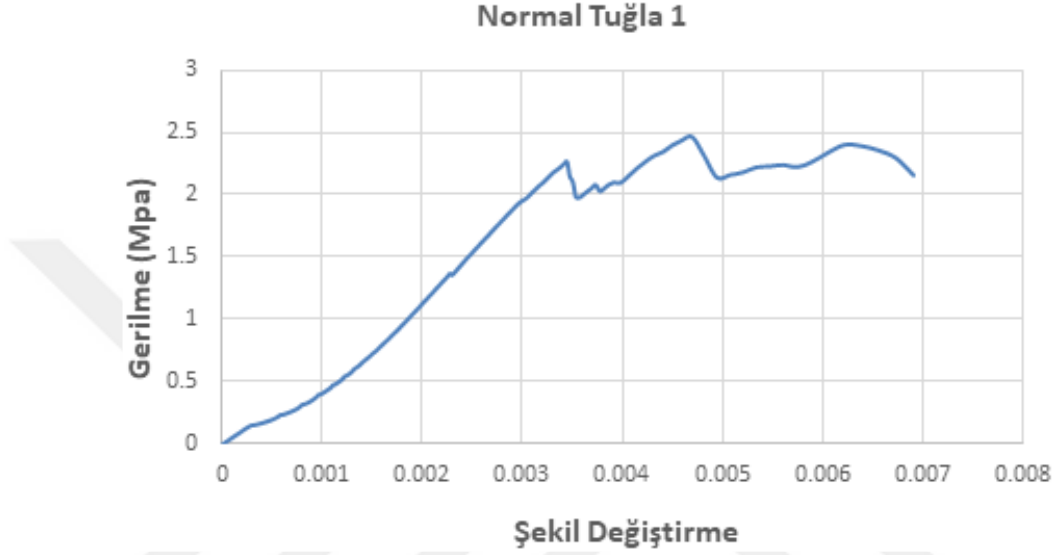
Şekil 3.17. Normal tuğla basınç testi

Basınç dayanımı sonuçları 1.Numune için: 2.50MPa, 2.Numune için: 3.50MPa, 3. Numune için: 4.68MPa ve ortalama olarak 3.56MPa'dır.

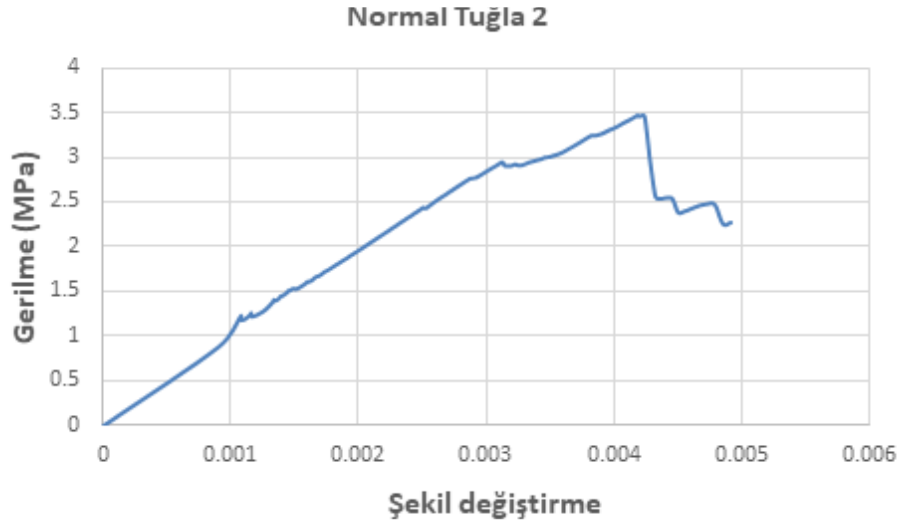
Ayrıca basınç deneylerinde elde edilen gerilme-birim şekil değiştirme eğrilerinden normal tuğla elastisite modülü deney eğrilerinin doğrusal kısımları için

şu şekilde saptanmıştır: $E_1=778\text{MPa}$, $E_2=864.48\text{MPa}$, $E_3=1692\text{MPa}$ ve ortalama: 1111.49MPa 'dır.

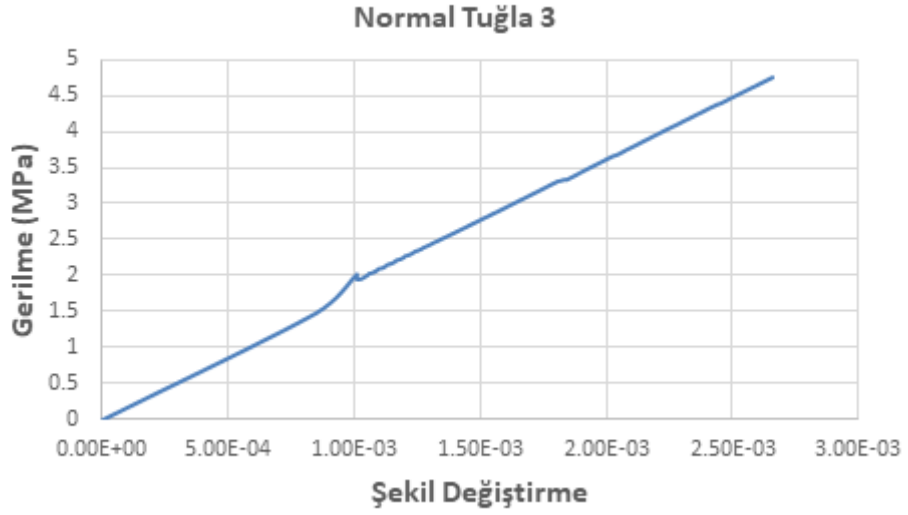
Yükleme eğrilerinde maksimum yükleme sonrasında bir müddet sonra tuğlaların iç kısmı kırılmaya başlamış, kırılma kaotik bir hal alarak düşüşe geçmiş ve anlamlı sonuç alınamadığından bu kısımlar grafiklerde dikkate alınmamıştır.



Şekil 3.18. Normal tuğla-1 için gerilme-birim şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.19. Normal tuğla-2 için gerilme-birim şekil değiştirme grafiği



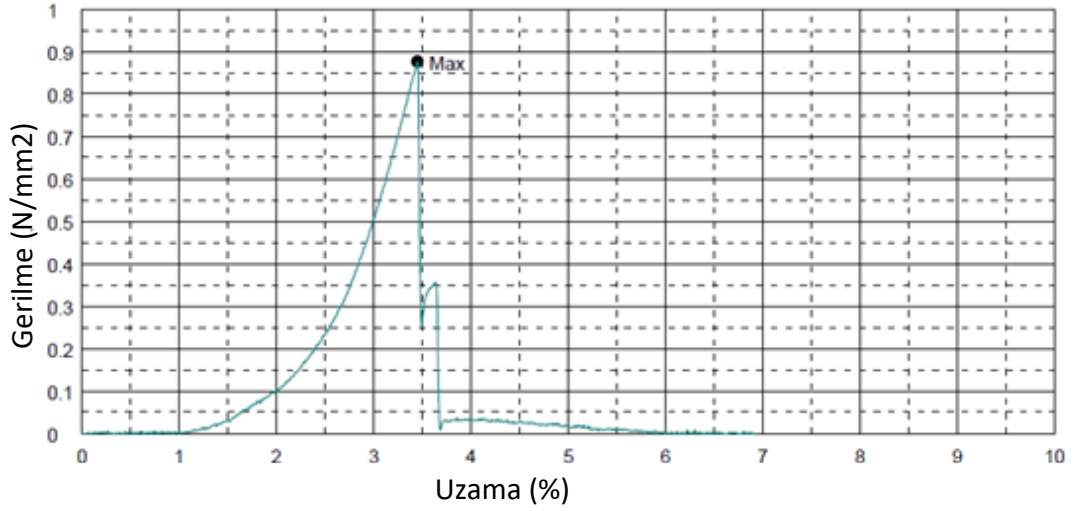
Şekil 3.20. Normal tuğla-3 için gerilme-birim şekil değiştirme grafiği

3.1.5.4 Normal tuğla çekme dayanımı

3 nokta eğilme deneyi yapılarak çekme dayanımı belirlenmiştir. Yükleme hızı 6mm/dk ve mesnetler arası mesafe 180mm alınmıştır. Şekil 3.21’de görülmektedir. 3 Numune için 0.87MPa, 0.91MPa ve 0.92MPa çekme dayanımı elde edilmiştir. Ortalaması 0.9MPa’dır. Eğilme yüklemesine ait grafik Şekil 3.22’de görülmektedir.



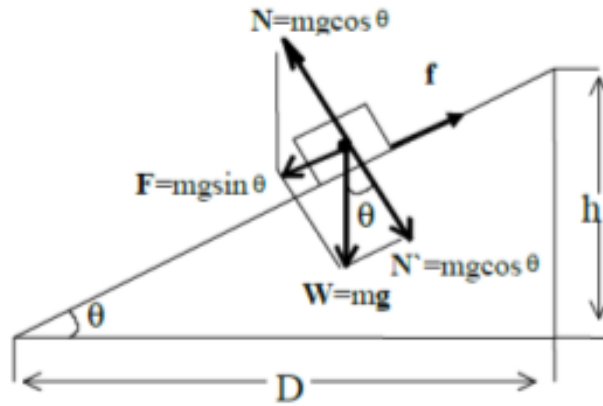
Şekil 3.21. Normal tuğla eğilme deneyi



Şekil 3.22. Normal tuğla eğilme dayanımı

3.1.6 Sürtünme Katsayısı Deneyleri

Eğik düzlem deneyi ile statik sürtünme katsayısı hesaplanmıştır. Mohr Coulomb sürtünme formülünde kohezyon 0 kabul edilerek yapılan denemelerde sürtünme katsayısı 0.66 olarak belirlenmiştir. Sürtünme katsayısı Şekil 3.23'te gösterildiği üzere eğik düzlem açısının tanjantıdır.

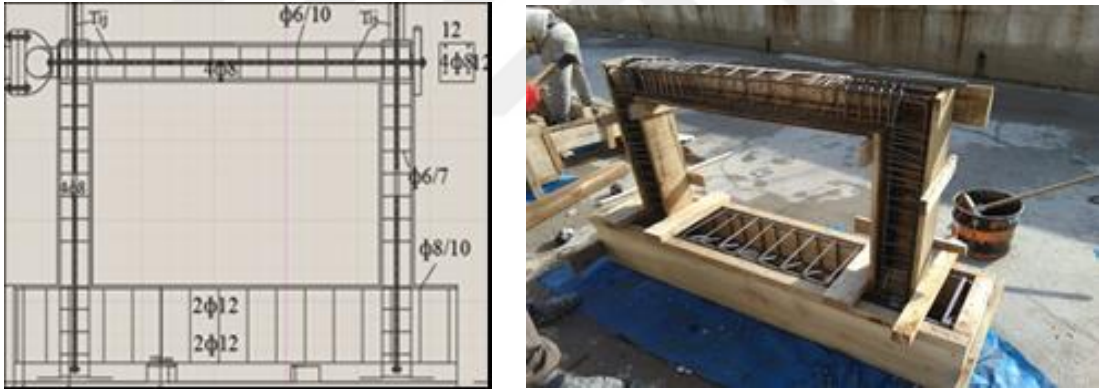


Şekil 3.23. Eğik düzlem deneyi [52].

3.2 Çerçeve Deneyleri

40×40cm ebatları olan kolon ve kirişlerden oluşan bir çerçeve, Türk Deprem Yönetmeliği'ne (2007) göre dizayn edildi. 4m genişliğinde, 3m yüksekindedir. Yatay

ve kolonlara uygulanan düşey yükler altında dizayn edilmiştir. (600kN her bir kolona ve 250kN yatay). Sap2000 ile yapılan yapısal analiz sonucunda betonarme dizayn için şu kuvvetler bulundu: $N_d=700.62\text{kN}$ (Eksenel), $V_d=126.44\text{kN}$ (Kesme), $M_d=206631.06\text{kNmm}$ (moment kolon için) ve $V_d=92.5\text{kN}$, $M_d=172710.92\text{kNmm}$ (kiriş için). Çerçeve $\frac{1}{4}$ oranında küçültüldü. İlk başta yarı kilitli tuğla kullanılması planlanmıştı fakat üretici firmadan kaynaklanan problemler nedeniyle başka firmadan pres tuğla sağlandı ve $12\times 12\text{cm}$ ebatlı (konstrüktif nedenlerle ve yapılması planlanan deney için kullanılacak tuğlanın üretici firmasının ebatları dolayısıyla) 0.75m yüksekliğinde, 1m genişliğinde bir çerçeve belirlendi (Betonarme dizayn yeni ebatlar için kontrol edildi ve dizaynın değişmediği görüldü). Bu süreçte 2. Bölüm’de bahsedilen modelleme yasaları kullanıldı. Çerçevenin küçültülmesinde pratik gerçek model yaklaşımı kullanıldı. Donatı oranları küçültülerek numune çerçeveye o oranla boyuna donatı koyuldu. Çerçevenin detayları Şekil 3.24’te görülmektedir. Çizimde görülmeyen etriye sıklaştırılması Türk Deprem Yönetmeliği hükümleri uyarınca $12\times 12\text{cm}$ ebatlı çerçevenin kolon-kiriş birleşim bölgesine uygulanmıştır.



Şekil 3.24. Betonarme çerçeve imalatı ve donatı detayları

Çerçevenin temeli tamamen çerçeve kolonlarına ankastre birleşim sağlamak ve çerçeveyi hasar görmeden taşıyabilmek amaçlıdır. Şekil 3.25’te betonu dökülmüş çerçeveler görülüyor. Laboratuvara taşınan çerçevelere tecrübeli usta tarafından biri geleneksel diğer ikisi harçsız pres tuğla olmak üzere duvar örüldü.



Şekil 3.25. İmalatı tamamlanmış ve duvar örülmüş çerçeveler

Çerçeve kolonlarının iki yanına temelde açılan delikler düşey tij kullanımı içindir. Düşey tijler yüksek dayanımlı 4140 ıslah çeliğinden seçilmiştir. Çünkü deney esnasında kolonlara çelik levhaları somun ile sıkıştırarak düşey yük verilebilmiştir ve düşey tijin dayanımlı cinsten seçilmesi planlanmıştır. Yatay yarı-statik yükleme ise laboratuvardaki bu tip deney için yapılmış rijit çelik çerçeveye bağlı piston ile yapılmıştır. Yatay yüklemede piston 30cm'e kadar deplasman sağlayabilmektedir. Rijit çelik çerçeve 6.25m genişliğinde, 3.25m yüksekliğinde bir kullanım alanına sahiptir.

3.2.1 Harçsız Duvarlı Harçlı Birleşimli Çerçeve Deneyi

Her ne kadar çerçeve $\frac{1}{4}$ oranında küçültülürken 600kN yüke göre dizayn edilen kolonlar küçültülmüş olsa da, $0.3A_{cfck}$ şeklindeki düşey yüklemenin gerçek binalardaki yükü daha iyi temsil edeceği düşünüldüğünden, bu yüklemenin deney sırasında uygulanması düşünülmüştür ancak deney sırasında pratikteki olanaklar nedeniyle yatay yüklemeden önce kolonlara 75kN eksenel yük sabit olarak verilebilmiştir (5MPa basınç). Gerçek modelde 1/1 ölçekli gerçek prototip yapı ile model yapının özellikleri aynıdır fakat açıklandığı üzere yoğunluğun 1/ölçek olarak alınması gerekmektedir. Çerçeve ağırlığı (temel hariç) bizim deneyimizde toplam yükün çok küçük bir kısmı olduğundan bu şartın sağlanamamasının kabul edilebilir bir hata olduğu düşünülerek ilave ağırlık koyulmamıştır.

Deney esnasında kolonlara yapılan eksenel yük değişmiş ve yüklemede deplasman arttıkça artmalar olmuştur. Deplasmanla ve yükleme yönüyle değişimler olmakla beraber, maksimum $0.4A_{cfck}$ seviyelerine kadar artmıştır (10MPa). Deplasman kontrollü denemeler yapılmış ve yüklemenin 5kN artışla yük temelli

yapılmasına karar verilmiştir. Yatay piston ve kolonlara yerleştirilen yük hücreleri ile yük saptanmıştır. Çerçevenin sol ve sağ kısımlarına en üstü ve ortadan olmak üzere yerleştirilen potansiyometreler ile deplasman ölçümü yapılmıştır. Bir potansiyometre de temelin sabitlenip sabitlenmediğinin kontrolü için temele yerleştirilmiştir. Çerçeve temelinden tijler ile sıkıştırılarak yükleme çerçevesine sabitlenmiş ve yapılan pilot denemelerde yeterince sabitlenmediği görüldüğünden, sabitleme araç gereçleri değiştirilerek uygun hale getirilmiştir. Şekil 3.26’da deney düzeneği görülmektedir.



Şekil 3.26. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçeve deney düzeneği

5kN artışla gerçekleştirilen yüklemelerde 30kN’a kadar olanlar 3’er çevrim 40kN ve sonrası 1’er çevrim yüklenmiştir. İlk ufak çatlaklar 20kN’da üst kiriş ile duvarı kirişe bağlayan harç arasında görülmüştür. 35kN yüklemesinin 1. çevrim geri çekmesinde bakış yönüne göre (Şekil 3.27) sağ kolon kiriş birleşim bölgesinde ilk çatlak oluşmuştur. Sol duvar ile çerçeve harç-kolon birleşim bölgesinden ilk kez ayrılmıştır.



Şekil 3.27. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede oluşan ilk çatlaklar

40kN yüklemesinde diğer kolon kiriş birleşim bölgesinde ilk çatlak oluşmuştur. Sağ kolonun çerçevenin arka tarafında (bakış yönüne göre) temel ile birleştiği bölgede beton örtüsü dökülmeye başlamış, donatı gözükmüştür. Duvar bakış yönüne göre sağ tarafta çerçeveden ayrılmıştır. Şekil 3.28’de bu durum gözükmektedir.



Şekil 3.28. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede 40kN’da oluşan çatlaklar

45kN yüklemesinde kolon alt bölgelerinde yatay çatlaklar derinleşmiş ve beton örtüsü dökülerek etriyeler gözükmüştür. Sağ kolon üst bölgesinde büyük diyagonal çatlak ilk kez oluşmuştur. Duvar ile çerçeve arası bağlantılar harç ile yapılan birleşim bölgesinden ayrılmaya devam etmiş ve yükleme esnasında derinleşmiştir. Bu aşamaya

kadar duvarı oluşturan tuğlalarda kayda değer bir hasar oluşmamıştır. Şekil 3.29’da görülmektedir.



Şekil 3.29. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede 45kN’da oluşan çatlaklar ve duvar ile çerçevenin ayrışması

50kN’luk yüklemede sağ kolonun üst kısmında büyük bir diyagonal çatlak oluşmuştur. Kolonun sol altı ile duvarın ayrışması fazlaşmıştır. Bu kolonun arka tarafında temele sabitlendiği bölgede hasar, dağılma gözlenmiştir. Sağ kolonun arka kısmında ise bu aşamada aynı bölgede hasar gözlenmiştir. Beton örtüsü dökülmüş ve etriyeler iyice ortaya çıkmıştır. Plastik mafsallaşma gözlenmiştir. Plastik mafsallaşma olmayan kolon-kiriş birleşim bölgelerinde ise diyagonal çatlaklar oluşmuştur. Bazı tuğlalarda dikey çatlaklar vardır (Şekil 3.30).



Şekil 3.30. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede 50kN’da oluşan hasarlar

65kN yüklenmesi denenmiş ancak çerçeve numunesi 63kN maksimum yatay yük taşımıştır. Bu aşamada kolon kiriş birleşim bölgelerinde ağır hasar vardır. Sağ kolonun üst bölgesinde de beton örtüsü dökülerek etriyeler ortaya çıkmıştır. Sol kolon-kiriş arası bölge çatlayarak ayrılmıştır. Maksimum yükte çerçevenin genel durumu Şekil 3.32’de görülmektedir.



Şekil 3.31. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede maksimum yükte hasarlar



Şekil 3.32. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede maksimum yükte genel görünüm

Maksimum yüklemeye ulaşıldığı için yüklemeye deplasman kontrollü devam edilmiştir. 50mm'ye kadar manuel yükleme yapılmış ve sistem göçene kadar yükleme yapılmıştır. Sistemin göçme durumu Şekil 3.33'te görülmektedir.



Şekil 3.33. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede maksimum deplasmanda genel görünüm

Deney sonucu elde edilen yatay yük-deplasman şeklindeki histerezis eğrisi Şekil 3.34’te görülmektedir.



Şekil 3.34. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevede histerezis eğrisi

Bu histerezis eğrisinin üst sınırlarını belirten zarf eğrisi ise Şekil 3.35'te görülmektedir.



