İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

PERDE-ÇERÇEVE BETONARME SİSTEMLERDE DEPREM ETKİSİ ALTINDA DOĞRUSAL OLMAYAN DAVRANIŞIN İNCELENMESİ

DOKTORA TEZİ

Mehmet Burak YILMAZ

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Deprem Mühendisliği Programı

KASIM 2014

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

PERDE-ÇERÇEVE BETONARME SİSTEMLERDE DEPREM ETKİSİ ALTINDA DOĞRUSAL OLMAYAN DAVRANIŞIN İNCELENMESİ

DOKTORA TEZİ

Mehmet Burak YILMAZ
(501082206)

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Deprem Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Prof. Dr. Zekai CELEP

KASIM 2014

İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 501082206 numaralı Doktora Öğrencisi **Mehmet Burak YILMAZ**, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı **"PERDE-ÇERÇEVE BETONARME SİSTEMLERDE DEPREM ETKİSİ ALTINDA DOĞRUSAL OLMAYAN DAVRANIŞIN İNCELENMESİ "** başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Prof. Dr. Zekai CELEP**
İstanbul Teknik Üniversitesi .....

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Kutlu DARILMAZ**
İstanbul Teknik Üniversitesi .....

Doç. Dr. Yasin FAHJAN
Gebze Teknik Üniversitesi .....

Prof. Dr. Kadir GÜLER
İstanbul Teknik Üniversitesi .....

Prof. Dr. Abdurrahman GÜNER
İstanbul Üniversitesi .....

Teslim Tarihi : **1 Ekim 2014**
Savunma Tarihi : **11 Kasım 2014**

Aileme,

ÖNSÖZ

Lisans yıllarımdan bugüne kadar beraber çalışma şansı bulduğum ve tez çalışmam süresince bana değerli vaktini ayırıp her konuda yardımını esirgemeyen danışmanım Prof. Dr. Zekai Celep'e sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Tez izleme komitemde olmayı kabul edip tüm rapor dönemlerinde çok değerli görüşlerini paylaşan Doç. Dr. Yasin Fahjan ve Prof. Dr. Kutlu Darılmaz'a teze yaptıkları katkılardan dolayı teşekkürlerimi sunuyorum.

İstanbul Teknik Üniversitesi'nde geçirmiş olduğum 12 sene boyunca üzerimde emekleri olan tüm hocalarıma ve özellikle Prof. Dr. Yalçın Aköz, Prof. Dr. Yılmaz Akkaya, Prof. Dr. Alper İlki, Prof. Dr. Erkan Özer, Prof. Dr. Kadir Güler, Doç. Dr. Necmettin Gündüz, Yard. Doç. Dr. Cüneyt Vatansever ve Dr. Murat Yılmaz'a İTÜ geleneğinin ne anlama geldiğini bana yaşatarak öğrettikleri için içtenlikle teşekkür ederim.

Tez çalışmam esnasında yardımlarını esirgemeyen Dr. Erol Lale, Dr. Yıldır Akkaya, Dr. Utku Celep ve Dr. Göktürk Önem'e minnettarım. Akademik ve mühendislik alanlarda görüşlerine başvurduğum ve ihtiyaç duyduğum her anda yardımını esirgemeyen Dr. Şeref Şamil Polat'a teşekkürlerimi sunuyorum.

Profesyonel mühendislik hayatımda bana yol gösterici olan ve özellikle doktora çalışmam için beni destekleyen İnş. Yük. Müh. Levent Özden ve İnş. Yük. Müh. Osman Müyesser'e her zaman minnettarım.

Doktora sürecinin ilk anlarından son anlarına kadar her aşamada destekleri ve dostlukları sayesinde bana bu yolda yalnız olmadığımı hissettiren dostlarım Emre Toprak ve Tansu Gökçe'ye ne kadar teşekkür etsem azdır.

Hayatım boyunca yanımda olan, tüm kararlarıma anlayış gösterip beni bu günlere getiren anneme, babama ve biricik ablama; bana verdikleri sevgi ve yaşama sevinci için minnettarım. Bana destekleri ve inançları olmasaydı bu çalışma ne başlayabilir ne de tamamlanabilirdi.

Gerek tez sürecinde gerekse hayatımın her anında bana olan sonsuz desteği ve sevgisi için değerli eşim Cansev'e minnettarım. Gece gündüz bitmeyen çalışmalarım boyunca bana gösterdiği sabır ve anlayış sayesinde bu çalışma huzur ve keyifle tamamlanmış oldu.

