

T.C.
FIRAT ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

YIĞMA DUVARLARIN MİKRO VE MAKRO MODELLEME
TEKNİKLERİ İLE LİNEER OLMAYAN ANALİZİ

YÜKSEK LİSANS TEZİ

H.Nurben AŞAN DOĞAN

Anabilim Dalı: İnşaat Mühendisliği

Programı: Mekanik

Danışman: Doç. Dr. Muhammet KARATON

ELAZIĞ-2016

T.C.
FIRAT ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

YIĞMA DUVARLARIN MİKRO VE MAKRO MODELLEME TEKNİKLERİ İLE
LİNEER OLMAYAN ANALİZİ

YÜKSEK LİSANS TEZİ

H.Nurben AŞAN DOĞAN
(11115103)

Tezin Enstitüye Verildiği Tarih: 02 Şubat 2016

Tez Danışmanı :

Doç. Dr. Muhammet KARAFON

Diğer Jüri Üyeleri :

Prof. Dr. Özgür DEĞERTEKİN

Prof. Dr. Mehmet ÜLKER

ELAZIĞ-2016

ÖNSÖZ

Tezin hazırlama sürecinde bana tüm iyi niyetiyle her türlü yardımı sağlayan tez danışmanım Doç. Dr. Muhammet KARATON'a teşekkürlerimi sunarım. Çalışmalarım boyunca her yönüyle yanımda olan, beni destekleyen aileme ve eşime teşekkürü bir borç bilirim.

İÇİNDEKİLER

	Sayfa No
ÖNSÖZ	II
İÇİNDEKİLER.....	III
ÖZET	V
SUMMARY	VI
ŞEKİLLER LİSTESİ	VII
TABLolar LİSTESİ	X
SİMGELER LİSTESİ	XI
KISALTMALAR	XII
1. GİRİŞ	1
2. MİKRO, MESO VE MAKRO MODELLEME TEKNİKLERİ	4
2.1. Mikro modelleme.....	4
2.2. Basitleştirilmiş Mikro (Meso) Modelleme	5
2.3. Makro Modelleme	6
2.3.1. Makro modelleme Tekniğinde Akma Yüzeyiyle Homojenleştirme	7
2.3.1.1. Drucker-Prager Modeli	8
2.3.1.2. Ortotropik Rankine Modeli.....	9
2.3.1.3. Anizotropik Hill Modeli	11
2.3.2. Makro modelleme Tekniğinde Amprik Üstel İfadelerle Homojenleştirme .	12
3. NUMERİK KARŞILAŞTIRMA	13
3.1. Mikro Modelleme ile Yapılan Çalışmalar.....	14
3.1.1. Eindhoven JD4 duvarı mikro analizleri.....	15
3.1.2. Eindhoven JD6 duvarı mikro analizleri.....	17
3.1.3. Eindhoven JD7 duvarı mikro analizleri.....	19
3.2. Makro Modelleme ile Yapılan Çözümler.....	21
3.2.1. Üstel Fonksiyonlarla Homojenleştirilmiş Makro Model Çözümleri.....	22
3.2.1.1. Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik sonuçlarının karşılaştırması .	24
3.2.1.2. Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik sonuçlarının karşılaştırması .	28
3.2.1.3. Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik sonuçlarının karşılaştırması .	32
3.2.2.1 Birim Alan ile Homojenleştirme Formülasyonu.....	37
3.2.2.2 Birim Hücre Alan Elemanları ile Homojenleştirilmiş Makro Model Çözümleri	

.....	39
3.2.2.2.1 Mann, Rill805, Eurocode 6 Dayanım Formülleri ile Yapılan Çözümler	39
3.2.2.2.2 Önerilen Basınç Dayanım Formülü ile Yapılan Çözümler	46
4. SONUÇLAR.....	53
KAYNAKLAR	56
ÖZGEÇMİŞ	58

ÖZET

Bu tez çalışmasında, Drucker-Prager malzeme modeli kullanılarak elde edilen mikro ve makro model nümerik sonuçları, deney verileriyle karşılaştırılarak söz konusu malzeme modelinin etkinliği incelenmiştir. Bu amaçla, JD4, JD6 ve JD7 olarak adlandırılan “Eindhoven duvarları” deney verileri seçilmiştir. Mikro model çözümlerinde, bu duvarlara ait deney sonuçları ile Xu ve Ark.’nın ve Drucker-Prager malzeme modelinin mikro model çözümleri karşılaştırılmıştır. Makro model çözümlerinde ise tuğla ve harç birimlerin homojenleştirme işlemi için tez kapsamında önerilen Birim Hücre Alan (BHA) eleman modeli kullanılmıştır. Öncelikle, homojenleştirilmiş yığma birimin elastisite modülü ve dayanımı için bağıntılar önerilmiştir. Bu eşitliklerde kullanılan katsayıların etkinliği incelenerek elastisite modülü ve dayanım katsayıları arasında bağıntılar geliştirilmiştir. Aynı zamanda, BHA elemanlar için geliştirilen yatay ve düşey elastisite modüllerine karşılık dayanım katsayısının değişimi incelenmiştir. Bunun yanı sıra, literatürde dayanım için önerilen fonksiyonlar ile önerilen elastisite modüllerinin etkinliği irdelenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Drucker-Prager, Makro Modelleme, Mikro Modelleme ve Eindhoven Duvarı ve Birim Hücre Alan Eleman Yöntemi

SUMMARY

NONLINEAR ANALYSIS OF MASONRY WALLS BY USING MICRO AND MACRO MODELLING TECHNIQUES

In this thesis, effectiveness of Drucker-Prager material model were investigated by comparing test results with micro, macro numerical solutions obtained by using this material model. For this reason, test data of Eindhoven walls which called as JD4, JD6 and JD7 were selected. In the micro modelling solutions, micro model solutions obtained with Xu et al. and Drucker-Prager material model were compared with these test results. Unit Cell Area (UCA) element model was proposed for homogenization procedure of brick/mortar units and it was used for macro modelling solutions. Equations for elasticity modulus and strength of homogenized masonry unit were firstly proposed. Correlations between elasticity modulus and strength of homogenized masonry unit were improved by investigating of effectiveness of coefficients use in these equations. Furthermore, variations of strength coefficient were investigated for developed horizontal and vertical elasticity modulus for UCA element. Besides this, the effectiveness of the proposed functions for modulus of elasticity and strength recommended in the literature were investigated.

Key Words: Drucker-Prager, Macro Modelling, Micro Modelling ve Eindhoven Wall and Unit Cell Area Element Model

ŞEKİLLER LİSTESİ

Şekil 2.1	Yığma duvarların a) Mikro, b) Meso ve c) Makro modelleme teknikleri	4
Şekil 2.2	Meso Modelleme	5
Şekil 2.4.	Yığma yapılarda kırılma mekanizmaları.....	7
Şekil 2.3.	Birim hücre yöntemi ile homojenleştirme işlemi.....	7
Şekil 2.5.	Drucker-Prager, Mohr-Coulomb ve Von Mises akma yüzeyleri.	9
Şekil 2.6.	Rankine akma kriter	11
Şekil 2.7.	Anizotropik Hill Modeli;.....	11
Şekil 3.1.	Eindhoven duvarının geometrik özellikleri, yükleme durumu ve sınır şartları. .	13
Şekil 3.2.	Eindhoven duvarının mikro modeli ve sınır şartları.	15
Şekil 3.3.	JD4 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik kuvvet-yer değiştirme grafikleri.	16
Şekil 3.4.	JD4 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik çatlak/hasar bölgeleri.	16
Şekil 3.5.	JD6 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik kuvvet-yer değiştirme grafikleri.	18
Şekil 3.6.	JD6 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik çatlak/hasar bölgeleri.	19
Şekil 3.7	JD7 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik kuvvet-yer değiştirme grafikleri.	20
Şekil 3.8.	JD7 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik çatlak/hasar bölgeleri.	21
Şekil 3.9.	Makro modelleme için Eindhoven duvarının sonlu eleman modeli.	22
Şekil 3.10	$\beta = 0.3$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	25
Şekil 3.11	$\beta = 0.35$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	25
Şekil 3.12	$\beta = 0.40$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	26
Şekil 3.13	$\beta = 0.50$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	26
Şekil 3.14	$\beta = 0.75$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	27
Şekil 3.15	$\beta = 1.00$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme	

eğrileri.....	27
Şekil 3.16 $\beta = 0.30$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	29
Şekil 3.17 $\beta = 0.35$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	29
Şekil 3.18 $\beta = 0.40$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	30
Şekil 3.19. $\beta = 0.45$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	30
Şekil 3.20. $\beta = 0.50$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	31
Şekil 3. 21 $\beta = 0.75$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	31
Şekil 3.22 $\beta = 1.00$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	32
Şekil 3.23. $\beta = 0.30$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	33
Şekil 3.24. $\beta = 0.35$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	34
Şekil 3.25 $\beta = 0.40$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	34
Şekil 3.26 $\beta = 0.50$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	35
Şekil 3.27 $\beta = 0.55$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	35
Şekil 3.28 $\beta = 0.75$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	36
Şekil 3.29 $\beta = 1.00$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.	36
Şekil 3.30 Kâgir duvar üzerinde seçilen birim hacim elemanı.....	38
Şekil 3.31. Homojenleştirme için önerilen yay modeli.	39

Şekil 3.32 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	40
Şekil 3.33 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	42
Şekil 3.34 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	42
Şekil 3.35 $E_{eff,D}$ Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	43
Şekil 3.36 $E_{eff,D}$ Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	44
Şekil 3.37 $E_{eff,D}$ Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	45
Şekil 3.38 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	48
Şekil 3.39 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	48
Şekil 3.40 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	49
Şekil 3.41 $E_{eff,D}$ Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	50
Şekil 3.42 $E_{eff,D}$ Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	50
Şekil 3.43 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.....	51

TABLÖLAR LİSTESİ

Tablo 3.1. Çözümlerde kullanılan malzeme özellikleri	14
Tablo 3.2 Homojenleştirilmiş elemanların malzeme özellikleri	23
Tablo 3.3 Mann Rill805 ve Eurocode 6 için malzeme özellikleri	41

SİMGELER LİSTESİ

c	: Kohezyon
C	: Sıvıdaki ses hızını
$\mathbf{C}_f^p$	: Sıvı ortamın sönüm matrisi
$\mathbf{C}_s$	: Sönüm matrisi
F	: Akma Kriteri
$\mathbf{N}$	: Basınç değişkeni için eleman şekil fonksiyonları vektörü
$\mathbf{N}'$	: Yer değiştirme değişkeni için eleman şekil fonksiyonları matrisi
q	: Sıvı-temel ara yüzeyindeki dalga sönümleme katsayısı
$\{S\}$	: Deviatorik gerilme vektörü
x,y,z	: Kartezyen koordinatları
t	: Zaman
ϕ	: İçsel sürtünme açısı
ρ	: Sıvının kütle yoğunluğunu
σ_e	: Eşdeğer gerilme
σ_m	: Ortalama gerilmeyi
σ_y	: Malzemenin akma gerilmesi
$\mathbf{d}$	: Gerilme vektörü

KISALTMALAR

- AEM** : Ayrık Elemalar Metodu
RCYM : Rijit Cisim Yay Modeli
BHA : Birim Hücre Elaman Yöntemi

1. GİRİŞ

Yığma duvarlar bina inşaatı için yüzyıllardır kullanılmış olup bu yapıyı oluşturan malzemelerin kompleks davranışlarının bilinmesine rağmen hala tercih edilen yapı elemanlarıdır. Yığma duvarlar bir beton veya çelik çerçevede dolgu malzemesi olarak veya taşıyıcı bir eleman olarak inşa edilmektedir. Dolgu malzemesi olarak kullanılan yığma duvarlar, binaların deprem sırasındaki davranışında olumlu katkı sağlamaktadır. Bu nedenle bu yapı elemanlarının davranışlarının doğru bir şekilde modellenmesi gerekmektedir. Yığma duvarların göçme modlarının karmaşıklığından dolayı hala hesaplamada zorluklarla karşılaşmaktadır. Yığma yapıların davranışlarının modellenmesi hesaplama mekaniğinde en kompleks problemlerden biridir. Bu problemler özellikle bir tuğlanın diğerine göre kaymasından dolayı yeni kontakların oluşumu ve tuğlaların köşelerindeki gerilme yığılması olarak düşünülebilir. Problemi basitleştirmek için yığma duvarların düzlemde ve düzlem dışı davranışları için farklı fikirler öne sürülmüştür [1-5].

Bu yapıların statik ve dinamik yükler altındaki davranışlarının belirlenmesinde farklı hesaplama metotları sunulmuştur. Bu hesaplama metotları mikro, makro ve meso ölçekli analiz olarak üç grupta kategorize edilmiştir. Mikro ölçekli analizlerde yapının doğru davranışı önemlidir ve bileşenlerinin lineer olmayan davranışlarında çatlakların yörüngesi daha büyük bir ilgiye sahiptir. Makro ve meso ölçekli analizlerde bileşenlerin global davranışı önemlidir. Her bir bileşenin lineer olmayan davranışları detaylandırılmamaktadır. Mikro ölçekli yaklaşımda bazı bilgi eksikliği olmasına rağmen bu tip analizlerle yapılacak tahminler oldukça makul görülmektedir[1]. Büyük ölçekli yapıları mikro ölçekle modellemek için büyük bilgisayar hafızası ve hesaplama zamanı gerektiğinden bu tip yapıların analizlerinde meso ve makro ölçekli yaklaşımlar tercih edilmektedir.

Beton ve taş gibi gevrek malzemeler üzerinde son on yıldır yapılan çalışmalar tamamıyla makro, mikro ve meso ölçekli yaklaşımlar üzerinde yoğunlaştı. Bazı araştırmacılar beton veya yığma malzemelerden inşa edilmiş yapıların tepkisini daha iyi anlayabilmek için yeni modeller üzerinde kapsamlı bir şekilde çalışmaktadırlar. Betonun mikro yapısı ilk kez sayısal olarak Roelfstra tarafından modellendi[6]. Roelfstra' nın modeli olan "sayısal beton", harç, agrega ve bunların aralarındaki ara yüzey elamanlarından oluşmaktadır. Bu ara yüzey elamanları agrega parçalarından daha küçük

boyutlarda tanımlanmıştır. Bazant'ın meso modelinde matrix ve agrega parçaları sürekli elastik elemanlarla modellenmiştir. Bu elemanlar arasındaki bağlantı lineer olmayan ara yüzey elemanları kullanılarak sağlanmıştır. Kohezif çatlak modelinin birleşik mod durumu için bu lineer olmayan ara yüzey elemanlarımanları, potansiyel çatlak bölgesi olarak modellenmektedir. Bu gibi modeller oldukça fazla serbestlik derecesi kullanılmasına yol açmaktadır.

Sürekli elemanlar yerine ayırık elemanlar kullanılması ve malzeme özelliklerine göre ara yüzey elemanların davranışlarının belirlenmesi daha az hafıza ve daha kısa sürede çözüme ulaştırmaktadır. Ayırık Elemanlar Metodu (AEM) ilk kez Cundall tarafından rijit parçacıklarla sadece kum gibi aralarında sürtünme oluşturabilecek malzemeler için geliştirildi. AEM ve Rijit Cisim Yay Modeli (RCYM) ile sürekli modeller karşılaştırıldığında, AEM ve RCYM daha az hafızaya ve süreye ihtiyaç duymaktadır.

Zubelewics ve Bazant çatlak büyümesini incelemek amacıyla kumlar üzerinde ara yüzey çekme dayanımı sıfırdan farklı parçacık modeller kullandılar. Çekme dayanımı kum gibi malzemelerde önemli olmadığından parçacığın etkileşim kuralı çok basit olmaktadır. Böylece tüm parçacık sisteminin davranışı kinematik sınırlayıcılar yardımıyla kontrol edilmektedir. RCYM bu modele benzer bir fikre sahip olup Kawai tarafından tanıtılmıştır ve malzemelerin bağlantı bölgesi boyunca yer alan sıfır uzunluklu yaylar ile birleştirilmiş çok sayıdaki rijit elemanlarla modellenmektedir.

Yığma binaların makro ölçekli analizinde, Chen vd. yığma duvarların düzlemde hem kayma hem de eğilme tepkilerini modellemek için bir dizi dönme serbestliğine sahip lineer olmayan kayma yaylarını kullandılar. Önerilen bu makro elemanda, bir eksenel yay, üç kayma yayı ve iki dönme yayı kullanılmıştır. Büyük rijit elemanlar ve yaylar arasındaki ilişki için Casolo [12] makro ölçekli bir yöntem geliştirmiştir. Casolo makalesinde, önerdiği model ve sonlu elemanlar modelini kullanarak bir yığma duvarın frekanslarını ve mod şekillerini karşılaştırmıştır. Daha sonra bu model yığma duvarların histerik davranışları için ve deprem tahrikleri altında duvarın modellenmesi için genişletilmiştir. Bu modelde duvarın çatlama durumu bir hasar parametresi ile gösterilmektedir.

Yığma yapıların için Samarasinghe ve Zhuge tarafından en eski makro modelleme tekniği, malzemelerin non-lineerlik üreten etkilerini ve çatlak yayılımını içerir. Bu çalışmada yığma duvarlar, tuğla ve harcın ortalama sürekli özellikleri ve tuğla harç birleşimde yaklaşık non lineer davranış gösterdiği kabul edilerek modellenmişlerdir. Bu nedenle sonlu eleman modelinde her bir eleman birkaç yığma birim ve bağlantı noktasını

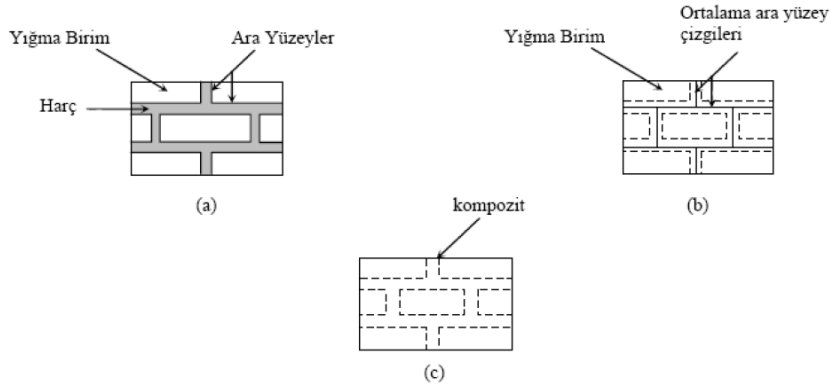
kapsar. Aynı zamanda Khattab ve Drysdale içi boş bir beton yığma yapı için zayıf düzlemler ve harç bağlantı noktaları için homojen model formülüne etmişlerdir. Bazı araştırmacılar, kayma duvarının karmaşık davranışı üzerinde çalışmak için mikro modelleme tekniğini uyarlamışlardır. Giambanco vd. ara yüz modelini sadece kayma duvarında harç bağlantı noktalarında oluşan çekme ve kayma gerilmelerini hesaplamak için kullandılar. Lourenco, yığma yapılarda lineer elastik sınırdan çatlama ayrışma ve dayanımın kaybolmasına kadar geçen süreci kapsayan bir modeli tanıttı. Sayısal modelde çatlak yüzeylerinde bazı yük artışlarında oluşan çatallanmalar çözülememesi zorlukları ortaya çıkarmıştır.

Bu tez çalışmasında, yığma duvarlar üzerinde yapılan statik itme deney sonuçları ile Drucker-Prager malzeme modeli kullanılarak elde edilen mikro ve makro model nümerik sonuçları karşılaştırılarak söz konusu malzeme modelinin etkinliği incelenmiştir. Yığma duvar deney sonuçları için “Eindhoven duvarları” olarak adlandırılan deney verileri kullanılmıştır. Deneyler, düşey yönde ön basınç yükü olarak duvarın üzerinden etkiyen 30, 120 ve 210 kN’ luk tekil kuvvetler ile yatay doğrultuda etki eden statik itme kuvveti altında elde edilmiştir. 30, 120 ve 210 kN’ luk ön basınç yükleri için sırasıyla JD4, JD6 ve JD7 olarak adlandırılmıştır.

Nümerik karşılaştırmalar mikro ve makro modeller olmak üzere iki başlık altında elde edilmiştir. Mikro model çözümlerinde, JD4, JD6 ve JD7 duvarları deney sonuçları ve Xu ve Ark.’nın ve Drucker-Prager malzeme modeli ile yapılan mikro model çözümleri karşılaştırılmıştır. JD4, JD6 ve JD7 duvarlarına ait makro model çözümlerinde ise tuğla ve harç birimlerin homojenleştirme işlemi için tez kapsamında önerilen Birim Hücre Alan (BHA) eleman modeli kullanılmıştır. Bu modelleme tekniği kullanılarak 2 alt grup altında çözümler elde edilmiştir. İlk grup çözümler, harç ve tuğlanın hacimsel oranlarını içeren üstel fonksiyonlar kullanılarak homojenleştirilmiş malzemenin elastisite modülü katsayısı α ile dayanım katsayısı β ’nın 0.0-1.0 aralığındaki değişimleri için elde edilmiştir. İkinci grup çözümlerde ise kompozit malzeme teorisi kullanılarak BHA elemanlar için geliştirilen yatay ve düşey elastisite modüllerine karşılık β dayanım katsayısının 0.0-1.0 aralığındaki değişimi ve literatürde dayanım için önerilen üstel fonksiyonlar için ayrı ayrı elde edilerek yöntemin etkinliği incelenmiştir.

2. MİKRO, MESO VE MAKRO MODELLEME TEKNİKLERİ

Yığma yapıların sayısal modellerle incelenmesi gelişen bilgisayar teknolojisiyle yaygınlaşmıştır. Bununla birlikte yığma yapıların analizinde sonlu ve ayrık eleman yöntemleri gibi sayısal yaklaşımlar kullanılmaya başlanmıştır [16]. Genellikle sonlu eleman yöntemi, tuğla/taş ve harç birimlerinin ayrı ayrı modellendiği mikro model ile tuğla/taş ve harcın eşdeğer bir malzemeye dönüştürülerek modellendiği makro modelleme tekniğinde kullanılmaktadır. Ayrık eleman modellemesinde ise tuğla/taş ile harç arasında yer alan ara yüzey bölgesi, sonlu elemanlarla diğer kısımlar ise rijit veya şekil değiştirebilen ayrık elemanlarla modellenmektedir. Yığma duvarların analizinde kullanılan bu modelleme tekniği, basitleştirilmiş mikro veya Meso model olarak da adlandırılmaktadır.



Şekil 2.1 Yığma duvarların a) Mikro, b) Meso ve c) Makro modelleme teknikleri [17].

2.1. Mikro modelleme

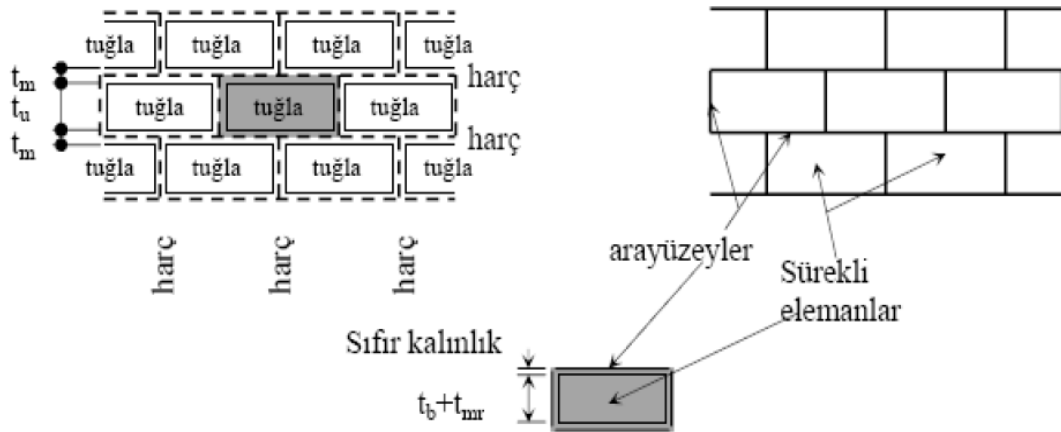
Yığma yapılarda taş/tuğla ve harç farklı malzeme özelliklerine sahip birimler olup, mikro modelleme tekniğinde bu malzeme özellikleri ayrı ayrı dikkate alınarak sonlu elamanlar modeli oluşturulmaktadır [17]. Bu sebepten küçük ölçülerdeki duvarların sonlu elaman modelinde çok fazla elaman ve düğüm noktasına ihtiyaç duyulduğundan büyük ölçülerdeki yığma yapıların analizlerinin yapılması güçleşmektedir. Özellikle doğrusal olmayan analizlerde iterasyon sayısına bağlı olarak çözüm sayısının arttığı düşünülürse, sistemin çözüm süresi aşırı oranlarda artmaktadır [16]. Bunların yanı sıra doğru bir şekilde malzeme özellikleri ve sınır şartları tanımlanmış bir yığma duvarın doğrusal olmayan

analizi ile taşıyabileceği yükü, kırılma mekanizmasını, harçlarda meydana gelen kaymayı ve çatlak yörüngesini doğru bir şekilde belirlemek mümkün olmaktadır [19].

2.2 Basitleştirilmiş Mikro (Meso) Modelleme

Yığma yapıların lineer olmayan analizlerinde kullanılan bu modelleme tekniğinde, tuğla/taş ile harç arasında yer alan ara yüzey bölgesi, sonlu elemanlarla diğer kısımlar ise rijit veya şekil değiştirebilen ayrık elemanlarla modellenmektedir. Rijit elemanlar, bir tuğla/taş ve iki yarım harçtan meydana gelmektedir. Böylece rijit elemanların boyutları tuğla/taş boyutlarından harç ölçüleri kadar büyük olmaktadır. Rijit elemanlar, açılma ve kayma yapabilen ara yüzey sonlu elemanlar ile birbirine bağlanmaktadır (Şekil 2.2) [17].