Şekil 3.35. Harçsız duvarlı harçlı birleşimli çerçevenin histerezis eğrisini çevreleyen zarf eğrisi

3.2.2 Duvarsız Çerçeve Deneyi

Deney esnasında kolonlara yapılan aksenal yük bir önceki deneydeki gibi, deney esnasında artışlar göstermiş ve $0.4A_{cfck}$ 'ya (10MPa) kadar artmıştır. Çerçeveye yatay yük verilmiştir. Deplasman kontrollü denemeler yapılmış ve yüklemenin 5kN artışla yük temelli yapılmasına karar verilmiştir. Yatay piston ve kolonlara yerleştirilen yük hücreleri ile yük saptanmıştır. Çerçevenin sol ve sağ kısımlarına en üstü ve ortadan olmak üzere yerleştirilen potansiyometreler ile deplasman ölçümü yapılmıştır. Bir potansiyometre de temelin sabitlenip sabitlenmediğinin kontrolü için temele yerleştirilmiştir. Çerçeve temelinden tijler ile sıkıştırılarak yükleme çerçevesine sabitlenmiştir. Duvarsız çerçevede bu sabitleme Şekil 3.36'da görüldüğü gibi orta bölgeden yapılmıştır.



Şekil 3.36. Duvarsız çerçeve deney düzeneği

35kN'a kadar 3'er çevrim yükleme yapılmıştır. 40kN'da ikişer ve maksimum yük olan 60kN'dan sonra 1'er çevrim yatay yükleme yapılmıştır. 5, 7.5 ve 10kN'luk çevrimlerde hiçbir çatlağa rastlanmamıştır. 15kN'luk yüklemede pistonun çerçeveye temas ettiği bölgede düşey kılcal çatlamlar oluşmaya başlamıştır ancak 45kN'a kadar kayda değer bir çatlama yoktur. 45kN'da kolon kiriş birleşim bölgelerinde kolonun temelden ayrılma çatlakları gözlemlenmiştir. Kolon kiriş birleşim bölgesinde de ayrışma çatlakları gözlemlenmiştir. Şekil 3.37'de görülmektedir.



Şekil 3.37. Duvarsız çerçeve 45kN yüklemesinde hasarlar

55kN yatay yükte kolonda kesme çatlakları görülmüştür ve daha önce oluşan kolon-kiriş bölgesi ayrışması gelişmeye başlamıştır.



Şekil 3.38. Duvarsız çerçeve 55kN yüklemesinde hasarlar

Maksimum yük olan 60kN'da, kolonlardaki kesme çatlakları iyice belirginleşmiştir. 60kN'dan sonra 1'er çevrim deplasman kontrollü yüklemeler yapılmıştır. 30mm, 45mm ve 60mm deplasman kontrollü yüklemeler yapılmıştır. 45mm'lik yüklemelerde kolon kiriş birleşim bölgelerinin hasarları çoğalmıştır. Şekil 3.39'da görülmektedir.



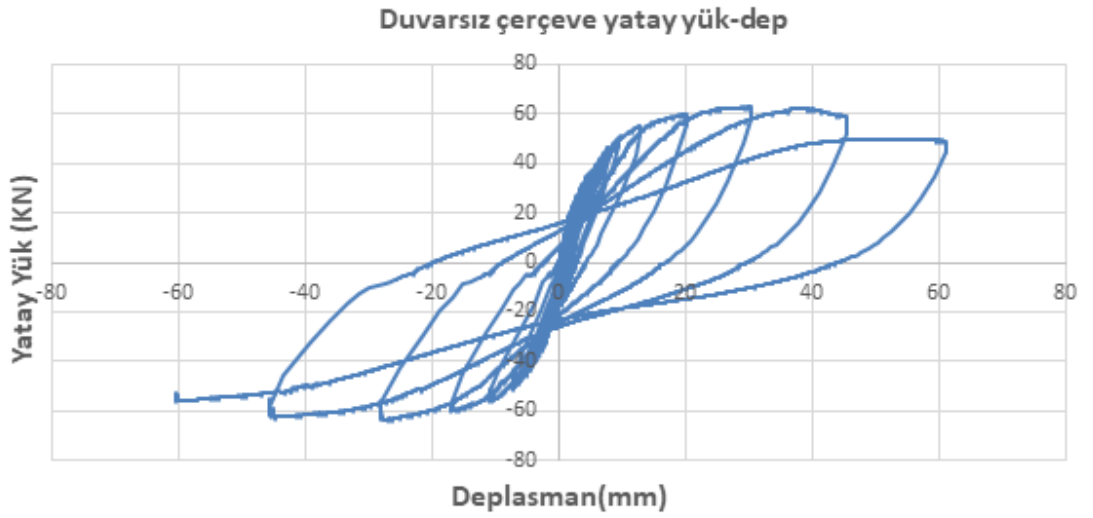
Şekil 3.39. Duvarsız çerçeve 60kN yüklemesinde hasarlar.

60mm maksimum deplasman yüklemesinde çerçevenin durumu Şekil 3.40'ta görülmektedir.



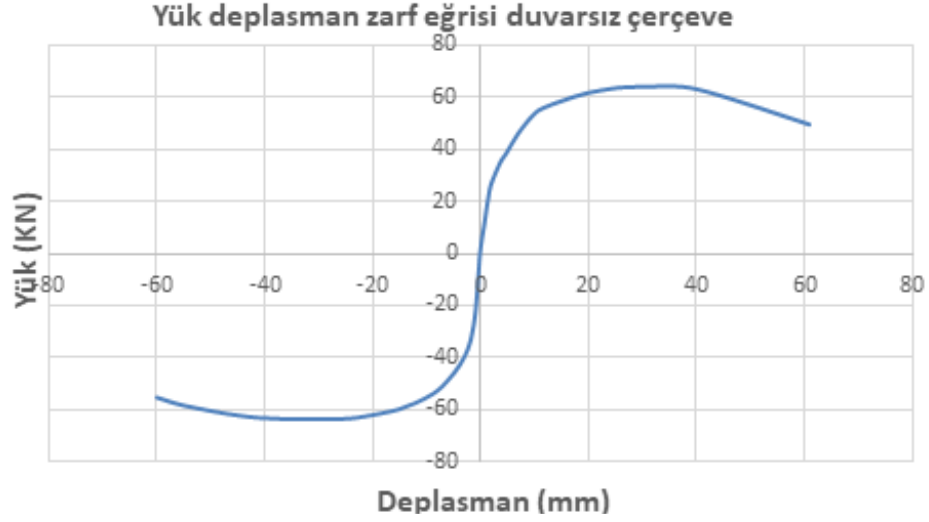
Şekil 3.40. Duvarsız çerçeve 60mm yüklemesinde genel görünüm

Deney sonucu elde edilen yatay yük-deplasman şeklindeki histerezis eğrisi Şekil 3.41’de görülmektedir.



Şekil 3.41. Duvarsız çerçeve histerezis eğrisi

Bu histerezis eğrisinin üst sınırlarını belirten zarf eğrisi ise Şekil 3.42’de görülmektedir.



Şekil 3.42. Duvarsız çerçevenin histerezis eğrisini çevreleyen zarf eğrisi

3.2.3 Harçsız Duvarlı Polimer Birleşimli Çerçeve Deneyi

Deney esnasında kolonlara yapılan aksenal yük önceki deneylerdeki gibi değişmiştir ve çerçeveye yatay yük verilmiştir. Deplasman kontrollü denemeler yapılmış ve yatay yüklemenin 5kN artışla yük temelli yapılmasına karar verilmiştir. Yatay piston ve kolonlara yerleştirilen yük hücreleri ile yük saptanmıştır. Çerçevenin sol ve sağ kısımlarına en üstü ve ortadan olmak üzere yerleştirilen potansiyometreler ile deplasman ölçümü yapılmıştır. Bir potansiyometre de temelin sabitlenip sabitlenmediğinin kontrolü için temele yerleştirilmiştir. Çerçeve temelinden tijler ile sıkıştırılarak yükleme çerçevesine sabitlenmiştir. Duvarsız çerçevede bu sabitleme resimde görüldüğü gibi orta bölgeden yapılmıştır. Kolonlara gelen aksenal yük ve diğer şartlar ilk deney ile aynıdır. Yükleme durumu Şekil 3.43'te görülmektedir.



Şekil 3.43. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevenin yükleme durumu

45kN'a kadar 3'er çevrim yükleme yapılmıştır. 45kN'dan sonra 2'şer çevrim, maksimum yüklemekten sonra deplasman kontrollü yükleme yapılmıştır. 30-35kN'a kadar kayda değer hasar görülmemiştir. 40kN'da kolon temel birleşim bölgeleriNde enine eğilme çatlağı oluşmaya başlamıştır. 50kN'da kolon-kiriş birleşim bölgesinde ve kolon-temel bölgesindeki hasarlar arttı ve çatlaklar ilerledi. Şekil 3.44'te görülmektedir.



Şekil 3.44. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevede 50kN yüklemesindeki hasarlar

60kN’da kolon kiriş birleşim bölgesi çatlakları ve kolon temel birleşimi kesme çatlakları gözlemlenmiştir. Polimer malzeme harçtan farklı olarak duvar ve harçla ayrışma oluşturmadi.



Şekil 3.45. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevede 60kN yüklemesindeki hasarlar

Maksimum yük olan 65kN’den sonra deplasman kontrollü olarak yüklemelere devam edilmiştir ve 55mm yüklemesinde polimer malzeme duvar arasında ayrışma minimum düzeyde olmuştur. Kolon kiriş birleşim bölgesinde kolon hasarı olmasına rağmen tuğla duvardaki tuğlalarda hasar oluşmadı. Şekil 3.46’da görülmektedir.



Şekil 3.46. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevede 55mm yüklemesindeki hasarlar



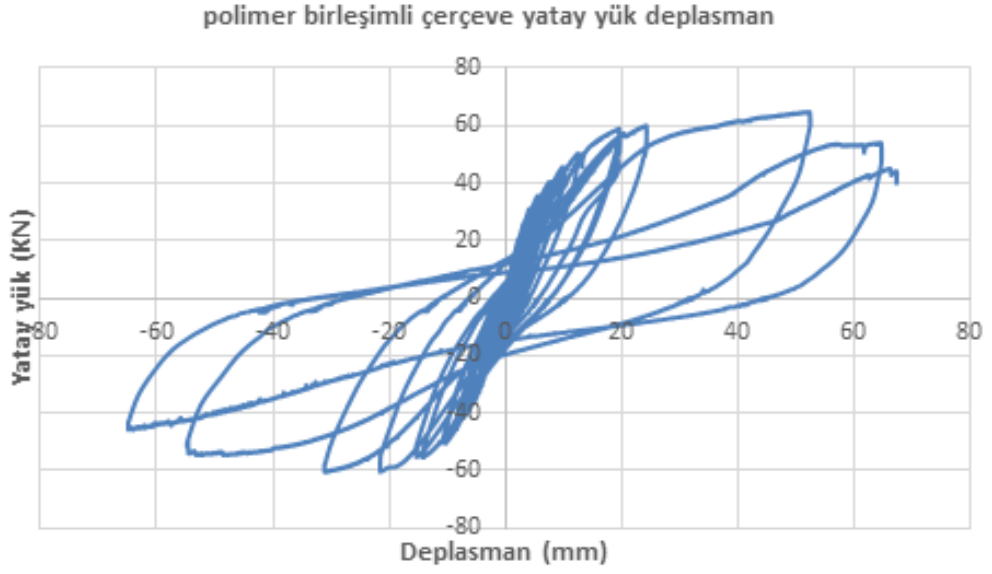
Şekil 3.47. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevede 65kN yüklemesindeki genel durumu

65mm yüklemesinde polimer malzeme duvar arasında ayrışma minimum düzeyde. Kolon kiriş birleşim bölgesinde kolonun kesme hasarlarından iyice göçmesi hasarı oldu. tuğla duvardaki tuğlalarda hasar oluşmadı. Bazı tuğlalarda dikine çekme çatlağı oldu.



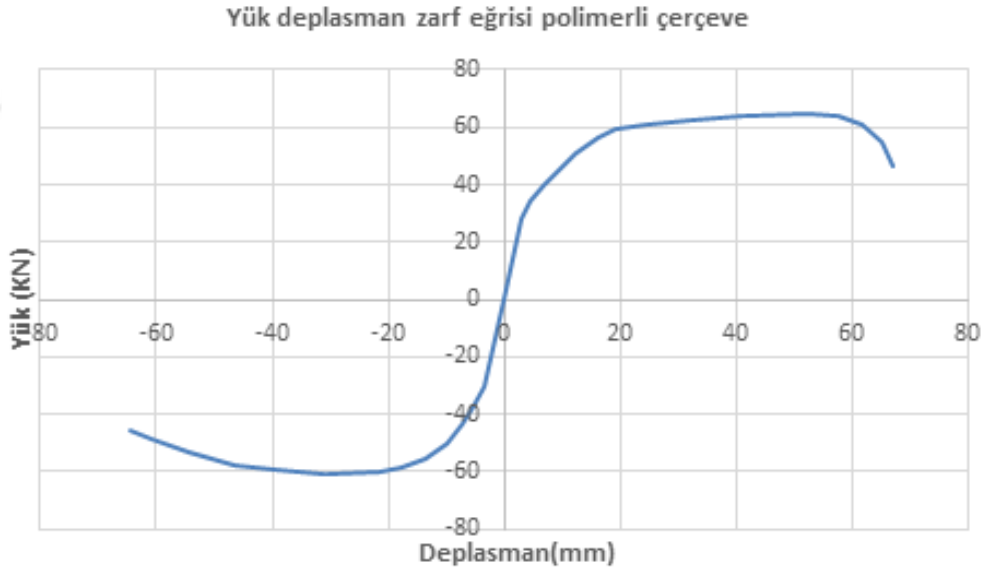
Şekil 3.48. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevede 65mm yüklemesindeki hasarlar

Deney sonucu elde edilen yatay yük-deplasman şeklindeki histerezis eğrisi Şekil 3.49’da görülmektedir.



Şekil 3.49. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevenin histerezis eğrisi

Bu histerezis eğrisinin üst sınırlarını belirten zarf eğrisi ise Şekil 3.50’de görülmektedir.



Şekil 3.50. Harçsız duvarlı polimer birleşimli çerçevenin histerezis eğrisini çevreleyen zarf eğrisi

3.2.4 Geleneksel Duvarlı Çerçeve Deneyi

Deney esnasında kolonlara yapılan eksenel yük önceki deneylerdeki gibi artışlar göstermiştir ve çerçeveye yatay yük verilmiştir. Deplasman kontrollü

denemeler yapılmış ve yüklemenin 5kN artışla yük temelli yapılmasına karar verilmiştir. Yatay piston ve kolonlara yerleştirilen yük hücreleri ile yük saptanmıştır. Çerçevenin sol ve sağ kısımlarına en üstü ve ortadan olmak üzere yerleştirilen potansiyometreler ile deplasman ölçümü yapılmıştır. Bir potansiyometre de temelin sabitlenip sabitlenmediğinin kontrolü için temele yerleştirilmiştir. Çerçeve temelinden tijler ile sıkıştırılarak yükleme çerçevesine sabitlenmiştir. Duvarsız çerçevede bu sabitleme resimde görüldüğü gibi orta bölgeden yapılmıştır. Kolonlara gelen eksenel yük ve diğer şartlar ilk deney ile aynıdır. 50kN'a kadar duvarda hasar gözlemlenmedi. Kolon-temel birleşim bölgelerinde hafif çatlaklar gözlemlendi. Maksimum yükten sonra 20-30-40mm şeklinde 1'er çevrim devam edildi. 20mm de duvarda çatlamlar oluştu. Şekil 3.51'de yükleme öncesi genel durum, Şekil 3.52'de maksimum yük olan 70kN'daki genel durum görülmektedir.



Şekil 3.51. Geleneksel çerçeve



Şekil 3.52. Geleneksel çerçevenin 70kN yüklemesindeki genel durumu

30mm yüklemesinde duvarın üst kısmı tamamen yıkılmıştır. Bu yüklemeye kolondaki kesme çatlakları da belirgin durumdadır.



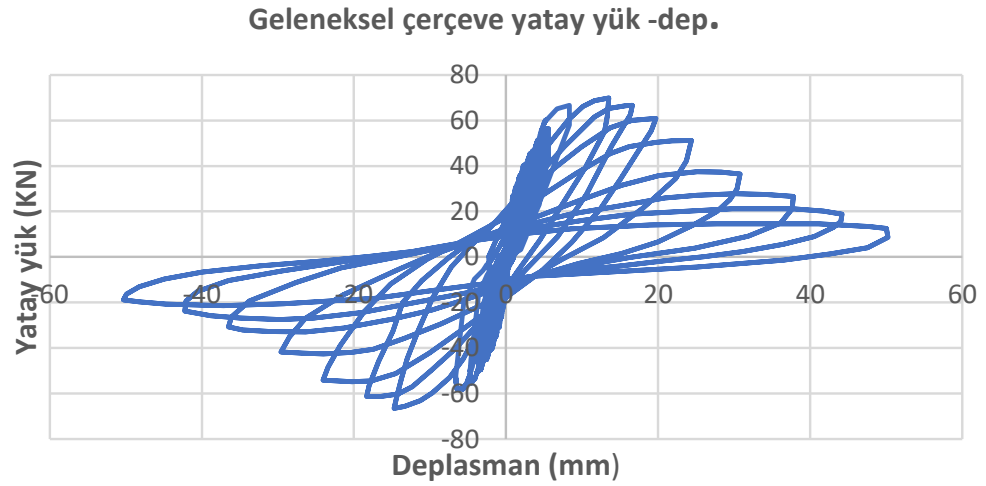
Şekil 3.53. Geleneksel çerçevenin 30mm yüklemesindeki hasarlar

Maksimum deplasman olan 60mm de ise çerçevenin genel görünümü Şekil 3.54’te görülmektedir.



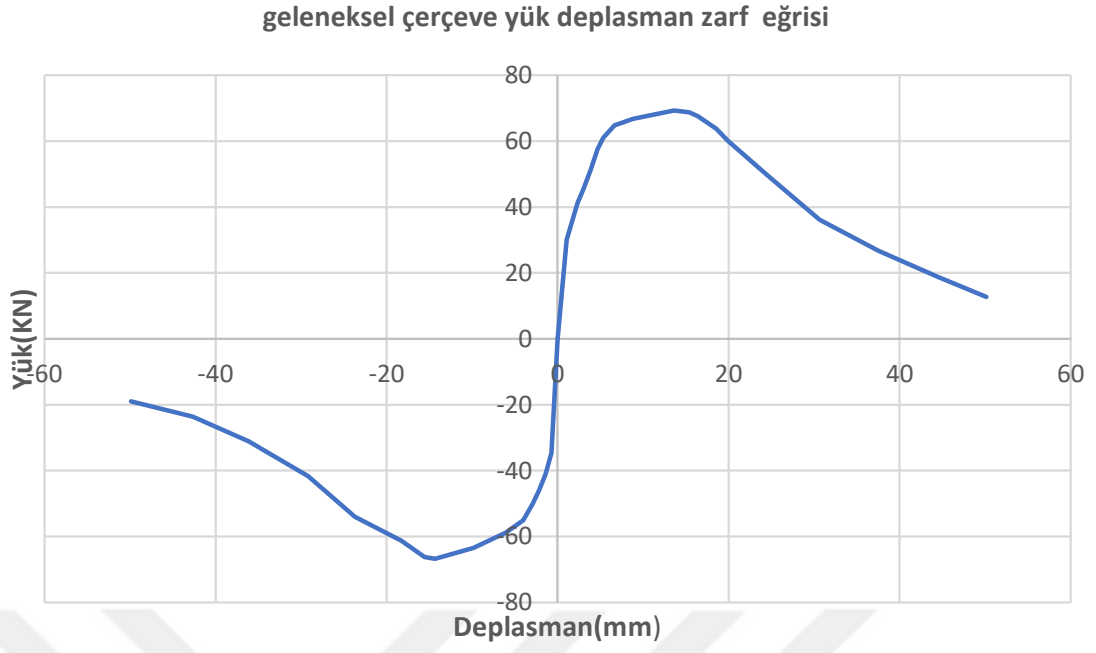
Şekil 3.54. Geleneksel çerçevenin maksimum deplasmandaki durumu

Deney sonucu elde edilen yatay yük-deplasman şeklindeki histerezis eğrisi Şekil 3.55’te görülmektedir.



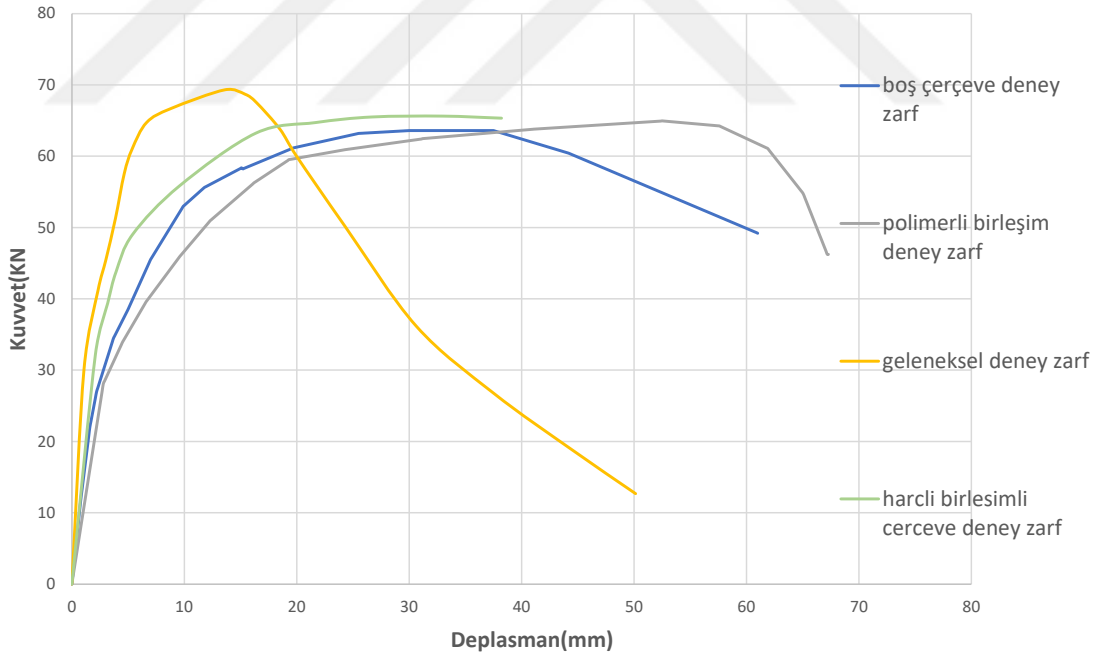
Şekil 3.55. Geleneksel çerçevenin histerezis eğrisi

Bu histerezis eğrisinin üst sınırlarını belirleyen zarf eğrisi ise Şekil 3.56’da görülmektedir.