Kasım 2014 Mehmet Burak Yılmaz

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ ..... **vii**
İÇİNDEKİLER ..... **ix**
KISALTMALAR ..... **xi**
ÇİZELGE LİSTESİ ..... **xiii**
ŞEKİL LİSTESİ ..... **xv**
SEMBOL LİSTESİ ..... **xvii**
ÖZET ..... **xxi**
SUMMARY ..... **xxiii**
1. GİRİŞ **1**
1.1 Genel Bilgi 1
1.2 Tezin Amacı ve Kapsamı 2
1.3 Literatür Özeti 3
1.3.1 Perdelerde Dinamik Kesme Büyütmesi 3
1.3.2 Betonarme Perdeler için Sonlu Elemanlar Modelleri 13
1.3.2.1 Mikro Modeller 13
1.3.2.2 Makro Modeller 14
2. ÇALIŞMADA KULLANILAN MALZEME VE ELEMAN MODELLERİ **19**
2.1 Beton için Kullanılan Malzeme Modeli 20
2.2 Donatı Çeliği için Kullanılan Malzeme Modeli 22
2.3 Lif Eleman Modeli 23
2.4 Lif Eleman Modelinin Perde Deney Sonuçlarıyla Karşılaştırılması 24
2.4.1 Tek yönlü yükleme deneyleri ile karşılaştırma 24
2.4.2 Çevrimsel yükleme deneyleri ile karşılaştırma 28
3. KONSOL PERDELERİN DEPREM ETKİSİ ALTINDAKİ DAVRANIŞLARI **35**
3.1 Çalışmada Kullanılan Perdelerin Seçimi Tasarımı ve Analizi 36
3.2 Analizde Kullanılan Deprem Kayıtları 41
3.3 Perdelerdeki Deprem Talepleri 42
3.3.1 Moment ve kesme kuvveti talepleri 43
3.3.2 Şekil değiştirme ve yer değiştirme talepleri 48
3.4 Perdelerdeki Kesme Kuvveti Dinamik Büyütmesi 51
3.4.1 Sonuçların Eurocode 8 esasına göre değerlendirilmesi 53
3.4.2 Sonuçların Türk Deprem Yönetmeliği esasına göre değerlendirilmesi 54
3.5 Bağ Kirişli Perdeler için Özel Durum 56
4. PERDE ÇERÇEVE SİSTEMLERİN DEPREM ETKİSİ ALTINDAKİ DAVRANIŞLARI **63**
4.1 Çalışmada Kullanılan Perdelerin Seçimi ve Tasarımı 63
4.2 Perde-Çerçeve Sistemlerdeki Deprem Talepleri 67
4.2.1 Moment ve kesme kuvveti talepleri 70
4.2.2 Şekil değiştirme ve yer değiştirme talepleri 76
4.3 Perde-Çerçeve Sistemlerdeki Kesme Kuvveti Dinamik Büyütmesi 79

4.4 Kesme Kuvveti Dinamik Büyütmesi Sonuçlarının Perde ve Perde-Çerçeve Sistemler için Karşılaştırılması 81
4.5 Perde ve Perde-Çerçeve Sistemler için Önerilen Kesme Kuvveti Dinamik Büyütmesi Katsayısı 87
5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER 91
KAYNAKLAR 93
EKLER 101
ÖZGEÇMİŞ 123

KISALTMALAR

ABYYHY : Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkında Yönetmelik
BKKO : Bağ Kirişi Katkı Oranı
DBYBHY : Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik
DDBD : Direct Displacement Based Design
MBY : Mod Birleştirme Yöntemi
MMS : Modified Modal Superposition
TIMS : Transient Inelastic Modal Superposition

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 1.1 : Blakeley ve diğ. (1975) tarafından önerilen perde kesme çarpanı. 4
Çizelge 1.2 : Dinamik kesme büyütmesinin belirlenmesi için farklı çalışmalar. 10
Çizelge 2.1 : SW21 ve SW22 numuneleri için deney verileri. 24
Çizelge 2.2 : RW2 ve TW2 numuneleri için deney verileri. 29
Çizelge 3.1 : Dayanım fazlalığı değerlerinin yapı sistemlerine göre değişimi. 37
Çizelge 3.2 : Perdelerin tasarım bilgileri. 38
Çizelge 3.3 : Perdelerin katlara göre moment kapasiteleri (kNm). 39
Çizelge 3.4 : Deprem kayıtları ve ölçeklenme katsayıları. 41
Çizelge 3.5 : Bağ kirişli perdelerin tasarım bilgileri (katkı oranı=0.65). 58
Çizelge 3.6 : Bağ kirişli perdelerin tasarım bilgileri (katkı oranı=0.44). 58
Çizelge 4.1 : Perde-çerçeve sistemlerin yükseklik ve periyot bilgileri. 64
Çizelge 4.2 : Sistemlerin eleman boyutları ve kat kütleleri. 64
Çizelge 4.3 : S1 sistemi için eleman moment kapasiteleri (kNm). 66
Çizelge 4.4 : S2 sistemi için eleman moment kapasiteleri (kNm). 66
Çizelge 4.5 : S3 sistemi için eleman moment kapasiteleri (kNm). 66
Çizelge 4.6 : S4 sistemi için eleman moment kapasiteleri (kNm). 67
Çizelge 4.7 : S3 α_s=0.60 Ry=5 sistemi için perde plastik dönmeleri ($\times 10^{-3}$ radyan). 78
Çizelge 4.8 : İncelenen sistemlerin farklı modlarının periyotları. 84