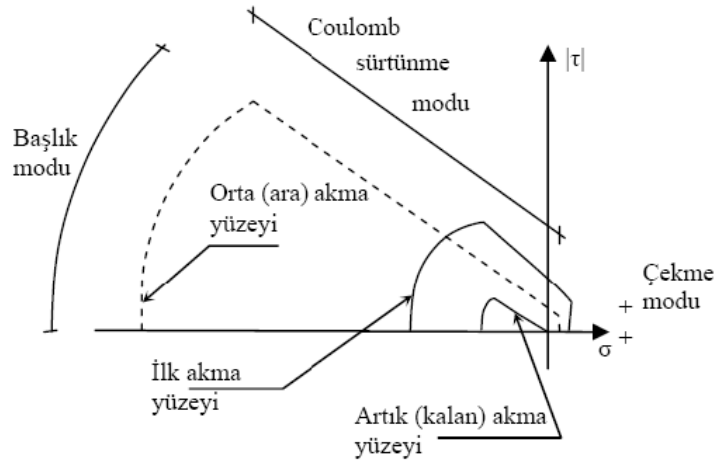
Meso modelleme kullanılarak elde edilen çözümlerde, muhtemel göçme mekanizmalarının tamamının dikkate alınamaması önemli sorunlardan birisidir. Çatlakların ara yüzeylerde meydana geldiği kabul edilmekte olup sadece açılma ve kayma etkileri için dikkate alınmaktadır. Aynı zamanda rijit elemanlardaki çatlakların ise sadece eleman orta bölgesinde oluşabileceği kabulü vardır [4].



Şekil 2.2 Meso Modelleme (Basitleştirilmiş mikro model tekniği).

Bu tekniğin avantajları ise büyük yer değiştirmelerin, çatlak yörüngesinin ve kırılma yükünün yeterli bir yaklaşımla elde edilebilmesidir. Aynı zamanda, mikro modele göre daha az düğüm noktası, eleman ve hafızaya ihtiyaç duyulmaktadır. Meso modelleme tekniğinin dezavantajları ise modelde kullanılan blok elemanlar arasında çok sayıda ara

yüzey elemanı gerektirmesi ve üç boyutlu problemler için çok zaman harcanmasıdır [19].

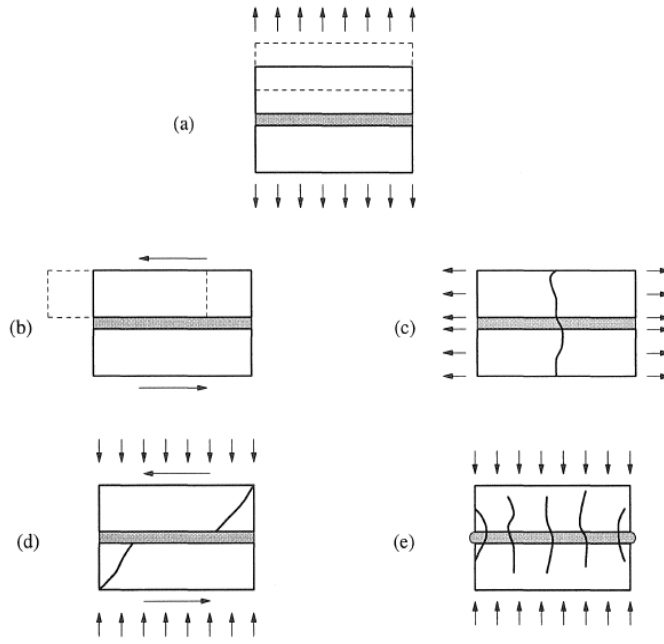


Şekil 2.3. Kompozit ara yüzey kırılma kriteri.

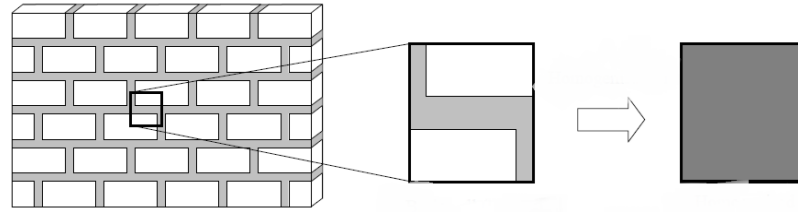
2.3. Makro Modelleme

Bu yaklaşımda, malzeme kompozit kabul edilmekte olup taş/tuğla ve harç homojenleştirilerek tek bir malzeme özelliğine dönüştürülmektedir [20]. Yöntem uygulanırken Şekil 2.2’ de görüldüğü gibi her bir kırılma durumu ayrı ayrı dikkate alınıp homojenleştirilmiş malzemenin akma yüzeyi ve kompozit malzeme teorisi ile tespit edilmektedir [17-19]. Akma yüzeyi için izotrop, ortotrop ve anizotrop olmak üzere farklı akma yüzeyleri tanımlanmaktadır [18]. Aynı zamanda kompozit malzeme teorisi kullanılarak yığma birimin homojen ve izotrop bir malzeme özelliğine sahip olduğu kabule edilerek homojenleştirme işlemi yapılmaktadır [24] Bunların yanı sıra Lourenço ve ark. [16] Şekil 2.3’ de görüldüğü gibi “Birim hücre metodu” adını verdikleri bir homojenleştirme yöntemi ile yığma birimlerin nümerik modellemesini yaptılar.

Makro modelleme tekniği, mikro ve meso modelleme tekniklerinde kullanılan düğüm ve eleman sayısından çok daha az sayıda sonlu eleman gerektirdiği için büyük yapı sistemlerinin analizlerinde tercih edilmektedir. Bu yaklaşım genellikle karmaşık sistemli kâğır yapıların duvar, ayak, payanda, kemer ve tonozlarının modellenmesine kullanılmaktadır. Ancak bu yaklaşımda çatlak geometrisi ve yayılışı hakkında detaylı bir bilgi elde edilememektedir.



Şekil 2.4. Yığma yapılarda kırılma mekanizmaları: a) Harçta oluşan çekme kırılması, b) Harçta oluşan kayma durumu, c) Yığma birimin düşey kırılması, d) Yığma birimin diyagonal çekme kırılması ve e) yığma birimin ezilmesi.



Şekil 2.3. Birim hücre yöntemi ile homojenleştirme işlemi.

2.3.1. Makro modelleme Tekniğinde Akma Yüzeyiyle Homojenleştirme

Yığma birimlerin homojenleştirme işleminde izotrop, ortotrop ve anizotrop akma yüzeyleri kullanılmaktadır. İzotrop akma yüzeyi için genelde Drucker-Prager ve William-Warnke [2] akma yüzeyleri tercih edilirken, Ortotrop akma yüzeyi için Rankine ve Anizotrop akma yüzeyi için ise Hill Modeli tercih edilmektedir.

2.3.1.1. Drucker-Prager Modeli

Mises kriterinin hidrostatik gerilme etkisini içerecek şekilde genelleştirilmesinden elde edilmiştir. c kohezyona ve ϕ içsel sürtünme açısına bağlı olarak ifade edilen Drucker-Prager yaklaşımının akma yüzeyi dik bir koni biçiminde olup Şekil 2.3’ de görülmektedir. Bu grafiksel gösterim malzemenin çekme ve basınçtaki davranışlarının farklı olduğunu göstermektedir. Şekil 2.3’ de geçen σ_1 , σ_2 ve σ_3 büyüklükleri asal gerilmeleri temsil etmektedir. Drucker-Prager yaklaşımında plastik şekil değiştirme hacimdeki değişimle birlikte ortaya çıkmaktadır. Bu modelde eşdeğer gerilme,

$$\sigma_e = 3 \beta \sigma_m + \left[\frac{1}{2} \{S\}^T \mathbf{M}^- \{S\} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.1)$$

olarak tanımlanmaktadır [13]. Burada, σ_m ortalama gerilmeyi (Hidrostatik gerilme), $\{S\}$ deviatorik gerilme vektörünü, $\mathbf{M}^-$ diyagonal dışı terimleri sıfır olan sabitler matrisini göstermektedir. β ise bir malzeme sabiti olup,

$$\beta = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3} (1 - \sin \phi)} \quad (2.2)$$

bağıntısıyla belirtilebilir. $\mathbf{M}^-$ matrisi ve $\{S\}$ deviatorik gerilme vektörü sırasıyla,

$$\mathbf{M}^- = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

$$\{S\}^T = \frac{1}{\sqrt{2}} \sigma_m [1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T \quad (2.4)$$

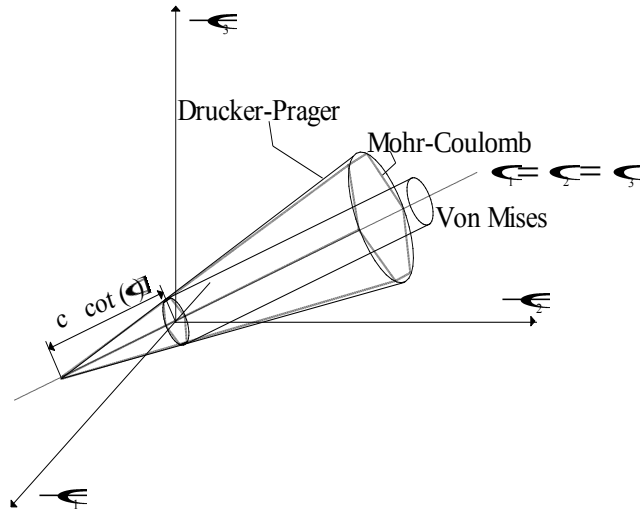
eşitlikleri ile verilebilir. Denklem (4)' de σ_e gerilme vektörünü belirtmektedir. Malzemenin akma gerilmesi σ_y ,

$$\sigma_y = \frac{6 c \cos \phi}{\sqrt{3} (1 - \sin \phi)} \quad (2.5)$$

formunda verilmektedir. Buradan akma yüzeyini belirten akma kriteri,

$$F = \sigma_e - \sigma_y = 0 \quad (2.6)$$

olarak ifade edilebilir. Akma yüzeyi; Şekil 1' de görüldüğü gibi altıgen olan Mohr-Coulomb akma yüzeyinin köşelerine temas ederek çevreleyecek şekilde malzeme parametrelerine sahip bir koni biçimindedir [24,23].



Şekil 2.5. Drucker-Prager, Mohr-Coulomb ve Von Mises akma yüzeyleri.

2.3.1.2. Ortotropik Rankine Modeli

Rankine' nin ortotropik malzemeler için önerdiği modelin akma yüzeyi Şekil 2.6.' da görülmektedir. Bu modelin akma kriteri asal gerilme uzayında tanımlandığından formülasyonunda zorluklarla karşılaşmaktadır. Rankine'nin akma kriteri, birinci asal gerilme ve eşdeğer bir gerilmeye (σ_t) bağlı bir fonksiyonla ifade edilmektedir. Burada σ_t

malzemenin yumuşama davranışını tarif etmek için kullanılmaktadır. Böylece malzemenin akma kriteri için,

$$f_1 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} - \bar{\sigma}_t(\kappa_t) \quad (2.7)$$

eşitliği tanımlanmıştır. Burada skaler bir büyüklük olan κ_t yumuşama miktarını kontrol etmektedir. İzotropik yumuşama kabulü, hasarın doğrultuları birbirlerine göre dik olsa dahi beton ve yığma birimlerin çekme dayanımını aşan yükler altında yumuşama davranışını tam olarak yansıtmamaktadır [16]. Bu problem kinematik yumuşama davranışı dikkate alınarak belirli bir kısmı çözülmüştür. Bu kabul yerine her bir eksen için farklı yumuşama dikkate alınarak çözümlerin yapılması gerekmektedir [16]. Birbirlerine dik x ve y eksenleri doğrultusunda yer alan iki farklı malzemenin yumuşaması dikkate alınarak Rankine'nin akma kriteri olan denklem (2.7) yeniden düzenlenirse (2.8)

$$f_1 = \frac{(\sigma_x - \bar{\sigma}_t(\kappa_t)) + (\sigma_y - \bar{\sigma}_t(\kappa_t))}{2} + \sqrt{\left(\frac{(\sigma_x - \bar{\sigma}_t(\kappa_t)) + (\sigma_y - \bar{\sigma}_t(\kappa_t))}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (2.8)$$

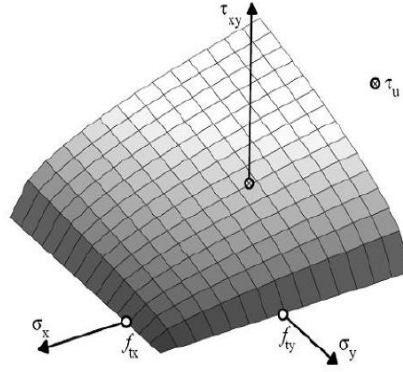
eşitliği yazılabilir [16]. Bu eşitlik aynı çekme ve basınç dayanımına sahip ortotropik malzemeler için kullanılmaktadır. Denklem (3.7) x ve y eksenleri doğrultusunda farklı malzeme dayanımları için yeniden düzenlenirse,

$$f_1 = \frac{(\sigma_x - \bar{\sigma}_{t1}(\kappa_t)) + (\sigma_y - \bar{\sigma}_{t2}(\kappa_t))}{2} + \sqrt{\left(\frac{(\sigma_x - \bar{\sigma}_{t1}(\kappa_t)) + (\sigma_y - \bar{\sigma}_{t2}(\kappa_t))}{2}\right)^2 + \alpha \tau_{xy}^2} \quad (2.9)$$

bağıntısı elde edilir. Burada α parametresi göçme durumuna kadar kayma gerilmesini kontrol eden bir parametre olup,

$$\alpha = \frac{f_{tx} f_{ty}}{\tau_u^2} \quad (2.10)$$

eşitliği ile elde edilmektedir. Burada, f_{tx} , f_{ty} , ve τ_u sırasıyla x ve y düzlemlerinde tek eksenli çekme dayanımlarını ve kayma gerilmesini ifade etmektedir.



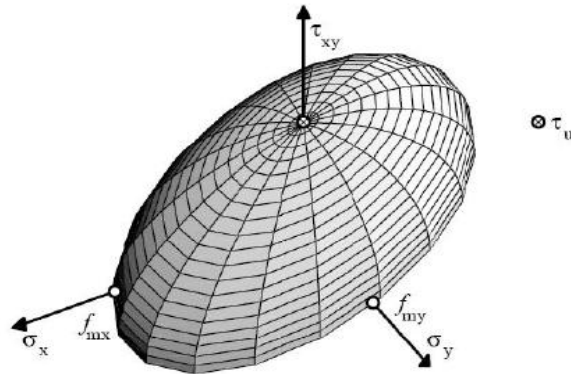
Şekil 2.6. Rankine akma kriteri [1].

2.3.1.3. Anizotropik Hill Modeli

Bu teori, izotropik malzemeler için uygulanan von Mises akma yüzeyinin anizotropik malzemeler için genişletilmiş formülasyonunu içermektedir. Düzlem gerilme durumunda ($\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$) x ve y eksenlerinde farklı malzeme özellikleri için von Mises akma kriteri yeniden düzenlenirse,

$$f_2 = A\tau_x^2 + B\tau_x\tau_y + C\tau_y^2 + D\tau_{xy}^2 - 1 = 0 \quad (2.11)$$

eşitliği yazılabilir [25]. Burada, A, B, C ve D malzeme parametrelerini belirtmekte olup tek ve iki eksenli gerilme durumları dikkate alınarak belirlenmektedir. Anizotropik Hill modelinin akma yüzeyi, τ_{xy} 'ye bağlı olarak hesaplanmakta olup $\tau_{xy} = 0$ olduğu durumda bir elips formundan başlayıp $\tau_{xy} > 0$ olduğu durumlar için elipsin yarı çaplarının küçüldüğü forma dönüşmektedir (Şekil 2.7).



Şekil 2.7. Anizotropik Hill Modeli.

2.3.2. Makro modelleme Tekniğinde Amprik Üstel İfadelerle Homojenleştirme

Yığma taş duvarlar, taş ve harç ile kompozit bir malzeme özelliğine sahiptir. Bu nedenle her iki malzemeye eşdeğer bir malzeme belirlemek için kompozit malzeme birleşim yöntemleri kullanılmaktadır. Schubert ve Krämer [24], taşların basınç dayanımı $f_{st,c}$ ve harcın basınç dayanımı, $f_{mo,c}$ yardımıyla üstel denklemlerin genel halini geliştirmişlerdir. Bu iki malzemenin basınç dayanımına eşdeğer dayanım, $f_{c,mas}$ ise,

$$f_{c,mas} = a f_{c,st}^b f_{c,mo}^c \quad (2.12)$$

denklemleri ile elde edilmektedir. Bu eşitlikte a yapıda kullanılan malzeme özelliğine göre sınıflandırma katsayısını, b ve c ise sırasıyla taş/tuğla ve harcın katılım oranlarını ifade etmektedir. Schubert ve Krämer' in önerdiği denklem (2.11) Eurocode 6' da,

$$f_{c,k,mas} = 0.4 f_{c,m,st}^{0.75} * f_{c,m,mo}^{0.25} \quad (2.13)$$

formunda tanımlanmıştır. Aynı zamanda Mann [25] (2.11) eşitliğini,

$$f_{c,k,mas} = 0.83 f_{c,m,st}^{0.66} * f_{c,m,mo}^{0.18} \quad (2.14)$$

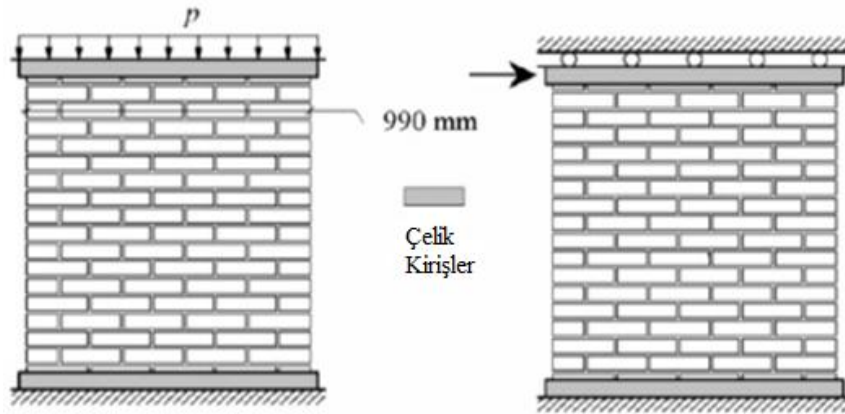
şeklinde önermiştir. Ancak Mann [25]' nin formülleri doğal yığma taş yapılar için çok uyumlu değildir. Bununla birlikte Rill 805 [25] ise söz konusu eşitliği,

$$f_{c,k,mas} = 0.80 f_{c,m,st}^{0.70} * f_{c,m,mo}^{0.20} \quad (2.15)$$

olarak önermiştir.

3. NUMERİK KARŞILAŞTIRMA

Bu bölümde, mikro ve makro modelleme teknikleri ile Eindhoven duvarının [1] nümerik çözümleri elde edilmiştir. Her iki modelleme tekniğinde malzemenin lineer olmayan davranışı için Drucker-Prager modeli kullanılmıştır. Makro modelleme tekniğinde önerilen homojenleştirme yöntemi ile daha önceki mikro modeller ve Eindhoven duvarı test sonuçları karşılaştırılarak modelin etkinliği incelenmiştir. Bu duvarın boyutları $990 \times 1000 \times 100$ mm olup $210 \times 52 \times 100$ mm ölçülerinde sahip tuğlalar ile harç kalınlığı 10 mm olacak şekilde 16 sıra tuğla-harç kullanılarak inşa edilmiştir. Modelin en üst ve altında 2 sıra çelik kiriş yer almaktadır. Üst kirişe düşey yayılı ve yatay tekil yük uygulanarak duvarın taşıma gücü elde edilmiştir. Deneydeki duvarlar üzerine düşey yayılı yükü vermek için duvarın en üstünde yer alan çelik kiriş üzerine 30, 120 ve 210 kN' luk tekil kuvvetler uygulanmış ve bu kuvvet ön basınç kuvveti olarak dikkate alınmıştır. Raijmakers ve Velmertfoort [2] bu çelik kirişlerden yatay doğrultuda yer değiştirme kontrollü yük uygulayarak söz konusu bu duvarların kuvvet-yer değiştirme eğrilerini elde etmişlerdir. Birçok araştırmacı Eindhoven duvarı deney sonuçlarından elde edilen kuvvet-yer değiştirme eğrileri ve çatlak geometrisini elde etmek için makro ve mikro modelleme tekniklerini kullanarak incelemeler yapmışlardır.



Şekil 3.1. Eindhoven duvarının geometrik özellikleri, yükleme durumu ve sınır şartları.

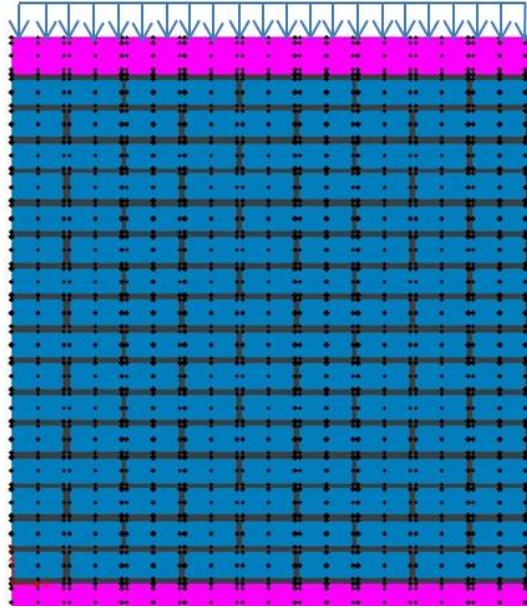
3.1. Mikro Modelleme ile Yapılan Çalışmalar

Mikro modelleme yöntemiyle Eindhoven duvarının nümerik modellenmesinde harç ve tuğla için ayrı ayrı malzeme özellikleri tanımlanmış olup malzemeler arası bağlantının rijit olduğu kabul edilmiştir. Bu malzeme özellikleri Tablo 4.1’ de görülmekte olup bu malzemelerin lineer olmayan davranışları için Drucker-Prager yaklaşımı seçilmiştir. Malzemelere ait kohezyon (c) ve içsel sürtünme açıları (ϕ) tek eksenli çekme ve basınç dayanımları yardımıyla hesaplanmış olup Tablo 3.1’de görülmektedir.

Çözümler için Ansys sonlu eleman programı kullanılmıştır. Söz konusu duvarın harç ve tuğla kısımları lineer olmayan davranışı içerecek şekilde Plane42 (düzlem gerilme) elemanları ile modellenmiştir. Yüklemenin uygulandığı ve duvarın oturduğu çelik kiriş elemanlar ise çelik malzemesinin özellikleri dikkate alınarak lineer elastik davranış gösterdiği kabul edilmiştir. Sayısal modelde 1624 adet düğüm noktası ve 1539 adet düzlem gerilme elemanı kullanılmıştır. Duvarın tabanındaki rijit kirişlerin alt yüzeyi yatay ve düşey doğrultularda tutulu üst kirişin üst yüzeyi ise sadece düşey doğrultuda tutulu olarak sınır şartları uygulanmıştır. Çözümlerde, duvarın kendi ağırlığı ve 30,120 ve 210 kN’ luk düşey yükler şeklinde başlangıç şartları olarak dikkate alınmıştır. Literatürde yapılan çalışmalara uyum sağlaması açısından sırasıyla 30,120 ve 210 kN’ luk yük uygulanan modeller sırasıyla JD4, JD6 ve JD7 olarak adlandırılmıştır.

Tablo 3.1. Çözümlerde kullanılan malzeme özellikleri.

MODEL JD4				
Malzeme Çeşidi	E (MPa)	ν	ϕ	c (MPa)
Tuğla	16700	0.15	64.79°	2.89
Harç	1200	0.20	61.82°	0.672
MODEL JD6				
Malzeme Çeşidi	E (MPa)	ν	ϕ	c (MPa)
Tuğla	16700	0.15	64.79°	2.89
Harç	1200	0.20	61.82°	1.77
MODEL JD7				
Malzeme Çeşidi	E (MPa)	ν	ϕ	c (MPa)
Tuğla	16700	0.15	64.79°	2.89
Harç	1200	0.20	61.82°	1.849

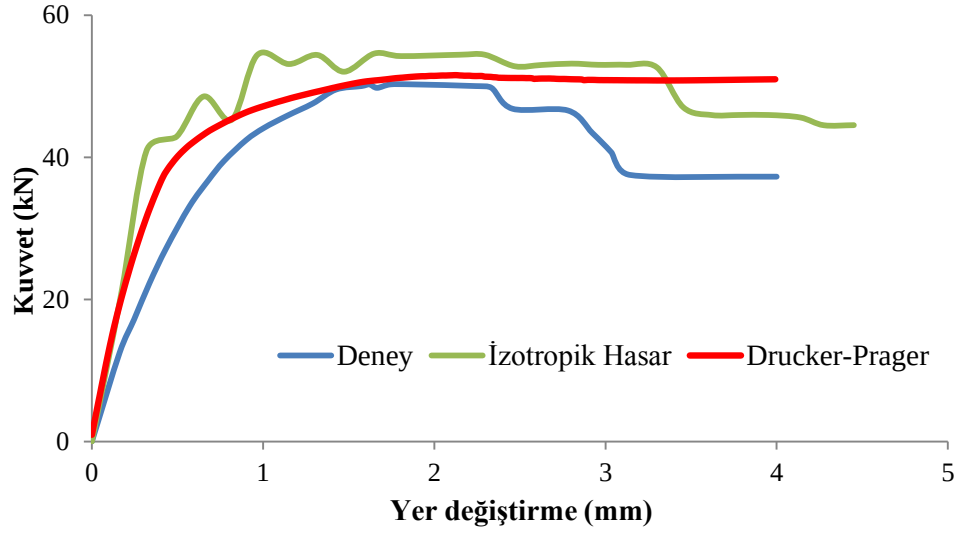


Şekil 3.2. Eindhoven duvarının mikro modeli ve sınır şartları.