Şekil 3.56. Geleneksel çerçevenin histerezis eğrisini çevreleyen zarf eğrisi

Tüm Deney zarf eğrilerinin toplu gösterimi Şekil 3.57’de görülmektedir.



Şekil 3.57. Deney zarf eğrilerinin karşılaştırılması

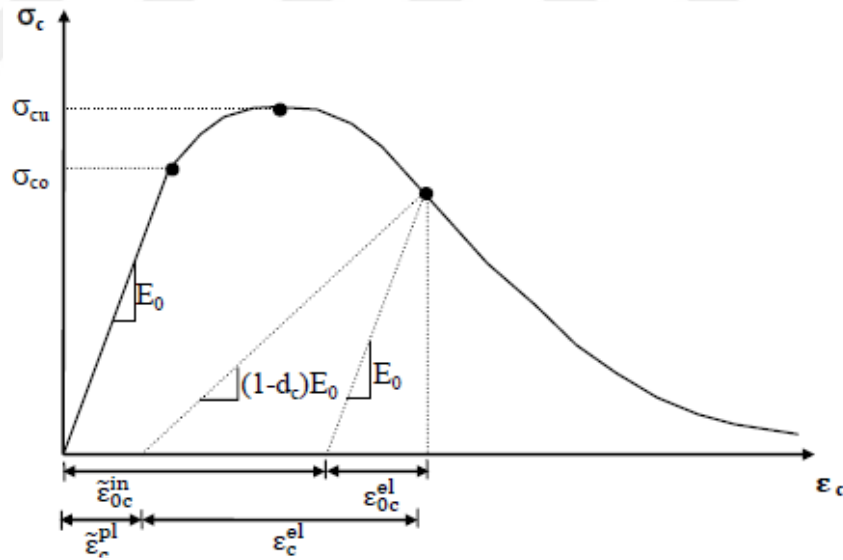
4. SONLU ELEMEN ANALİZLERİ

4.1 Betonun Modellenmesi

Betonun davranışını modellemek için ABAQUS'te yer alan ve Bölüm 2'de açıklanan CDP (Concrete Damaged Plasticity) modeli kullanılmıştır.

Beton için olan gerilme-şekil değiştirme ilişkileri Şekil 4.1'deki gibi düşünülmüştür ve d_c ve d_t parametreleri (bunlar betonun elastisitesini basınçta ve çekmede bozan etkileri gösterir) sıfır kabul edilmiştir. Maksimum gerilmeye karşılık gelen şekil değişimi C25 için $0.0022(\epsilon_0)$ alınmış ve elastisite modülü de 31000MPa alınmıştır.

Betonun basınç-birim şekil değiştirme grafiğindeki değerleri saptamak için literatürdeki önceki bir çalışmadan yararlanılmıştır [54]. Bu çalışmadan alınan Denklem 4.1'e göre gerilme-birim şekil değiştirme grafiği oluşturulmuştur.



Şekil 4.1 Betonun gerilme şekil değiştirme ilişkileri [53]

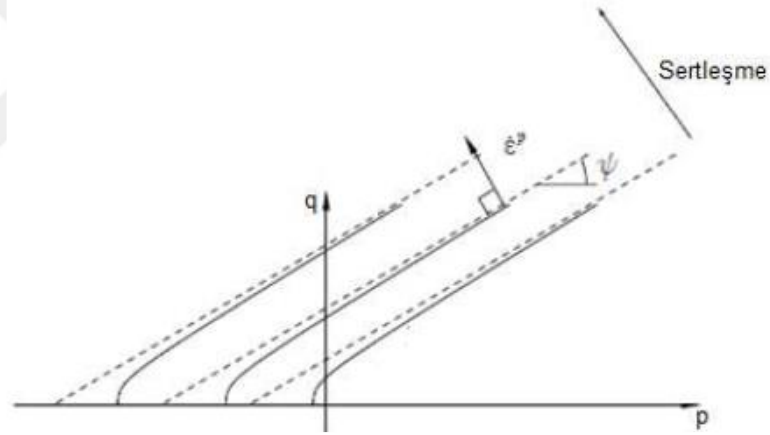
$$\frac{f}{f_0} = 2.1 \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right) - 1.33 \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)^2 + 0.2 \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)^3 \quad (4.1)$$

Burada $f_0=30\text{MPa}$, $\epsilon_0=0.0022$, $\epsilon_{max}=0.0035$ tir. Bu denkleme göre hesaplanan plastik şekil değiştirme $\epsilon - \frac{\sigma}{E}$ şeklinde hesaplanmıştır. Çünkü ABAQUS programında

malzeme tanımlanırken ε değerleri değil, plastik şekil değiştirme ($\varepsilon - \frac{\sigma}{E}$) değerleri kullanılmaktadır. Bunun için denklemden önce f olarak belirtilen gerilme değeri ve ona karşılık gelen ε bulunmuş daha sonra hesaplama yapılmıştır. Örneğin 0.0025 birim şekil değiştirme için $f=28.87\text{MPa}$, plastik şekil değiştirme 1.56×10^{-3} tür. Betonun çekme dayanımı gibi $0.7\sqrt{f_{ck}}$ ile hesaplanmıştır.

Dilatasyon açısı ki bu Şekil 4.2’de görüldüğü üzere p-q düzleminde ölçülen genişleme açısıdır-beton için 38 derece alınmıştır. Bu değer önceki bir çalışmada [53] deney sonuçlarıyla uyumlu bir sonuç verdiği için kabul edilmiştir.

f_{bo}/f_{co} oranı 1.16 alınmıştır. f_{bo} : betonun iki eksenli gerilme halindeki dayanımı f_{co} : betonun tek eksenli gerilme halindeki dayanımıdır. Eksantrisite betonun çekme dayanımı /basınç dayanımı oranını ifade eder ve 0.1 kabul edilmiştir.

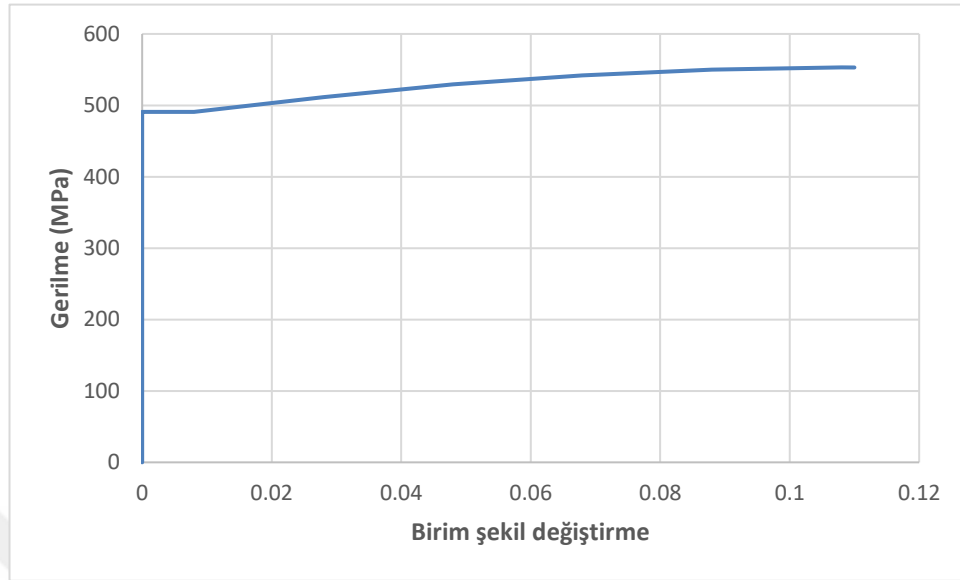


Şekil 4.2 Dilatasyon açısı [55]

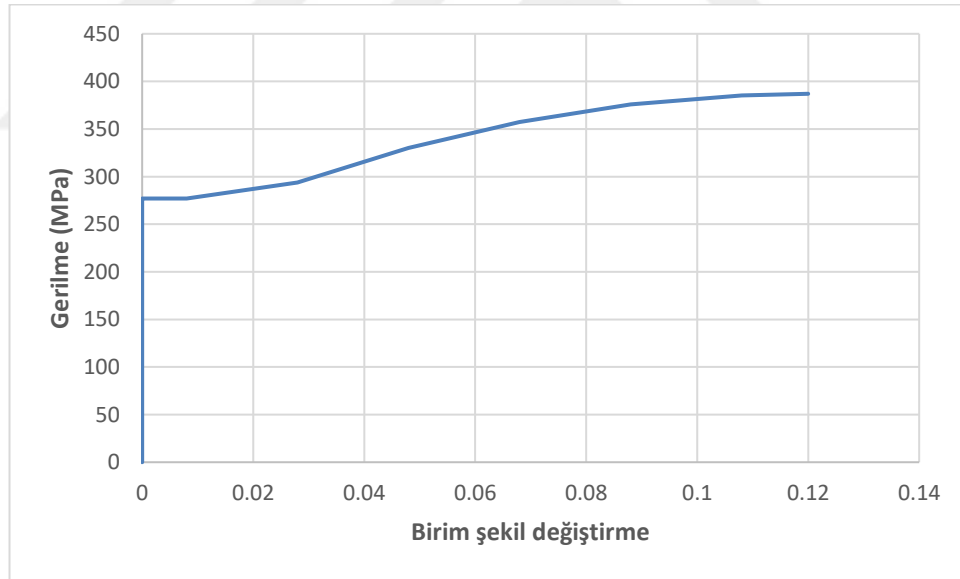
4.2 Çelik modellemesi

B420C için (bunlar 8mm çaplı çubuklarda kullanıldı) akma dayanımı 491MPa, çekme dayanımı 553MPa alınmıştır. S420 için-ki bunlar 12mm çaplı çubuklarda kullanılmıştır-akma dayanımı 490MPa, çekme dayanımı 610MPa alınmıştır. SAE 1008 5.5mm çelikleri etriye olarak kullanılmıştır ve akma dayanımı 277MPa, çekme dayanımı 387MPa alınmıştır. Çelik modellemesinde akmadan sonra çekme dayanımına ulaşırkenki pekleşme dikkate alınmıştır. Çelik modellemesi değerleri Şekil 4.3 ve Şekil 4.4’te gösterilmektedir. Bu modellemede Türkiye Bina Deprem

Yönetmeliği 2018'deki donatı çeliği için gerilme şekil değiştirme bağıntıları kullanılmıştır [56].



Şekil 4.3 B420C çeliği gerilme birim şekil değiştirme grafiği

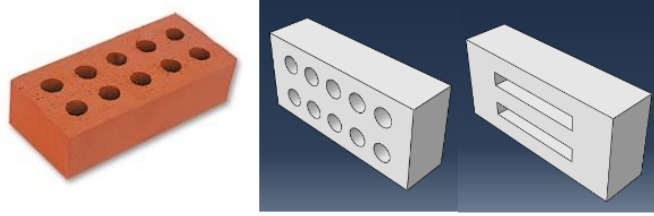


Şekil 4.4 SAE 5.5 çeliği gerilme birim şekil değiştirme grafiği

4.3. Dolu Tuğlaların Modellenmesi

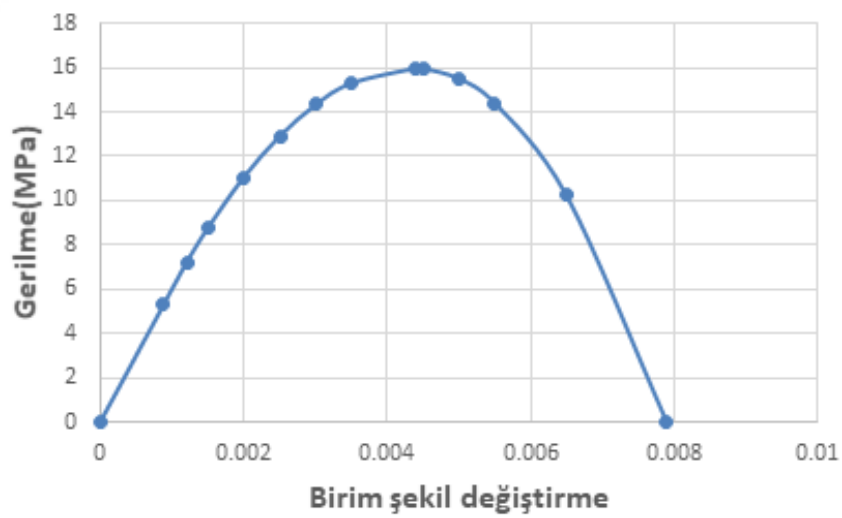
Turgutlu Bloksan'da üretilen pres tuğlalar harçsız yığmayı modellemede kullanılmıştır. Şekil 4.5'te tuğlanın gerçek resmi ve ABAQUS modellemesi görülmektedir. Kullanılan mesh'in küçük boyutlu olması bilgisayar gücünü zorladığı

için tüm delikler yerine tek bir büyük delikle de analiz yapılmıştır. Tez çalışmasında başka bir firma tarafından üretilen yarı kilitli tuğlaların kullanılmama sebebi ticari sebeplerle üretilen kilitli tuğlaların üretiminin durmuş olmasıdır.



Şekil 4.5 Delikli pres tuğla ve ABAQUS modellemesi

Dolu tuğlayı modellemek için yine CDP modeli kullanılmıştır fakat K parametresi 1 alınarak Drucker-Prager modeline dönüştürülmüştür. Gerilme-şekil değiştirme değerleri daha önce yapılan bir çalışmada ve Bölüm 2’de açıklanan parabolik ilişki kullanılarak elde edilmiştir [40]. Bu ilişkide basınç durumunda akma şekil değiştirmesi taşınan maksimum gerilmenin 1/3’üne karşılık gelen şekil değiştirme olarak alınmıştır ve parabolik bir ilişki varsayılmıştır. Bu ilişkiye ait grafik Şekil 4.6’da görülmektedir.



Şekil 4.6 Dolu tuğlanın basınçta gerilme birim şekil değiştirme ilişkisi

Çekme dayanımı, elastisite modülü, poisson oranı söylenen sıra için 8.94MPa, 6000MPa, 0.14 alınmıştır ve ayrıntıları deneysel çalışmalarda belirtilmiştir. Çekme davranışı Şekil 4.7’de görülmektedir.



Şekil 4.7 Dolu tuğlanın çekmede gerilme şekil değiştirme ilişkileri

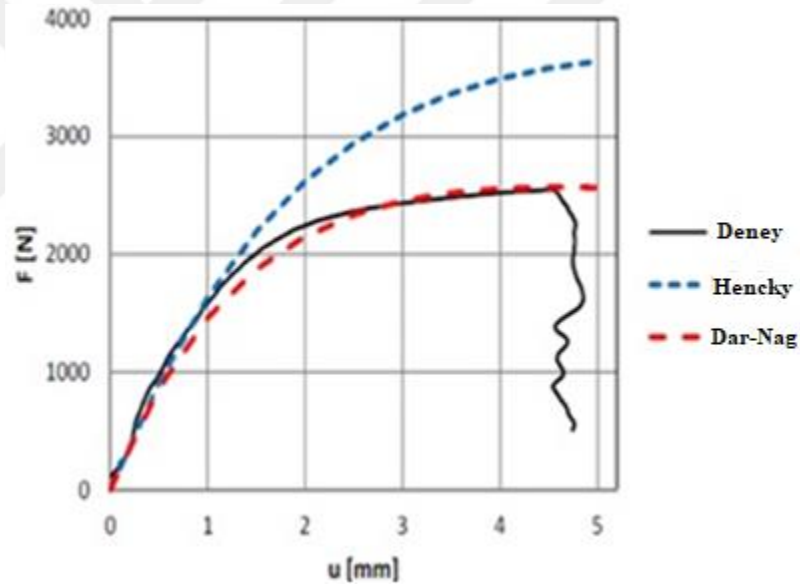
4.4 Harcın modellenmesi

Harcın modellenmesinde de CDP modeli kullanılmıştır. Dilatasyon açısı betondan farklı olarak 36.4 derece kabul edilmiştir. Basınç dayanımı, young modülü, poisson oranı, çekme dayanımı söylenen sıra için 4.97MPa, 700MPa, 0.157, 0.257MPa alınmıştır.

4.5 Polimer malzemenin modellenmesi

Tezde kullanılan Polimer PM isimli poliüretan enjeksiyon malzemesi, sertleşince kauçuk benzeri bir hal almaktadır. Kauçuk malzemelerin modellenmesi hiperelastik kabul ile olmaktadır. Hiperelastik malzeme gerilme birim şekil değiştirme eğrisi de elastiktiktir ve yük kaldırıldığında malzemenin eski haline dönmesi gerekmektedir. Ancak gerçekte malzemenin yükleme geçmişinde bir miktar kalıcı deformasyon olur ve kauçuk malzemeler viskoz davranış da gösterir. Hiperelastik malzeme modellerinde hiperelastik malzemenin gerilme-birim şekil değiştirme ilişkileri gerilme enerjisi yoğunluğu (gerilme şekil değiştirme eğrisi altındaki alan) fonksiyonu temel alınarak tanımlanır. Bu şekilde türetilen hiperelastik malzeme modellerinden biri de Mooney-Rivlin teorisidir. Kwiecien esnek malzemenin nasıl modellenebileceğinden ve malzemenin mekanik özelliklerinden makalelerinde bahsetmiştir [15, 17, 57, 58, 59]. Önceki çalışmaları incelenerek, polimer malzemenin

elastisite modülü, poisson oranı, çekme dayanımı, söylenen sıra için 4MPa, 0.49, 1.4MPa alınmıştır. Bu makaleler incelenerek, kauçuk malzeme modellemesinde kullanılan Mooney-Rivlin teorisinde gerekli olan parametreler belirlenmiştir. Kwiecien'in önceki deneylerinin sonuçlarına göre (Şekil 4.8) uzama ve $\frac{F}{A_0}$ değerleri denklemlerde yerlerine koyularak C01 katsayısı 0.53, C10 katsayısı 0.21 olarak hesaplanmıştır. Uzama olarak makaledeki yüklemdeki $\varepsilon = 0.8$ oranı seçilmiştir. $\frac{F}{A_0}$ ise $2500/(40 \times 40) = 1.56 \text{MPa}$ olarak alınmıştır (Şekil 4.8) [58]. Ancak bu çalışmalardan sonra yapılan tez çalışmasında önceki değerlerin deneysel verilerle tam uyuşmadığı söylenerek Mooney-Rivlin Teorisi için gerekli katsayılar C10: 0.47, C01:-0.05 olarak önerilmiştir [60]. Mooney-Rivlin teorisi ve denklemler Kwiecien'in çalışmasında [17] ve Erkek'in tezinde [61] belirtildiği üzere Denklem 4.2 gerinme enerjisi potansiyeli olmak üzere şöyledir;



Şekil 4.8 Polimer malzeme çekme gerilmesi-uzama grafiği [58]

$$W^{M-R} = C_{10} \left(\Delta^2 + \frac{2}{\Delta} - 3 \right) + C_{01} \left(\frac{1}{\Delta^2} + 2\Delta - 3 \right) \quad (4.2)$$

$$S_1 = \frac{F}{A_0} = \frac{dW^{M-R}}{d\Delta} = 2(C_{10} \left(\Delta - \frac{1}{\Delta^2} \right) + (C_{01} \left(1 - \frac{1}{\Delta^3} \right) = 2 \left(1 - \frac{1}{\Delta^3} \right) (\Delta C_{10} + C_{01}) \quad (4.3)$$

$$E_0 = 3G_0 = 6(C_{10} + C_{01}) \quad (4.4)$$

$$G_0 = 2(C_{10} + C_{01}) \quad (4.5)$$

$$\Delta = \frac{L}{L_0} = \varepsilon + 1 \quad (4.6)$$

Mooney-Rivlin teorisi ile aynı formdaki denkleme ama farklı katsayılarla sahip olan Neo Hookean, Yeoh, 2. Derece polinom gibi modeller de vardır. Bunlar içindeki en basit denklem Neo Hookean denklemdir. Bu tezde diğer modeller ile modelleme yapılmamıştır.