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1 : Perdede atalet kuvvetleri ve kesit tesirleri. 3
Şekil 1.2 : Derecho ve Corley (1984)'in önerdiğin taban kesme kuvveti büyütmesi. 6
Şekil 1.3 : Seneviratna ve Krawinkler (1994) kesme kuvveti dinamik büyütmesi. 8
Şekil 1.4 : Rad (2009) tarafından verilen örnek için taban kesme büyütmeleri. 11
Şekil 1.5 : Vulcano ve Bertero (1987) perde modeli.....15
Şekil 1.6 : Vulcano ve Bertero (1987) perde modelinden eksenel yay ilişkileri. 16
Şekil 2.1 : Beton malzeme modeli.....20
Şekil 2.2 : Donatı çeliği malzeme modeli.....23
Şekil 2.3 : SW21 ve SW22 perdelerinin donatı açılımı (boyutlar, mm). 25
Şekil 2.4 : SW21 ve SW22 perdelerinin kesiti (boyutlar, mm). 25
Şekil 2.5 : SW21 perdesi yatay yük-tepe yatay yer değiştirmesi eğrisi. 26
Şekil 2.6 : SW21 perdesi yatay yük-tepe düşey yer değiştirme eğrisi. 26
Şekil 2.7 : SW22 perdesi yatay yük-tepe yatay yer değiştirmesi eğrisi. 27
Şekil 2.8 : SW22 perdesi yatay yük-tepe düşey yer değiştirme eğrisi. 27
Şekil 2.9 : RW2 ve TW2 perdelerinin donatı açılımı (boyutlar, mm).....28
Şekil 2.10 : RW2 perdesinin kesiti (boyutlar, mm).....29
Şekil 2.11 : TW2 perdesinin kesiti. 30
Şekil 2.12 : RW2 perdesi için yük-yer değiştirme eğrileri. 31
Şekil 2.13 : RW2 perdesi için yük-birim şekil değiştirme eğrileri.....31
Şekil 2.14 : TW2 perdesi için yük-yer değiştirme. 32
Şekil 2.15 : TW2 perdesi için yük-birim şekil değiştirme eğrileri (başlıkta basınç). 33
Şekil 2.16 : TW2 perdesi için yük-birim şekil değiştirme eğrileri (başlıkta çekme). 33
Şekil 3.1 : Dayanım fazlalığına etki eden unsurlar. 36
Şekil 3.2 : Perdelerin analiz, tasarım, kapasite moment diyagramları (ölçeksiz). 40
Şekil 3.3 : Ölçeklendirilmiş kayıtların ivme spektrumları.....42
Şekil 3.4 : Ölçeklendirilmiş kayıtların yer değiştirme spektrumları. 42
Şekil 3.5 : W1 perdesi için moment ve kesme kuvveti dağılımı.....44
Şekil 3.6 : W2 perdesi için moment ve kesme kuvveti dağılımı.....45
Şekil 3.7 : W3 perdesi için moment ve kesme kuvveti dağılımı.....46
Şekil 3.8 : W4 perdesi için moment ve kesme kuvveti dağılımı.....47
Şekil 3.9 : Perde tepe yer değiştirmesi taban plastik dönmesi ilişkisi.....49
Şekil 3.10 : W3 perdesi plastik yer değiştirmesinin toplam yer değiştirmeye oranı..50
Şekil 3.11 : W3 perdesinin R_y=2 için EQ6 etkisindeki analiz sonuçları. 52
Şekil 3.12 : W3 perdesinin R_y=3 için EQ6 etkisindeki analiz sonuçları. 52
Şekil 3.13 : W3 perdesinin kesme kuvveti dağılımı.....52
Şekil 3.14 : $\gamma_{Rd}M_{Rd}/M_{Ed}$ =1.5 için kesme kuvveti büyütme çarpanı-periyot ilişkisi..54
Şekil 3.15 : $\gamma_{Rd}M_{Rd}/M_{Ed}$ =2.0 için kesme kuvveti büyütme çarpanı-periyot ilişkisi..54
Şekil 3.16 : $(M_p)_t/(M_d)_t$=1.5 için kesme kuvveti büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.....55
Şekil 3.17 : $(M_p)_t/(M_d)_t$=2.0 için kesme kuvveti büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.....55
Şekil 3.18 : Bağ kirişli perde analizinde kullanılan eleman modelleri.....56
Şekil 3.19 : Bağ kirişli perdede itme analizi limit durumları.....57