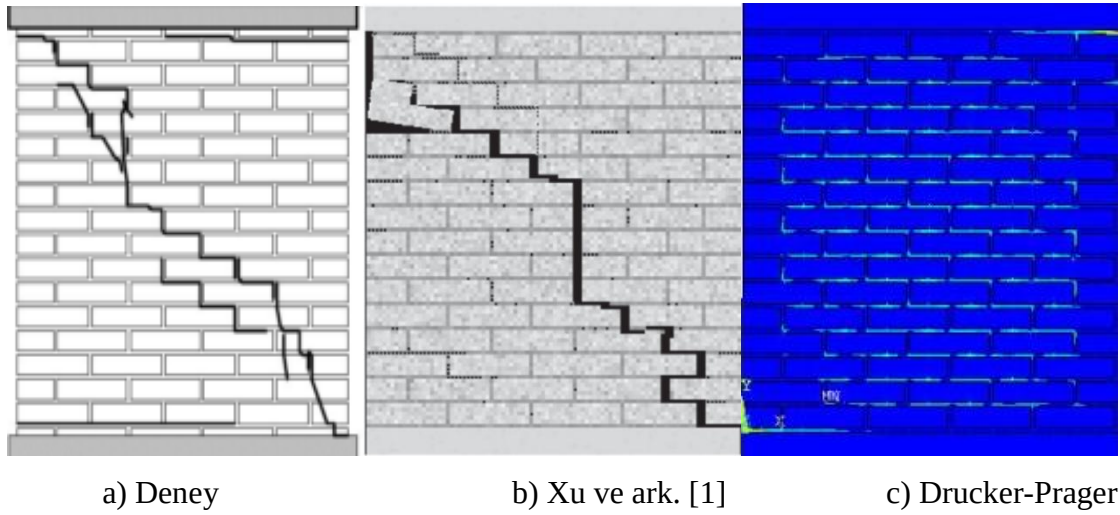
3.1.1. Eindhoven JD4 duvarı mikro analizleri

JD4 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik test sonuçlarından elde edilen duvarın üst düğüm noktasının yatay yer değiştirmesi ile tabanın yatay reaksiyon kuvveti grafiği Şekil 3.3’ de görülmektedir. Aynı şekil üzerinde söz konusu duvarın Xu ve ark. [1] tarafından yapılan izotropik hasar modeli ve Drucker-Prager plastik analiz yöntemi ile elde edilen sonuçlar verilmiştir. JD4 Eindhoven duvarının deneysel sonuçlarından elde edilen maksimum yük 50.27 kN olurken Xu ve ark. (izotropik hasar modeli) ise maksimum kuvveti 54.4 kN olarak elde etmişlerdir. Aynı zamanda Drucker-Prager modeli ile elde edilen sonuçlardan maksimum yükün 51.5 kN olduğu belirlenmiştir. Maksimum yükler açısından değerlendirildiğinde; deneysel sonuçlara göre Drucker-Prager modelinden %2.4, izotropik hasar modelinden ise %8.2 daha fazla yük değerleri elde edilmiştir. Aynı zamanda duvarın üst düğüm noktasının yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında; deneysel sonuçlardan 4.0 mm, izotropik hasar modelinden 4.451 mm ve Drucker-Prager modelinden ise 4.0 mm olarak elde edilmiştir. Deneysel sonuçlarına göre izotropik hasar modeli ile %11.3 daha büyük yatay yer değiştirme değerleri elde edilirken Drucker-Prager modeli ile deney sonuçları aynı değere sahip olmuştur. Şekil 3.3 üzerinde Xu ve ark. (izotropik hasar modeli) ve Drucker-Prager modeli ile elde edilen elastik sınır yer değiştirme değerleri ise sırasıyla 1.65, 2.136, mm olup deneysel verilerde ise 1.62 mm

olarak elde edilmiştir. Maksimum yükler açısından değerlendirildiğinde; Bu yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında deneysel sonuçlara göre Drucker-Prager modelinden % 32 izotropik hasar modelinden ise % 1.9 daha fazla yük değerleri elde edilmiştir.



Şekil 3.3. JD4 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik kuvvet-yer değiştirme grafikleri.



Şekil 3.4. JD4 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik çatlak/hasar bölgeleri.

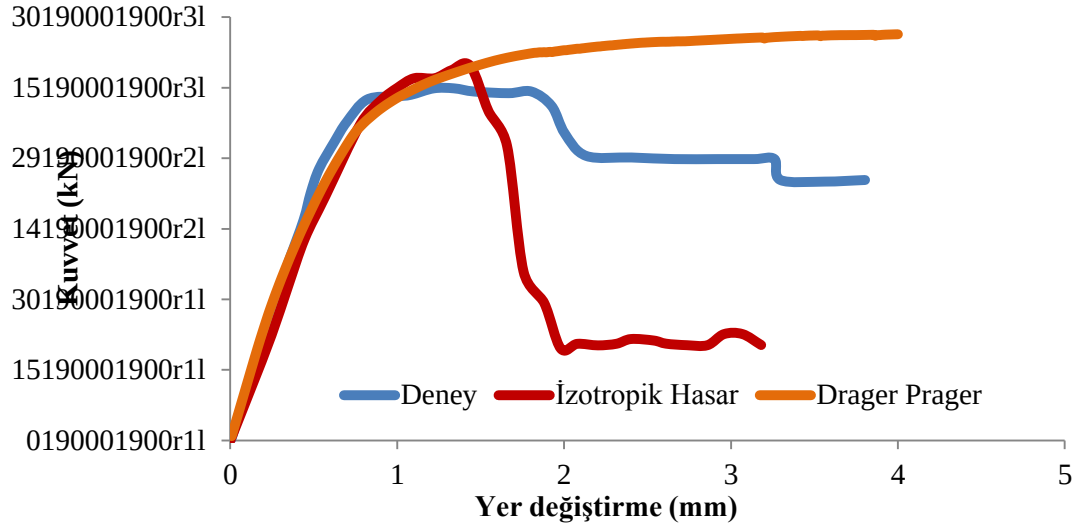
JD4 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik çatlak/hasar bölgeleri Şekil 3.4' de görülmektedir. Bu duvarın deneysel çatlak yörüngesi dikkate alındığında söz konusu duvarın sağ üst ve sol alt köşelerinde yatay doğrultuda ilerleyen bir hasar bölgesi oluşmuştur. İlerleyen yükleme anlarında sol üst köşe ve sağ alt köşe üzerindeki diyagonal

bölgede tuğla ve harçlarda çatlaklar meydana gelmiştir. Tepe yer değiştirmesi 1.0 mm değerine ulaştığında diyagonal doğrultudaki bölgede çatlaklar bir çizgi boyunca yayılmıştır. 2.0 mm değerine eriştiğinde ise çatlaklar tamamıyla yayılmıştır. Söz konusu bu yer değiştirme 2.5 mm değerine ulaştığında ise duvar sürtünme kuvvetiyle stabilitesini sağlamaktadır. Bu andan itibaren diyagonal çatlaklarda daha fazla açılmalar görülmektedir (Şekil 3.4.a). Xu ve Ark.'nın yaptığı mikro modelleme tekniğiyle elde edilen çatlak bölgeleri dikkate alındığında, diyagonal doğrultudaki çatlak bölgesi deney sonuçlarıyla bazı benzerlikler arz ederken duvarın sağ üst ve sol alt köşe bölgelerinde oluşan yatay çatlak bölgeleri elde edilememiştir. Drucker-Prager malzeme modeli ile yapılan nümerik çözümlerde ise sağ üst ve sol alt köşe bölgelerinde oluşan hasar bölgeleri benzerlik arz ederken diyagonal doğrultuda oluşan hasar bölgesi için dağınık bir hasar profili görülmüştür.

3.1.2. Eindhoven JD6 duvarı mikro analizleri

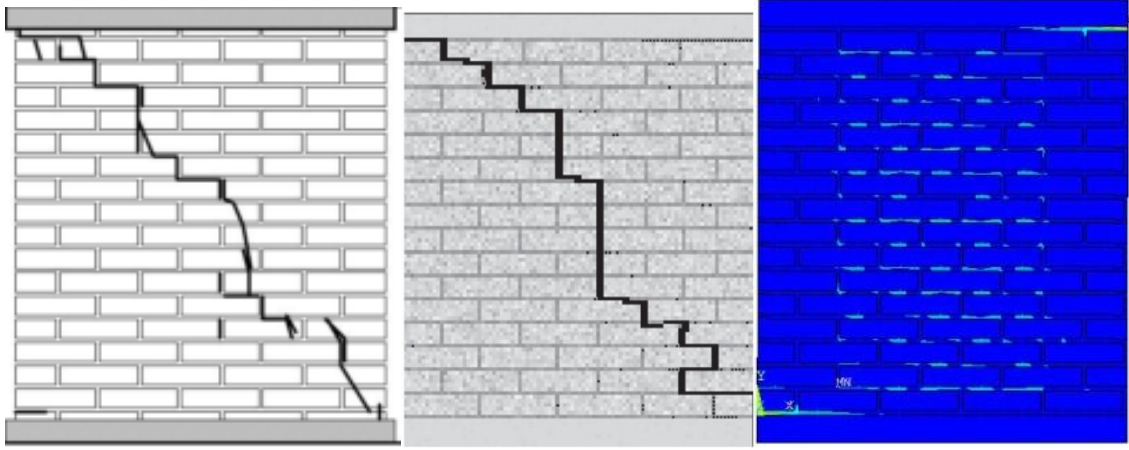
JD6 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik test sonuçlarından elde edilen duvarın üst düğüm noktasının yer değiştirmesi ile taban reaksiyon kuvveti grafiği Şekil 3.5' de görülmektedir. Aynı şekil üzerinde söz konusu duvarın Xu ve ark. [1] tarafından yapılan izotropik hasar modeli ile Drucker-Prager plastik analiz yöntemi ile elde edilen sonuçlar verilmiştir. JD6 Eindhoven duvarının deneysel sonuçlarından elde edilen maksimum yük 74.90 kN olurken Xu ve ark. (izotropik hasar modeli) maksimum kuvveti 79.70 kN olarak elde etmişlerdir. Aynı zamanda Drucker-Prager modeli ile elde edilen sonuçlardan maksimum yükün 86.40 kN olduğu belirlenmiştir. Maksimum yükler açısından değerlendirildiğinde; deneysel sonuçlara göre Drucker-Prager modeli ile %15.3, izotropik hasar modelinden ise % 6.4 daha fazla yük değerleri elde edilmiştir. Aynı zamanda duvarın üst düğüm noktasının yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında; deneysel sonuçlardan 3.17 mm, izotropik hasar modelinden 4.93 mm ve Drucker-Prager modelinden ise 5.0 mm olarak elde edilmiştir. Deneysel sonuçlara göre izotropik hasar modeli ile % 55, Drucker-Prager modelinden ise %58 daha büyük yatay yer değiştirme değerleri elde edilmiştir. Şekil 3.5 üzerinde Xu ve ark. (izotropik hasar modeli) ve Drucker-Prager modeli ile elde edilen elastik sınır yer değiştirme değerleri ise sırasıyla 1.44, 4.00, mm olup deneysel verilerde ise 1.24 mm olarak elde edilmiştir. Maksimum yükler açısından değerlendirildiğinde; Bu yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında deneysel sonuçlara

göre Drucker-Prager modelinden % 32 izotropik hasar modelinden ise % 223 daha fazla yük değerleri elde edilmiştir.



Şekil 3.5. JD6 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik kuvvet-yer değiştirme grafikleri.

JD6 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik çatlak/hasar bölgeleri Şekil 3.6' da görülmektedir. Bu duvarın deneysel çatlak yörüngesi dikkate alındığında söz konusu duvarın sağ üst ve sol alt köşelerinde yatay doğrultuda ilerleyen bir hasar bölgesi oluşmuştur. İlerleyen yükleme anlarında sol üst köşe ve sağ alt köşe üzerindeki diyagonal bölgede tuğla ve harçlar arasında çatlaklar meydana gelmiştir. Tepe yer değiştirmesi 1.0 mm değerine ulaştığında diyagonal doğrultudaki bölgede çatlaklar bir çizgi boyunca yayılmıştır. 2.0 mm değerine eriştiğinde ise çatlaklar tamamıyla yayılmıştır. Söz konusu bu yer değiştirme 2.5 mm değerine ulaştığında ise duvar sürtünme kuvvetiyle stabilitesini sağlamaktadır. Bu andan itibaren diyagonal çatlaklarda daha fazla açılmalar görülmektedir (Şekil 3.6.a). Xu ve Ark.'nın yaptığı mikro modelleme tekniğiyle elde edilen çatlak bölgeleri dikkate alındığında, diyagonal doğrultudaki çatlak bölgesi deney sonuçlarıyla bazı benzerlikler arz ederken duvarın sağ üst ve sol alt köşe bölgelerinde oluşan yatay çatlak bölgeleri elde edilememiştir. Drucker-Prager malzeme modeli ile yapılan nümerik çözümlerde ise sağ üst ve sol alt köşe bölgelerinde oluşan hasar bölgeleri benzerlik arz ederken diyagonal doğrultuda oluşan hasar bölgesi için dağınık bir hasar profili görülmüştür.



a) Deney

b) Xu ve ark. [1]

c) Drucker-Prager

Şekil 3.6. JD6 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik çatlak/hasar bölgeleri.

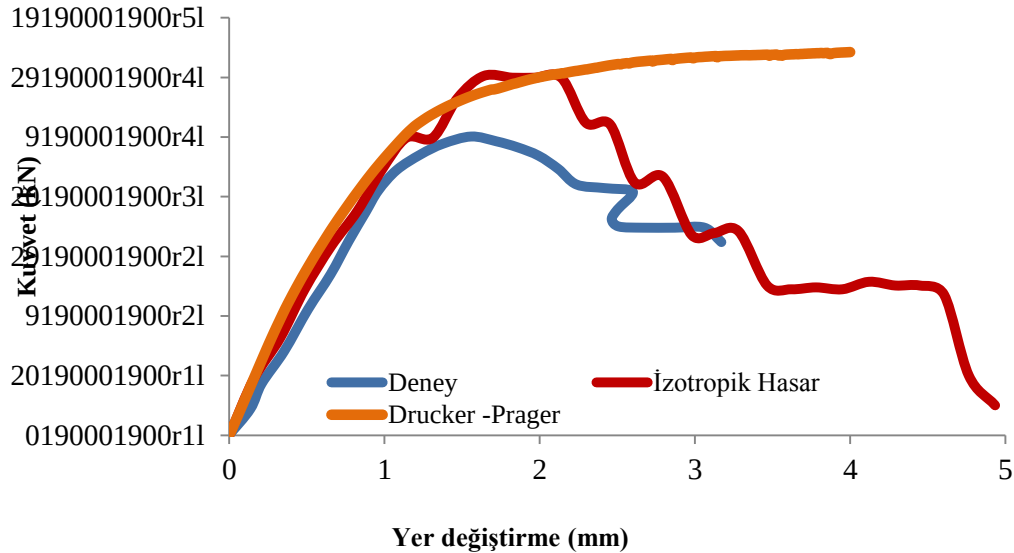
3.1.3. Eindhoven JD7 duvarı mikro analizleri

JD7 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik test sonuçlarından elde edilen duvarın üst düğüm noktasının yer değiştirmesi ile taban reaksiyon kuvveti grafiği Şekil 3.7’ de görülmektedir. Aynı şekil üzerinde söz konusu duvarın Xu ve ark. [2] tarafından yapılan izotropik hasar modeli ile Drucker-Prager plastik analiz yöntemi ile elde edilen sonuçlar verilmiştir. JD7 Eindhoven duvarının deneysel sonuçlarından elde edilen maksimum yük 100.00 kN olurken Xu ve ark. (izotropik hasar modeli) maksimum kuvveti 121.00 kN olarak elde etmişlerdir. Aynı zamanda Drucker-Prager modeli ile elde edilen sonuçlardan maksimum yükün 129.78 kN olduğu belirlenmiştir. Maksimum taşıma gücü kuvveti açısından değerlendirildiğinde; deneysel sonuçlara göre Drucker-Prager modeli ile % 30 daha büyük, izotropik hasar modeli ile % 21 daha büyük taşıma gücü yük değerleri elde edilmiştir. Aynı zamanda duvarın üst düğüm noktasının yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında; deneysel sonuçlardan 3.80 mm, izotropik hasar modelinden 3.30 mm ve Drucker-Prager modelinden ise 4.0 mm olarak elde edilmiştir. Deneysel sonuçlara göre izotropik hasar modeli ile % 3 daha küçük, Drucker-Prager modelinden ise % 5.2 daha büyük yatay yer değiştirme değerleri elde edilmiştir.

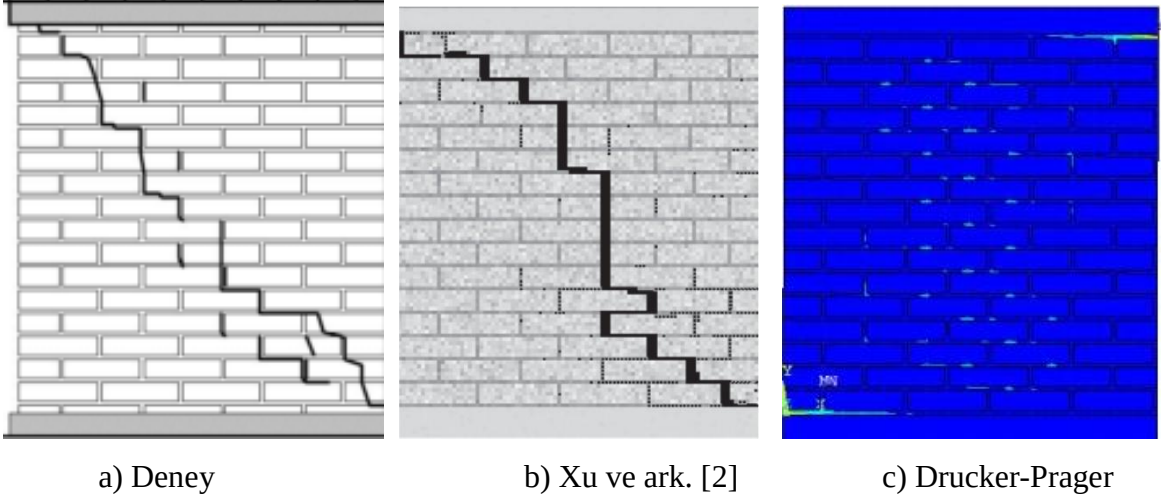
JD7 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik çatlak/hasar bölgeleri Şekil 3.8’ de görülmektedir. Bu duvarın deneysel çatlak yörüngesi dikkate alındığında söz konusu duvarın sağ üst ve sol alt köşelerinde yatay doğrultuda ilerleyen bir hasar bölgesi oluşmuştur. İlerleyen yükleme anlarında sol üst köşe ve sağ alt köşe üzerindeki diyagonal bölgede tuğla ve harçlar arasında çatlaklar meydana gelmiştir. Tepe yer değiştirmesi 1.0

mm değerine ulaştığında diyagonal doğrultudaki bölgede çatlaklar bir çizgi boyunca yayılmıştır. 2.0 mm değerine eriştiğinde ise çatlaklar tamamıyla yayılmıştır. Söz konusu bu yer değiştirme 2.5 mm değerine ulaştığında ise duvar sürtünme kuvvetiyle stabilitesini sağlamaktadır. Bu andan itibaren diyagonal çatlaklarda daha fazla açılmalar görülmektedir (Şekil 3.8.a). Xu ve Ark.'nın yaptığı mikro modelleme tekniğiyle elde edilen çatlak bölgeleri dikkate alındığında, diyagonal doğrultudaki çatlak bölgesi deney sonuçlarıyla bazı benzerlikler arz ederken duvarın sağ üst ve sol alt köşe bölgelerinde oluşan yatay çatlak bölgeleri elde edilememiştir (Şekil 3.8.b). Drucker-Prager malzeme modeli ile yapılan nümerik çözümlerde ise sağ üst ve sol alt köşe bölgelerinde oluşan hasar bölgeleri benzerlik arz ederken diyagonal doğrultuda oluşan hasar bölgesi için dağınık bir hasar profili görülmüştür (Şekil 3.8.c).

Şekil 3.7 üzerinde Xu ve ark. (izotropik hasar modeli) ve Drucker-Prager modeli ile elde edilen elastik sınır yer değiştirme değerleri ise sırasıyla 1.64, 5.00, mm olup deneysel verilerde ise 1.56 mm olarak elde edilmiştir. Maksimum yükler açısından değerlendirildiğinde; Bu yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında deneysel sonuçlara göre Drucker-Prager modelinden % 5.12 izotropik hasar modelinden ise % 221 daha fazla yük değerleri elde edilmiştir.



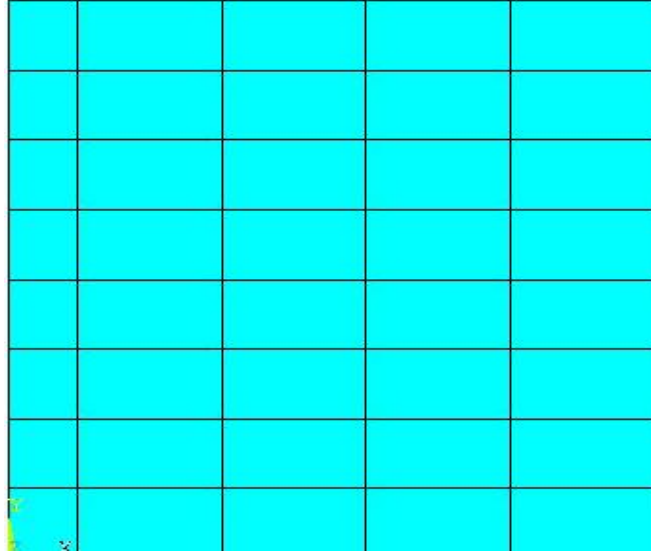
Şekil 3.7 JD7 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik kuvvet-yer değiştirme grafikleri.



Şekil 3.8. JD7 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik çatlak/hasar bölgeleri.

3.2. Makro Modelleme ile Yapılan Çözümler

Makro modelleme yardımıyla Eindhoven duvarının nümerik modellenmesinde harç ve tuğla için 3.2.1 bölümünde bahsedilen birim alan homojenleştirme tekniğiyle elde edilen malzeme özellikleri tanımlanmıştır. Literatürde yapı malzemelerinin özelliklerini belirlemek için çeşitli denklemler önerilmiştir. Önerilen formülasyonların birçoğu beton elamanlar için daha uygun olduğundan yığma yapılar için deneysel verilerle önerilen fomülasyonlara göre çözümler alınmıştır [24]. Bu malzeme özellikleri Tablo 3.2’ de görülmekte olup bu malzemelerin lineer olmayan davranışları için Drucker-Prager yaklaşımı seçilmiştir. Rijit kiriş elemanlar ise mikro modellemedeki gibi lineer elastik olarak kabul edilmiştir. Çözümlerde ANSYS sonlu eleman programı kullanılmış olup Plane42 elemanı ile duvar düzlem gerilme elemanlarıyla modellenmiştir. Sayısal modelde 66 adet düğüm noktası ve 50 adet düzlem gerilme elemanı kullanılmıştır. Duvarın tabanındaki rijit kirişlerin alt yüzeyi yatay ve düşey doğrultularda tutulu üst kirişin üst yüzeyi ise sadece düşey doğrultuda tutulu olarak sınır şartları uygulanmıştır. Çözümlerde, duvarın kendi ağırlığı ve 30, 120 ve 210 kN’ luk yükler düşey yük başlangıç yükleri olarak dikkate alınmıştır. Çözümler, hem önerilen birim alan homojenleştirme tekniğiyle hem de literatürde bahsedilen Euroce 6, Mann ve Rill 805 denkelemleri yardımıyla elde edilerek deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır.



Şekil 3.9. Makro modelleme için Eindhoven duvarının sonlu eleman modeli.