4.6. Mikro Modelleme Yaklaşımında Harç ile Malzeme arası Etkileşimin Modellenmesi

Harç ile tuğlalar arası etkileşimi tanımlamak için yüzey tabanlı kohesif davranış kullanılmıştır. Yüzey tabanlı kohesif davranış kırma ayırma modelini kullanarak ihmal edilebilecek kadar küçük arayüzey kalınlıklı birleşimleri modellemek için basitleştirilmiş bir yöntem sağlamaktadır. Yüzey tabanlı kohesif davranış formülleri kırma ayırma davranışı ile kullanılan kohesif elemanlar için kullanılan formüllerle çok benzerdir [42]. Bölüm 2’de açıklandığı üzere kırma ayırma kanunları birleşimin mod1, mod2, mod3 göçme modlarındaki davranışlarını tanımlamak için kullanılmaktadır. Bir başka deyişle çekme ve kesme durumlarındaki göçme davranışlarını tanımlamak için kullanılmaktadır. İlk başta birleşim lineer davranmakta ve K_{nn} , K_{ss} , K_{tt} birleşimin rijitlikleri olmaktadır. Ancak ayrılmayı başlatan maksimum gerilme değerinden sonra birleşim arayüzeylerinin plastik davranışı başlamaktadır.

Hasar başlangıcını tanımlamak için maksimum gerilme kriteri kullanılmıştır. Birleşimin çekme dayanımı 0.173MPa’dır. Bu değer deneylerden direkt alınmıştır. Mohr-Coulomb davranışında kohezyon katsayısı sıfır alınmış ve sürtünme katsayısı deneyler sonucu 0.66 kabul edilerek birleşimin göçmesi tamamlandıktan sonraki kayma davranışını modellemek için sürtünme katsayısı 0.66 olan bir Mohr-Coulomb kayma davranışı tanımlanmıştır. Bu şu manaya gelir ki birleşim kritik gerilme değeri aşıldıktan sonra kayacaktır. Birleşimin kırılma enerjileri 1. Mod için:0.10N/mm, 2. Mod için kırılma enerjisi 0.183N/mm alınmıştır ve karışık mod davranışı ABAQUS’te Benzeggagh-Kenane kuralı uygulanarak dikkate alınmıştır. Önceki bir çalışmada da belirtildiği üzere eğer kritik karışık mod kırılma enerjisi Benzeggagh-Kenane kuralı kullanılarak tanımlanırsa bu ikinci-üçüncü mod kırılma enerjileri aynı olan durumlarda

yerinde olur. Aynı çalışmada Benzeggagh-Kenane kuralındaki üs (exponent), gevrek davranışta 2 olarak tavsiye edilmiştir [39].

Viskovic ve ark., 2017 tarafından yapılan önceki bir çalışmada esnek birleşimlerin kırılma enerjileri harçlı birleşimlerle kıyaslanmıştır ve görülmüştür ki polimerli esnek birleşimler çok daha fazla hasar ve toplam kırılma enerjisine sahiptirler. Polimer birleşimli tuğlalara yapılan kesme birleşimi ve çekme birleşimi deneylerinde çekme için ortalama 63.33 Joule (Nm), kesme birleşimi için 524.66 Joule enerji bulunmuştur. Bu da çekme için 4.22 N/mm, kesme için de 10.93N/mm eder [62].

4.7 Modelin Analizi

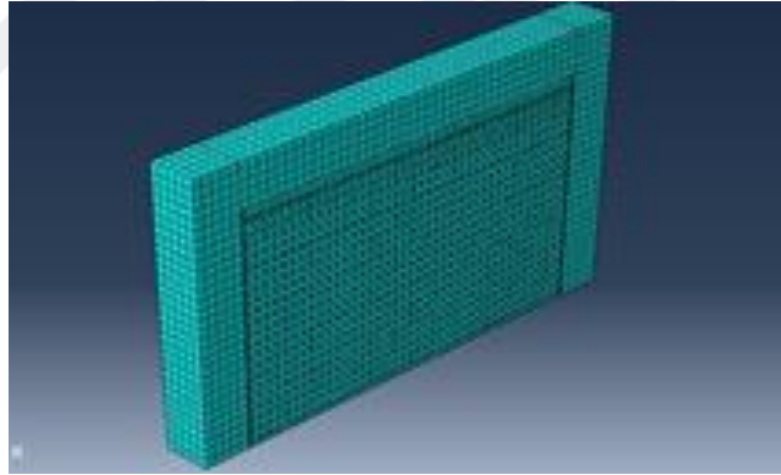
ABAQUS programında betondan oluşan kolon, kiriş ve çelikten oluşan donatılar oluşturulmuştur. Beton kolon ve kirişler programdaki “tie”, (bağlama) yöntemiyle birbirlerine bağlanarak yekpare dökülmüş gibi çalışmaları sağlanmıştır. Çelik donatılar programdaki “gömmе” özelliği ile betonun içine “gömülmüş” ve betonarme haline getirilmiştir. Harçsız duvarlı modellerde dolu tuğlalar oluşturulmuş ve dolu tuğla-betonarme çerçeve arası bölge mikro modelleme tekniği ile tanımlanmıştır. Geleneksel duvar ise bütün duvarı homojen bir malzeme gibi kabul eden makro modelleme tekniği ile tanımlanmıştır. Programda çerçeve kolon tabanları ankastre olarak mesnetlenmiş yerçekimi yönündeki ağırlık tanımlanmış ve kolon eksenel yükleri basınç olarak kolon üst yüzeylerine tanımlanmıştır. Deneylerde $0.2A_{cfck}$ ile karşılık gelecek şekilde 5MPa olarak başlayan eksenel kuvvet $0.4A_{cfck}$ seviyelerine kadar arttığı için eksenel kuvvet deneylerdeki gibi 5MPa seviyesinden başlatılarak $0.4A_{cfck}$ (10MPa) seviyesine artan bir yükleme olarak alınmıştır (Şekil 4.10.5). Kolonda üst yan yüzeye tanımlanan deplasman yüklemesi 6s’de 60mm olacak şekilde girilmiştir. ABAQUS programı bu sınır şartları altında denge denklemini çözer ve önceden kendisinden istenilen yerdeğiştirme, reaksiyon kuvveti, iç enerji, sürtünme enerjisi, vb. sonuçları kaydeder ve bu sonuçlar analiz sonucunda görülebilir.

Sürtünme katsayısı 0.66 alınarak harçsız duvarlarda, dolu delikli pres tuğlalar için Mohr-Coulomb sürtünme davranışı tanımlanmıştır. Bu yatay sürtünme davranışında ABAQUS’teki sürtünme formülasyonu kullanılarak Bölüm 2’de

açıklanan penaltı yaklaşımı kabul edilmiştir. Mohr Coulomb sürtünme davranışında kohezyon 0 kabul edilerek kesme gerilmesi y ekseninde yükseldikten sonra akmaya geçtiği kabul edilmiştir. Yüzeye dik temas için ise Bölüm 2’de açıklandığı üzere Lagrange yaklaşımını kullanan “hard contact” özelliği kullanılmıştır.

Beton kısımlar ve tuğla duvarlar 3 boyutlu katı elemanlar ile modellenmiş, donatılar için ise programdaki kablo eleman kullanılmıştır. Kablo elemanlar bir boyutu diğer iki boyuttan oldukça büyük olan katı elemanları tanımlamak için ABAQUS’e yerleştirilmiştir. Donatıların katı elemanlar kullanılarak modellenmemesinin sebebi kablo elemanın daha az süre ve daha zayıf bilgisayar gücü gerektirmesidir. Kablo elemanlar kullanıldığında ayrıca yüksek deformasyon programda gözlemlenebilir.

Şekil 4.9’da görüldüğü üzere, C3D8R elemanı, donatı haricindeki tüm malzemeler için kullanılmıştır. C3D8R elemanı 8 noktalı (D8) lineer bir 3 boyutlu (C3) eleman olup azaltılmış integrasyonlu (R) ve kumsaati kontrollüdür.



Şekil 4.9 Çerçevenin sonlu elemanlara ayrılması

Çerçevenin yüklemesi için explicit (açık) dinamik analiz yapılmıştır. Çünkü explicit (açık) dinamik analiz ABAQUS’te nonlinearer quasi-statik problemler ve hızlı ve temas içeren problemler için çok uygundur. Hareket denklemini çözmek için Newton-Raphson iterasyonunu kullanmaz onun yerine merkezi farklar iterasyon metodunu kullanır (Bölüm 2’de bu açıklanmıştır). Merkezi farklar iterasyonunda rijtlik, kütle ve sönüm matrisleri her adımda tekrar oluşturulmaz ve I+1’inci adımdaki deplasmanlar I ve I-1’inci adımdaki deplasmanlar kullanılarak bulunur. Bu sebeple

bilgisayar analiz maliyeti düşüktür. Büyük bir bilgisayar gücü gerekmez ve bilgisayar gücü genellikle eleman iç kuvvetlerinin bulunmasında kullanılır [31].

Quasi-statik gibi bir yükleme açık (explicit) analiz kullanılarak simüle edilecekse başarılı bir analiz için bazı şartlar dikkate alınmalıdır. Çünkü bu durumda statik bir yüklemeyi dinamik bir yüklemeye çevirmiş bulunmaktayız. Eğer eylemsizlik kuvvetleri bir seviyenin altında tutulursa, problemin statik bir problem gibi olduğu kabul edilebilir. Bunu anlamak için kinetik enerji/toplam iç enerji oranı analizden sonra kontrol edilir ve bu oran eğer 0.10 değeri ve altındaysa yüklemeyi statik gibi kabul edebiliriz [31].

Açık (explicit) analizin diğer bir hususu da mantıklı bir yükleme zamanı ayarlamaktır. Eğer statik yüklemedeki doğal zaman dikkate alınır, bu dinamik bir olaya nazaran çok yavaş olduğu için bu kadar uzun süre analiz yaptırılması bilgisayar kullanımı açısından ekonomik olmaz. Daha önce belirtildiği üzere olayı ivmelendirirsek, kinetik enerji/toplam iç enerji oran şartını sağlayamayabiliriz. Bunu aşmak için ABAQUS'teki kütle oranlama özelliği kullanılabilir.

$$\Delta_t = \frac{L_e}{c_d} \quad (4.7)$$

$$C_d = \sqrt{E/\rho} \quad (4.8)$$

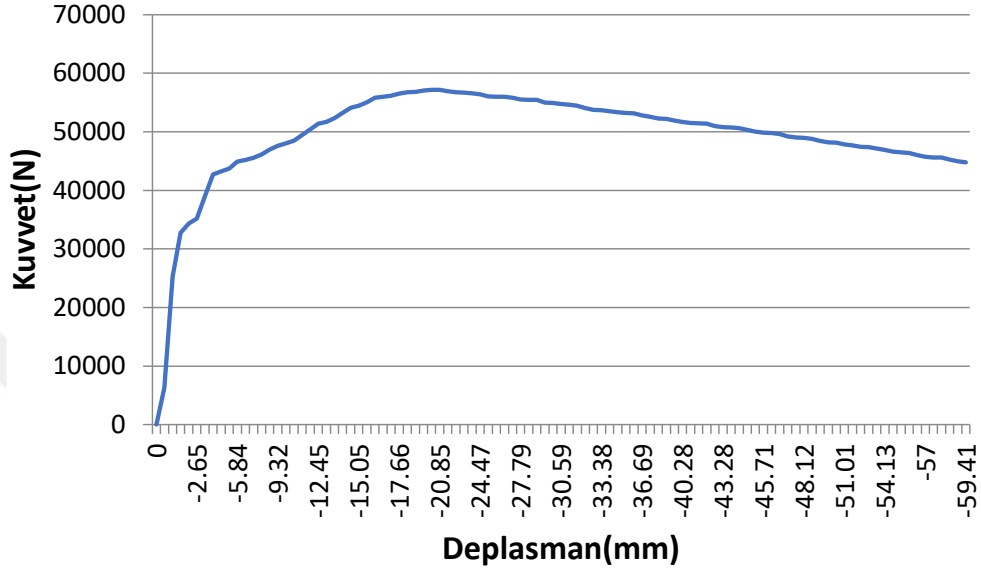
Formüllerdeki L^e karakteristik eleman uzunluğu, c_d ise lineer elastik malzemenin dilatasyonel dalga hızıdır. Formüllerden görüldüğü üzere yoğunluğu arttırsak, analiz süresini kısaltabiliriz [31]. Analizde 6s içinde 60mm'ye ulaşan yanal bir itme çerçeveye yüklenmiştir.

4.8 Analiz Sonuçları

4.8.1. Duvarsız çerçeve sonuçları

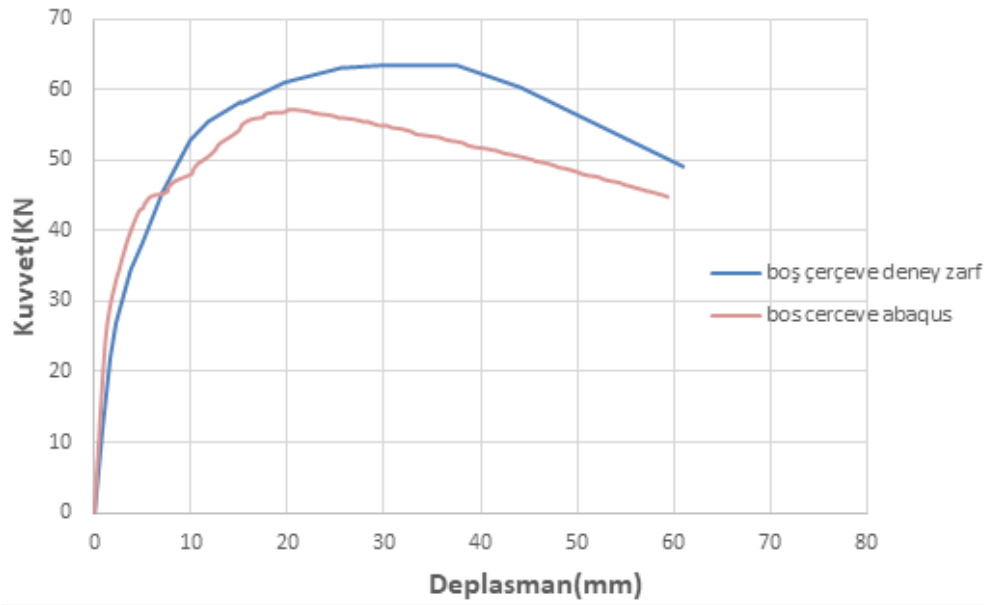
ABAQUS'ün görüntüleme modülünde yük-deplasman grafikleri görülebilmektedir ve buradan data alınıp excel programına aktarılabilir. Analizden sonra yük-deplasman, enerji ve gerilme değerleri elde edilmiştir. Duvarsız

çerçeve Şekil 4.10.1’de görüldüğü gibi 57.1kN taşımıştır. Grafikte doğrusallığın ilk bozulduğu yük olan 32744N noktasını baz alırsak, başlangıç rijitliği: 15230N/mm’dir. Şekil 4.10.1’de görülen grafiği incelersek ve çerçevenin yanal yüklemeye akmaya başladığı ilk yerin yer değiştirmesini, akma yer değiştirmesi olarak kabul edersek 4.55mm olduğunu söyleyebiliriz. Şu halde deplasman sünekliği 13.18’dir.

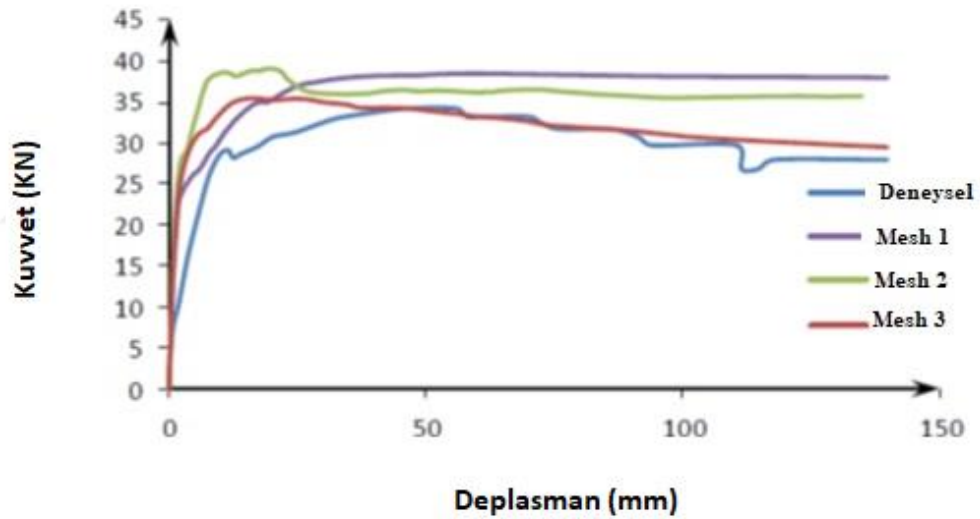


Şekil 4.10.1 Duvarsız çerçeveye ait ABAQUS yük deplasman grafiği

Şekil 4.10.2’de ABAQUS analizi sonucu elde edilen yük-deplasman grafiği ile deney sonucu elde edilen grafiğin karşılaştırılması görülmektedir. ABAQUS sonuçları ile deney sonuçları arasında önceki bir çalışma göz önüne alınırsa bir miktar fark beklenmektedir. Bu farklar ABAQUS analizinde kullanılan eleman tipi, kullanılan sonlu eleman sayısı ve düzeniyle ilgili olabilir. Daha önceki bir çalışmada ABAQUS ile yapılan dolgu duvarlı betonarme çerçeve analizlerinde bir miktar fark gözlenmiştir ve Şekil 4.10.3’te görülmektedir.



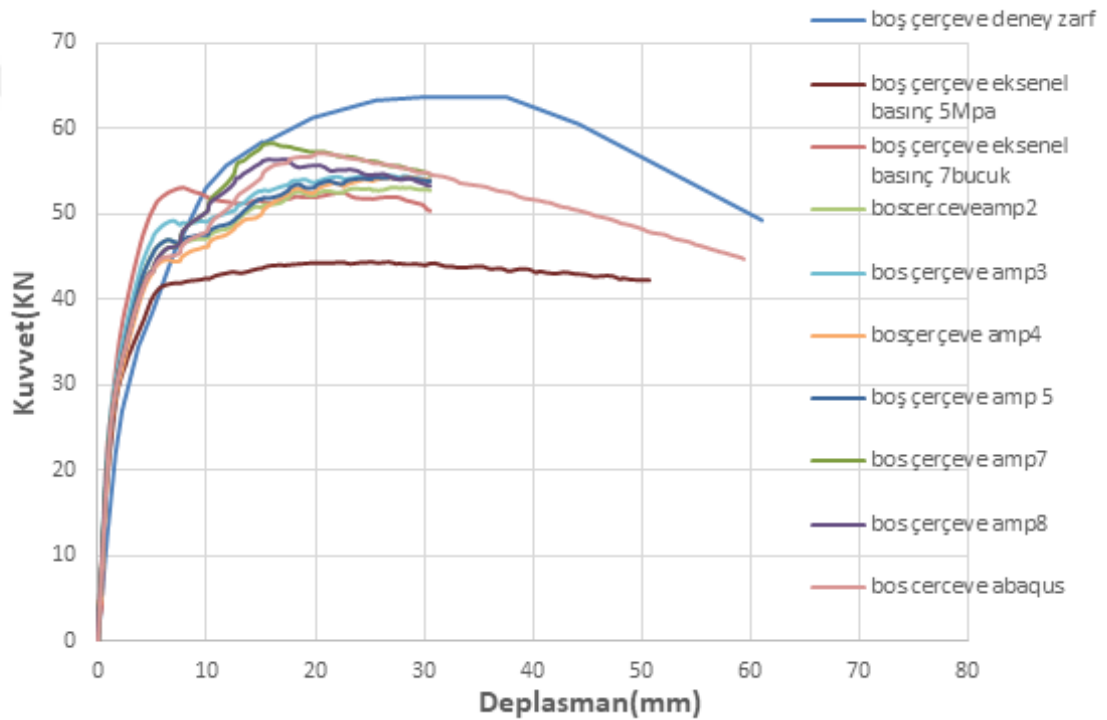
Şekil 4.10.2 Duvarsız çerçeveye ait nümerik ve deneysel sonuçların karşılaştırması



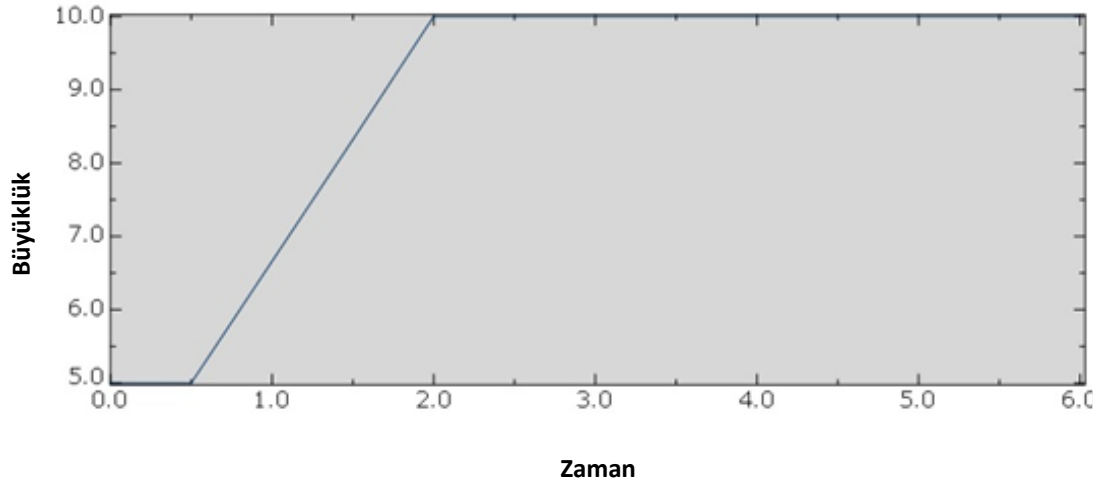
Şekil 4.10.3 Duvarsız bir betonarme çerçevede sonlu eleman düzeni ve sayısının (mesh) analizleri etkilemesi [24].