Şekil 3.20 : CW2 perdesinde kesit tesirlerinin zamanla değişimi. 59
Şekil 3.21 : Bağ kirişi katkı oranı 0.65 için perde kesit tesiri dağılımları. 60
Şekil 3.22 : Bağ kirişi katkı oranı 0.40 için perde kesit tesiri dağılımları. 61
Şekil 3.23 : Bağ kirişli perde için dinamik büyütme katsayısı-periyot ilişkisi. 62
Şekil 4.1 : Perde-çerçeve sistemlerin temsili analiz modelleri. 65
Şekil 4.2 : Goodsir (1983) perde kesme kuvveti dağılımı. 67
Şekil 4.3 : W1 ve S1 sistemlerinin karşılaştırılması. 71
Şekil 4.4 : W2 ve S2 sistemlerinin karşılaştırması. 72
Şekil 4.5 : W3 ve S3 sistemlerinin karşılaştırması. 73
Şekil 4.6 : W4 ve S4 sistemlerinin karşılaştırması. 74
Şekil 4.7 : Konsol perdelerde moment ve kesme kuvveti dağılımı. 75
Şekil 4.8 : Perde-çerçeve sistem perdelerinde moment ve kesme kuvveti dağılımı. . 75
Şekil 4.9 : Perde-çerçeve sistem perdelerinde önerilen kesme kuvveti dağılımı. 76
Şekil 4.10 : W3 perdesi tepe plastik ve toplam yer değiştirmeleri oranı. 77
Şekil 4.11 : S3 α_s=0.75 perdesinin R_y=2 için EQ6 etkisindeki analiz sonuçları. 79
Şekil 4.12 : S3 α_s=0.75 perdesinin R_y=3 için EQ6 etkisindeki analiz sonuçları. 80
Şekil 4.13 : S3 α_s=0.75 sisteminin perdesi için kesme kuvveti dağılımı. 80
Şekil 4.14 : α_s=0.60 için kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı-periyotlilişkisi. 81
Şekil 4.15 : α_s=0.75 için kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı-periyot ilişkisi. 81
Şekil 4.16 : α_s=0.85 için kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı-periyot ilişkisi. 82
Şekil 4.17 : α_s=1.00 için kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı-periyot ilişkisi. 82
Şekil 4.18 : Ölçeklendirilmiş kayıtların ortalama ivme spektrumu. 84
Şekil 4.19 : $\gamma_{Rd}M_{Rd}/M_{ed}$=1.5 için büyütme çarpanı-periyot ilişkisi. 85
Şekil 4.20 : $\gamma_{Rd}M_{Rd}/M_{ed}$=2.0 için büyütme çarpanı-periyot ilişkisi. 85
Şekil 4.21 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =1.5 için büyütme çarpanı-periyot ilişkisi (α_s=0.85). 86
Şekil 4.22 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =2.0 için büyütme çarpanı-periyot ilişkisi. (α_s=0.85). 87
Şekil 4.23 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =1.5 için konsol perde büyütme çarpanı-periyot ilişkisi. 88
Şekil 4.24 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =2.0 için konsol perde büyütme çarpanı-periyot ilişkisi. 88
Şekil 4.25 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =1.5 α_s=0.85 sistemlerde büyütme çarpanı-periyot ilişkisi. . 89
Şekil 4.26 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =2.0 α_s=0.85 sistemlerde büyütme çarpanı-periyot ilişkisi. . 89
Şekil A.1 : W1 perdesi depremlere göre moment dağılımı. 103
Şekil A.2 : W2 perdesi depremlere göre moment dağılımı. 104
Şekil A.3 : W3 perdesi depremlere göre moment dağılımı. 105
Şekil A.4 : W4 perdesi depremlere göre moment dağılımı. 106
Şekil A.5 : W1 perdesi depremlere göre kesme kuvveti dağılımı. 107
Şekil A.6 : W2 perdesi depremlere göre kesme kuvveti dağılımı. 108
Şekil A.7 : W3 perdesi depremlere göre kesme kuvveti dağılımı. 109
Şekil A.8 : W4 perdesi depremlere göre kesme kuvveti dağılımı. 110
Şekil A.9 : S1 perdesi α_s=0.60 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 111
Şekil A.10 : S1 perdesi α_s=0.75 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 112
Şekil A.11 : S1 perdesi α_s=0.85 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 113
Şekil A.12 : S2 perdesi α_s=0.60 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 114
Şekil A.13 : S2 perdesi α_s=0.75 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 115
Şekil A.14 : S2 perdesi α_s=0.85 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 116
Şekil A.15 : S3 perdesi α_s=0.60 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 117
Şekil A.16 : S3 perdesi α_s=0.75 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 118
Şekil A.17 : S3 perdesi α_s=0.85 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 119
Şekil A.18 : S4 perdesi α_s=0.60 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 120
Şekil A.19 : S4 perdesi α_s=0.75 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 121
Şekil A.20 : S4 perdesi α_s=0.85 için moment ve kesme kuvveti dağılımları. 122