3.2.1. Üstel Fonksiyonlarla Homojenleştirilmiş Makro Model Çözümleri

Bu çalışmada kompozit malzemeler için Bölüm 2.3.2’ de önerilen amprik üstel denklemler dikkate alınarak homojenleştirme işlemi yapılmıştır. E_H , $f_{c,H}$ ve $f_{t,H}$ sırasıyla homojenleştirilmiş malzemenin elastisite modülünü, tek eksenli basınç ve çekme dayanımlarını göstermek üzere,

$$E_H = \alpha \cdot E_{\text{Harç}}^{V_{\text{Harç}}} \cdot E_{\text{Tugla}}^{V_{\text{Tugla}}} \quad (3.1)$$

$$f_{c,H} = \beta \cdot f_{c,\text{Harç}}^{V_{\text{Harç}}} \cdot f_{c,\text{Tugla}}^{V_{\text{Tugla}}} \quad (3.2)$$

$$f_{t,H} = \beta \cdot f_{t,\text{Harç}}^{V_{\text{Harç}}} \cdot f_{t,\text{Tugla}}^{V_{\text{Tugla}}} \quad (3.3)$$

bağıntıları kullanılmıştır. Burada, $E_{\text{Harç}}$, $f_{c,\text{Harç}}$ ve $f_{t,\text{Harç}}$ ile E_{Tugla} , $f_{c,\text{Tugla}}$ ve $f_{t,\text{Tugla}}$ büyüklükleri ise sırasıyla harç ve tuğlanın; elastisite modülünü, tek eksenli basınç ve çekme dayanımlarını göstermektedir. Ayrıca üst indis olarak verilen $V_{\text{Harç}}$ ile V_{Tugla} büyüklükleri de sırasıyla harç ve tuğlanın hacimsel oranlarını ifade etmektedir. Drucker-Prager malzeme modeli için kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerleri, denklem (3.2) ve

(3.3) dikkate alınarak hesaplanan homojen malzemeye ait tek eksenli basınç ve çekme dayanımları yardımıyla hesaplanmıştır. Denklem (4.1)-(4.3)' de verilen α ve β ise elastisite modülü ve dayanım katsayılarını göstermektedir. Tablo 3.2' de homojenleştirilmiş elemanların malzeme özellikleri verilmiştir.

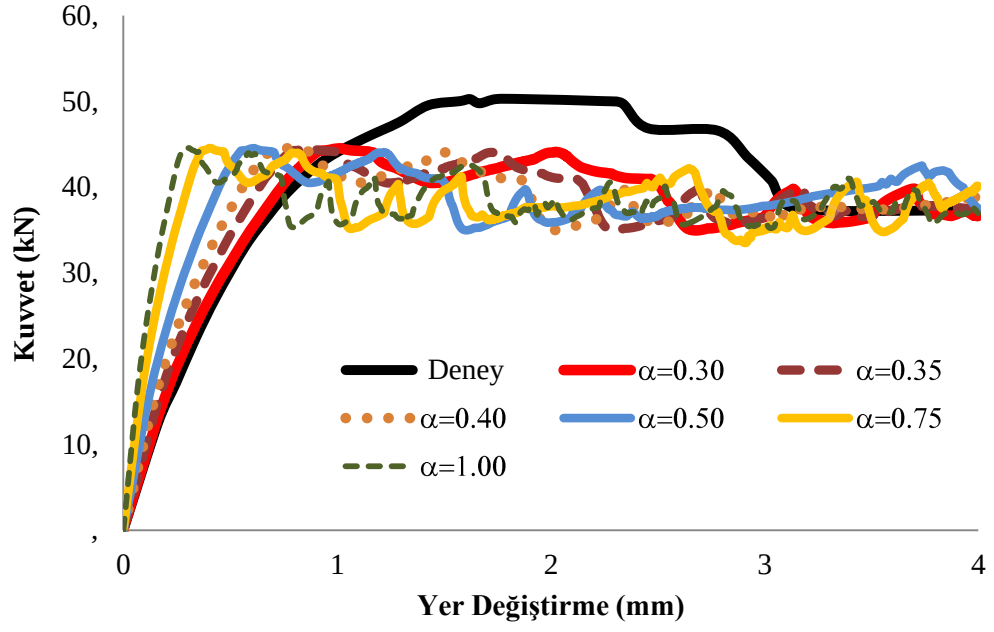
Çözümler α katsayısının 0.30, 0.35, 0.40, 0.45 0.50,0.55, 0.75, 1.0 olması halinde her bir α katsayısı değerine karşılık β 'nın sırasıyla 0.30, 0.35, 0.40, 0.50, 0.75, 1.0 değerlerinde değişimi için alınmıştır. Elde edilen sonuçlar JD4, JD6 ve JD7 deney sonuçları ile ayrı ayrı karşılaştırılarak her iki katsayının homojenleştirme işlemindeki etkin değeri belirlenmiştir.

Tablo 3.2' de homojenleştirilmiş elemanların malzeme özellikleri

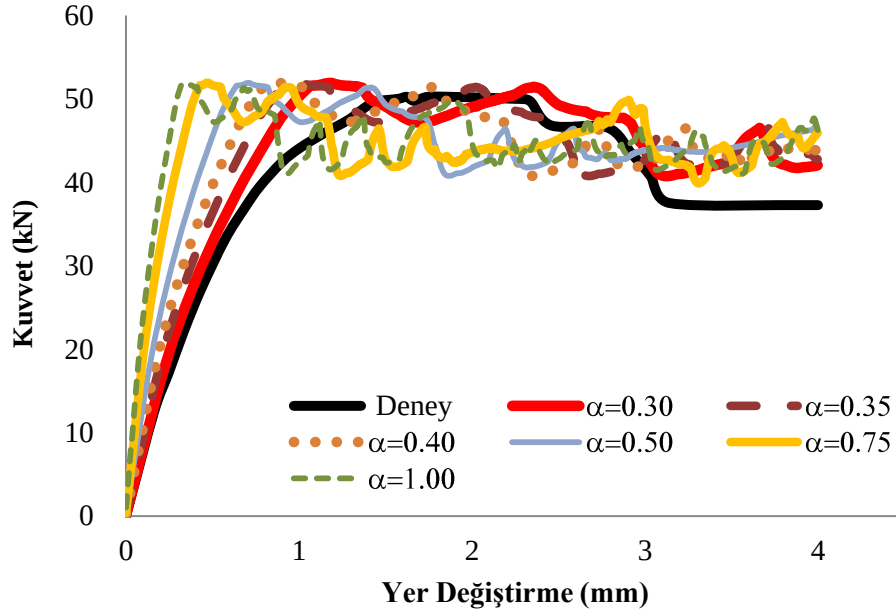
JD4		0,30	0,35	0,40	0,50	0,75	1,0	
	E=	2963,476	3457,388	3951,301	4939,126	7408,689	9878,252	
	f _t =	0,615	0,717	0,820	1,025	1,537	2,050	
	f _c =	11,745	13,702	15,660	19,575	29,362	39,149	
	c =	0,649	0,757	0,865	1,082	1,622	2,163	
	Φ=	64,223	64,223	64,223	64,223	64,223	64,223	
JD6		0,30	0,35	0,40	0,45	0,50	0,75	1,0
	E=	2963,476	3457,388	3951,301	4445,214	4939,126	7408,689	9878,252
	f _t =	0,684	0,798	0,911	1,025	1,139	1,709	2,279
	f _c =	13,056	15,232	17,408	19,584	21,760	32,639	43,519
	c =	0,721	0,842	0,962	1,082	1,202	1,803	2,404
	Φ=	64,223	64,223	64,223	64,223	64,223	64,223	64,223
JD7		0,30	0,35	0,40	0,50	0,55	0,75	1,0
	E=	2963,476	3457,388	3951,301	4939,126	5433,039	7408,689	9878,252
	f _t =	0,752	0,878	1,003	1,254	1,379	1,881	2,508
	f _c =	14,370	16,765	19,160	23,950	26,345	35,925	47,900
	c =	0,794	0,926	1,059	1,323	1,456	1,985	2,647
	Φ=	64,223	64,223	64,223	64,223	64,223	64,223	64,223

3.2.1.1. Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik sonuçlarının karşılaştırması

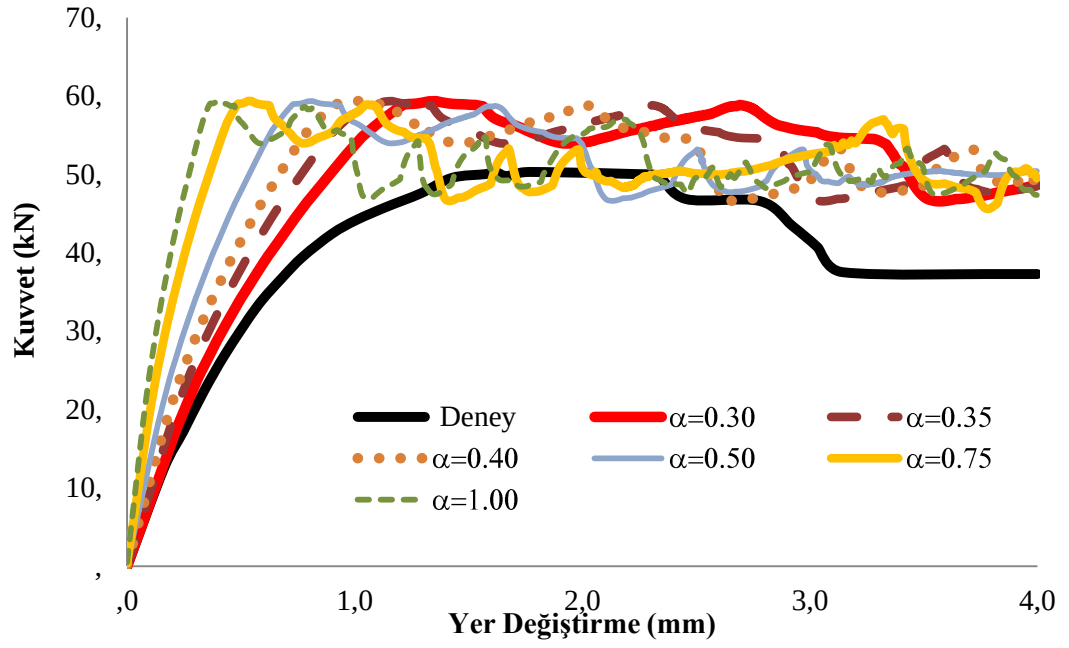
JD4 duvarı deney sonuçları ile bu duvarın makro modelinde elastisite modülü katsayısı $\beta=0.3$ 'e karşılık dayanım katsayısı α' nın değişimi Şekil 3.10' de görülmektedir. Bu eğrilerden α' nın tüm değerleri için elde edilen maksimum taşıma yükünün 44.46 kN olduğu deneysel sonuçlardan ise bu yükün 50.27 kN olduğu belirlenmiştir. Böylece $\beta=0.3$ için elde edilen maksimum yükün deneysel verilerden elde edilen maksimum yüke göre % 11.6 daha küçük olduğu belirlenmiştir. $\beta = 0.35$ 'e karşılık dayanım katsayısı α' nın değişimine bağlı elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri ise Şekil 3.11' da görülmektedir. Dayanım katsayısı α' nın tüm değerleri için elde edilen maksimum taşıma yükünün 51.96 kN civarında olduğu belirlenmiş olup $\beta = 0.35$ için elde edilen maksimum yükün deneysel verilerden elde edilen maksimum yüke göre % 3.4 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Aynı zamanda α' nın tüm değerleri için β 'nın 0.40, 0.50, 0.75 ve 1.0 durumlarına ait kuvvet-yer değiştirme eğrileri sırasıyla Şekil 3.12-3.15' da verilmiştir. Elastisite modülü katsayısı α' nın tüm değerleri için elde edilen maksimum taşıma yükünün β 'nın 0.40, 0.50, 0.75 ve 1.0 olması halleri için sırasıyla 59.38, 74.26, 111.28 ve 148.38 kN olduğu belirlenmiştir. Böylece deneysel verilere göre bu yükler β 'nın 0.40, 0.50, 0.75 ve 1.0 olması için sırasıyla %18.1, 47.7, 121.4 ve 195.2 daha büyük değerlere sahip olduğu tespit edilmiştir. Tüm β değerleri değerlendirildiğinde en az farkın $\beta = 0.35$ durumu için elde edildiği görülmektedir. Şekil 3.11' da α' nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50, 0.75 ve 1.0 değerleri için elde edilen elastik sınır yer değiştirme değerleri sırasıyla 1.07, 0.95, 0.82 0.64, 0.42 ve 0.34 mm olup deneysel verilerde ise 1.43 mm olarak elde edilmiştir. Bu yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında % 25-76 arasında değişen farkların olduğu belirlenmiş olup en az farkın α' nın 0.30 değeri için elde edildiği tespit edilmiştir.



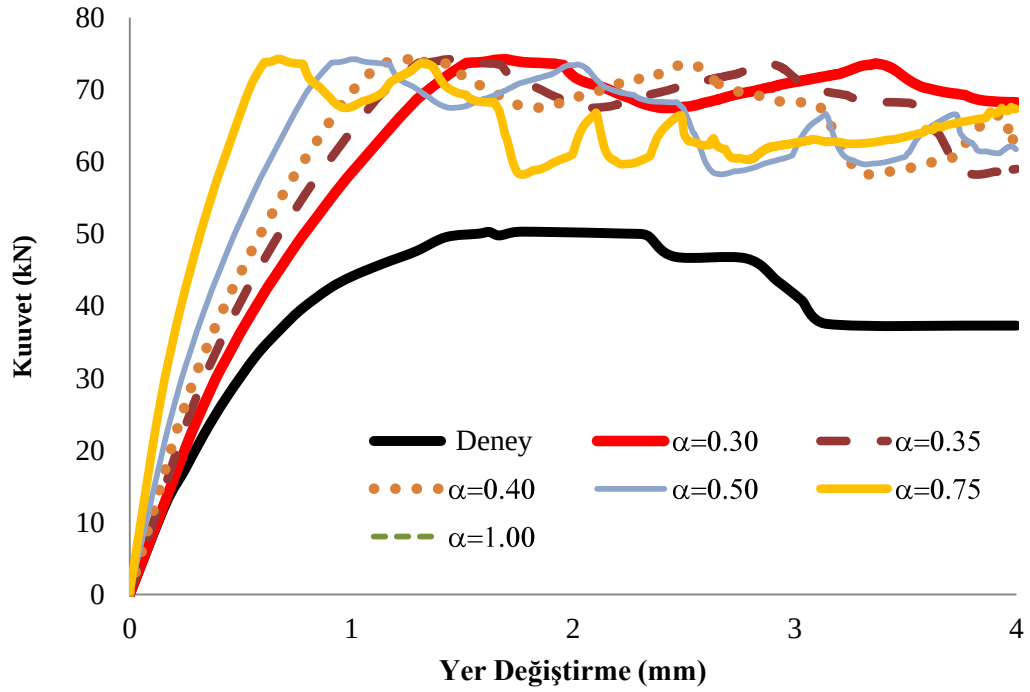
Şekil 3.10 $\beta = 0.3$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



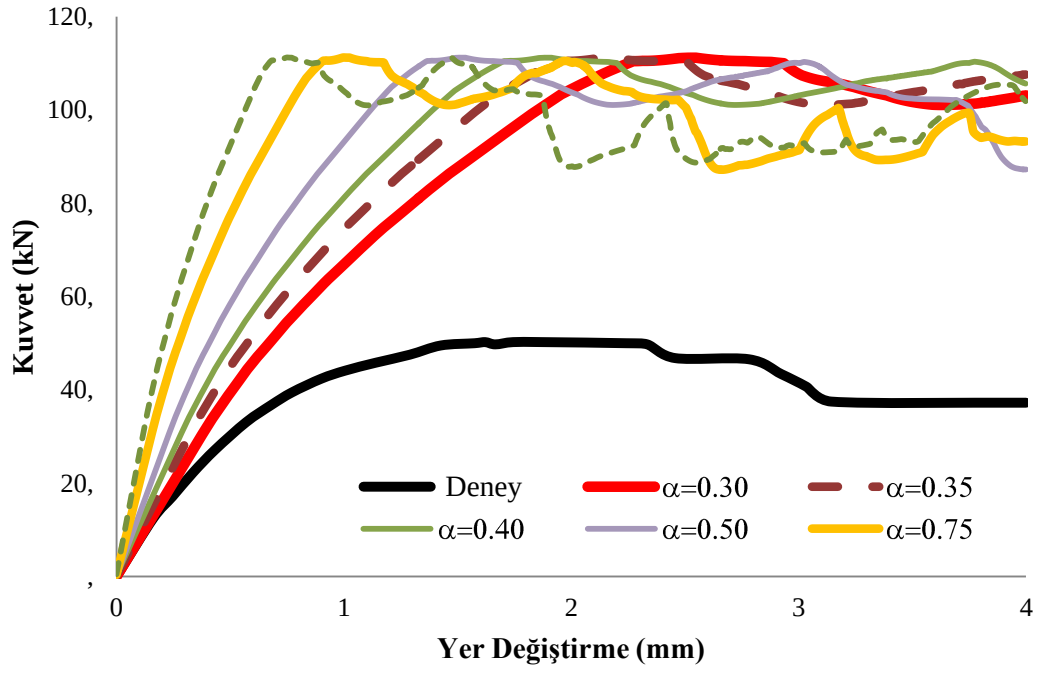
Şekil 3.11 $\beta = 0.35$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



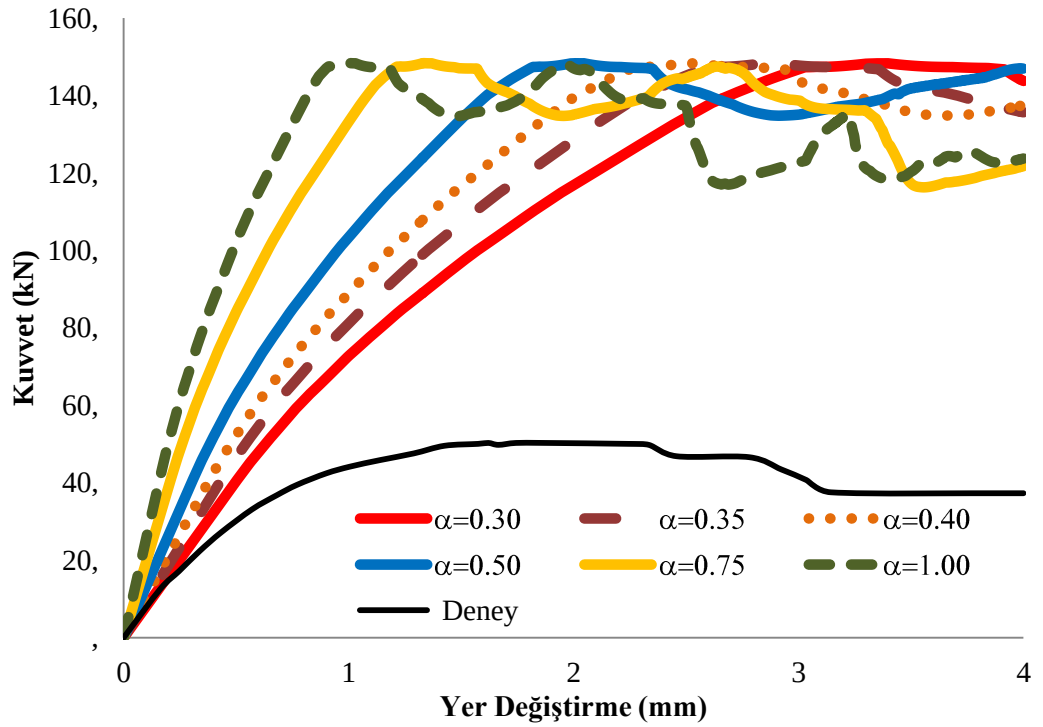
Şekil 3.12 $\beta = 0.40$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



Şekil 3.13 $\beta = 0.50$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



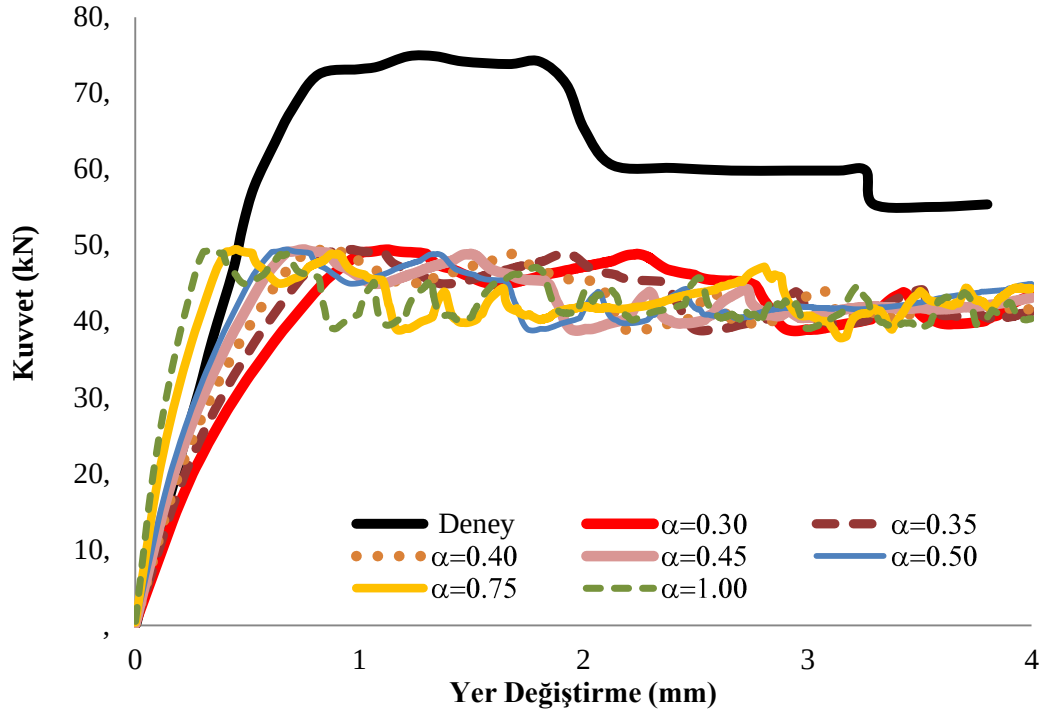
Şekil 3.14 $\beta = 0.75$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



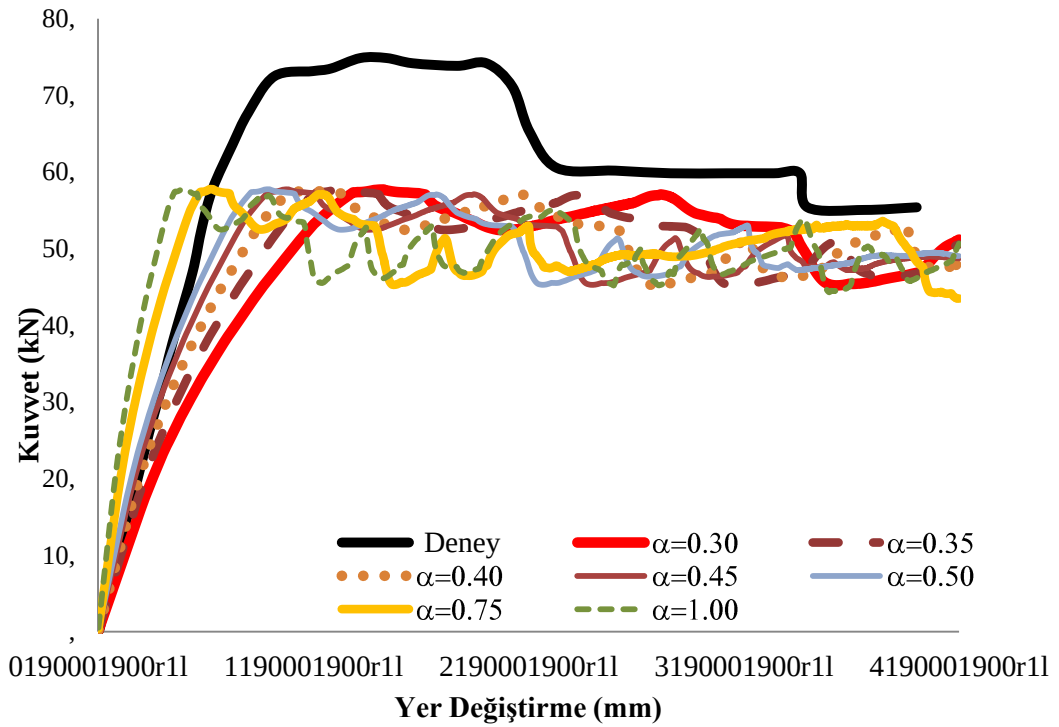
Şekil 3.15 $\beta = 1.00$ için Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

3.2.1.2. Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik sonuçlarının karşılaştırması

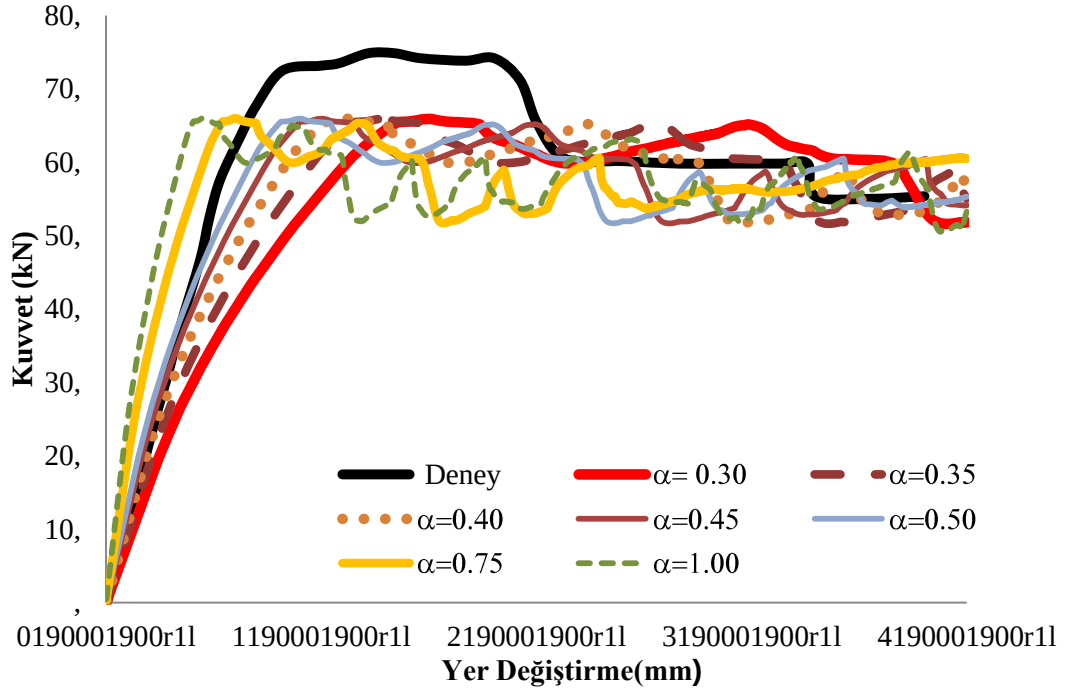
JD6 duvarı deney sonuçları ile bu duvarın makro modelinde elastisite modülü katsayısı $\beta=0.3$, 0.35 ve 0.40 a karşılık, dayanım katsayısı α' 'nın değişimine bağlı olarak sırasıyla Şekil 3.16-3.18' de kuvvet-yer değiştirme eğrileri görülmektedir. Bu eğrilerden α' 'nın tüm değerleri için elde edilen maksimum taşıma yükünün β 'nın 0.30 , 0.35 ve 0.40 olması için sırasıyla 49.48 , 57.79 ve 66.00 kN olarak elde edilmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu taşıma yükünün ise 74.87 kN olduğu belirlenmiştir. Böylece $\beta=0.3$, 0.35 ve 0.40 olması için elde edilen maksimum yükün deneysel verilerden elde edilen maksimum yüke göre sırasıyla % 33.9 , 22.8 ve 11.8 daha küçük olduğu belirlenmiştir. $\beta = 0.45$ 'e karşılık dayanım katsayısı α' 'nın değişimine bağlı olarak elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri ise Şekil 3.19' de görülmektedir. Dayanım katsayısı α' 'nın tüm değerleri için elde edilen maksimum taşıma yükünün 74.22 kN olduğu belirlenmiş olup bu yükün deneysel verilerden elde edilen maksimum yüke göre % 0.87 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Aynı zamanda α' 'nın tüm değerleri için β 'nın 0.50 , 0.75 ve 1.0 durumlarına ait kuvvet-yer değiştirme eğrileri ise sırasıyla Şekil 3.20-3.22' de verilmiştir. Elastisite modülü katsayısı α' 'nın tüm değerleri için elde edilen maksimum taşıma yükünün β 'nın 0.50 , 0.75 ve 1.0 olması halleri için sırasıyla 82.45 , 123.60 ve 164.80 kN olduğu belirlenmiştir. Böylece deneysel verilere göre bu yükler β 'nın 0.50 , 0.75 ve 1.0 olması için sırasıyla % 10.1 , 65.1 ve 120.1 daha büyük değerlere sahip olduğu tespit edilmiştir. Tüm β değerleri değerlendirildiğinde en az farkın β 'nın 0.45 durumu için elde edildiği görülmektedir. Şekil 3.19 üzerinde α' 'nın 0.30 , 0.35 , 0.40 , 0.45 , 0.50 , 0.75 ve 1.0 değerleri için elde edilen elastik sınır yer değiştirme değerleri ise sırasıyla 1.53 , 1.32 , 1.16 , 1.03 , 0.90 , 0.62 ve 0.47 mm olup deneysel verilerde ise 0.82 mm olarak elde edilmiştir. Bu yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında % $10-87$ arasında değişen farkların olduğu belirlenmiş olup en az farkın α' 'nın 0.50 değeri için elde edildiği tespit edilmiştir.