Deney sonuçları ile ABAQUS arasındaki farkın kolonlara gelen eksenel yük düzeyi deney esnasında değiştiği için kaynaklandığı düşünülmüş ve eksenel yükün 5MPa basınç olarak sabit uygulanması ve deney esnasında değişmesini temsil eden çeşitli yüklemeler ile uygulanması koşulları için analizler yapılmıştır. Bazı analizlerde yükleme süresi zamandan kazanmak için 3s tutulmuştur. Şekil 4.10.4'te kolonlara gelen eksenel basıncın deney esnasında sabit olması (5MPa-7.5MPa) ve değişken olması durumlarına ait analizler görülmektedir. Sonuç olarak mesh sayısı artırılması,

eksenel basıncın değiştirilmesi, beton çekme dayanımının değiştirilmesi ve direkt çekme deneyindeki gibi kabul edilmesi, donatıların kablo eleman yerine “truss” (kafes) eleman olarak ABAQUS programında modellenmesi, analiz sırasında, analiz süresini kısaltmak amacıyla “mass scale” (kütle oranlama) yapılması, explicit yerine implicit analiz denenmesi gibi etkenler araştırılmıştır. Sonuçlarda eksenel basınç harici hiçbir değişkenin dominant bir etkisine rastlanılmamıştır ve eksenel basınç azaldığında deney sonuçlarından uzaklaşma olmaktadır. Bu sebeplerle eksenel yükün 5MPa-10MPa arasında değişken alınmasının deneyi daha iyi temsil ettiği düşünülmüştür. Kolonlara gelen eksenel basıncın değişimi Şekil 4.10.5’teki gibi kabul edilmiştir.



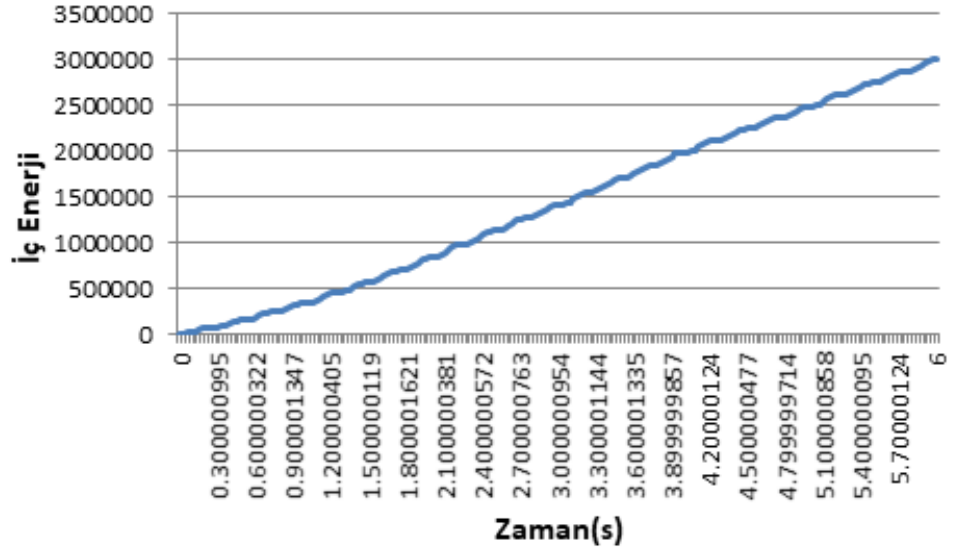
Şekil 4.10.4 Duvarsız çerçevede eksenel basıncın sabit ya da çeşitli şekillerde değişken olması durumlarında yatay yük-deplasman grafiğinin değişmesi



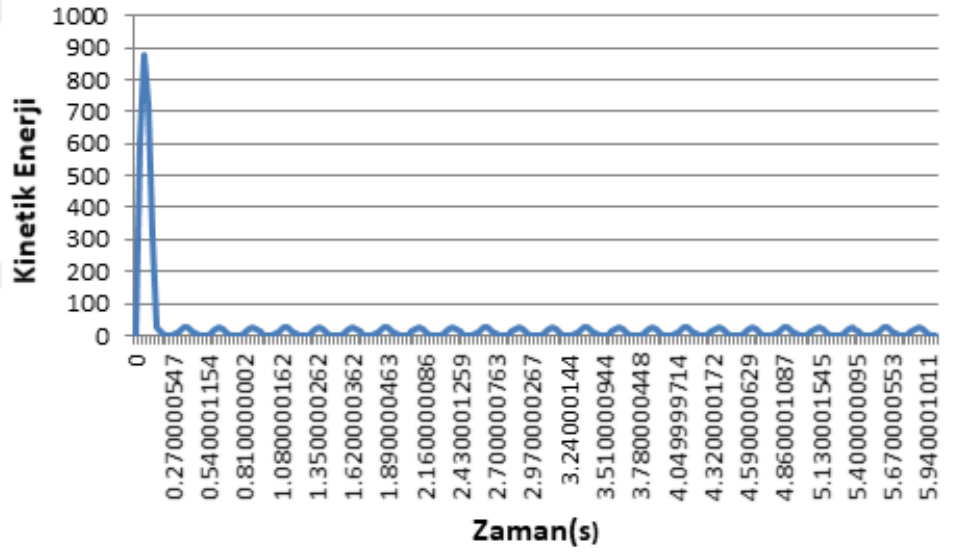
Şekil 4.10.5 Kolonlara yatay yükleme sırasında uygulanan eksenel basıncın (MPa) zamanla (s) değişimi

Yükleme sonundaki Mises akma kriterine göre olan gerilmeleri gösteren gerilme grafiği Şekil 4.12.1’de görülmektedir. Donatıdaki gerilmeler gri renkle gösterilen bölgede 553MPa’ya ulaşmıştır. Bu donatının o bölgede neredeyse dayanımının sonuna geldiğini göstermektedir. Deneylerde de en çok hasar alan bölge de orası olmuştur. Kırmızı bölgelerde gerilme değeri 30MPa sınırını geçmiştir. Bu bölgeler betonun basınç ile ezildiği bölgelerdir. Deneylerdeki hasar alan bölgeler ile ABAQUS analizi sonucu hasar alan bölgeler aynı bölgelerdir. Bu durum Şekil 4.12.2’de görülmektedir.

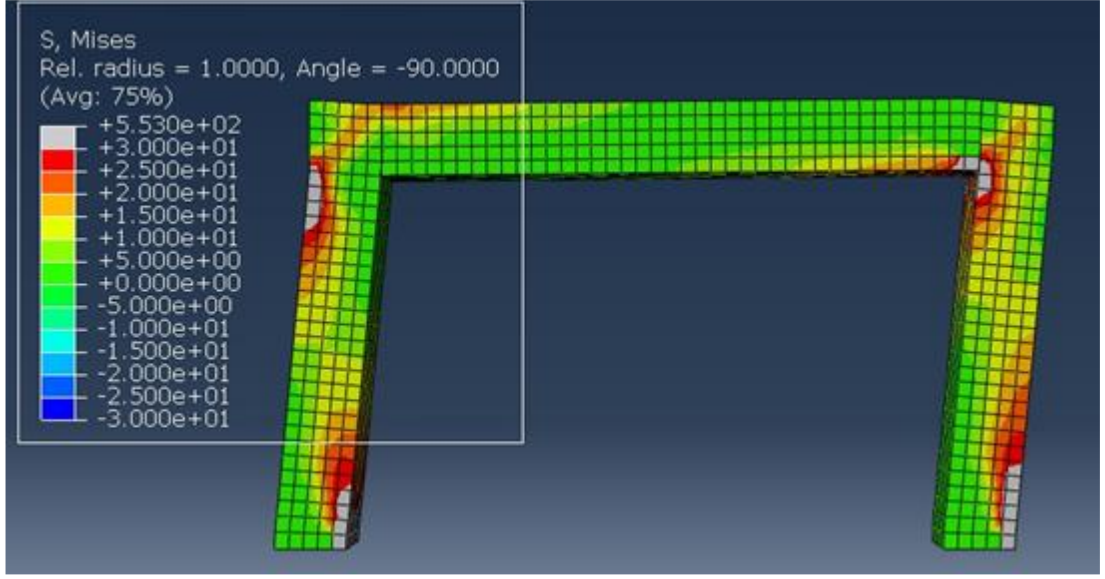
İç enerji ve kinetik enerji grafikleri incelenirse kinetik enerjinin iç enerjiye oranının çok düşük olduğu ve yüklemenin quasi statik itme gibi kabul edilebileceği görülmektedir (Şekil 4.11.1-4.11.2).



Şekil 4.11.1 Duvarsız çerçeve iç enerji



Şekil 4.11.2 Duvarsız çerçeve kinetik enerji



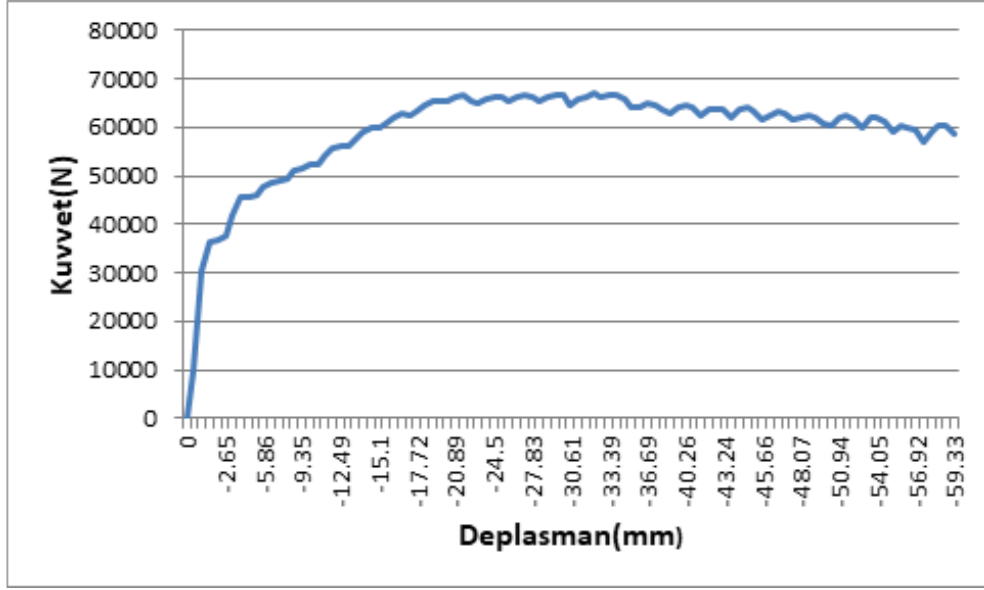
4.12.1 Duvarsız çerçeve için yükleme sonundaki gerilme durumu



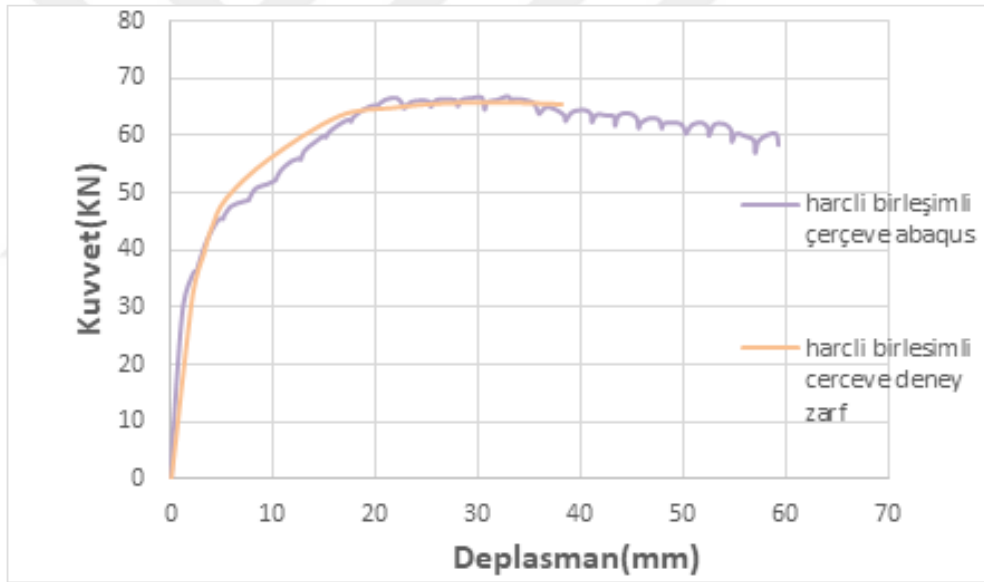
4.12.2 Duvarsız çerçeve için yükleme sonundaki hasar durumu

4.8.2 Harçsız Duvarlı ve Çerçeve Duvar Arası Harç olan Çerçeve

Yük deplasman ilişkileri, enerji grafikleri, gerilme değerleri analizlerden sonra görülmüştür. Dolgu duvarlı ve çerçeve duvar arası harçlı birleşimli çerçeve Şekil 4.13.1’de görüldüğü üzere 67kN yük taşımıştır. Eğer doğrusallığın ilk bozulduğu 2.15mm yer değiştirme değerini baz alırsak başlangıç rijitliği 16836.44N/mm’dir. Harçsız bloklar geleneksel dolgu duvarlar kadar çerçeve rijitliğini arttırmamaktadır. Bu harçsız bloklı dolgu duvarın akma yer değiştirmesine ve akma sünekliğine negatif bir etkisi olmadığı anlamına gelir. Bu sonuç önceki çalışmalar dikkate alınırsa onlarla uyumlu bir sonuçtur.



Şekil 4.13.1 Harçsız bloklı ve harçlı birleşimli çerçevenin yük deplasman grafiği



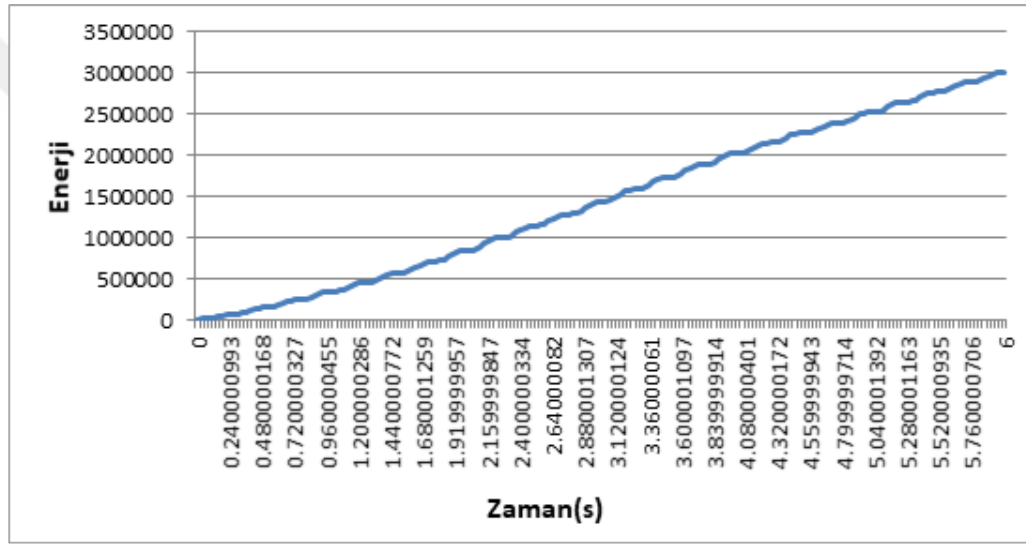
Şekil 4.13.2 Harçsız bloklı ve harçlı birleşimli çerçevenin yük deplasman grafiğinin deney zarf eğrisi ile karşılaştırılması

Bu yüzden harçsız bloklı dolgu duvarın tasarımı zayıf bir basınç çubuğu ve daha fazla bir viskoz sönümün birleşimi olarak düşünülebilir. Başlangıç rijitliği kullanılarak basınç çubuklu eşdeğer bir çerçeve yapı dizaynı için düşünülebilir.

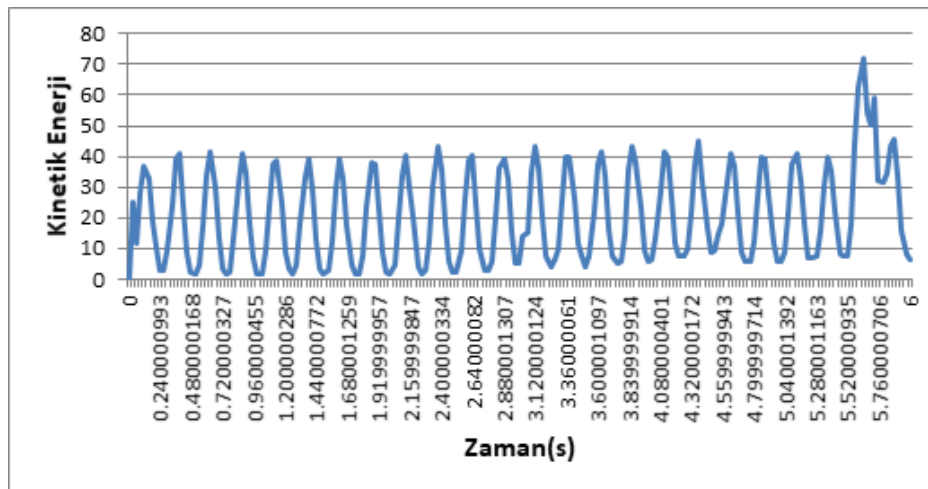
Enerji grafiklerine baktığımızda kinetik enerji/toplam iç enerji oranının düşük olduğunu Şekil 4.14.1 ve Şekil 4.14.2’de görüyoruz. Dolgulu çerçevenin sürtünme

nedeniyle olan enerji tüketimi Şekil 4.15'te görülmektedir. Bu enerji daha önce bahsedildiği şekilde Jacobsen yaklaşımı kullanılarak eşdeğer bir sönüm oranı hesaplamakta kullanılabilir.

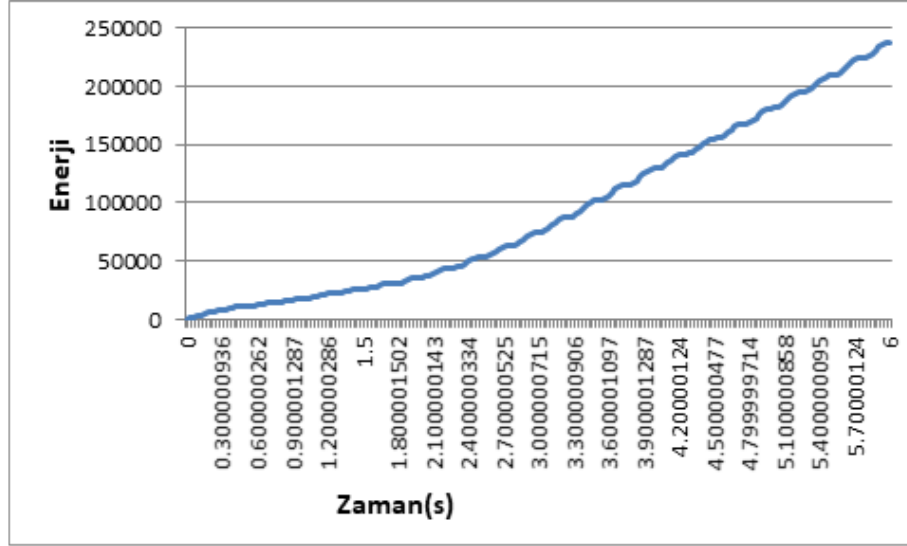
Yükleme sonundaki Mises akma kriterine göre olan gerilmeleri gösteren gerilme grafiği Şekil 4.16'da görülmektedir. Donatıdaki gerilmeler gri renkle gösterilen bölgede 552.8MPa'ya ulaşmıştır. Bu donatının o bölgede neredeyse dayanımının sonuna geldiğini göstermektedir. Zaten deneylerde de en çok hasar alan bölge de orası olmuştur. Kırmızı bölgelerde gerilme değeri 30MPa sınırını geçmiştir. Bu bölgeler betonun basınç ile ezildiği bölgelerdir. Deneylerdeki hasar alan bölgeler ile ABAQUS analizi sonucu hasar alan bölgeler aynı bölgelerdir.