SEMBOL LİSTESİ

A_e : En büyük yer ivmesi
b : Pekleşme oranı
b_w : Perde kalınlığı
C_t : Betonarme perdeler için 0.05 olarak dikkate alınan bir katsayı
c : tarafsız eksen derinliği
E_c : Gerilme-şekil değiştirme eğrisinin başlangıç noktasındaki eğimi
E_{20} : En büyük gerilmenin %20'sine denk gelen noktadaki yük boşaltma doğrusunun eğimi
F_1 : Sistemin tasarım yükü
F_E/R : Analiz sonucu bulunan yük
$f_{c,}$: Betonun silindir basınç dayanımı
f_c' : Betonun silindir basınç dayanımı
f_{yh} : Sargı donatısının akma gerilmesi
f_{su} : Donatı çeliğinin çekme dayanımını
f_{sy} : Donatı çeliğinin akma gerilmesi
H : Perdenin toplam yüksekliği
h' : Betonun sargılama donatıları arasında kalan bölgesinin genişliği
I : Bina önem katsayısı
K : Sargılama etkisi sebebiyle artan dayanımı dikkate almak için kullanılan çarpan
l_w : Perdenin plandaki uzunluğu
l_p : Plastik mafsal boyu
M : Kat kütlesi
$(M_d)_t$: Perdenin taban kesitinde analizden bulunan moment değeri
M_{Ed} : Perde tabanında tasarım eğilme momenti
$(M_p)_t$: Perdenin taban kesitinde pekleşme etkisi dikkate alınarak hesaplanan perde moment kapasitesi
M_{Rd} : Perde tabanında tasarım eğilme dayanımı
M_y : Perde tabanındaki plastik moment kapasitesi
n : Kat yüksekliklerinin ortalaması
ort(d) : Değişken moment kapasiteli perdeler için analiz sonuçlarının ortalaması
ort(s) : Sabit moment kapasiteli perdeler için analiz sonuçlarının ortalaması
PGA : Tasarımda kullanılan en büyük yer ivmesi
q, : Taşıyıcı sistem davranış katsayısı
R : Taşıyıcı sistem davranış katsayısı
R_a : Deprem yükü azaltma katsayısı
R_y : Tek serbestlik dereceli sistemin periyoduna karşı gelen elastik spektral ivme değerinin akmadaki spektral ivme değerine oranı
$S_e(T)$: Elastik tepki spektrumu ordinatı
s_h : Sargılama donatılarının merkezden merkeze mesafesi

T : Yapının birinci mod periyodu
T_1 : Denklem 3.1'e göre hesaplanmış perde periyodu
$T_{1\text{-}cr}$: Çatlamış kesitli perdenin birinci periyodu
T_B : DBYBHY'e göre tasarım spektrumu plato bölgesinin üst sınırına denk gelen periyot
T_C : Eurocode 8'e göre tasarım spektrumu plato bölgesinin üst sınırına denk gelen periyot
$T_ç$: Çatlamış kesitli rijitliğe karşı gelen periyot
T_i : Elastik periyot
V_a^b : Beklenen kesme kuvveti talebi
V_{Base} : Analizden elde edilen perde taban kesme kuvveti
V_d : Perdede analizden bulunan kesme kuvveti
$V_{d,taban}$: Deprem yükü azaltma katsayısı kullanılarak yapılan doğrusal analiz sonucunda bulunan perde taban kesme kuvveti
$V_{e,taban}$: Dinamik kesme büyütmesi katsayısı kullanılarak elde edilen perde taban tasarım kesme kuvvetini göstermektedir.
V_e^b : Hesaplanan perde kesme kuvveti
V_k : Yapı için beklenen en büyük kesme kuvveti
V_{max} : Maksimum taban kesme kuvveti
V_n : Üçgen yük dağılımı kullanılarak arttırılmış yüklere göre hesaplanmış taban kesme kapasitesi
V_n^o : Perde tepe noktasındaki tasarım kesme kuvveti
W : Perdenin deprem kütlesi veya ağırlığı
Z : Beton yumuşama bölgesinin eğimi
α_s : Perdelerin aldığı taban kesme kuvvetinin, tüm sistemin taban kesme kuvvetine oranı
β_v : Perdede kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı
γ_{Rd} : Dayanım fazlalığı katsayısı
δ/h : Göreli yer değiştirme oranı
δ_p : Perde tepesindeki plastik yer değiştirme
δ_u : Tepe noktası tasarım yer değiştirmesi
ε : Kesme kuvveti büyütme çarpanı
ε_0 : En büyük gerilme değerindeki birim şekil değiştirme
ε_{20} : En büyük gerilme değerinin %20'sine karşı gelen gerilme değerindeki birim şekil değiştirme
ε_c : Betondaki birim şekil değiştirme
ε_0 : En büyük gerilme değerindeki birim şekil değiştirme
ε_r : Birim şekil değiştirmenin işaret değiştirdiği noktadaki birim şekil değiştirme
ε_m : Birim şekil değiştirmenin artması ya da azalmasına bağlı olarak önceki en büyük ya da en küçük birim şekil değiştirme
ε_{cu} : δ_u yer değiştirmesine denk gelen kesitin en uç lifindeki beton birim şekil değiştirmesi
ε_s : Donatı çeliğindeki birim şekil değiştirme
θ_p : Perde tabanındaki plastik dönme
μ_{sys} : Tasarım yer değiştirme için sistemin süneklik talebi
ρ_{flex} : Perde başlık bölgesindeki boyuna donatı alanının perde başlık bölgesi alanına oranı
ρ_s : Sargılama donatısının hacimsel oranı