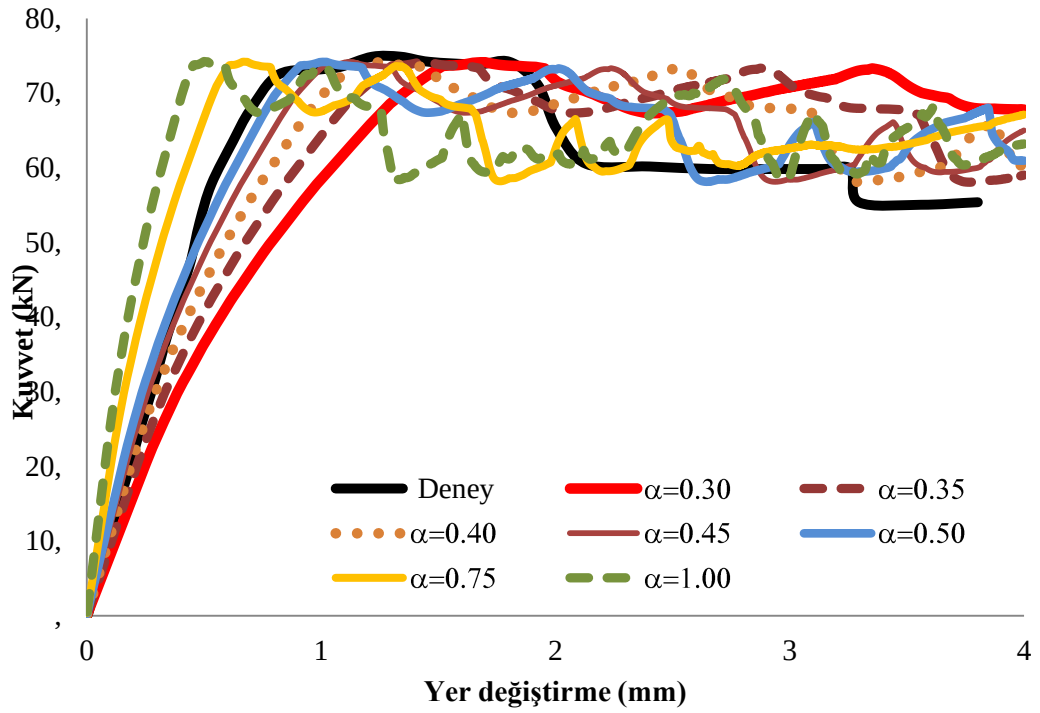
Şekil 3.16 $\beta = 0.30$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



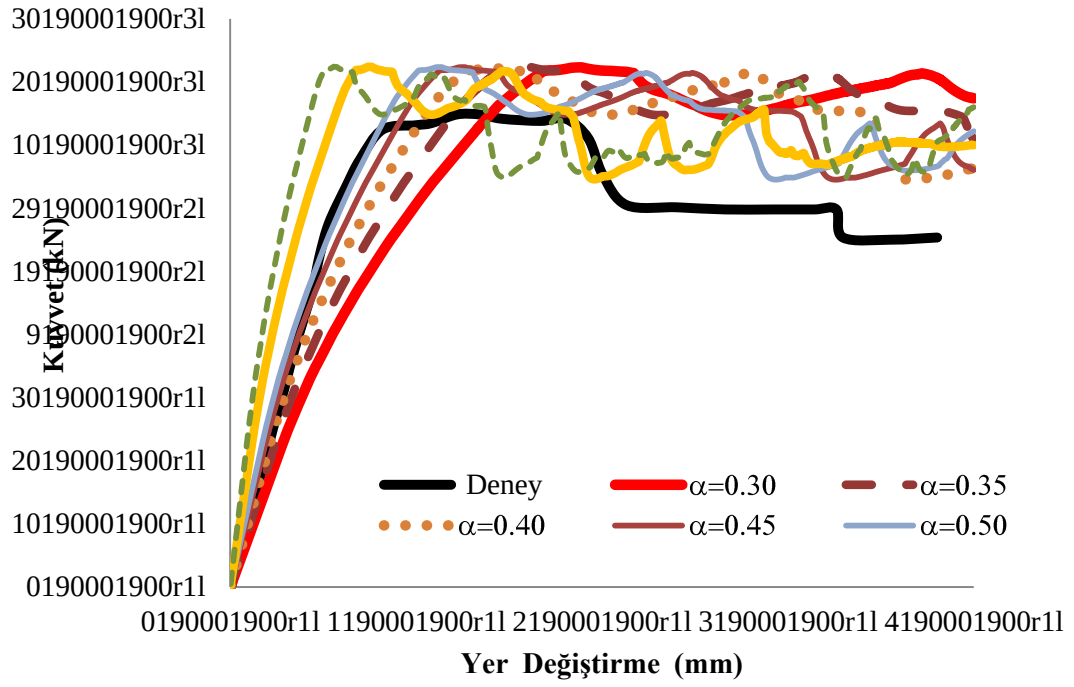
Şekil 3.17 $\beta = 0.35$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



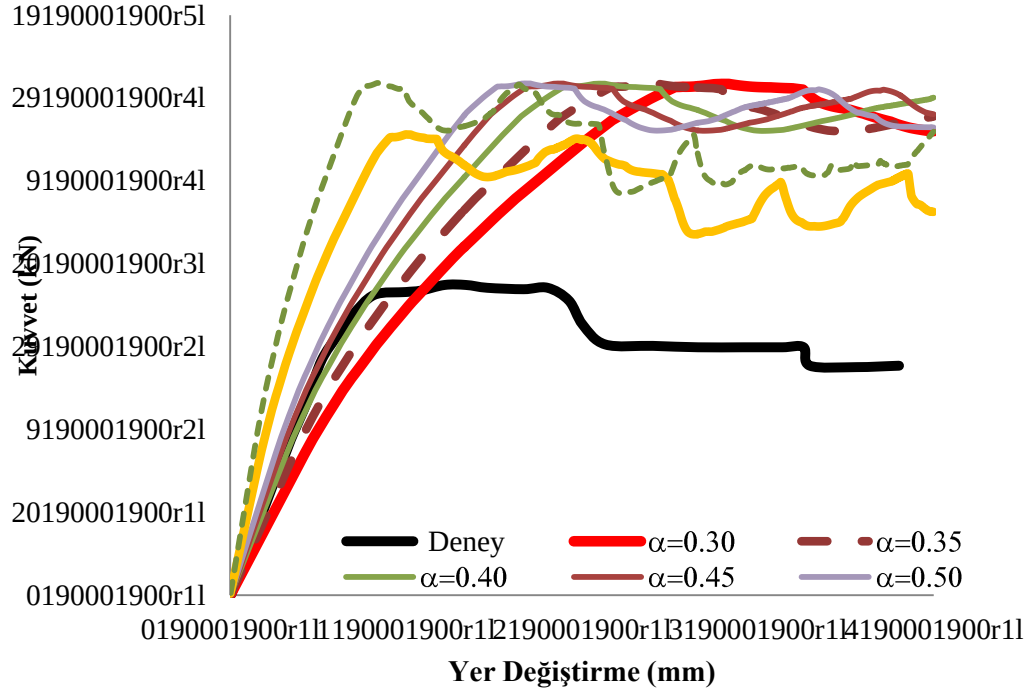
Şekil 3.18 $\beta = 0.40$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



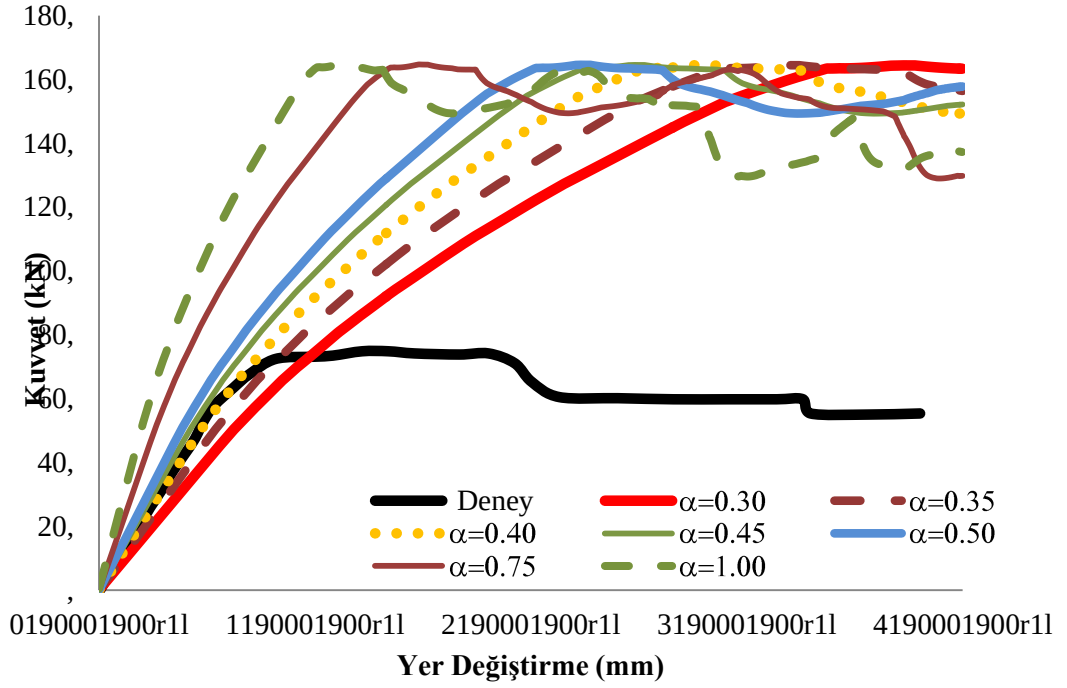
Şekil 3.19. $\beta = 0.45$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



Şekil 3.20. $\beta = 0.50$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



Şekil 3. 21 $\beta = 0.75$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

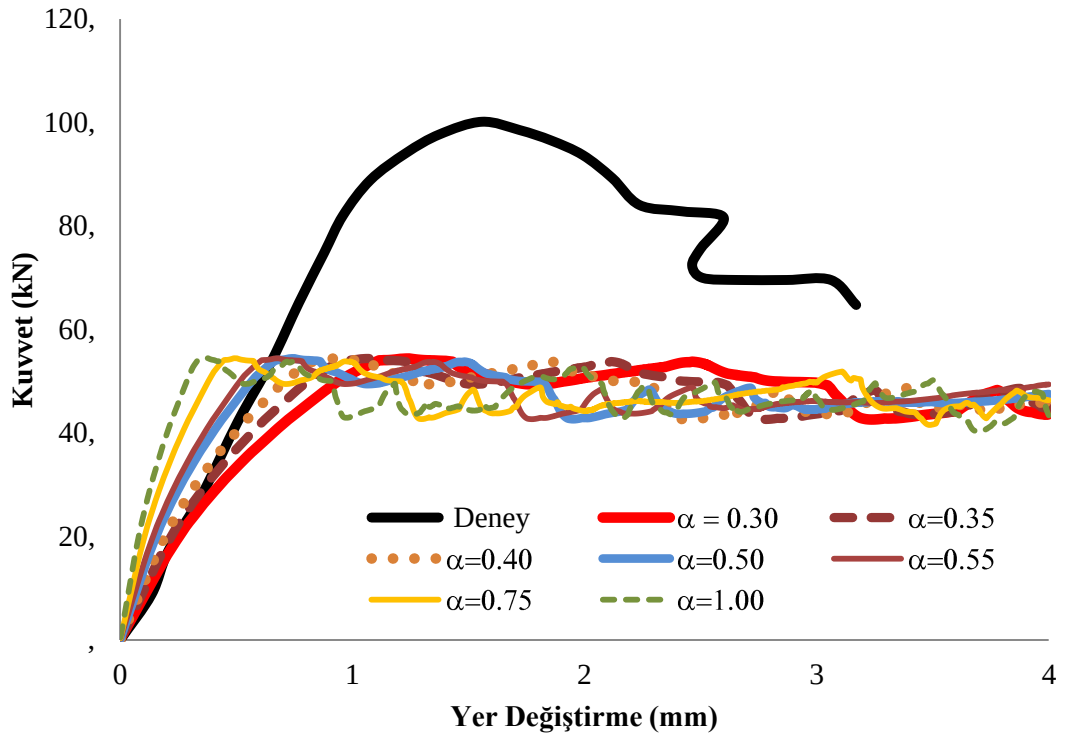


Şekil 3.22 $\beta = 1.00$ için Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

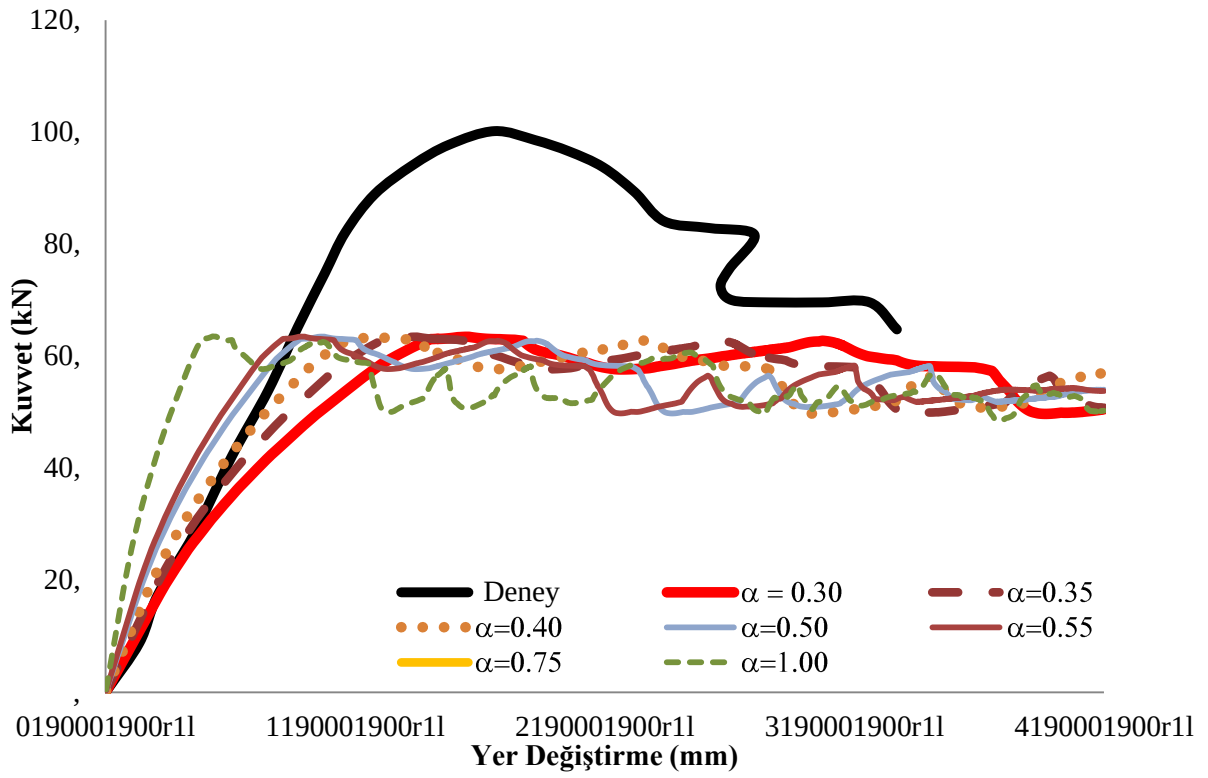
3.2.1.3. Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik sonuçlarının karşılaştırması

JD7 duvarı deney sonuçları ile bu duvarın makro modelinde elastisite modülü katsayısı $\beta = 0.3, 0.35, 0.40$ ve 0.50 ' e karşılık dayanım katsayısı α ' nın değişimine bağlı olarak sırasıyla Şekil 3.23-3.26' de kuvvet-yer değiştirme eğrileri görülmektedir. Bu eğrilerden α ' nın tüm değerleri için elde edilen maksimum taşıma yükünün β ' nin $0.30, 0.35, 0.40$ ve 0.50 olmasına karşılık sırasıyla $54.50, 63.53, 72.65$ ve 90.72 kN olarak deneysel sonuçlardan ise bu yükün 100.17 kN olduğu belirlenmiştir. Böylece $\beta = 0.3, 0.35, 0.40$ ve 0.50 için elde edilen maksimum yükün deneysel verilerden elde edilen maksimum yüke göre sırasıyla % $45.6, 36.6, 27.5$ ve 9.5 daha küçük olduğu belirlenmiştir. $\beta = 0.55$ ' e karşılık dayanım katsayısı α ' nın değişimine bağlı olarak elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri ise Şekil 3.27' de görülmektedir. Dayanım katsayısı α ' nın tüm değerleri için elde edilen maksimum taşıma yükünün 99.85 kN olduğu belirlenmiş olup bu yükün deneysel verilerden elde edilen maksimum yüke göre % 0.32 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Aynı zamanda α ' nın tüm değerleri için β ' nin 0.75 ve 1.0 durumlarına ait kuvvet-yer değiştirme eğrileri ise sırasıyla Şekil 3.28-3.29' de verilmiştir. Elastisite modülü katsayısı α ' nın tüm değerleri için elde edilen maksimum taşıma yükünün β ' nin 0.75 ve 1.0 olması halleri için

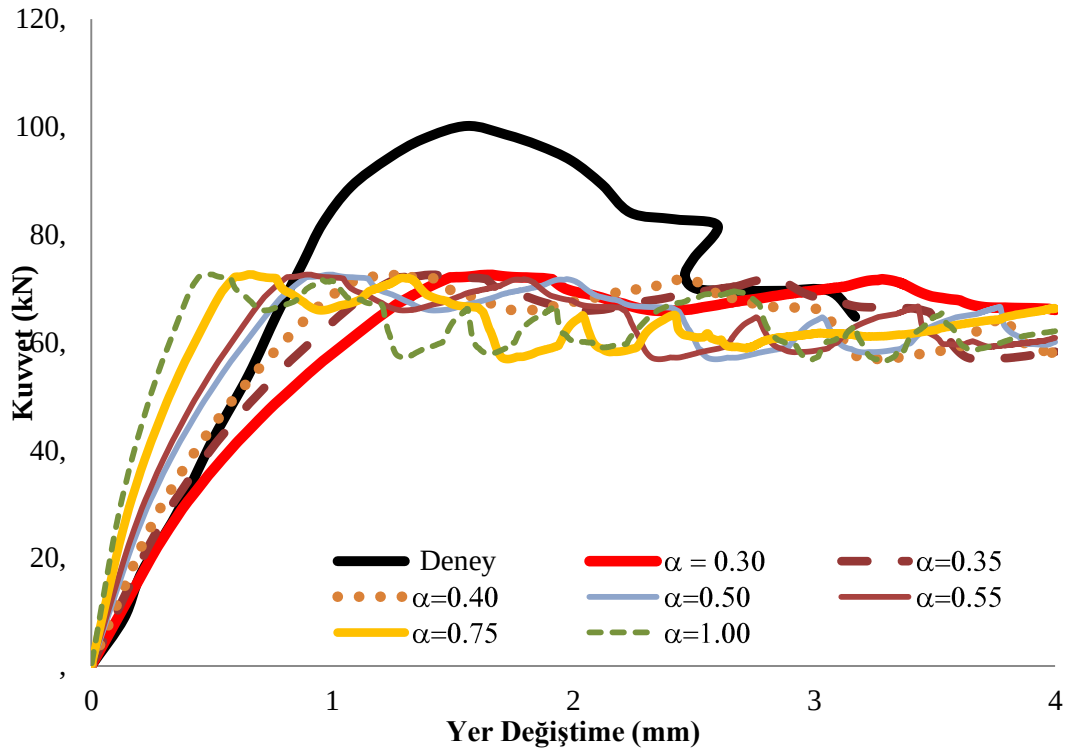
sırasıyla 136.09, ve 181.43 kN olduğu belirlenmiştir. Böylece deneysel verilere göre bu yükler β 'nin 0.75 ve 1.0 olması için sırasıyla %35.9 ve 81.1 daha büyük değerlere sahip olduğu tespit edilmiştir. Tüm β değerleri değerlendirildiğinde en az farkın β 'nin 0.55 durumu için elde edildiği görülmektedir. Şekil 3.27 üzerinde α 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50, 0.55, 0.75 ve 1.0 değerleri için elde edilen elastik sınır yer değiştirme değerleri ise sırasıyla 2.07, 1.77, 1.55, 1.22, 1.12, 0.80 ve 0.60 mm olup deneysel verilerde ise 1.56 mm olarak elde edilmiştir. Bu yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında %0.6-62 arasında değişen farkların olduğu belirlenmiş olup en az farkın α 'nın 0.40 değeri için elde edildiği görülmüştür.