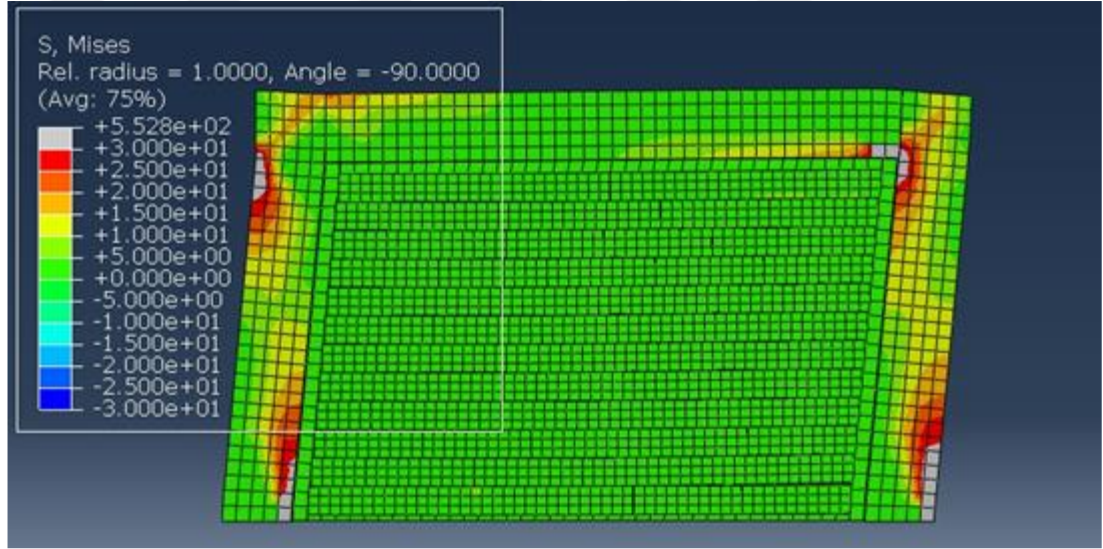
Şekil 4.14.1 Harçsız bloklu harçlı birleşimli çerçevenin iç enerji grafiği



Şekil 4.14.2 Harçsız bloklu harçlı birleşimli çerçevenin kinetik enerji grafiği



Şekil 4.15 Harçsız bloklı harçlı birleşimli çerçevenin sürtünme enerjisi tüketimi

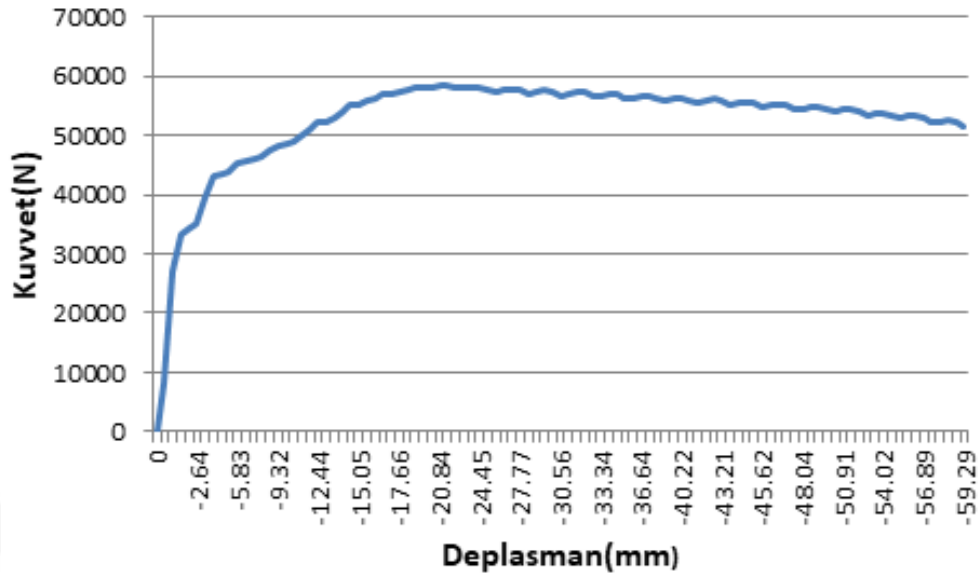


Şekil 4.16 Harçsız bloklı harçlı birleşimli çerçevenin yüklemenin son saniyesindeki gerilme durumu

4.8.3 Harçsız Duvarlı ve Çerçeve Duvar arası Polimer Yapıştırıcılı Çerçeve

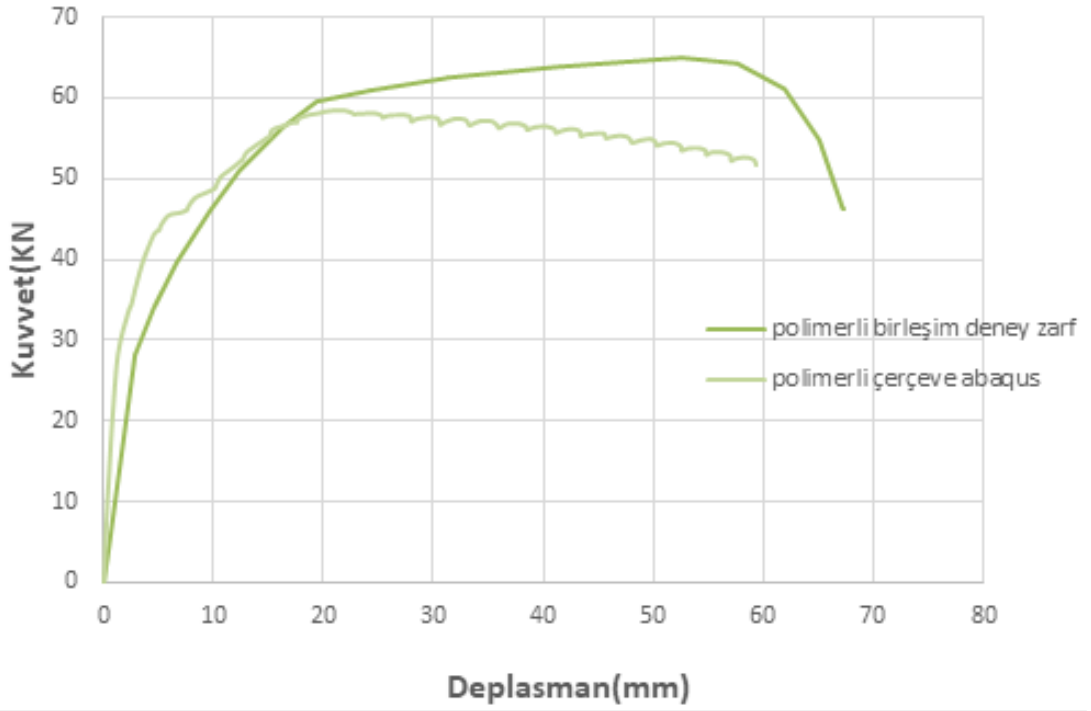
Çerçevenin yük deplasman ilişkileri, enerji grafikleri, gerilme değerleri analizden sonra elde edilmiştir. Şekil 4.17.1’de görüldüğü üzere, harçsız bloklı ve polimer birleşimli çerçeve 58369N maksimum yük taşımıştır. Eğer doğrusallığın bozulduğu ilk nokta olan 2.14mm yer değiştirme değerini kabul edersek başlangıç rijitliği 15512N/mm olmaktadır ki dolgu duvarsız çerçeve ile hemen hemen aynıdır.

Harçsız bloklu dolgu duvar polimer yapıştırıcılı durumda yapının akma yer değiştirmesine ve sünekliğine negatif bir etki yapmamaktadır.

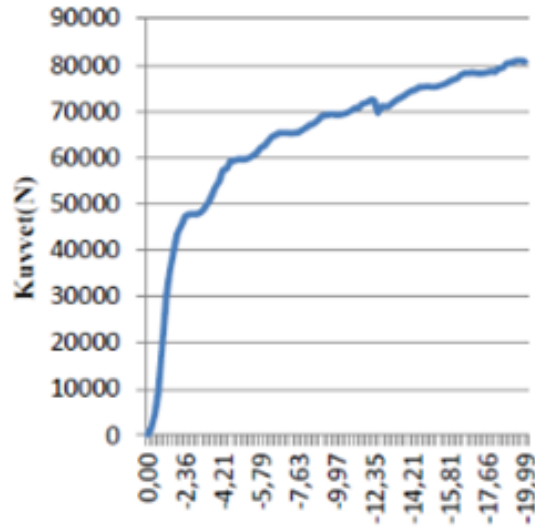


Şekil 4.17.1 Polimer yapıştırıcılı harçsız bloklu çerçevenin yük deplasman grafiği

Şekil 4.17.2’de ABAQUS analizi ile deney zarf eğrisi karşılaştırılmıştır. Bu farkın duvarsız çerçeve analizinde açıklanan ve beklenen bir fark olduğu sonucuna varılmıştır. ABAQUS analizinde yüksek yer değiştirmede deneydeki ve harçlı birleşimli analizdeki gibi bir miktar yük artışı olmamıştır. Bu polimer malzemenin hiperelastik olarak modellenmesi ve zamana bağlı viskoelastik özelliklerini modellemek için yeterince verinin elimizde mevcut bulunmamasından kaynaklanıyor olabilir. Polimer malzemenin mekanik özellikleri önceki bir çalışmadan direkt alınmıştır ve Mooney-Rivlin teorisindeki katsayıların değişimiyle davranışta değişmektedir. Örneğin Şekil 4.17.3’te yer alan grafikte çerçeve eksenel yükleme ve kesit şartlarının aynı olması, polimer malzemenin katsayılarının değişik olması ve 6 yerine 2cm itme yapılması durumu için analiz yapılmış olup, deplasman arttıkça maksimum yük artmıştır. Ancak bu katsayılar polimer malzeme modellenmesinde bahsedildiği üzere, artık doğru kabul edilmeyen katsayılar olduğundan (bkz: Bölüm 4.5) gerçekçi bulunmamıştır.



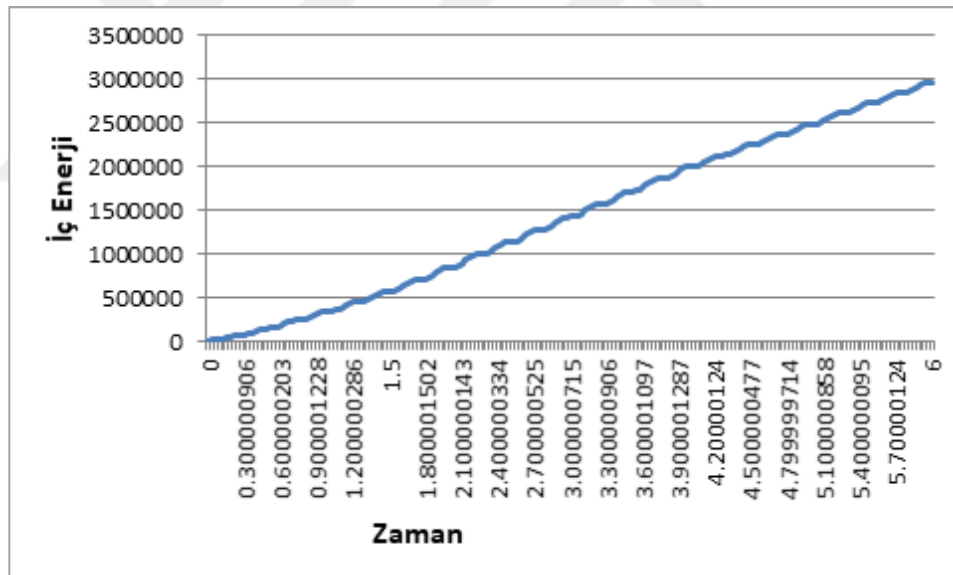
Şekil 4.17.2 Polimerli ve harçsız bloklı çerçeveye ait nümerik ve deneysel sonuçların karşılaştırması



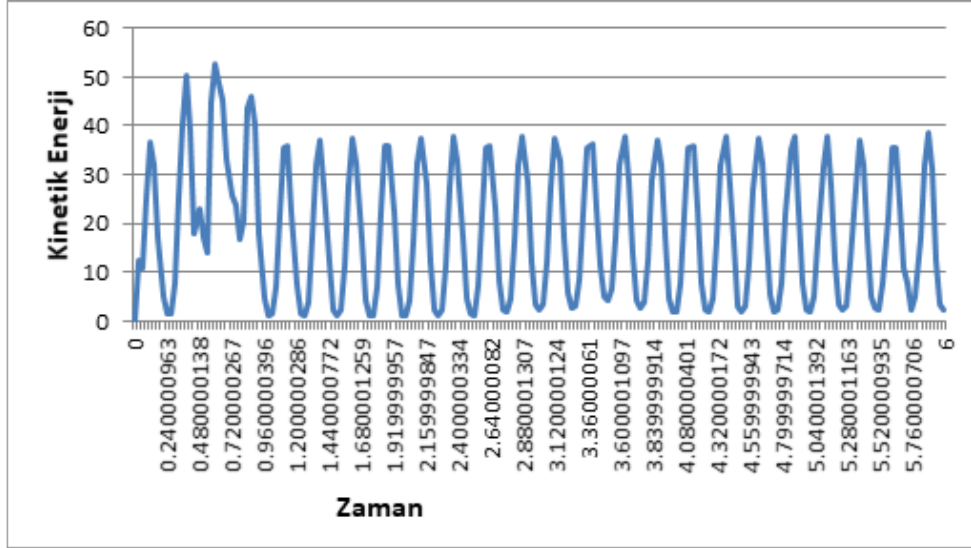
Şekil 4.17.3 Polimerli ve harçsız bloklı çerçeveye ait geçerliliğini yitirmiş çalışmalardan alınan Mooney-Rivlin katsayıları kullanılarak elde edilen yük-deplasman grafiği

Enerji grafiklerini incelediğimizde görürüz ki, kinetik enerji/toplam iç enerji oranı Şekil 4.18.1'de ve Şekil 4.18.2'de görüldüğü üzere düşüktür. Çerçevenin

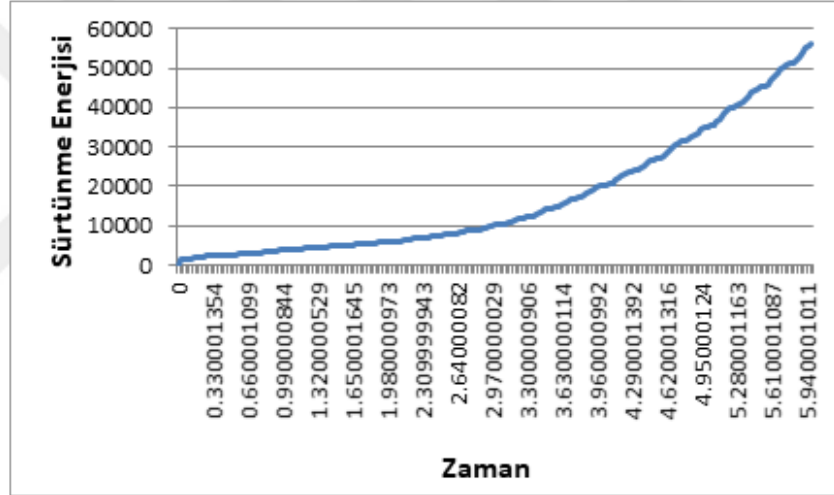
sürtünme dolayısıyla kaybettiği enerji Şekil 4.19’da görülmektedir. Bu enerji daha önce bahsedildiği şekilde Jacobsen metodu kullanılarak eşdeğer bir sönüm oranı hesaplamak için kullanılabilir. Gerilme grafiği ise Şekil 4.20’de görülebilir. Yükleme sonundaki Mises akma kriterine göre olan gerilmeleri gösteren gerilme grafiği Şekil 4.20.1’de görülmektedir. Donatıdaki gerilmeler gri renkle gösterilen bölgede 552.8MPa’ya ulaşmıştır. Bu donatının o bölgede neredeyse dayanımının sonuna geldiğini göstermektedir. Zaten deneylerde de en çok hasar alan bölge de orası olmuştur. Kırmızı bölgelerde gerilme değeri 30MPa sınırını geçmiştir. Bu bölgeler betonun basınç ile ezildiği bölgelerdir. Deneylerdeki hasar alan bölgeler ile ABAQUS analizi sonucu hasar alan bölgeler aynı bölgelerdir. Deneylerde tuğla duvarın birkaç tuğlada çatlama harici hasar almadığı düşünülürse bu deneylerle uyumlu bir sonuçtur. Betonda ise sarı ve yeşil ile gösterilen bölgede gerilmeler betonun basınç dayanımını aşmıştır. Deneyde de hasar alan bölgeler bu bölgelerdir. Bu durum Şekil 4.20.2 ve Şekil 4.20.3’de görülmektedir.



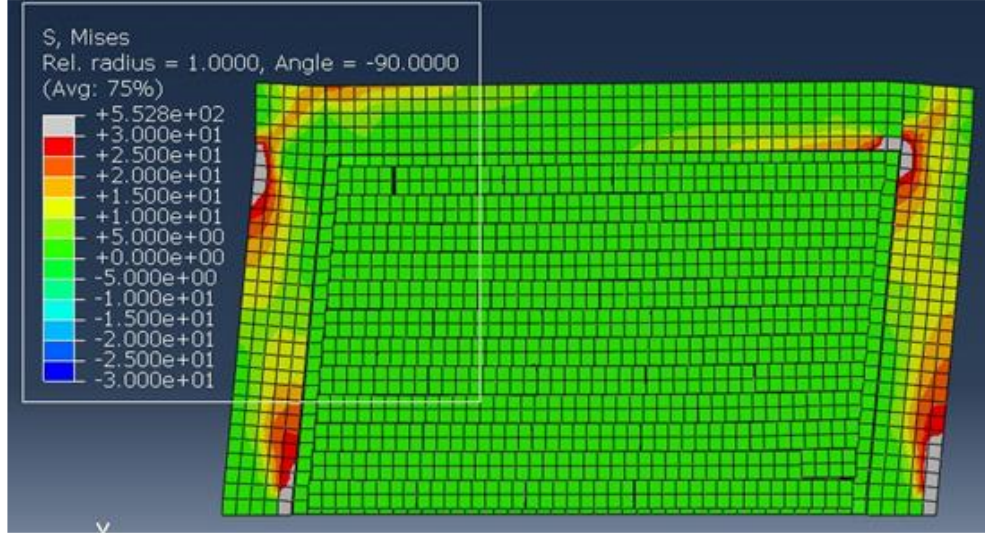
Şekil 4.18.1 Harçsız bloklu ve polimer birleşimli çerçevenin iç enerji grafiği



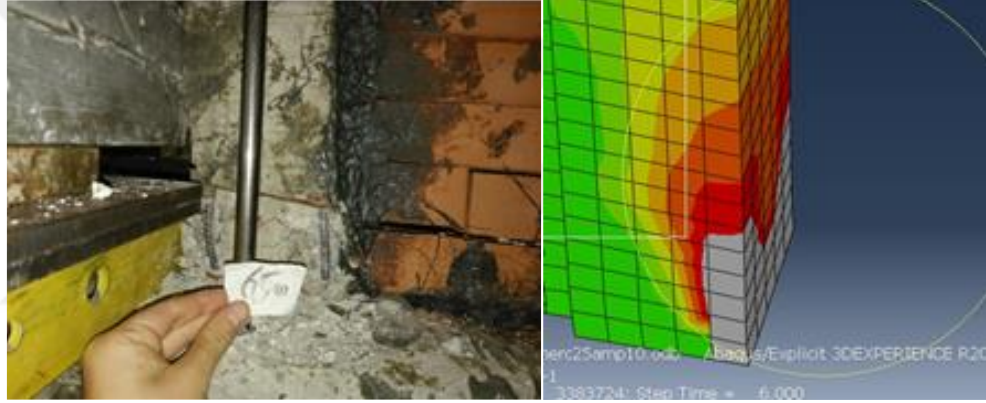
Şekil 4.18.2 Harçsız bloklı ve polimer birleşimli çerçevenin kinetik enerji grafiği



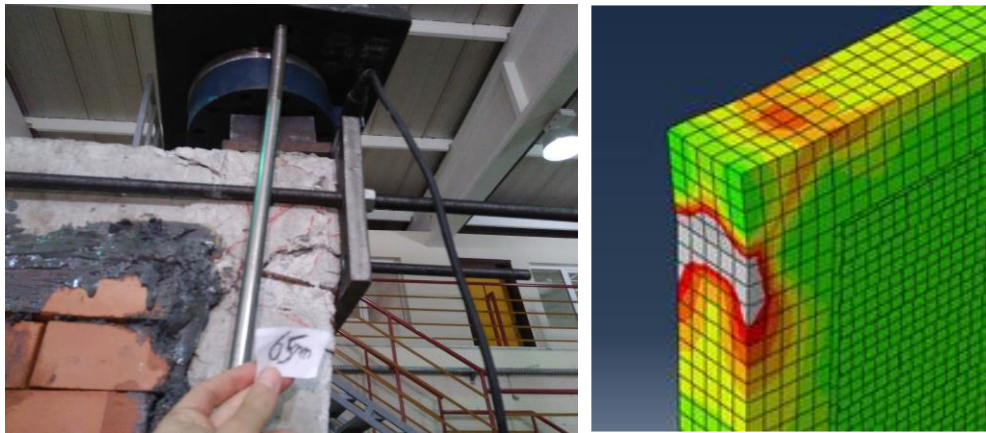
Şekil 4.19. Harçsız bloklı ve polimer birleşimli çerçevenin tükettiği sürtünme enerjisi (N-mm)