ρ_{sh} : Perde yatay gövde donatısı alanının perde gövde düşey kesit alanına oranı

ρ_{ver} : Perde düşey gövde donatısı alanının perde gövde yatay kesit alanına oranı

σ_c : Betondaki gerilme

σ_r : Birim şekil değiştirmenin işaret değiştirdiği noktadaki gerilme

σ_s : Donatı çeliğindeki gerilme

Ω_D : Tasarımdan kaynaklanan dayanım fazlalığı

Ω_M : Malzemeden kaynaklanan dayanım fazlalığı

Ω_S : Sistemden kaynaklanan dayanım fazlalığı

Ω_0 : Üç temel dayanım fazlalığını (Ω_D, Ω_M, Ω_S) dikkate alacak tek bir dayanım fazlalığı terimi

ω : Taban kesme kuvveti büyütme katsayısı

ϕ_p : Perde tabanındaki plastik eğrilik

ϕ^o : Eğilmeden kaynaklanan dayanım fazlalığı

PERDE-ÇERÇEVE BETONARME SİSTEMLERDE DEPREM ETKİSİ ALTINDA DOĞRUSAL OLMAYAN DAVRANIŞIN İNCELENMESİ

ÖZET

Betonarme perdeler gerek deprem kuvvetlerinin karşılanması, gerekse yatay yer değiştirmenin sınırlanması amacıyla depremselliğin yüksek olduğu bölgelerdeki betonarme binaların taşıyıcı sistemlerinin düzenlenmesinde sıkça kullanılan yapı elemanlarıdır. Betonarme perdelerin analizi ve boyutlandırılması bir takım kurallar çerçevesinde yapılır. Kuvvet esaslı tasarımda, deprem yükü azaltma katsayısının dikkate alınması sebebiyle analiz sonucu bulunan kesit tesirleri betonarme boyutlandırılmasında doğrudan kullanılamaz. Bu noktada kapasite tasarım kuralları uygulanır ve analizden elde edilen kesit tesirleri çeşitli işlemler sonucu dikkate alınır. Analiz sonucu bulanan perde taban momenti, kritik perde yüksekliği ve moment zarfı tanımları dikkate alınarak boyutlandırma için kullanılacak tasarım moment değerine çevrilir.

Modern deprem yönetmeliklerinde, analizden elde edilen kesme kuvveti de tasarımda doğrudan kullanılamamaktadır. Perde tasarım kesme kuvvetini elde etmek için, perdenin moment kapasitesinin tasarım moment değerine oranı olan moment dayanım fazlalığı miktarında artırım yapmanın çoğu zaman yeterli olmadığını daha önce yapılan çalışmalar göstermiştir. Bunun birincil sebebi, depremin perdelerde oluşturduğu kesme kuvveti dağılımının, perdenin tabanında oluşan eğilme mafsalı sebebiyle değişmesidir. Perde kesme kuvvetindeki bu değişim kesme kuvveti dinamik büyütmesi olarak tanımlanır.

Perdelerde oluşan kesme kuvvetindeki dinamik büyütme, zaman tanım alanında doğrusal olmayan analiz ya da her itme adımında oluşan mafsallarla uyumlu mod şekillerini kullanan itme analizi yöntemleri uygulanarak dikkate alınabilmektedir. Ayrıca bu olgu, perdeler üzerinde yapılan dinamik deneylerde de izlenmiştir. Kesme kuvvetindeki bu büyütme, Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkındaki Yönetmelik (2007), Eurocode 8, Yeni Zelanda Deprem Yönetmeliği ve Kanada Deprem Yönetmeliği gibi yönetmeliklerde farklı yaklaşımlarla dikkate alınmaktadır.