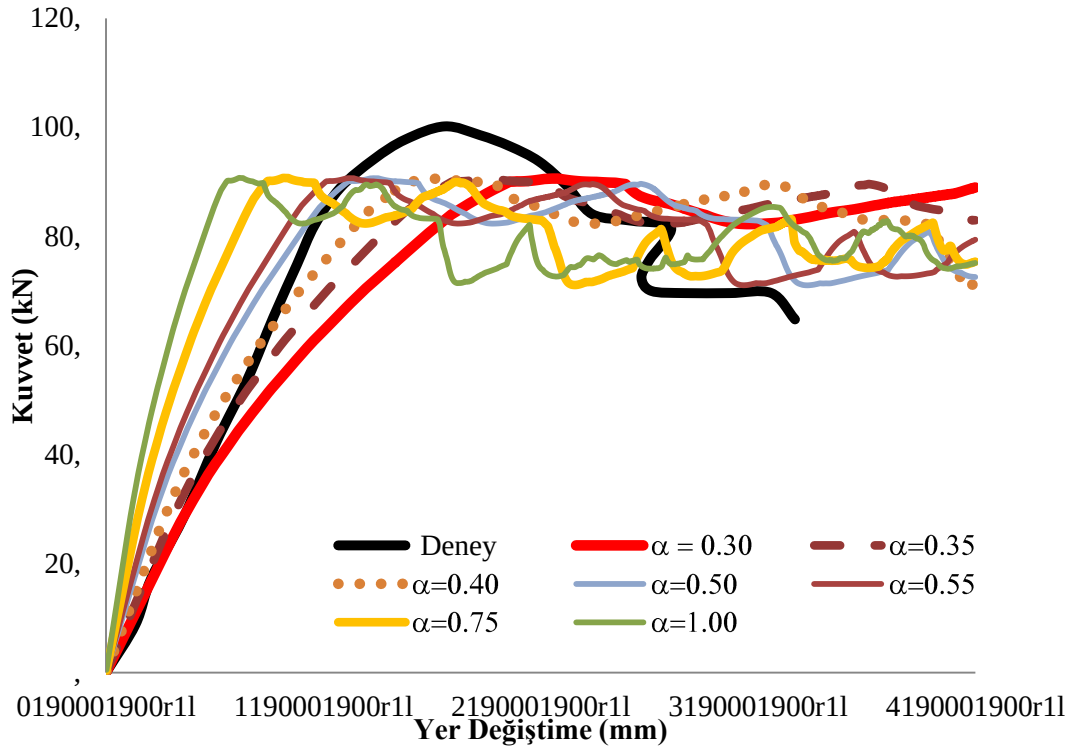
Şekil 3.23. $\beta = 0.30$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



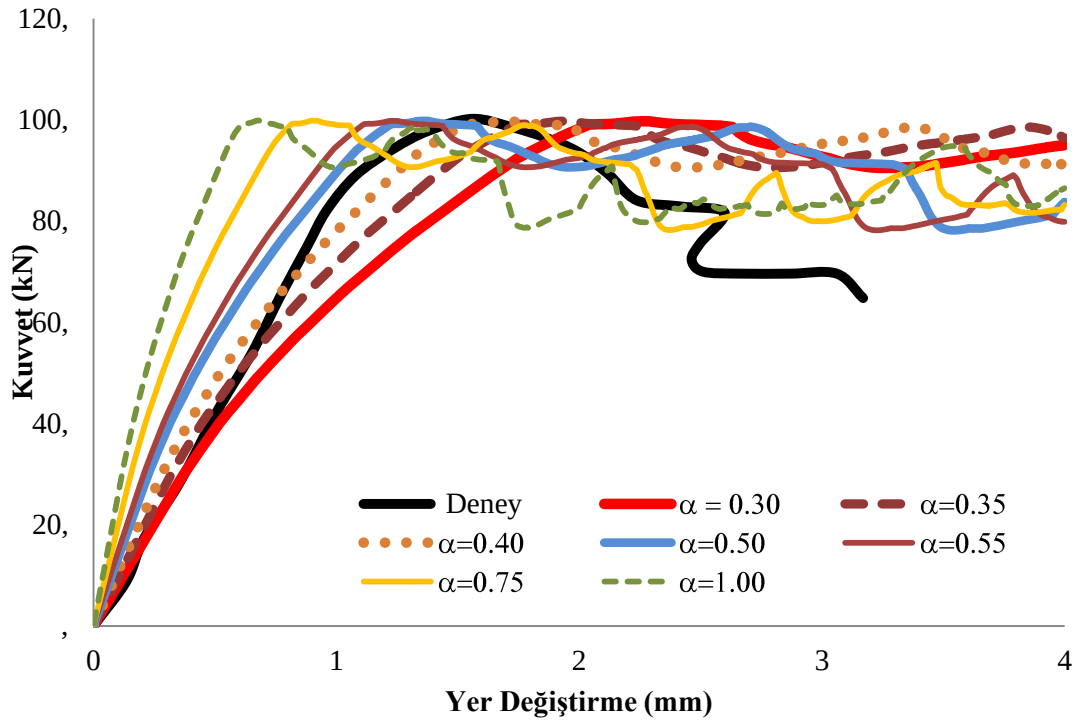
Şekil 3.24. $\beta = 0.35$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



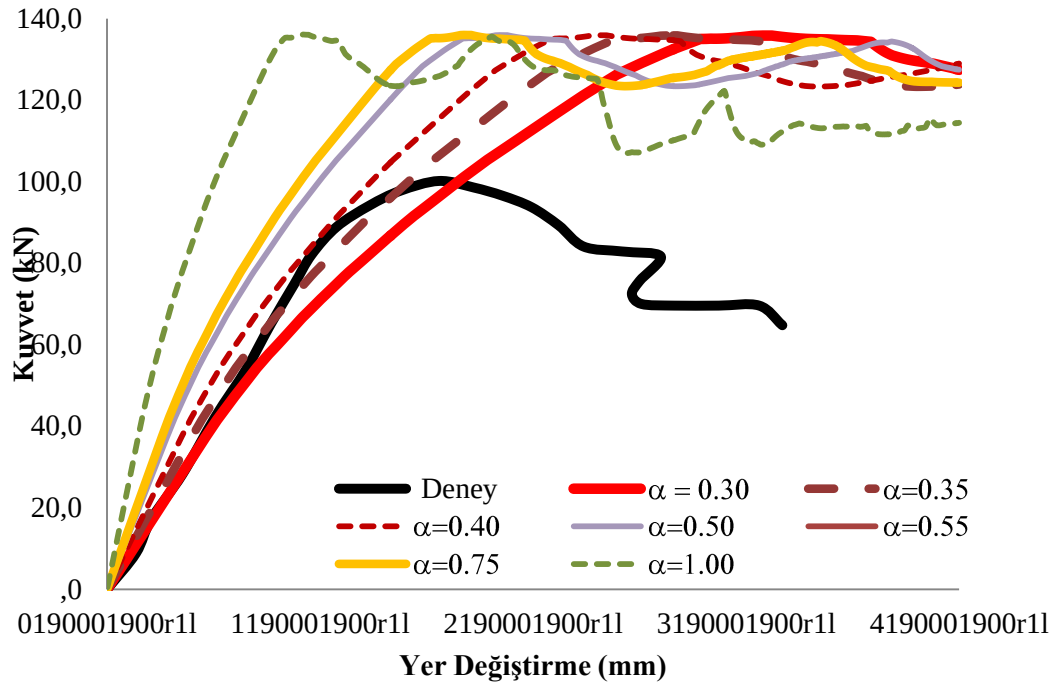
Şekil 3.25 $\beta = 0.40$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



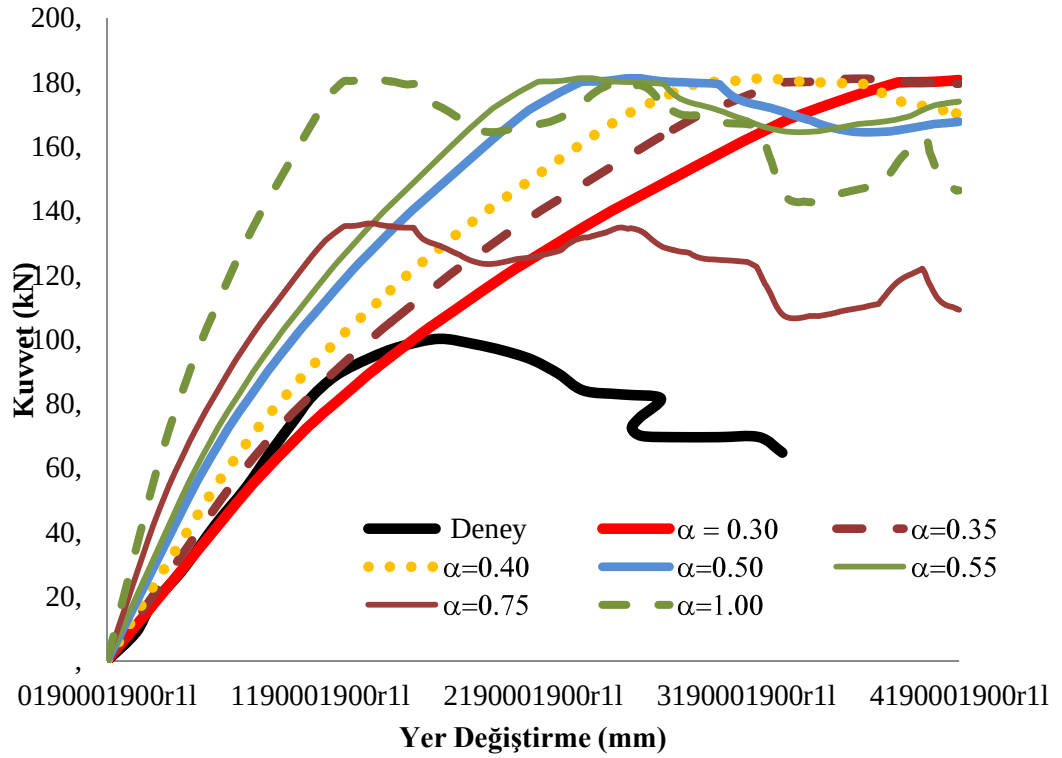
Şekil 3.26 $\beta = 0.50$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



Şekil 3.27 $\beta = 0.55$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



Şekil 3.28 $\beta = 0.75$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



Şekil 3.29 $\beta = 1.00$ için Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

3.2.2.1 Birim Alan ile Homojenleştirme Formülasyonu

Bu tez çalışmasında, tuğla/taş ve harcın oluşturduğu kâgir duvar üzerinde bir birim alan seçilerek eş değer malzeme parametreleri elde edilmiştir. Birim alanın geometrisi, yatay doğrultudaki harçların ortasından ve düşeyde bir tam tuğla/taş'ın her iki tarafında yer alan harçların ortasından geçecek şekilde doğruların birleştirilmesiyle elde edilmektedir (Şekil 3.30). Bu birim hacim bir sonlu eleman olarak hesaba katılmaktadır. Şekil 3.31' de birim alana karşılık gelen sonlu elemanın her bir integrasyon noktasındaki malzeme özelliklerinin bir birlerine eşdeğer olduğu görülmektedir. Böylece tek bir integrasyon noktasında bulunan tuğla/taş ve harca eşdeğer bir malzeme özelliğinin belirlenmesi halinde söz konusu sonlu elemanın tümünde homojenleştirme işlemi yapılmış olacaktır.

Homojenleştirme işlemi için kompozit malzeme teorisi yardımıyla Şekil 3.31' de görüldüğü gibi yatay ve düşey olmak üzere iki farklı malzeme durumu ortaya çıkmaktadır. Şekil 3.31.a' da 4 farklı hacim ve bu hacimlere karşılık gelen malzemelere ait elastisite modülleri gösterilmiştir. Şekil 3.31.b ve c' de tuğla/taş ve harç birimlerine eş değer bir elastisite modülü elde etmek için yatay ve düşey doğrultularda bir birlerine paralel ve seri bağlı yayalardan oluşan iki ayrı sistem görülmektedir. Seri bağlı yaylarda iç kuvvetlerin birbirlerine eşit ve paralel bağlı yaylarda şekil değiştirmelerin eşit olduğu kabul edilerek yatay ve düşey yay sisteminin eş değer elastisite modülleri,

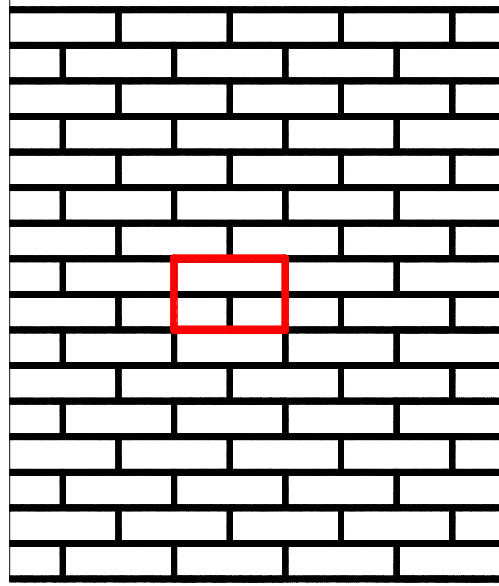
$$E_{\text{eff},Y} = \frac{2E_h}{V_T} + \frac{E_h \times E_t}{V_3 E_t + V_4 E_h} \times \left(\frac{V_3 + V_4}{V_T} \right) \quad (\text{yatay rijitlik}) \quad (3.1.a)$$

$$E_{\text{eff},D} = \frac{E_h}{V_T} + \frac{E_h E_t}{2 \times V_2 E_t + V_4 E_h} \times \left(\frac{2 \times V_2 + V_4}{V_T} \right) \quad (\text{düşey Rijitlik}) \quad (3.1.b)$$

olarak elde edilebilir. Burada, E_h ve E_t sırasıyla harç ve tuğla/taş'ın elastisite modüllerini göstermektedir. V_T ise bir eleman integrasyon noktasının toplam hacmini göstermektedir. Aynı zamanda V_h ve V_t hacimleri sırasıyla harç ve tuğla/taş'ın hacimlerini ifade etmekte olup,

$$V_h = 2(V_1 + V_2) + V_3; \quad V_t = V_4 \quad (3.2)$$

eşitlikleri ile elde edilmektedir. Burada verilen efektif elastisite modülü eşitlikleri bir sonlu eleman integrasyon noktasının efektif basınç ve çekme dayanım değerleri içinde hesaba katılmıştır.



Şekil 3.30 Kâgir duvar üzerinde seçilen birim hacim elemanı.

Bir sonlu eleman integrasyon noktasının efektif birim hacim kütlesi ve poisson oranı için harç ve tuğla/taş' ın hacimsel oranları dikkate alınarak,

$$\rho_{\text{eff}} = \frac{V_h}{V_T} \rho_h + \frac{V_t}{V_T} \rho_t \quad (3.3.a)$$

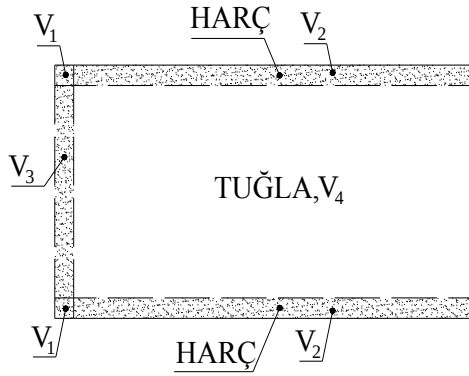
$$\nu_{\text{eff}} = \frac{V_h}{V_T} \nu_h + \frac{V_t}{V_T} \nu_t \quad (3.3.b)$$

bağıntıları yardımıyla hesaplanmaktadır [24]. Burada,

$$\rho_{\text{eff}} = \frac{V_h}{V_T} \rho_h + \frac{V_t}{V_T} \rho_t \quad (3.4)$$

$$\nu_{\text{eff}} = \frac{V_h}{V_T} \nu_h + \frac{V_t}{V_T} \nu_t \quad (3.5)$$

eşitlikleri ile tanımlanmaktadır. Bu bağıntılarda kullanılan E_k , elde edilen kompozit malzeme için eşdeğer elastisite modülü, t_h , harç kalınlığı, t_t , tuğla kalınlığı, E_h , harcın elastisite modülü, E_t , tuğlanın elastisite modülünü göstermektedir.

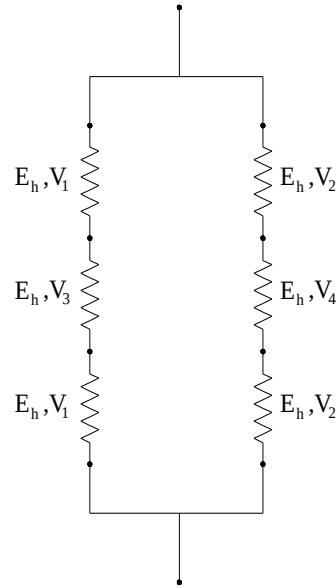


a) harç-tuğla birimi

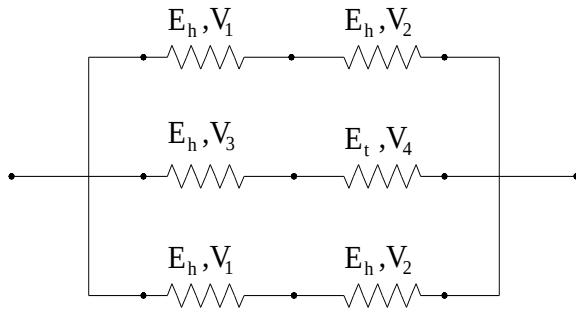
$$V_1 = \frac{t_h^2}{4} t_d ; \quad V_2 = \frac{b_t t_h}{4} t_d ;$$

$$V_3 = \frac{t_h}{2} b_t t_d ; \quad V_4 = \frac{b_t t_h}{2} t_d$$

$$V_T = (V_1 + V_2) \times 2 + V_3 + V_4$$



c) Düşey rijitlik



b) Yatay rijitlik

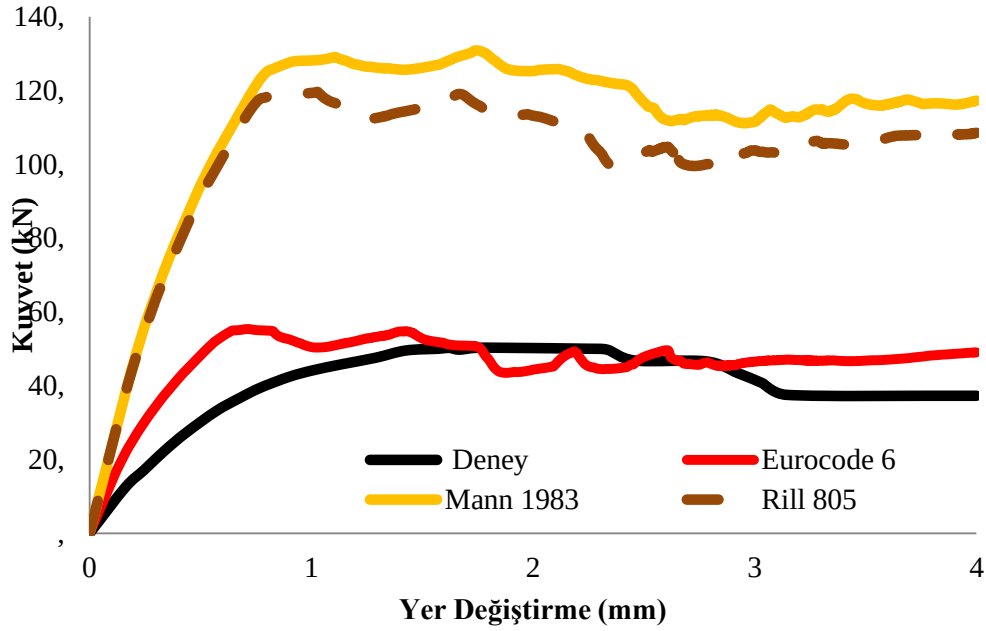
Şekil 3.31. Homojenleştirme için önerilen yay modeli.

3.2.2.2 Birim Hücre Alan Elemanları ile Homojenleştirilmiş Makro Model Çözümleri

3.2.2.2.1 Mann, Rill805, Eurocode 6 Dayanım Formülleri ile Yapılan Çözümler

Bu bölümde Birim Hücre Alan (BHA) elemanları ile homojenleştirilen makro model elemanlarının Mann [25], Rill805 [25] ve Eurocode 6 [25]' da yığma duvarlar için önerilen basınç ve çekme dayanım denklemleri kullanılarak JD4, JD6 ve JD7 duvarlarının statik itme analizleri elde edilmiş ve deney sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Nümerik

çözümlerde elastisite modülü, denklem 3.1.a ve 3.1.b kullanılarak sırasıyla $E_{eff,Y} = 9018.62$ ve $E_{eff,D} = 5224.57$ MPa olarak hesaplanmıştır. $E_{eff,Y}$ için JD4, JD6 ve JD7 duvarlarının karşılaştırma eğrileri Şekil 3.32-3.34’ de $E_{eff,D}$ için aynı duvarların karşılaştırma eğrileri Şekil 3.35-3.37’ de verilmiştir. Tablo 3.3 çözümlerde kullanılan malzeme özellikleri verilmiştir.



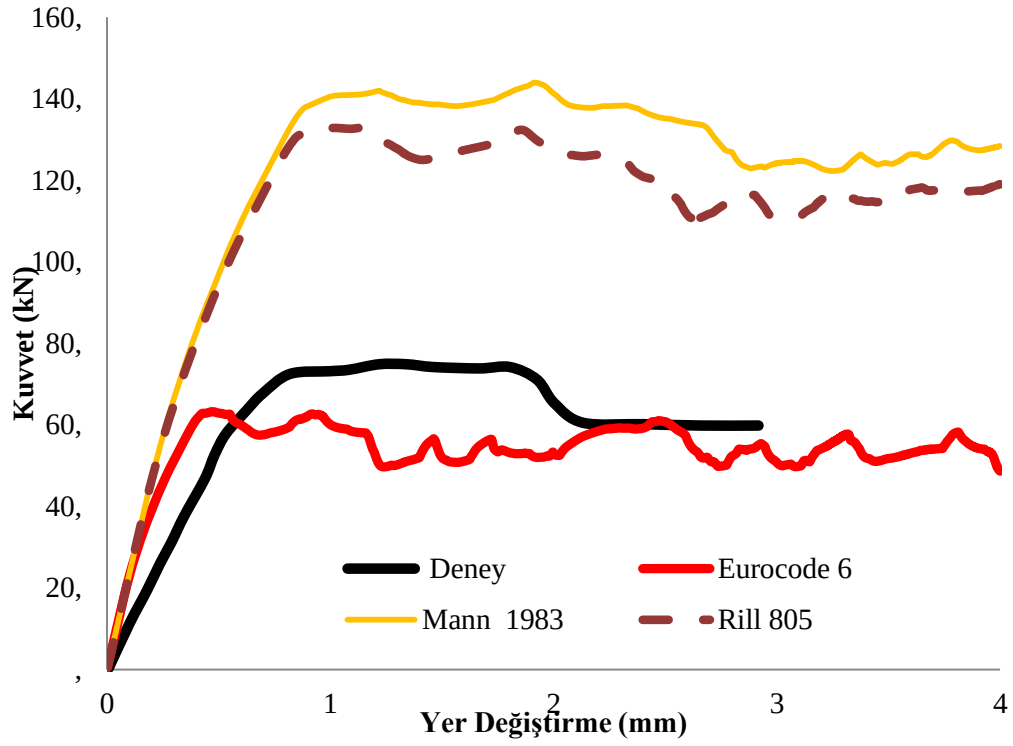
Şekil 3.32 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

JD4 duvarı için elastisite modülü $E_{eff,Y}$ olması ile duvarın basınç ve çekme dayanımlarının Mann, Rill 805 ve Eurocode 6’ nın formülasyonlarına göre elde edilen çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 130.85, 119.63 ve 55.38 kN olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 50.27 kN olduğu tespit edilmiştir. Deneysel sonuçları ile Mann, Rill 805 ve Eurocode 6’ dan elde edilen maksimum taşıma yükünün sırasıyla % 160.3, 138 ve 10.2 daha büyük belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise Mann, Rill 805 ve Eurocode 6 için sırasıyla 1.746, 0.87 ve 0.41 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD4 duvarının bu değerinin 1.43 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değer Mann için elde edilen sonuçlara göre % 22 daha büyük olurken Rill 805 ve Eurocode 6’ dan elde edilen değerlere göre % 39 ve % 71 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından Eurocode 6’ nın sonuçlarının, elastik yer değiştirme sınırı açısından Mann’ nın sonuçlarının deneysel sonuçlara daha yakın olduğu belirlenmiştir.

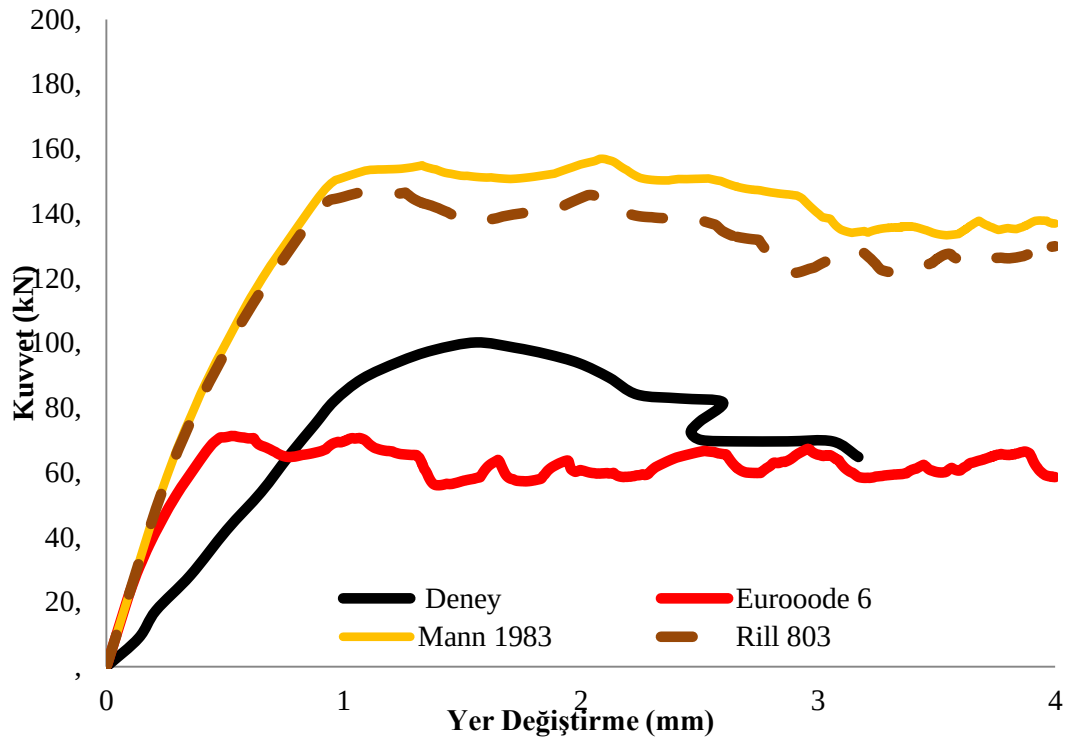
Tablo 3.3 Mann [25], Rill805 [25] ve Eurocode 6 [25] için malzeme özellikleri

JD4		Eurocode 6	Mann 1983	Rill 805
	$f_t=$	0,761	1,489	1,481
	$f_c=$	14,366	17,690	20,958
	$c =$	0,804	1,626	1,593
	$\Phi=$	64,077	57,641	60,229
JD6		Eurocode 6	Mann 1983	Rill 805
	$f_t=$	0,869	1,638	1,647
	$f_c=$	16,404	19,462	23,304
	$c =$	0,918	1,789	1,772
	$\Phi=$	64,077	57,641	60,229
JD7		Eurocode 6	Mann 1983	Rill 805
	$f_t=$	0,980	1,786	1,813
	$f_c=$	16,404	19,462	23,304
	$c =$	1,042	1,967	1,966
	$\Phi=$	62,530	56,289	58,832

JD6 duvarı için elastisite modülü $E_{eff,Y}$ olması ile duvarın basınç ve çekme dayanımlarının Mann, Rill 805 ve Eurocode 6' nın formülasyonlarına göre elde edilen çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 143.95, 133.07 ve 63.23 kN olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 74.87 kN olduğu tespit edilmiştir. Deney sonuçları Mann ve Rill 805' den elde edilen maksimum taşıma yüküne göre sırasıyla % 92.3 ve 77.7 daha büyük olurken Eurocode 6' dan elde edilen yüke göre % 15.5 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise Mann, Rill 805 ve Eurocode 6 için sırasıyla 1.918, 0.968 ve 0.468 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD6 duvarının bu değerinin 0.82 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değer Mann ve Rill 805 için elde edilen sonuçlara göre % 134 ve 18 daha büyük olurken Eurocode 6' dan elde edilen değere göre % 43 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından Eurocode 6' nın sonuçlarının, elastik yer değiştirme sınırı açısından Rill 805' in sonuçlarının deneysel sonuçlara daha yakın olduğu belirlenmiştir.