Şekil 4.20.1 Polimerli çerçeve yüklemenin son anına ait gerilme durumu (MPa)



Şekil 4.20.2 Polimerli çerçevede 552.8 (MPa)'ya ulaşan donatı ve deneyde akan donatı



Şekil 4.20.3 Polimerli çerçevede 552.8MPa'ya ulaşan donatı (gri bölge) ve deneyde akan donatı ve alınan hasarlar

4.8.4 Geleneksel Duvarlı Çerçeve

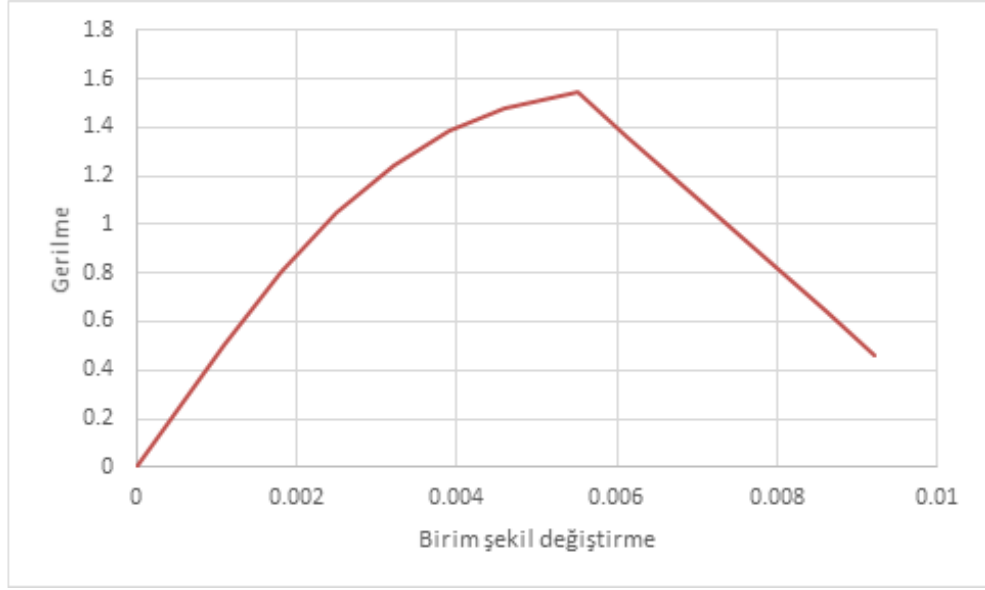
Geleneksel duvarlı çerçeve hem makro modelleme hem de mikro modelleme tekniğiyle modellenmiştir. Pres tuğla deneyleri ile elde edilen kırılma enerjileri ve birleşime ait rijitlikler esasen normal delikli tuğla kullanıldığında farklılık göstermektedir. Normal tuğlada harç mod 2 kırılmasında deliklerden içeri sızarak katılaşmakta ve mekanik bir kilitlenme oluşturarak, birleşimin kesme rijitliğini ve enerjisini önemli derecede arttırmaktadır. Aynı durum mod 1 kırılması için de geçerlidir. Ancak normal delikli tuğlaları tuğla deneylerinden yola çıkarak deliksiz ve 3.56MPa basınç dayanımı olacak şekilde bloklar halinde modelleyerek mikro analiz de yapılmış ve makro model ile benzerlik göstermiştir. Bu tezin amacı harçsız duvarlı çerçeveyi incelemek olduğundan geleneksel duvarlı çerçeve sadece kıyas amacıyla kullanılacaktır. Yükleme şartları önceki çerçeveler ile aynıdır.

Makro modellemede geleneksel duvarın basınç dayanımı ve çekme dayanımı için Bölüm 2’de açıklandığı üzere ampirik üstel ifadelerle homojenleştirme tekniğinde anlatılan Denklem 2.71’i kullanırsak Denklem 4.9 ve 4.10’u elde etmekteyiz. Tuğla ve harç basınç dayanımı deneylerden alındığı üzere 3.56MPa ve 5MPa’dır.

$$f_{ckmas}=0.4 \times 3.56^{0.75} \times 5^{0.25}= 1.57\text{MPa} \quad (4.9)$$

$$f_{ckçekme}=0.4 \times 0.9^{0.75} \times 0.257^{0.25}= 0.26\text{MPa} \quad (4.10)$$

Geleneksel delikli tuğlalı dolgu duvarın modellenmesi için daha önce yapılan bir çalışmada, literatürdeki araştırmacıların tavsiye ettiği dolgu duvar birim şekil değiştirme değerinin maksimum 0.0088 olduğu ifade edilmiştir [43]. Normal duvarın gerilme şekil değiştirme grafiği Şekil 4.21’de görülmektedir.



Şekil 4.21 Makro modellemede geleneksel duvarın basınç-birim şekil değiştirme eğrisi

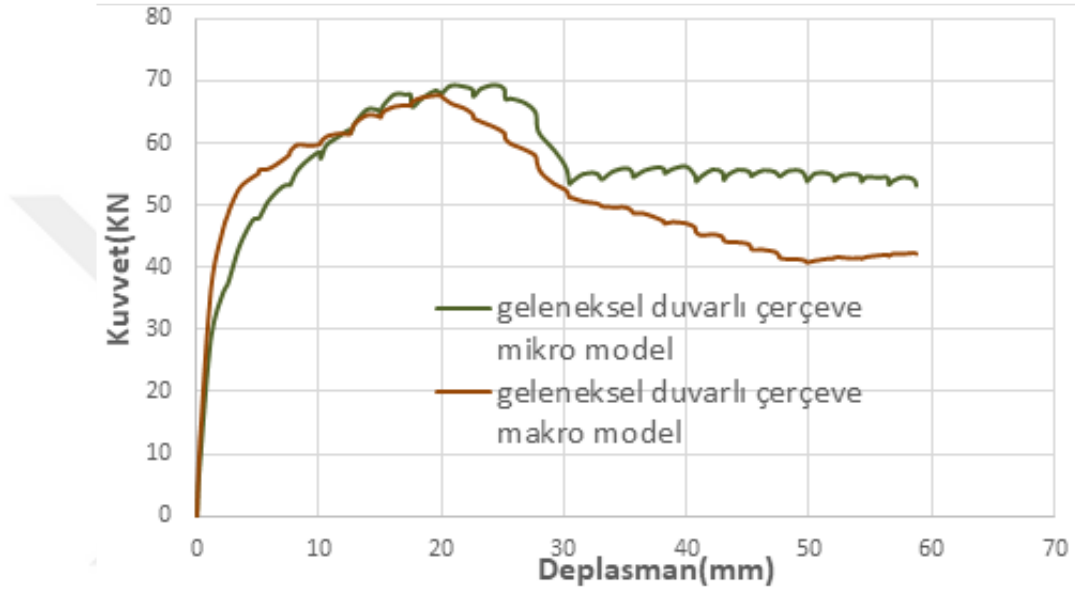
Geleneksel duvarın elastisite modülünün bulunmasında Bölüm 2’de anlatılan birim alan ile homojenleştirerek makro modellenme yaklaşımı kullanılmıştır ve Denklem 2.72’ye göre elastisite modülü 1012.24MPa olarak hesaplanmıştır.

$$E_d = \frac{(t_t + t_h)}{\frac{t_b}{E_b} + \frac{t_h}{E_h}} k \quad (2.72)$$

Duvar makro modellenmiş olmakla beraber duvar çerçeve arasında harç olduğu varsayılmış ve duvar-harç etkileşimi önceki çerçeve analizleri ile aynı varsayılmıştır. Geleneksel duvarın modellenmesinde de CDP modeli kullanılmış ve K parametresi 1 alınarak Drucker-Prager’e çevrilmiştir. CDP modelinde dilatasyon açısı ve eksantrisite değeri 1, viskozite parametresi 0.004 alınmıştır. Böyle alınmasının sebebi önceki bir çalışmada betonarme çerçeve içindeki geleneksel dolgu duvarın modellenmesinde kullanılan bu değerlerin deneylerle uyumlu sonuç vermiş olmasıdır [63]. Makro modellemede homojenleştirilen duvarın kalınlığı 100mm’dir. Bu normal delikli tuğlanın kalınlığıdır.

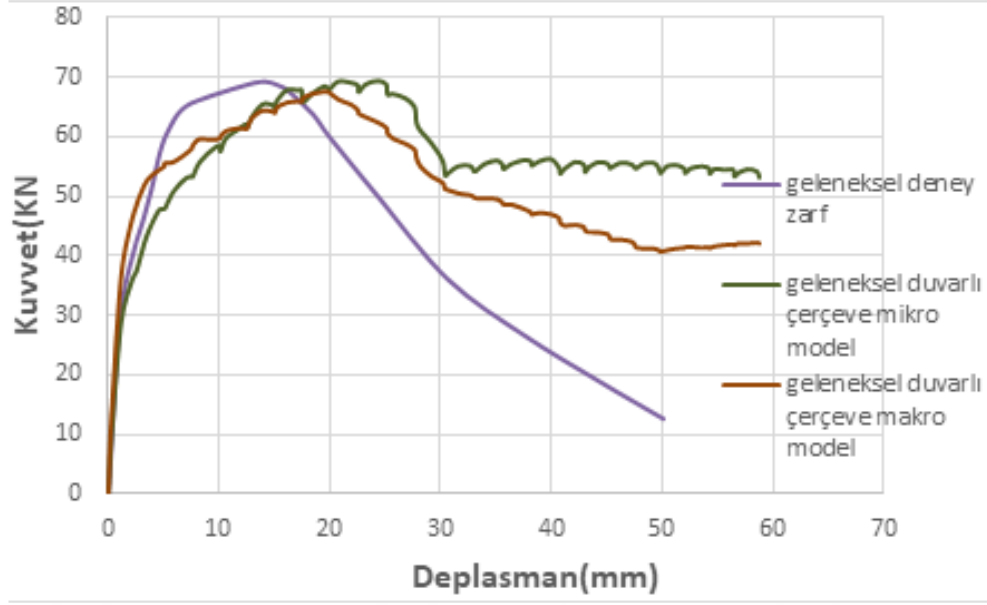
Mikro modelleme tekniğinde tuğla, harç ve harç-tuğla arası ara birleşim bölgesi ayrı ayrı modellenmiştir. Normal delikli tuğla 100mm kalınlığında 3.56MPa basınç dayanımlı ve elastisite modülü 1111.49MPa olan bir blok olarak kabul edilmiştir.

Çerçevenin yük deplasman ilişkileri, enerji grafikleri, gerilme değerleri analizden sonra elde edilmiştir. Şekil 4.22.1’de görüldüğü üzere geleneksel delikli tuğlalı dolgu duvarlı çerçeve 69kN maksimum yük taşımıştır. Makro modellemede doğrusallığın bozulduğu ilk nokta olan 2.15mm yer değiştirmesini kabul edersek başlangıç rijitliği 21618.60N/mm olmaktadır ve diğer çerçevelerden fazladır. Mikro modelleme için ise 16850N/mm değeri hesaplanabilir.



Şekil 4.22.1 Geleneksel duvarlı çerçevenin makro ve mikro modellemede yatay kuvvet-deplasman ilişkisi

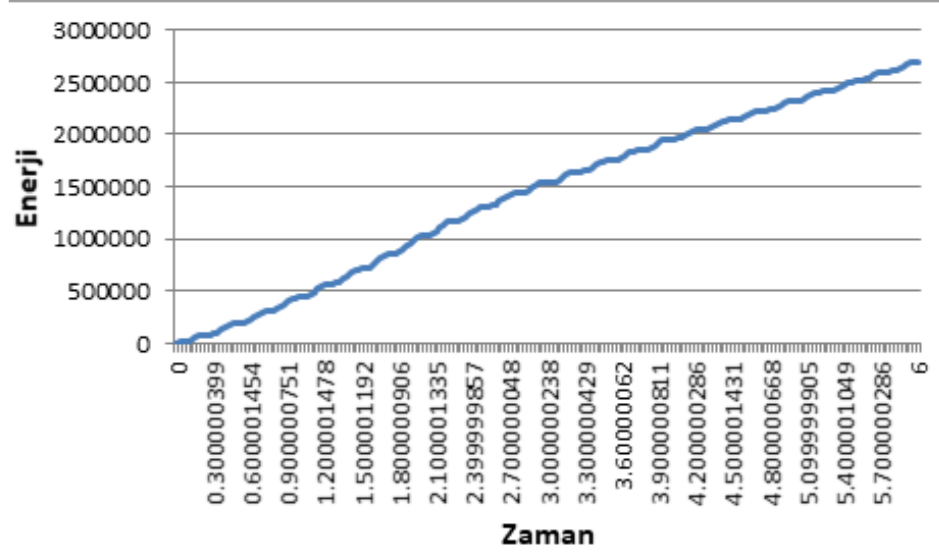
Geleneksel duvarlı çerçevenin ABAQUS analizi ile deneylerden elde edilen zarf eğrisinin karşılaştırılması Şekil 4.22.2’de görülmektedir:



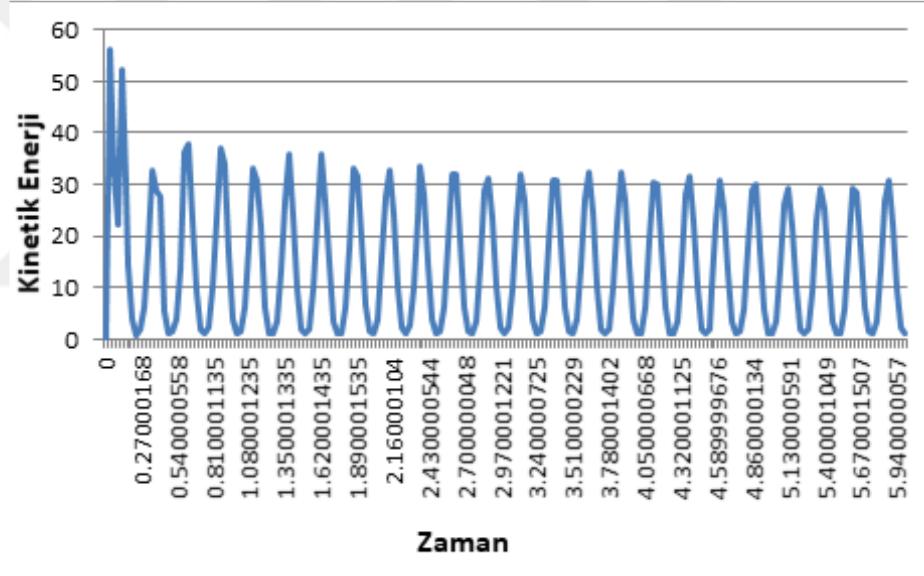
Şekil 4.22.2 Geleneksel duvarlı çerçeveye ait deneysel ve nümerik analizin karşılaştırılması

ABAQUS analizleri ile deney eğrisinde özellikle 30mm deplasmandan sonra görülen farklılığın sebebinin deneyler esnasında geleneksel duvarın üst kısmının düzlemdışı devrilmesi olması ve bunun kısa kolon etkisiyle çerçeve kolonlarının aldığı hasarı artırması olması düşünülmüştür. Bu durum kolonlara gelen düşey basıncı da etkilemiştir.

Eğer kinetik enerji/iç enerji grafiklerini incelersek, bu oranın düşük olduğunu ve yüklemeyi açık (explicit) dinamik analiz olmasına rağmen statik itme yüklemesi gibi düşünebileceğimizi görürüz. Şekil 4.23.1 ve Şekil 4.23.2’de enerji grafikleri gösterilmektedir:



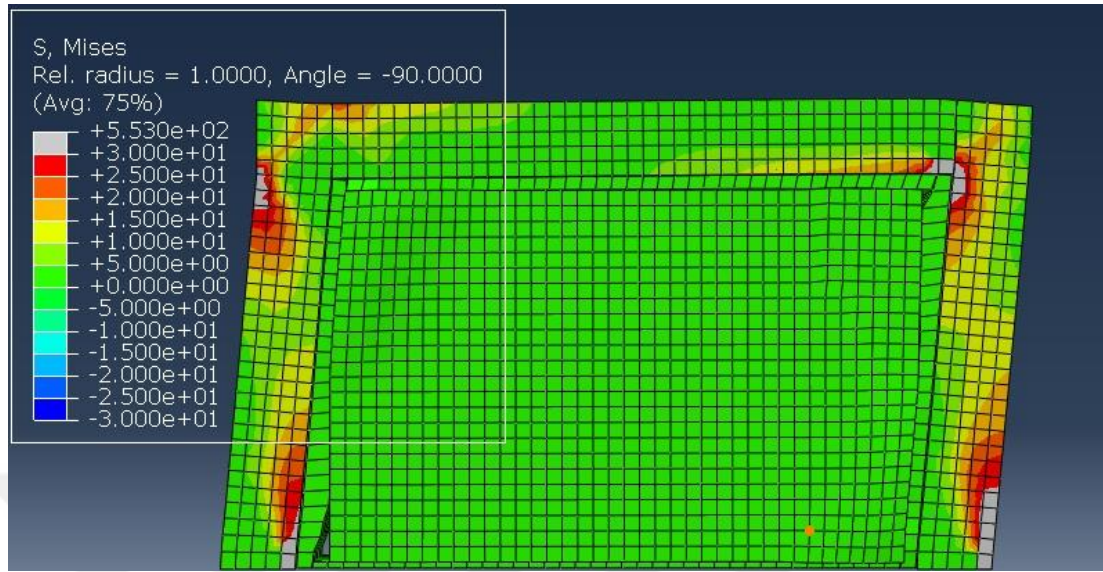
Şekil 4.23.1 Geleneksel duvarlı çerçeve makro modellemesine ait iç enerji grafiği



Şekil 4.23.2 Geleneksel duvarlı çerçevenin kinetik enerji grafiği

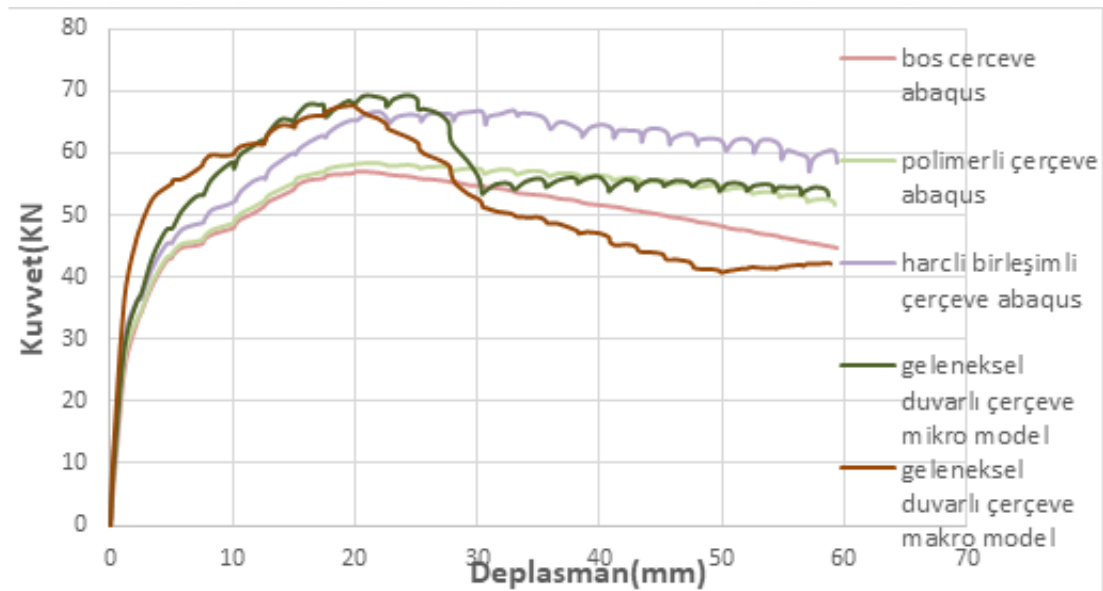
Yüklemeye sonundaki Mises akma kriterine göre olan gerilmeleri gösteren gerilme grafiği mikro modelleme için Şekil 4.24’de görülmektedir. Donatıdaki gerilmeler gri renkle gösterilen bölgede 553MPa’ya ulaşmıştır. Bu donatının o bölgede neredeyse dayanımının sonuna geldiğini göstermektedir. Zaten deneylerde de en çok hasar alan bölge de orası olmuştur. Kırmızı bölgelerde gerilme değeri 30MPa sınırını geçmiştir. Bu bölgeler betonun basınç ile ezildiği bölgelerdir. Deneylerdeki hasar alan bölgeler ile ABAQUS analizi sonucu hasar alan bölgeler aynı bölgelerdir. Deneylerde tuğla duvarın birkaç tuğlada çatlama harici hasar almadığı düşünülürse bu deneylerle

uyumlu bir sonuçtur. Betonda ise sarı ve yeşil ile gösterilen bölgede gerilmeler betonun basınç dayanımını aşmıştır.