Deprem yönetmeliklerinde bulunan perde kesme kuvvetindeki dinamik büyütme katsayıları, konsol perdeler üzerinde yapılan parametrik çalışmalar sonucu ortaya atılmıştır. Bu tez kapsamında, konsol perdelerde yapılan parametrik çalışmalar perde-çerçeve sistemler için genişletilmiş ve konu ile ilgili öneriler yapılmıştır. Ayrıca, konsol perdeler ile ilgili yeni çalışmalar da eklenmiş olup hem konsol perdeler üzerine yeni bulgular elde edilmiş hem de perde-çerçeve sistemler ile yapılan çalışmaların sonuçları konsol perde sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. İlave olarak, bağ kirişli perdelerde de kesme kuvvetinde dinamik büyütme etkisi farklı bağ kirişi katkı oranlarına göre incelenmiştir. Çalışmada, parametrik çalışmanın müsaade ettiği ölçüde, literatürde kabul gören perde modelleriyle çalışılmıştır. Bu perde modellerinin mevcut deney sonuçlarıyla karşılaştırması yapılarak çalışma için uygunluğu gösterilmiştir.

NONLINEAR BEHAVIOR OF REINFORCED CONCRETE DUAL STRUCTURAL SYSTEMS SUBJECTED TO EARTHQUAKE EXCITATION

SUMMARY

In the design of structural systems under earthquake loads, seismic load reduction factor or the so-called behavior factor is employed to take into account nonlinear behavior of the structural system globally as indicated in various seismic codes and guidelines used in high seismicity areas. This modification makes it possible to adopt linear analysis, avoiding the sophisticated nonlinear analysis. The seismic load reduction factor used in the modification of the seismic forces also includes the over-strength of the structural system due to the use of design strengths of materials instead of the actual strengths. The capacity design principle together with the load reduction factor is employed to avoid brittle failures in case of seismic effects of strong ground motions.

Advantages of shear walls in structural systems of buildings have long been recognized especially in earthquake prone regions. Because they have large lateral load capacity to increase the structural capacity of the structural system and large lateral rigidity to keep seismic damages in a minimum level. In the design of shear walls, wall base moment obtained from the structural analysis is used; then, design moment envelope is obtained by using the critical wall height definition. This concept proposes a linear envelope for the seismic bending moment demand, which is obtained by shifting vertically the moment demand of the linear analysis by the horizontal length of the wall. The main aim of design moment envelope is to limit the location of plastic deformations to the base region, while keeping the other parts of the wall elastic.

On the other hand, for shear forces, a different capacity design concept is adopted which takes into account the flexural overstrength to increase the design shear by considering the results of the linear analysis. However, it is shown that, this increase in the design shear force is not enough to ensure ductile failure in case of seismic forces higher than the design ones, because nonlinear dynamic response changes patterns of lateral inertial forces. In other words, dominant mode shape changes with the formation of the base hinge that shifts the location of the resultant lateral forces downward. This phenomenon is called dynamic shear amplification or shear magnification and it is taken into account in the regular design globally by increasing the design shear forces, where flexural overstrength is considered separately as well.

The study focuses on seismic shear force, bending moment and displacement demands on ductile cantilever walls and dual wall structures assuming that nonlinear deformations take place. In the first chapter literature review on the shear wall models and dynamic shear force amplification effect of shear walls are presented.

In the second chapter, verification of the analysis results of shear wall models, which are used in the analyses, with shear wall experiment results of the other researchers is carried out. Concrete and steel material models and fiber element model are

presented. It is verified that the models are capable to simulate results of the monotonic and the cyclic wall tests with acceptable accuracy. The plastic deformations are included to the analysis in addition to elastic parts, by assuming fiber model. It is shown that the presented fiber modeling of RC walls provides an adequate representation of stiffness and strength behavior of the walls, which had been tested by previous researchers. Moreover, due to easy applicability of the presented fiber modeling, it can be used by engineers in practice as well as in detailed analysis. Constitutive material laws with hysteretic rules are implemented for concrete and steel fibers.