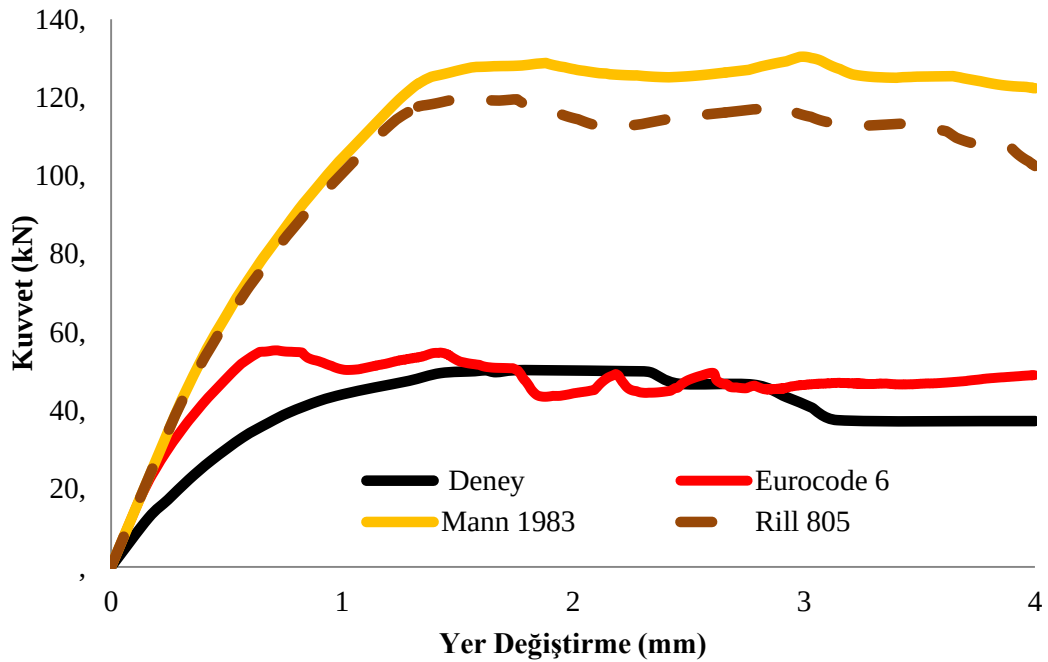


Şekil 3.33 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



Şekil 3.34 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

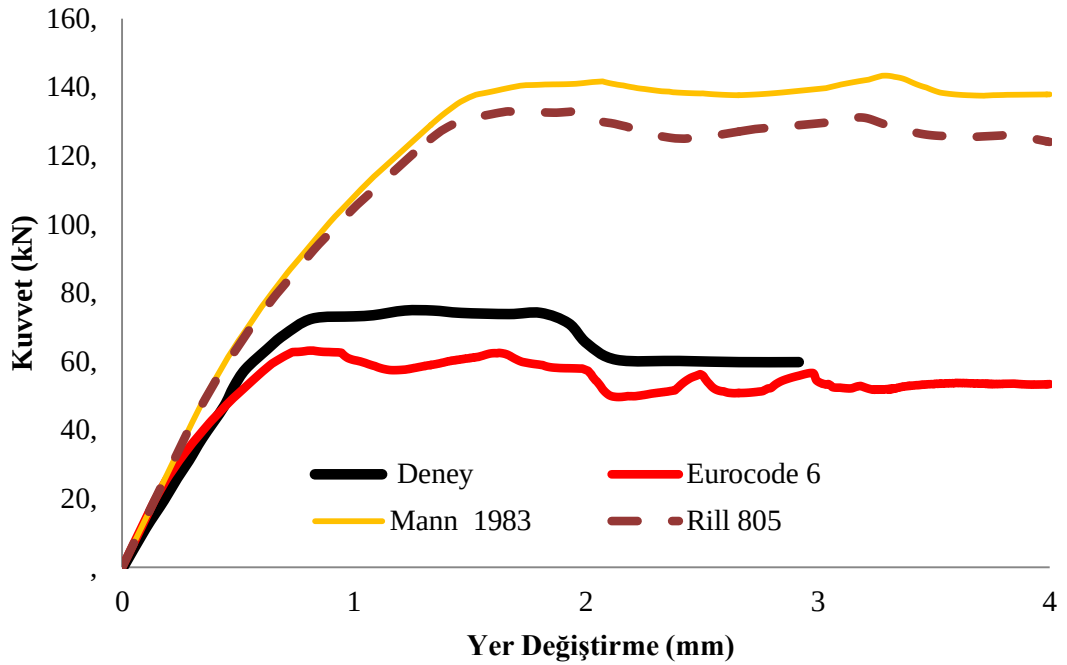
JD7 duvarı için elastisite modülü $E_{\text{eff},Y}$ olması ile duvarın basınç ve çekme dayanımlarının Mann, Rill 805 ve Eurocode 6'nın formülasyonlarına göre elde edilen çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 156.93, 146.50 ve 71.27 kN olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 100.17 kN olduğu tespit edilmiştir. Deneysel sonuçları Mann ve Rill 805' den elde edilen maksimum taşıma yüküne göre sırasıyla % 56.7 ve 46.3 daha büyük olurken Eurocode 6' dan elde edilen yüke göre % 28.8 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise Mann, Rill 805 ve Eurocode 6 için sırasıyla 2.090, 2.806 ve 0.528 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD7 duvarının bu değerinin 1.56 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değer Mann ve Rill 805 için elde edilen sonuçlara göre % 34 ve 80 daha büyük olurken Eurocode 6' dan elde edilen değere göre % 66 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından Eurocode 6' nın sonuçlarının, elastik yer değiştirme sınırı açısından Rill 805' in sonuçlarının deneysel sonuçlara daha yakın olduğu belirlenmiştir.



Şekil 3.35 $E_{\text{eff},D}$ Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

JD4 duvarı için elastisite modülü $E_{\text{eff},D}$ olması ile duvarın basınç ve çekme dayanımlarının Mann, Rill 805 ve Eurocode 6' nın formülasyonlarına göre elde edilen çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 130.41, 119.54 ve 55.35 kN olduğu

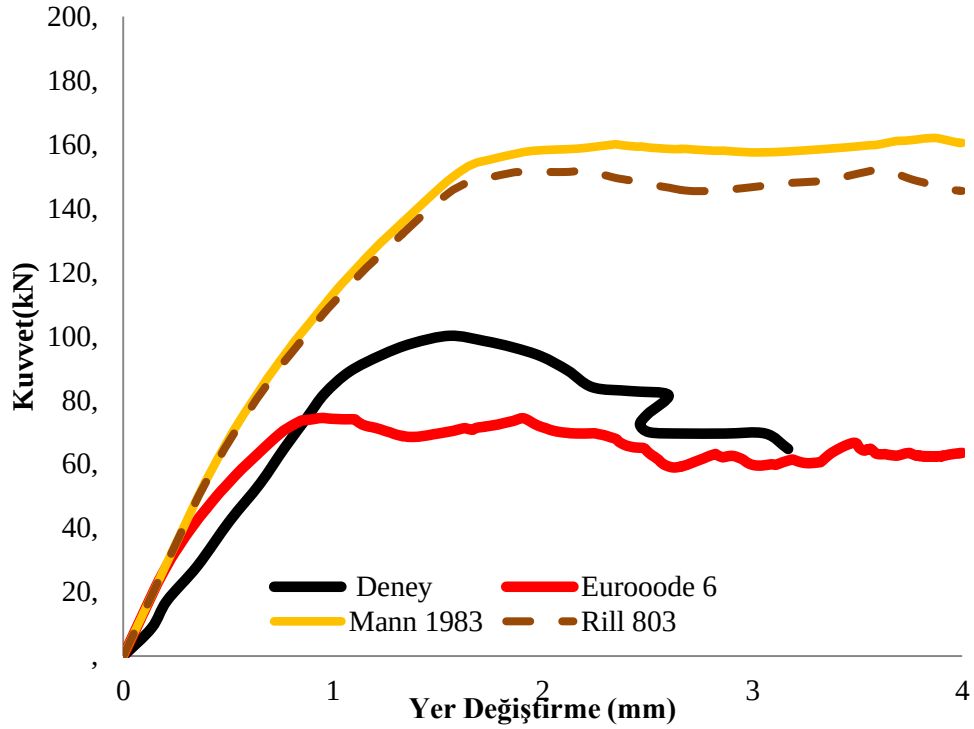
belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 50.27 kN olduğu tespit edilmiştir. Deney sonuçları ile Mann, Rill 805 ve Eurocode 6' dan elde edilen maksimum taşıma yükünün sırasıyla % 159.4, 138 ve 10.1 daha büyük belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise Mann, Rill 805 ve Eurocode 6 için sırasıyla 2.994, 1.496 ve 0.712 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD4 duvarının bu değerinin 1.43 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değer Mann ve Rill 805 için elde edilen sonuçlara göre % 109.4 ve % 4,6 daha büyük olurken Eurocode 6' dan elde edilen değerlere göre ve % 50,2 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından Eurocode 6' nın sonuçlarının, elastik yer değiştirme sınırı açısından Mann' nın sonuçlarının deneysel sonuçlara daha yakın olduğu belirlenmiştir.



Şekil 3.36 $E_{eff,D}$ Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

JD6 duvarı için elastisite modülü $E_{eff,D}$ olması ile duvarın basınç ve çekme dayanımlarının Mann, Rill 805 ve Eurocode 6' nın formülasyonlarına göre elde edilen çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 143.37, 132.95 ve 63.18 kN olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 74.87 kN olduğu tespit edilmiştir. Deney sonuçları Mann ve Rill 805' den elde edilen maksimum taşıma yüküne göre sırasıyla % 91.4 ve 77.5 daha büyük olurken Eurocode 6' dan elde edilen yüke göre % 15.6 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise Mann, Rill 805 ve Eurocode 6 için sırasıyla 3.29, 1.664 ve 0.812 mm olduğu tespit edilmiştir.

Deneysel verilere göre JD6 duvarının bu değerin 0.82 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değer Mann ve Rill 805 için elde edilen sonuçlara göre % 301 ve 103 daha büyük olurken Eurocode 6’ dan elde edilen değere göre % 1 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından ve elastik yer değiştirme sınırı açısından Eurocode 6’ nın sonuçlarının deneysel sonuçlara daha yakın olduğu belirlenmiştir.



Şekil 3.37 $E_{eff,D}$ Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri

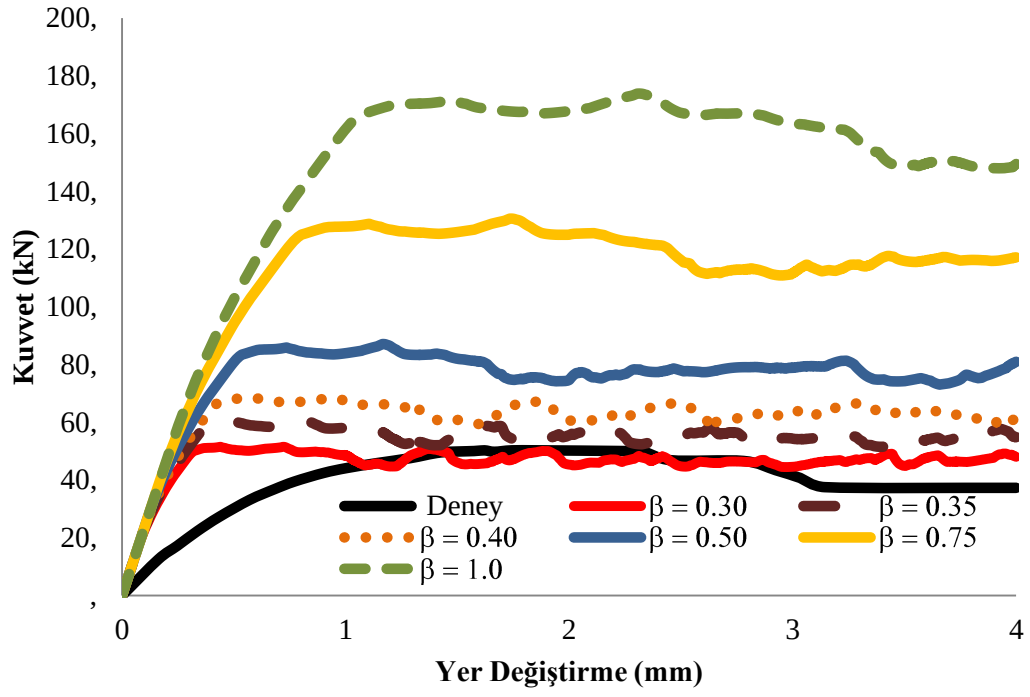
JD7 duvarı için elastisite modülü $E_{eff,D}$ olması ile duvarın basınç ve çekme dayanımlarının Rill 805, Mann, ve Eurocode 6’ nın formülasyonlarına göre elde edilen çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 152.06, 162.00 ve 74.47 kN olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 100.17 kN olduğu tespit edilmiştir. Deney sonuçları Mann ve Rill 805’ den elde edilen maksimum taşıma yüküne göre sırasıyla % 51.8 ve 61.8 daha büyük olurken Eurocode 6’ dan elde edilen yüke göre % 25.7 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise Mann, Rill 805 ve Eurocode 6 için sırasıyla 3.864, 3.61 ve 0.957 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD7 duvarının bu değerinin 1.56 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değer Mann ve Rill 805 için elde edilen sonuçlara göre % 148 ve 131 daha büyük olurken Eurocode 6’ dan elde edilen değere göre % 38,7 daha küçük olduğu

belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü ve elastik yer değiştirme sınırı açısından Eurocode 6' nın sonuçlarının deneysel sonuçlara daha yakın olduğu belirlenmiştir.

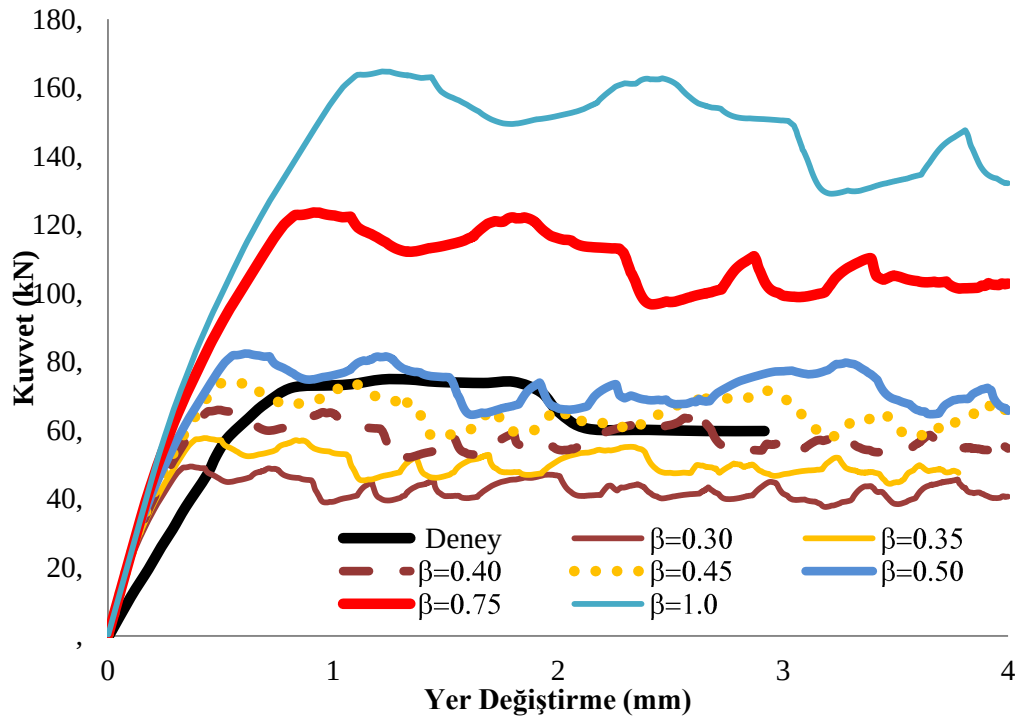
3.2.2.2.2 Önerilen Basınç Dayanım Formülü ile Yapılan Çözümler

Bu bölümde Birim Hücre Alan (BHA) elemanları ile homojenleştirilen makro model elemanlarının $E_{eff,Y} = 9018.62$ ve $E_{eff,D} = 5224.57$ MPa olarak hesaplanan elastisite modüllerinin JD4, JD6 ve JD7 duvarları için dayanım katsayısı β ' nın değişimi ile deney sonuçlarından elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri karşılaştırılarak incelenmiştir. $E_{eff,Y}$ durumunda JD4, JD6 ve JD7 duvarları için elde edilen sonuçların karşılaştırılması Şekil 3.38-3.40' de görülmektedir. Söz konusu bu şekillerde JD4 duvarı için β ' nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50, 0.75 ve 1.0 olması için maksimum taşıma yükünün sırasıyla 44.54, 51.94, 59.34, 74.22, 111.24 ve 148.34 olarak elde edilmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 50.27 kN olduğu belirlenmiştir. Deney sonuçları ve β ' nın 0.30 duruma göre elde edilen maksimum taşıma yükünün %11.4 daha küçük olduğu β ' nın 0.35, 0.40, 0.50, 0.75 ve 1.0 olduğu durumlarda ise bu yükün % 3.3, 18.1, 47.67, 121.4 ve 195.2 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise β ' nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50, 0.75 ve 1.0 olması için sırasıyla 0.574, 0.668, 0.764, 0.952, 1.424 ve 1.900 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD4 duvarının bu değerinin 1.43 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değere göre β ' nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50 ve 0.75 olduğu durumlar deneysel verilere göre % 59.9, 53.3, 46.6, 33.4 ve 0.5 daha küçük olduğu β ' nın 1.00 olduğu durumda ise % 32.9 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından β ' nın 0.35 olduğu durum ve elastik yer değiştirme sınırı açısından β ' nın 0.75 olduğu durumlarda en az farkların olduğu belirlenmiştir. Bu nedenle JD4 duvarı için $E_{eff,Y}$ eşdeğer elastisite modülü sonuçlarının uygun olmadığı sonucuna varılmıştır. Şekil 3.39'de JD6 duvarı için β ' nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.45, 0.50, 0.75 ve 1.0 olması hallerine ait çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 49.48, 57.78, 65.99, 74.22, 82.45, 123.62 ve 164.77 olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 74.87 kN olduğu belirlenmiştir. Deney sonuçları ve β ' nın 0.30, 0.35, 0.40 ve 0.45 durumlarına göre elde edilen maksimum taşıma yükünün %33.9, 22.83, 11.86 ve 0.87 daha

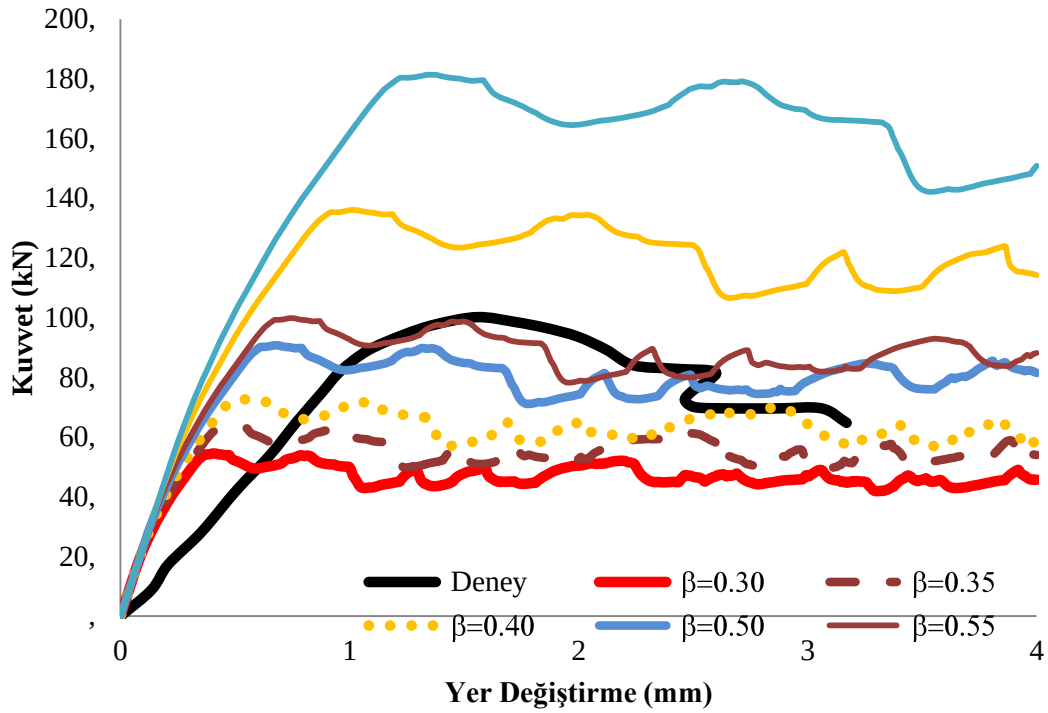
küçük olduğu β 'nın 0.50, 0.75 ve 1.0 olduğu durumlarda ise bu yükün % 10.1, 65.1 ve 120.1 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise β 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.45, 0.50, 0.75 ve 1.0 olması için sırasıyla 0.368, 0.428, 0.488, 0.55, 0.61, 0.914 ve 1.22 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD6 duvarının bu değerinin 0.82 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değere göre β 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.45 ve 0.50 olduğu durumlar deneysel verilere göre % 55.1, 47.8, 40.5, 32.9 ve 25.6 daha küçük olduğu β 'nın 0.75 ve 1.00 olduğu durumlarda ise % 11.5 ve 48.8 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından β 'nın 0.45 olduğu durum ve elastik yer değiştirme sınırı açısından β 'nın 0.75 olduğu durumlarda en az farkların olduğu belirlenmiştir. Bu nedenle JD6 duvarı için $E_{eff,Y}$ eşdeğer elastisite modülü sonuçlarının uygun olmadığı sonucuna varılmıştır. Şekil 3.40'de JD7 duvarı için β 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50, 0.55, 0.75 ve 1.0 olması hallerine ait çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 54.49, 63.53, 72.65, 90.73, 99.85, 136.08 ve 181.40 olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 100.17 kN olduğu belirlenmiştir. Deney sonuçları ve β 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50 ve 0.55 durumlarına göre elde edilen maksimum taşıma yükünün % 45.6, 36.6, 27.47, 9.42 ve 0.32 daha küçük olduğu β 'nın 0.75 ve 1.0 olduğu durumlarda ise bu yükün % 35.9 ve 81.1 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise β 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.45, 0.50, 0.55, 0.75 ve 1.0 olması için sırasıyla 0.404, 0.470, 0.538, 0.672, 0.738, 1.000 ve 1.34 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD7 duvarının bu değerinin 1.56 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değere göre β 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.45, 0.50, 0.55, 0.75 ve 1.0 olduğu durumlar deneysel verilere göre % 74.1, 69.9, 65.5, 56.9, 52.7, 35.9 ve 14.1 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından β 'nın 0.55 olduğu durum ve elastik yer değiştirme sınırı açısından β 'nın 1.0 olduğu durumlarda en az farkların olduğu belirlenmiştir. Bu nedenle JD7 duvarı için $E_{eff,Y}$ eşdeğer elastisite modülü sonuçlarının uygun olmadığı sonucuna varılmıştır.