Şekil 4.24 Geleneksel duvarlı çerçevenin gerilme durumu

ABAQUS analizlerinde elde edilen yatay yük-deplasman eğrilerinin karşılaştırmalı görünümü Şekil 4.25'te görülmektedir.



Şekil 4.25 ABAQUS analizleri sonucu elde edilen yatay yük-deplasman grafikleri

5. SONUÇ VE ÖNERİLER

Tez kapsamında harçsız, duvarlı-duvarsız ve farklı dolgu duvarlı toplam 4 farklı betonarme çerçeve kolonlara uygulanan düşey yükler altında deneysel ve nümerik analizler ile incelenmiştir. Sonuç olarak görülmüştür ki harçsız duvar çerçevenin enerji tüketim kapasitesini arttırmaktadır ve harçsız bloklu duvar ile betonarme çerçeve arasında bulunan bağlayıcının cinsi bunlardan müteşekkil yapı davranışını değiştirmektedir.

Literatürde Bölüm-1’de bahsedilen çalışmalar incelenirse, bu tezdeki gibi yapılan bir deney sonucunda, harçsız duvarın çerçevenin taşıdığı yatay yükü arttırması ve çerçevenin tükettiği enerjiyi arttırması beklenilmiştir. Daha önceki bir çalışmada harçsız duvarlar çerçevenin taşıdığı yatay yükü 1.4 kata kadar arttırmıştır [13]. Bu tezdeki ABAQUS analizlerinde harçlı birleşimli harçsız dolgu duvar kullanılması çerçevenin taşıdığı yatay yükü duvarsız duruma nazaran 1.14 kat arttırmıştır ve beklenen bir sonuçtur. Analizlerde kiriş üstünden yükleme yapılmaması ve çerçeve kolon-kiriş ebatlarının kuvvetli kolon-zayıf kiriş durumu oluşturmaması sebebi ile daha önceki çalışmalarda bahsedilen harçsız duvarın harçsız da olsa kısa bir süre gösterdiği basınç çubuğu davranışı esnasında gerçekleşen sürtünme kuvveti artışından kaynaklanan yük artışı oluşmadığı için 1.4 kata kadar artmamış olabilir. Deneysel çalışmalarda kolon uçları mafsallaşmış ve hasar almış ancak kirişte bu tür bir hasar oluşmamıştır. Çerçeve deneylerinde harçsız duvarlı çerçevelerin taşıdığı yatay yük ile duvarsız çerçevenin taşıdığı yatay yük arasında maksimum %3 fark vardır. Geleneksel duvarlı çerçeve beklendiği gibi daha rijit bir davranış göstermiş ancak duvarın bir bölümünün maksimum yükten sonra düzlemdışı devrilmiş ve daha gevrek bir davranış sergilemiştir. Deneysel çalışmalarda Bölüm-1’de delikli dolgu kilitli tuğlalar ile yapılmış çalışmadan da bahsedilmiş ve delikli kilitli tuğlanın çerçevenin yükünü arttırmadığından bahsedilmiştir. Halbuki dolu tuğla kullanmak yük artışı getirmektedir. Bu olgu dolu tuğlaların yüksek dayanımı nedeniyle yükleme esnasında neredeyse hiç hasar almamasıyla açıklanabilir.

Harçsız duvar geleneksel duvar kadar çerçeve rijitliğini arttırmamakta ve akma yer değiştirmesi ve sünekliğine negatif bir etki yapmamaktadır. Bu yüzden harçsız

duvar zayıf bir basınç çubuğu ve daha yüksek bir viskoz sönümün birleşimi olarak modellenebilir. Başlangıç rijitliği kullanılarak basınç çubuklu eşdeğer bir çerçeve yapı tasarımı için kullanılabilir. Bu bulgu Bölüm-1’de anlatılan literatür çalışmalarında da söylendiği şekilde harçsız duvarın çerçeveyi rijitleştiren bir duvar olmaktan ziyade, çerçevenin enerji tüketimini arttıran bir çeşit sürtünmeli sönümleyici olarak düşünülmesi gerektiğini ortaya koyar. Bu tezdeki deneysel çalışmalarda çerçeveye kolonlardan eksenel yük uygulanmıştır. Bölüm-1’de anlatılan önceki çalışmalarda benzer çerçevelere hem kolonlardan hem giriş yüzeyinden düşey yüklerin uygulandığı durum ile kıyaslanırsa harçsız duvarın çerçeveye kattığı rijitlik daha az olmuştur.

Polimerli durumda diğer çalışmaların aksine davranış duvarsız çerçeve davranışına çok yakındır ve bu da polimer ve harçsız duvar kullanılırsa yapı periyodunun duvarsız yapı gibi olacağı sonucunu doğurur. Güçlendirme uygulamalarında mevcut geleneksel delikli tuğla dolgulu çerçeveler ile kıyaslanırsa polimerli ve harçsız duvarlı yapıların periyodu daha uzun olacak ve bu sayede yapının aldığı deprem yükleri azalabilecektir. Polimerli çerçevenin harçlı birleşimli harçsız duvarlı çerçeveye nazaran tükettiği sürtünme enerjisi daha azdır. Ancak yükleme sonuna doğru artış görülmektedir. Birleşim malzemesi esnek olduğunda yüksek deformasyon kapasitesi nedeni ile duvara gelen gerilme yığılmaları yükleme başlangıcında rijit birleşime göre daha az olmuştur ve duvar sadece kendi düşey ağırlığı ile sürtündüğünden dolayı tükettiği enerji daha az olmuştur. Bu durum Bölüm-1’de Şekil 1.3’te 0-A arası davranışta gösterilmiştir. Bu sürtünmeyle tüketilen enerjiyi azaltmakla birlikte polimerli harçsız duvarlı çerçevenin rijitliğinin duvarsız çerçeve gibi olmasını ve deneylerden elden edilen yük-deplasman grafiklerinde yükleme sonuna doğru duvarsız çerçeveye nazaran daha fazla yük taşınmasını açıklar.

Harçsız duvar ile çerçeve arasında polimer kullanımı, çerçeve-duvar arası ara birleşim bölgesinde ayrışmayı engellemektedir. Polimer dolgu malzemesi seçilmesinin bir amacı da budur. Geleneksel duvarda düzlemdışı devrilme gözlemlenirken, harçsız duvarlarda düzlemdışı devrilme görülmemiştir. Geleneksel duvarlar depremlerde yapı az miktar yatay deplasman yaptığında yapının rijitlik ve sönümünü arttırarak yapının hasarını azaltırken yüksek yatay deplasmana yol açan

depremlerde ise göçmeleri veya düzlemdışı devrilmeleri neticesinde yapının aldığı hasarı arttırabilmektedirler.

TBDY 2018’de duvarların çerçeve elemanlarına bağlantısının esnek veya bitişik/rijit olması durumuna göre etkin görelî kat ötelemeleri sınırlandırılması değişmektedir. Eğer duvar ile çerçeve elemanları arasında boşluk olmazsa ve rijit bir bağlantı olursa, yapının daha rijit dizayn edilmesi gerekmektedir çünkü etkin görelî kat ötelemeleri sınırı esnek birleşim durumunun yarısıdır. Bu sınırlandırmanın getirilme gerekçesi geleneksel tuğla duvarların yüksek kat ötelemelerinde göçmesi ve düzlemdışı devrilmesinden dolayı oluşabilecek problemlerin önüne geçmektir. Halbuki harçsız duvarlarda böyle bir sınırlandırmaya gerek kalmamaktadır. Hatta, yapının yanal deformasyon yapabilmesi sayesinde harçsız duvarlar enerji tüketmektedirler. Mevcut yapılarda, duvarlar taşıyıcı olarak dikkate alınmadan tasarım yapılarak inşa edildiğinden dolayı, geleneksel duvarlar basınç çubuğu davranışı esnasında kolonlara ek kesme kuvvetleri etki ettirmektedirler. Harçsız duvar ve esnek birleşim kullanılması durumunda böyle bir problem olmayacaktır. Ayrıca, harçsız duvarlar çerçeve rijitliğini duvarsız yapıya nazaran çok az veya hiç arttırmadığından katlar arası rijitlik farklarından dolayı oluşan düzensizlikler engellenecektir.

Bu sebeple harçsız duvar ve polimerli esnek birleşim veya harçlı rijit birleşim ile çerçeveye bağlanırsa yeni yapı tasarımında ve mevcut yapı güçlendirmelerinde iyi bir alternatiftir.

İlerleyen çalışmalarda farklı çerçeveler ve yükleme düzeni ile araştırma genişletilebilir. Bu çalışmanın sonuçları kullanılarak duvarların tükettiği enerji bilindiği için duvarlar için bir modelleme yapılabilir ve çok katlı analizleri yapılabilir.

KAYNAKLAR

1. Marko, J. Influence of Damping Systems on Building Structures, Queensland University of Technology, Faculty of Engineering, Queensland, Australia, 2006, 291s, (Doktora Tezi).
2. Malik, A., Hong, L. Study on Seismic Performance of Adjacent Buildings Using Fvds., University of Alberta, Alberta, Sunum.
3. Naeem, A., Lee, M., Kim, J. Steel Honeycomb Dampers for Seismic Retrofit of Structures. International Conference on Environment and Civil Engineering, Nisan 2015, Tayland.
4. Li, H., Li, G., Wang, S. Study and Application of Metallic Yielding Energy Dissipation Devices in Buildings. 10th National Conference on Earthquake Engineering July 21-25, 2014, Alaska.
5. Nikam, S., Waghlikar, S., Patil, G. Seismic Energy Dissipation of a Building Using friction damper, International Journal of Innovative Technology and Exploring Engineering, 2014, Volume 3, Issue 10, 2278-3075.
6. Yıldırım, S., Aşık, G., Erkuş, B., Yetimoğlu, Y., Tonguç, Y., Mualla, I. Retrofit of a reinforced concrete building with friction dampers, Second European Conference on Earthquake Engineering And Seismology, Ağustos 25-29, 2014, İstanbul.
7. Amato, G., Fossetti, M., Cavaleri, L., Papia, M. An updated model of equivalent diagonal strut for infill panels, Eurocode 8 perspectives from the Italian Standpoint, Workshop, 2009, Napoli, İtalya (119-128).
8. Lin, K., Totoev, Y.Z., Liu, H., Guo, T. In plane behaviour of a reinforcement Concrete Frame with a Dry stack Masonry Panel, Mdpi Materials, 2016, 9, 108
9. Totoev, Y. Design Procedure for Semi Interlocking Masonry, Journal of Civil Engineering and Architecture, 2015, 9, 517-525.
10. Totoev, Y., Al Harthy, A. Semi interlocking masonry as infill wall system for earthquake resistant buildings, The Journal Of Engineering Research, 2016, Vol 13, No 1, 33-41.
11. Hossain, Y., A., Totoev, Y., Z. Energy dissipation of framed semi interlocking masonry panel under large displacement, 10th Australian Masonry Conference, 11-14 february, 2018, Sydney.
12. Totoev, Y., Z., Lin, K. Frictional Energy Dissipation and Damping Capacity of Framed Semi Interlocking Masonry Infill, 15th International Brick and Block Masonry Conference, 2012, Florianopolis, Brazil.
13. Sanada, Y., Yamauchi, Y., Takahashi, E., Nakano, Y., Nakamura, Y. Interlocking block infill capable of resisting out-of-plane loads, The 14th World Conference on Earthquake Engineering, 2008, Beijing, China.
14. Mısıır, İ., S., Özçelik, Ö., Girgin, S., C. ,Kahraman, S. Experimental work on seismic behaviour various types of masonry infilled RC frames, Structural Engineering and Mechanics, 2012, Vol 44, No 6, 763-774.
15. Kwiecien, A. Highly deformable polymers for repair and strengthening of cracked masonry structures, International Journal of Engineering Technology, 2013, Vol:2, No:1, 182-196.
16. Kwiecien, A., Kubon, P., Zajac, B. Numerical analysis of cracked masonry building excited by an earthquake after repair using polymer flexible joint, Monografi/Politechnika Krakowska, 2015, Politechnika Krakowska publishing house, ISSN: 0860-097X.

17. Kwiecien, A. Shear Bond of composites to brick applied highly deformable, in relation to resin epoxy interface materials, Materials and Structures, 2014, DOI 10.1617, 1527-014-0363.
18. Gams, M., Kwiecien, A., Zajac, B., Tomazevic, M. Seismic Strengthening of brick masonry walls with flexible polymer coating, 9th International Masonry Conference, 2014, Guimaraes.
19. Zajac, B., Kwiecien, A. Thermal stress generated in masonries by stiff and flexible materials, 9th International Masonry Conference, 2014, Guimaraes.
20. Viskovic, A., Zuccarino, L., Kwiecien, A., Zajac, B. Masonry Panels Composite Reinforcements with Epoxy Matrix, Inorganic Mortar Matrix, PS Polymer Matrix, Key Engineering Materials, 2015, Vol 624, 214-221.
21. Kwiecien, A., Zajac, B. Is it Possible to Repair Detached Composites Effectively After Failure of Masonry Strengthening, Key Engineering Materials, 2015, Vol 624, 518-525.
22. Lasowicz, N., Kwiecien, A., Jankowski, R. Enhancing the seismic resistance of columns by GFRP confinement using flexible adhesive-experimental study, key engineering materials, 2015, vol 624, 478-485.
23. Lasowicz, N., Kwiecien, A., Jankowski, R. Experimental study on the effectiveness of polymer damper in damage reduction of temporary steel grandstand, 11th International Conference on Damage Assessment of Structures, 2015, Ghent.
24. Al-Shaikh, I., Falah, N. Numerical Analysis of Masonry Infilled RC frames, Journal of Science and Technology, 2014, Vol 19, No:2.
25. Birdal, F. Betonarme yapıların sismik davranışlarının sarsma tablasında deneysel olarak incelenmesi ve Analitik Olarak Modellenmesi, Kayseri Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim dalı, Kayseri, 2015, 330 s (Doktora Tezi).
26. Baran, T. Yapıların deprem davranışının deneysel ve teorik incelenmesi, Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim dalı, Adana, 2008, 160s (Doktora Tezi).
27. Sayed, A., M., Javed, M., Alam, B. Similitude Analysis of Concrete Scaled Bridge Columns for quasi-static and free vibration testing, Journal of Mechanical and civil engineering, 2012, volume 3, issue 6.
28. Kırçıl, M. S., Hancıoğlu, B. Depreme dayanıklı yapı tasarımında genel ilkeler, 2005, 18 sayfa.
29. Leylek, İ., Yapı Dinamiği, Çağlayan Kitabevi, İstanbul, Türkiye, 2005, 454s.
30. Ramancharla, P., K. Nptel Online Course, Indian Institute of Technology, Madras, India.
31. Demir, C. Seismic Behaviour of historical stone masonry multi leaf walls, İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim dalı, İstanbul, 2012, 450s (doktora tezi).
32. Blandon, C. Equivalent viscous damping equations for direct displacement based design, Pavia Üniversitesi, Rose School, 2004, Master thesis.
33. Moavani, S. Sonlu Elemanlar Analizi Teori ve Ansys ile Uygulamalar, Palme yayıncılık, Türkiye, 2015, 906s.
34. Hager, I. Advanced Structural Materials, Krakow Teknoloji Üniversitesi Ders Notları.
35. Kuruşçu, A., O. Yığma duvar ve temellerde doğrusal olmayan modelleme, Yıldız Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Anabilim dalı, İstanbul, 2012, 171 s. (doktora tezi).

36. Çetin, A. Mühendishane.org. sitesi malzeme mühendisliği ders notları.
37. Bakeer, T. Numerical Modelling of masonry structures, Technische Universität, Dresden, 2017, sunum: 33s.
38. Santos, C.F.R., Alvarenga, R.C.S.S., Riberio, J.C.L., Castro, L., O., Silva R.M., Santos, A.A.R., Nalon, G.H. Numerical and Experimental Evaluation of masonry prisms by finite element method, Ibracon Structure and Materials Journal, 2017, Vol: 10 Number 2.
39. Abdulla, K.F. Cunningham, L.S., Gillie, M. Simulating masonry behaviour using a simplified micro model approach, Engineering Structures, 2017 151,349-365.
40. Van Noort, J.R. Computational Modelling of Masonry Structures, Delft University of Technology, Faculty of Civil Engineering, Department of Design and Construction, Section of Structural Mechanics, Delft, 2012, 126s. (Master thesis).
41. Lourenco, P.B. Computaional Strategies for Masonry Structures, Technische Universteit Delft, Delft, 1996, 209s, (doktora tezi).
42. Dsmilua, Modelling Fracture and Failure, Surface Based Cohesive Behaviour, Lecture 6, ABAQUS manuel sunumları.
43. Durmazgezer, E. Dolgu duvarlı betonarme çerçevelerin deprem etkileri altındaki davranışının incelenmesi, Dokuz Eylül Üniversitesi, Fen bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İzmir, 2013, 125s (yüksek lisans tezi).
44. Doğan, H.N.A. Yığma duvarların mikro ve makro modelleme teknikleri ile lineer olmayan analizi, Fırat Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Elazığ, 2016, 58s (yüksek lisans tezi).
45. Kömürcü, S. Yığma duvarların düzlem içi davranışlarının modellenmesi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İstanbul, 2017, 114s.
46. Kim, N.H. Finite Element Analysis of Contact Problem, University of Florida, Department of mechanical and Aerospace engineering, ders notları.
47. TS EN 196-1, Türk standartları, Sertleşmiş harcın basınç ve eğilme dayanımı tayini.
48. Vermeltfoort, A. Brick Mortar Interaction in Masonry under compression, Eindhoven University of Technology, Eindhoven, 2005, 38s.
49. EN 13286-43, Test Method for determination of the modulus of elasticity of hydraulically bound mixtures.
50. Martens, D.R.W., Van Ziji, G., Vermeltfoort, A. Brick mortar interface effects on masonry under compression, Canadian Journal of civil engineering, 2007.
51. TS-EN 772-1, Kagir birimler deney yöntemleri, Basınç dayanımı tayini, 2015.
52. Taşkın, H., Eryürek, M. Eğik düzlemde hareket, Zonguldak Bülent Ecevit Üniversitesi, Zonguldak, güncel, 6s.
53. Obaidat, Y.T. Structural Retrofitting of Concrete Beams Using FRP, Lund University, Civil Engineering, Lund, Sweden, 2011 PHD thesis.
54. Inculet, V. Nonlinear Analysis of Earthquake induced vibrations, Aalborg University, School of Engineering and Science, Denmark, 2016,79 s, (Master thesis).
55. Ergun, S. Betonarme Kirişlerin Kesme Kapasitesinin dış donatılar ile artırılması, Manisa Celal Bayar Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Manisa, Türkiye, 2014, 111s (Doktora Tezi).
56. Türkiye bina deprem yönetmeliği 2018.

57. Kwiecien, A. Felice, G., Oliveira, D.V., Zajac, B. Bellini, A., De Santis, S., Ghiassi, B., Lignola, G. P., Lourenço, P. B., Mazzotti, C., Prota, A. Repair of composite to masonry bond using flexible matrix, *Materials and Structures*, 2015, 49, 2563-2580.
58. Kwiecien, A. Gams, M., Zajac, B. Numerical modelling of flexible polimers as the adhesive for frps, *The 12th International Symposium on Fiber Reinforced Polimers as The Adhesive for FRPs*, 14-16 October, 2015 Nanjing, China.
59. Gams, M., Kwiecien, A., Korelc, J., Rousakis, T., Viskovic, A. Modelling of deformable polimer to be used for joints between infill masonry walls and R.C. frames, *Science direct*, 2017, 455-461.
60. Ksiel, P. Model approach for Polimer Flexible Joints in precast elements joints for concrete pavements, *Krakov University of Technology, Faculty of Civil Engineering, Institute of Structural Materials, Krakow, Polonya*, 2018,15s (doktora tezi).
61. Erkek, S. Kauçuk Kapı Stoperinin Hiperelastik ve Viskoelastik Modellenmesi ve Sonlu Elemanlar Yöntemi ile Analizi, *Uludağ Üniversitesi, Fen bilimleri Enstitüsü, Makina mühendisliği bölümü, Bursa, Türkiye*, 2016, 36s. (y. lisans tezi).
62. Viskovic, A., Zuccarino, L. Kwiecien, A., Zajac, B., Gams, M. Quick seismic protection of weak masonry infilling in filled frame structures using flexible joints, *Key Engineering Materials*, 2017, Vol 747,628-637.
63. Timurağaoğlu, M.Ö. Doğançün A., Livaoglu, R. Comparison and Assesment of Material Models for Simulation of Infilled RC frames under lateral loads, *Gradevinar* 71, 2019, 45-56.

ÖZGEÇMİŞ

Adı Soyadı : Hakan KOMAN

Yabancı Dili : İngilizce (YDS 2015:85)

E-posta :

Eğitim Durumu

Lise : Manisa Fatih Anadolu Lisesi, 2003

Lisans : Manisa Celal Bayar Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 2009

Yüksek Lisans : Manisa Celal Bayar Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Anabilim dalı Yapı Bölümü, 2015

Mesleki Deneyim

Kurum bilgisi: Avrasya45 Yapı Denetim (2011-2013)

Yayınları

Koman, H., Nohutcu, H. Harçsız Yığma Duvarlı Betonarme Çerçevenin Nümerik Analizi, Niğde Ömer Halisdemir Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 2021,10(1), 266-275