Şekil 3.38 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

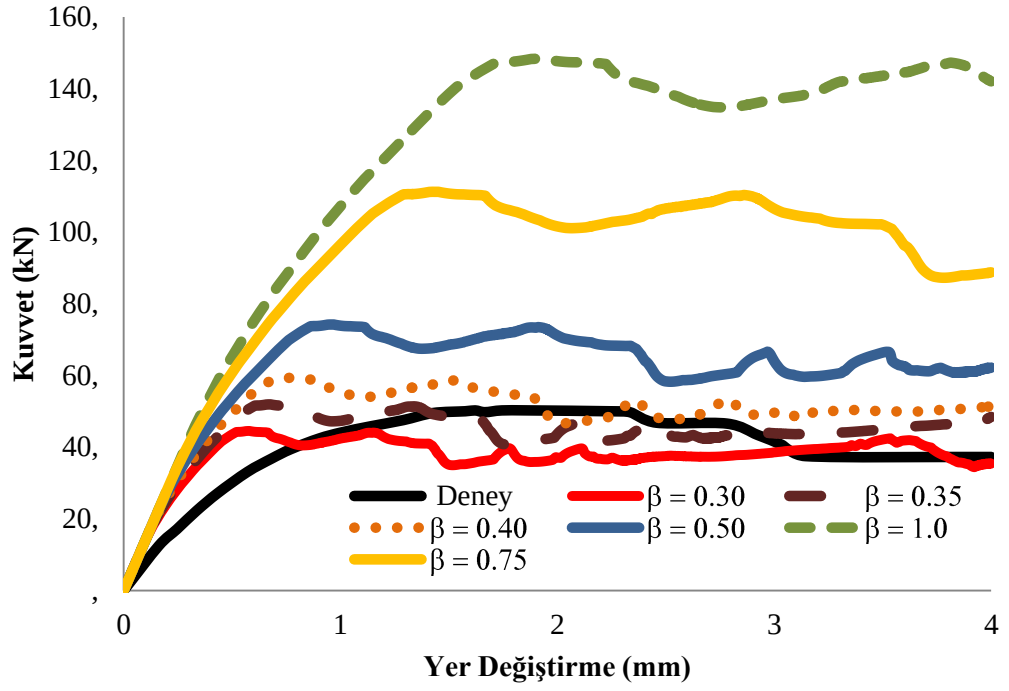


Şekil 3.39 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

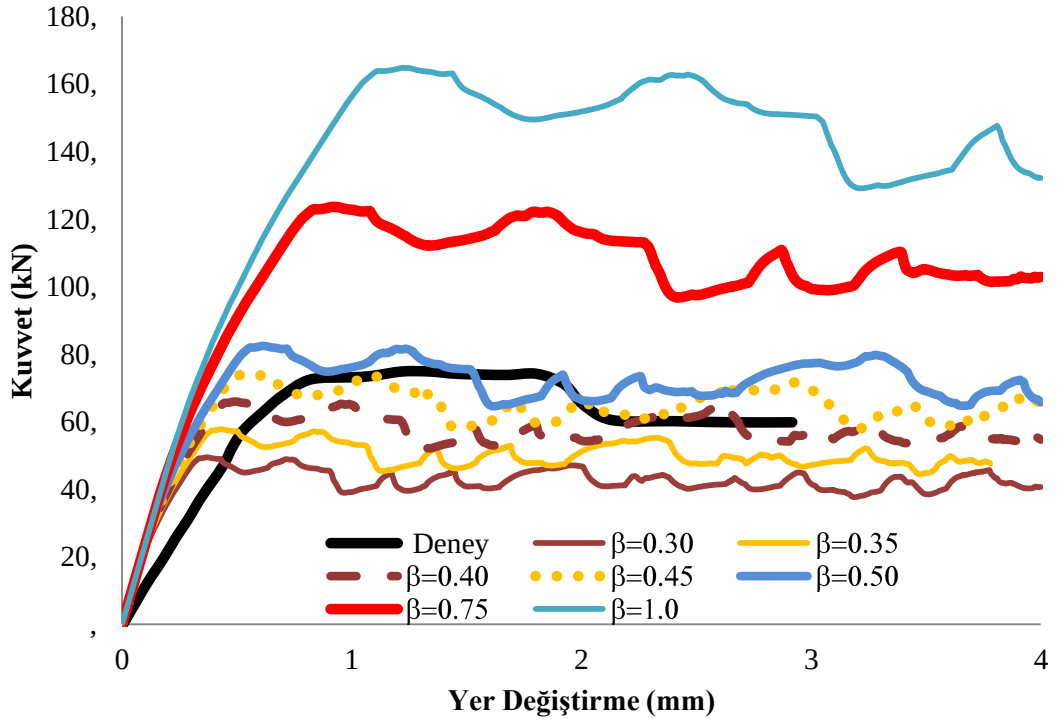


Şekil 3.40 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD7 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

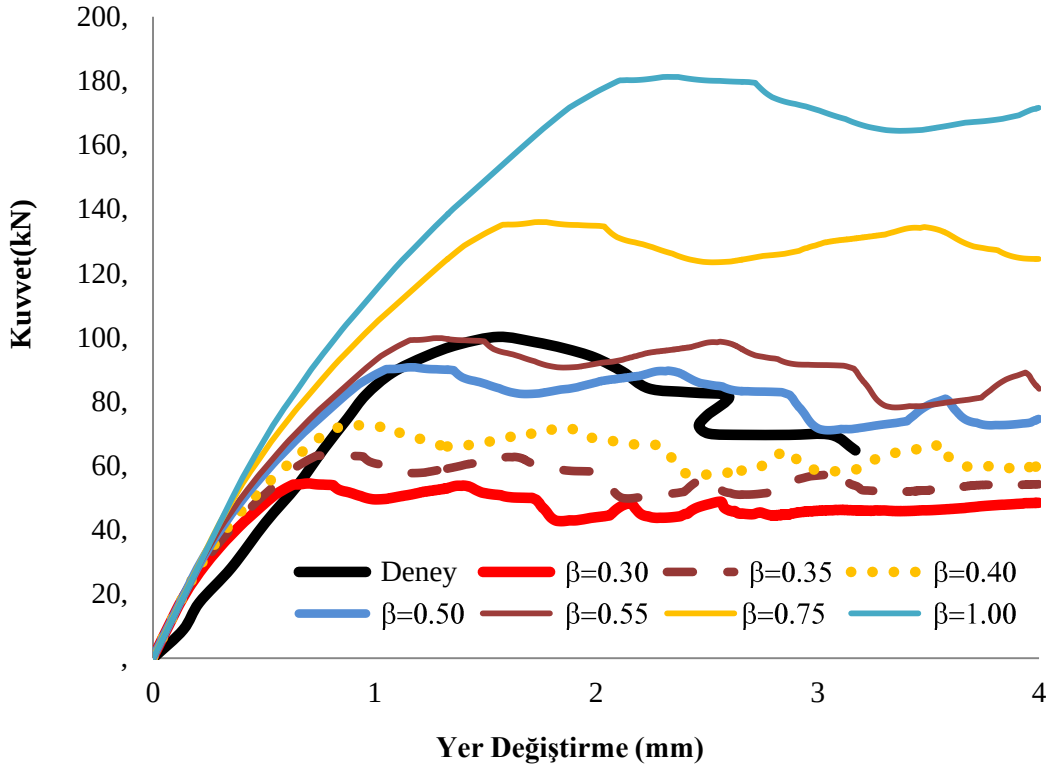
$E_{eff,D}$ durumunda JD4, JD6 ve JD7 duvarları için elde edilen sonuçların karşılaştırılması Şekil 3.41-3.43’ de verilmiştir. Şekil 3.41’ de JD4 duvarı için β ’ nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50, 0.75 ve 1.0 olması için maksimum taşıma yükünün sırasıyla 51.50, 60.08, 68.65, 87.09, 130.55 ve 173.84 olarak elde edilmiştir. Deney sonuçları ve β ’ nın 0.30 duruma göre elde edilen maksimum taşıma yükünün %2.5 daha küçük olduğu β ’ nın 0.35, 0.40, 0.50, 0.75 ve 1.0 olduğu durumlarda ise bu yükün % 19.5, 36.6, 73.2, 159.7 ve 245.8 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise β ’ nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50, 0.75 ve 1.0 olması için sırasıyla 0.44, 0.514, 0.588, 1.17, 1.742 ve 2.314 mm olduğu tespit edilmiştir. Bu değere göre β ’ nın 0.30, 0.35, 0.40 ve 0.50 olduğu durumlar deneysel verilere göre % 69.2, 64.1, 58.9 ve 18.2 daha küçük olduğu β ’ nın 0.75 ve 1.00 olduğu durumlarda ise % 21.8 ve 61.8 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından β ’ nın 0.35 olduğu durum ve elastik yer değiştirme sınırı açısından β ’ nın 0.50 olduğu durumlarda en az farkların olduğu belirlenmiştir. Bu nedenle JD4 duvarı için $E_{eff,D}$ eşdeğer elastisite modülü sonuçlarının uygun olmadığı sonucuna varılmıştır.



Şekil 3.41 $E_{eff,D}$ Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



Şekil 3.42 $E_{eff,D}$ Eindhoven JD6 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.



Şekil 3.43 $E_{eff,Y}$ Eindhoven JD4 duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

Şekil 3.42’de JD6 duvarı için β ’nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.45, 0.50, 0.75 ve 1.0 olması hallerine ait çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 49.45, 57.75, 65.96, 74.18, 82.39, 123.52 ve 164.63 olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 74.87 kN olduğu belirlenmiştir. Deney sonuçları ve β ’nın 0.30, 0.35, 0.40 ve 0.45 durumlarına göre elde edilen maksimum taşıma yükünün %34.0, 22.9, 11.9 ve 0.9 daha küçük olduğu β ’nın 0.50, 0.75 ve 1.0 olduğu durumlarda ise bu yükün % 10.0, 65.0 ve 119.9 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise β ’nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.45, 0.50, 0.75 ve 1.0 olması için sırasıyla 0.634, 0.744, 0.846, 0.95, 1.056, 1.582 ve 2.108 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD6 duvarının bu değerinin 0.82 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değere göre β ’nın 0.30, 0.35 ve 0.40 olduğu durumlar deneysel verilere göre % 22.7, 9.3 ve 3.2 daha küçük olduğu β ’nın 0.45, 0.50, 0.75 ve 1.00 olduğu durumlarda ise % 15.9, 28.8, 92.9 ve 157.1 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından β ’nın 0.45 olduğu durum ve elastik yer değiştirme sınırı açısından β ’nın 0.40 olduğu durumlarda en

az farkların olduğu belirlenmiştir. Bu nedenle JD6 duvarı için $E_{eff,D}$ eşdeğer elastisite modülü sonuçlarının uygun olmadığı ancak β 'nın 0.45 olduğu durum için yaklaşık olarak kabul edilebilir sonuçlar verdiği düşünülmektedir.

Şekil 3.43'de JD7 duvarı için β 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50, 0.55, 0.75 ve 1.0 olması hallerine ait çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 54.45, 63.50, 72.60, 90.68, 99.78, 135.97 ve 181.25 olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 100.17 kN olduğu belirlenmiştir. Deney sonuçları ve β 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.50 ve 0.55 durumlarına göre elde edilen maksimum taşıma yükünün % 45.6, 36.6, 27.5, 9.5 ve 0.4 daha küçük olduğu β 'nın 0.75 ve 1.0 olduğu durumlarda ise bu yükün % 35.7 ve 80.9 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise β 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.45, 0.50, 0.55, 0.75 ve 1.0 olması için sırasıyla 0.700, 0.814, 0.932, 1.164, 1.278, 1.74 ve 2.32 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD6 duvarının bu değerinin 1.56 mm olduğu belirlenmişti. Bu değere göre β 'nın 0.30, 0.35, 0.40, 0.45, 0.50 ve 0.55 olduğu durumlar deneysel verilere göre % 55.1, 47.8, 40.3, 25.4 ve 18.07 daha küçük olduğu β 'nın 0.75 ve 1.0 olduğu durumlarda ise % 11.5 ve 48.7 daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından β 'nın 0.55 olduğu durum ve elastik yer değiştirme sınırı açısından β 'nın 0.75 olduğu durumlarda en az farkların olduğu belirlenmiştir. Bu nedenle JD7 duvarı için $E_{eff,D}$ eşdeğer elastisite modülü sonuçlarının uygun olmadığı ancak β 'nın 0.55 olduğu durum için yaklaşık olarak kabul edilebilir sonuçlar verdiği düşünülmektedir.

4. SONUÇLAR

Bu tez çalışmasında, yığma duvarlar üzerinde yapılan statik itme deney sonuçları ile Drucker-Prager malzeme modeli kullanılarak elde edilen mikro ve makro model nümerik sonuçları karşılaştırılarak söz konusu malzeme modelinin etkinliği incelenmiştir. Yığma duvar deney sonuçları için “Eindhoven duvarları” olarak adlandırılan deney verileri kullanılmıştır. Deneyler, düşey yönde ön basınç yükü olarak duvarın üzerinden etkiyen 30, 120 ve 210 kN’ luk tekil kuvvetler ile yatay doğrultuda etki eden statik itme kuvveti altında elde edilmiştir. 30, 120 ve 210 kN’ luk ön basınç yükleri için sırasıyla JD4, JD6 ve JD7 olarak adlandırılmıştır.

Nümerik karşılaştırmalar mikro ve makro modeller olmak üzere iki grup altında elde edilmiştir. Mikro model çözümlerinde tüm duvarlar için tuğla ve harç birimler ayrı ayrı modellenmiştir. Lineer olmayan davranış için her iki birimde Drucker-Prager malzeme modeli kullanılmıştır. Mikro modelleme tekniği kullanılarak yapılan sonlu eleman modelinde toplamda 1624 adet düğüm noktası ve 1539 adet düzlem gerilme elemanı kullanılmıştır. Nümerik çözümlerden elde edilen yük-yer değiştirme eğrileri, deneysel sonuçlar ile Xu ve ark [2] tarafından yapılmış mikro model nümerik sonuçları kullanılarak karşılaştırmalar yapılmıştır. JD4, JD6 ve JD7 duvarlarının maksimum taşıma yükü açısından yapılan karşılaştırmalarında deneysel verilere göre sırasıyla % 2.4, 15.3 ve 30 farklar oluşmuştur. Xu ve ark [2] tarafından yapılmış mikro model nümerik sonuçları ile deney sonuçları arasındaki farklar JD4, JD6 ve JD7 duvarları için sırasıyla % 8.2, 6.4 ve 21 olarak tespit edilmiştir. JD4, JD6 ve JD7 duvarlarının elastik yer değiştirme sınırları açısından yapılan karşılaştırmalarında deneysel verilere göre sırasıyla % 32, 32 ve 5 farklar oluşmuştur. Hasar bölgesi açısından değerlendirildiğinde, JD4, JD5 ve JD6 duvarları için Drucker-Prager malzeme modeli ile yapılan nümerik çözümlerde, sağ üst ve sol alt köşe bölgelerinde oluşan hasar bölgeleri deney sonuçları ile benzerlik arz ederken diyagonal doğrultuda oluşan hasar bölgesi için dağınık bir hasar profili görülmüştür. Xu ve Ark.’nın yaptığı mikro modelleme tekniğiyle elde edilen çatlak bölgeleri dikkate alındığında, diyagonal doğrultudaki çatlak bölgesi deney sonuçlarıyla bazı benzerlikler arz ederken duvarın sağ üst ve sol alt köşe bölgelerinde oluşan yatay çatlak bölgelerinde benzerlik görülmemiştir. JD4, JD6 ve JD7 duvarları deney sonuçları ve Xu ve Ark.’nın yaptığı

mikro model çözümleri ve Drucker-Prager malzeme modeli ile yapılan mikro model çözümleri karşılaştırıldığında söz konusu bu modelin mikro modelleme tekniğinde kullanılabileceği görülmüştür. Aynı zamanda yapılan mikro model çözümleri yardımıyla her bir birime (tuğla ve harç) ait kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerleri belirlenmiştir.

JD4, JD6 ve JD7 duvarlarına ait makro model çözümlerinde tuğla ve harç birimlerin homojenleştirme işlemi için tez kapsamında önerilen Birim Hücre Alan (BHA) eleman modeli kullanılmıştır. Bu modelleme tekniği kullanılarak 2 alt grup altında çözümler elde edilmiştir. İlk grup çözümler, harç ve tuğlanın hacimsel oranlarını içeren üstel fonksiyonlar kullanılarak homojenleştirilmiş malzemenin elastisite modülü katsayısı α ile dayanım katsayısı β ' 0.0-1.0 aralığındaki değişimleri için elde edilmiştir. İkinci grup çözümler ise kompozit malzeme teorisi kullanılarak BHA elemanlar için geliştirilen yatay ve düşey elastisite modülleri için elde edilmiştir. Bu çözümler, β dayanım katsayısının 0.0-1.0 aralığındaki değişimi ve literatürde dayanım için önerilen üstel fonksiyonlar için ayrı ayrı elde edilerek yöntemin etkinliği incelenmiştir.

İlk grup çözümlerde JD4, JD6 ve JD7 duvarları çözümlerinde elastik sınır yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında en az farkların sırasıyla α ' nın 0.3, 0.50 ve 0.40 olması durumlarında elde edilmiştir. Maksimum taşıma yükü açısından değerlendirildiğinde ise en az farkın JD4, JD6 ve JD7 duvarları için sırasıyla β ' nın 0.35, 0.45 ve 0.55 değerinde elde edilmiştir. Böylece β dayanım katsayısı c homojenleştirilmiş malzemenin kohezyonunu göstermek üzere, $\beta = 0.4132 c - 0.5437$ eşitliği önerilmiştir. Aynı zamanda, α elastisite modülü katsayısı ve β dayanım katsayısı arasında ise $\alpha = -7.5\beta^2 + 8\beta - 1.5813$ bağıntısı elde edilmiştir.

İkinci grup çözümlerde $E_{eff,Y}$ değerlerine karşılık Mann [24], Rill805 [24] ve Eurocode 6 [24]' da verilen dayanım formülleri için elde edilen sonuçlar incelenmiştir. Bu çözümlerde JD4, JD6 ve JD7 duvarları için elastik sınır yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında en az farkın sırasıyla Mann, Rill 805 ve Rill 805 değerlerine karşılık elde edilmiştir. Aynı zamanda, maksimum taşıma yükü değerleri ile deney sonuçları arasındaki farkın en az olduğu çözümler tüm duvarlar için Eurocode 6 sonuçlarından elde edilmiştir. $E_{eff,D}$ değerlerine karşılık Mann [24], Rill805 [24] ve Eurocode 6 [24]' da verilen dayanım formülleri için elde edilen sonuçlar incelendiğinde; JD4, JD6 ve JD7 duvarları için elastik sınır yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında en az farkın sırasıyla Mann, Eurocode 6 ve Eurocode 6 değerlerine karşılık elde edilmiştir. Aynı zamanda,

maksimum taşıma yükü değerleri ile deney sonuçları arasındaki farkın en az olduğu çözümler tüm duvarlar için Eurocode 6 sonuçlarından elde edilmiştir. $E_{eff,Y}$ ve $E_{eff,D}$ çözümleri karşılaştırıldığında elastisite modülü için $E_{eff,D}$ çözümlerinin deney sonuçlarına daha yakın değerler verdiği belirlenmiştir. Böylece ileride yapılacak çözümler için $E_{eff,D}$ elastisite modülüne karşılık Eurocode 6' nın dayanım formülasyonlarının statik itme analizlerinde birlikte kullanılmasının uygun olduğu belirlenmiştir. Bu çözümlerin yanı sıra β dayanım katsayısının 0.0-1.0 aralığındaki değişimi dikkate alınarak $E_{eff,Y}$ ve $E_{eff,D}$ elastisite modülü değerlerine karşılık elde edilen sonuçlar incelenmiştir. $E_{eff,Y}$ çözümlerinde JD4, JD6 ve JD7 duvarları için elastik sınır yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında en az farkın sırasıyla β ' nın 0.75, 0.75 ve 1.00 olması için elde edildiği belirlenmiştir. Maksimum taşıma yükü değerleri ile deney sonuçları arasındaki farkın en az olduğu çözümler JD4, JD6 ve JD7 duvarları için sırasıyla β ' nın 0.35, 0.45 ve 0.55 değerlerine karşılık elde edilmiştir. $E_{eff,D}$ çözümlerinde ise JD4, JD6 ve JD7 duvarları için elastik sınır yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında en az farkın sırasıyla β ' nın 0.50, 0.40 ve 0.75 olması için elde edildiği belirlenmiştir. Maksimum taşıma yükü değerleri ile deney sonuçları arasındaki farkın en az olduğu çözümler JD4, JD6 ve JD7 duvarları için sırasıyla β ' nın 0.35, 0.45 ve 0.55 değerlerine karşılık elde edilmiştir. Böylece $E_{eff,Y}$ ve $E_{eff,D}$ elastisite modülü değerlerine karşılık uygun β değerlerinin elde edilemediği sonucuna varılmıştır.

KAYNAKLAR

- [1]. Lourenco P. Computational strategies for masonry structures Ph.D. Netherlands: Delft University Press; 1996.
- [2]. Xu Chang , Xiangli Cheng, Bin Liu (2012) Modeling of influence of heterogeneity on mechanical performance of unreinforced masonry shear walls, Construction and Building Materials 26,Pg 90-95
- [3]. Kaya Çiğdem (2010), Yığma duvarların Elastik- Plastik Hesai, Yüksek Lisans Tezi, Yıldız Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü,İstanbul.
- [4]. Dolatshahi KM. Analytical and computational modeling of masonry structures, Buffalo: The State University of New York at Buffalo; 2011
- [5]. Roelfstra PE. Numerical concrete Ph.D. Switzerland: Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne; 1988.
- [6]. Zdenek P, Bazant LC. Stability of structures: Elastic, inelastic, fracture, and damage theories. Dover Publications; 1991.
- [7]. Cundall PA. A computer model for simulating progressive, large-scale movements in blocky rock systems. Rock fracture. Int Soc Rock Mech 1971;1.
- [8]. Zubelewicz A, Bazant ZP. Interface element modeling of fracture in aggregate composites. J Eng Mech 1987;113:1619–30.
- [9]. Kawai T. New discrete models and their application to seismic response analysis of structures. Nucl Eng Design 1978;48:207–29.
- [10]. Chen SY, Moon FL, Yi T. A macroelement for the nonlinear analysis of in-plane unreinforced masonry piers. Eng Struct 2008;30:2242–52.
- [11]. Casolo S. Modelling in-plane micro-structure of masonry walls by rigid elements. Int J Solids Struct 2004;41:3625–41.
- [12]. Casolo S, Pena F. Rigid element model for in-plane dynamics of masonry walls considering hysteretic behaviour and damage. Earthquake Eng Struct Dyn 2007;36:1029–48.
- [13]. Page AW. Finite Elem Model Masonry 1978;104:1267–85.
- [14]. Oliveira DV, Lourenco PB. Implementation and validation of a constitutive model for the cyclic behaviour of interface elements. In: Computational Mechanics in Portugal. 17–19 ed. Portugal: Elsevier Ltd; 2004. p. 1451–61.

- [15]. Ural, A.,(2009), Yığma Yapıların Doğrusal ve Doğrusal Olmayan Davranışlarının İncelenmesi, Doktora Tezi, K.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, Trabzon.
- [16]. Lourenço, P.B., (1996), Computational Strategies for Masonry Structures, Doktora Tezi, Delft University of Technology, Delft, Netherlands.
- [17]. Lourenço, P.B., (2002), “Computations on Historic Masonry Structures”, University of Minho, Portugal, Prog. Struct. Engng Mater., 4:301–319.
- [18]. Chen, W.F. ve Mizuno, E., (1990), “Nonlinear Analysis in Soil Mechanics, Elsevier Science Publishers B.V”, 661.
- [19]. Asteris, P.G., ve Tzamtzis, A.D., (2003), “On the Use of a Regular Yield Surface for the Analysis of Unreinforced Masonry Walls”, Electronic Journal of Structural Engineering 3, Pg 23 42.
- [20]. Lourenço P.B., (1998), “Experimental and Numerical Issues in The Modelling of The Mechanical Behaviour of Masonry”, Stuructural Analysis of Historical Constructions II, Barcelona.
- [21]. Bangash, M. Y. H., “Concrete and Concrete Structures: Numerical Modelling and Applications”, Middlesex Polytechnic Faculty of Engineering, London, Elsevier Applied Science, 1989
- [22]. Zeinkiewicz, O. C., and Taylor Taylor, R. L., "Finite Element Method", Vol.2, McGraw-Hill, 1991.
- [23]. Swanson Analysis System, “ANSYS 5.6 Volume Theory User’s Manual”, Chapter 8.1-8.5, 1996
- [24]. Proske D. Gelder P.” Safety of Historical Stone Arch Bridges”Springer Yay, 2009, New York ,Pg 180-183
- [25]. Ersoy H.Y.”Kompozit Malzeme “,Literatür Yay., 2001 , İstanbul, syf 344-347

ÖZGEÇMİŞ

H.Nurben AŞAN, 1987 yılında Elazığ'da doğmuştur. Namık Kemal İlköğretim okulunu bitirdikten sonra Balakgazi Lisesi'ni (Yabancı dil ağırlıklı lise) tamamlamıştır. 2010 yılında Fırat Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği bölümünden mezun olmuştur. Bir yıl kadat özel sektörde çalıştıktan sonra 2011-2012 yılları arasında Atılım Üniversitesi İnşaat Mühendisliği bölümünde araştırma görevlisi olarak çalışmıştır. 2012 yılında başladığı İlbank A.Ş Genel Müdürlüğünde Teknik Uzman Yardımcısı olarak çalışmaya devam etmektedir.