In the third chapter, nonlinear behavior of the cantilever shear walls are studied. In order to investigate the nonlinear behavior of reinforced concrete shear walls subjected to seismic loads and the extent of the related code requirements, an extensive parametric study is carried out. Shear walls having a height of 5, 10, 20 and 30 story and rectangular cross section are analyzed by considering four ductility levels and ten earthquake records having different levels of acceleration and frequency content. Variation of shear amplification depending on different values of the period and the ductility of the shear walls are investigated. As in most of the previous studies by others, nonlinear time-history analyses are performed for a constant flexural capacity along the entire height of the wall. Moreover, in the present study structural systems are analyzed where flexural capacity is assumed to vary with elevations along the height of the wall in order to make comparison between the variable flexural capacity and the constant flexural capacity along the height of the walls by adopting nonlinear dynamic analysis. Large number of numerical results obtained from the dynamic analyses indicate that for tall ductile shear walls in which the flexural capacity decrease along its height (as usual in everyday design practice) plastic hinges form above the base region of the shear walls. It is observed that the base shear force and the shear force profile on the shear wall do not change dramatically for the different capacity variations of the shear walls. Furthermore, existing top displacement-base curvature relationships which are used in displacement-based design are investigated. It is found that, contribution of the elastic displacement to the total top displacement is significantly higher than expected and should not be neglected.

In the fourth chapter, shear demand of reinforced concrete walls in dual structural systems is investigated. Behavior of the dual wall-frame system under lateral load is different from a single cantilever shear wall and a sway frame system as well. Dual systems combine the advantages of the shear walls and the frame systems. Under the action of lateral forces, frame will deform primarily in a shear mode as a result of flexural deformation, whereas a wall will behave like a vertical cantilever with primary flexural deformations. Due to the compatibility of deformations, the resultant behavior is that of an interaction of the wall and the frame. In the chapter three, it is pointed out that moment and shear force distributions in shear walls, obtained by using nonlinear dynamic analysis, display a variation different from the distribution used in the design procedure. Due to this difference, the maximum shear demand in the shear walls during an earthquake is generally higher than that computed by using linear dynamic and static analysis. In this chapter, the nonlinear behavior of the wall-frame system has been examined by using nonlinear analysis to observe the dynamic amplification of shear force in shear walls. Large numbers of numerical analyses are carried out on structural systems consisting of various combinations of walls and frames. Relationships between the shear amplification

with the period and the displacement ductility have been studied depending on the contributing of the shear walls. Numerical results are presented in figures for comparison and steps of the performance evaluation methods are critically discussed. For this purpose, 5, 10, 20 and 30 story planar dual RC structural systems are designed. Later, these buildings are analyzed using the nonlinear dynamic analysis by assuming that they are subjected to ten earthquake records of far-field earthquakes that are scaled based on the elastic code spectra. The numerical results including the relation between the coefficient of dynamic amplification of shear forces in shear walls and the period and the load reduction factor of the structural systems are presented.

In the fifth chapter, the results of the presented study are summarized and recommendations for future studies are underlined.

1. GİRİŞ

1.1 Genel Bilgi

Deprem bölgelerinde yapılacak yapıların tasarımı, deprem etkisinin olmadığı ya da çok düşük olduğu bölgelerde yapılacak yapıların tasarımından farklılık gösterir. Tasarımda düşünülmesi gereken en büyük farklılık, kuvvetli yer hareketi altındaki yapıların büyük doğrusal olmayan şekil değiştirmelere maruz kalmasıdır. Deprem bölgelerinde kullanılan modern kuvvet esaslı betonarme tasarım şartnamelerinde kapasite tasarım ilkeleri olarak bilinen bazı kurallar mevcuttur. Bu kuralların uygulanması sonucunda kuvvetli yer hareketine maruz yapılarda gereken deprem performanslarının sağlanması beklenir. Bu durum şekil değiştirme esaslı tasarım düşüncesine göre açıklanmaya çalışılırsa, depremin binadan, binanın dinamik özelliklerine bağlı olarak, talep ettiği yer değiştirmenin büyük bir kısmının doğrusal olmayan şekil değiştirme sayesinde karşılanması beklenir. Taşıyıcı sistemi oluşturan elemanların bu şekil değiştirme taleplerini karşılayabilecek performansı göstermeleri gerekir. Aynı durum kuvvet esaslı tasarıma göre açıklanırsa, deprem yükü azaltma katsayısı diğer bir deyişle yapı davranış katsayısı çoğu modern deprem yönetmeliğinde yukarıda bahsedilen doğrusal olmayan davranışın kuvvet esaslı tasarımda dikkate alınmasını sağlamaktadır. Bu katsayının kullanılması sayesinde, karmaşık ve daha uzun çözümleme süresi gerektiren doğrusal olmayan çözümleme yerine doğrusal çözümleme kullanılabilir hale gelir.

Perdelerin tasarımında kapasite tasarım ilkeleri gereği, analizden elde edilen kesit kuvvetleri bir dizi düzenlemelerden sonra tasarım kuvvetleri olarak kullanılır. Deprem yönetmeliklerinde bulunan Perde Kesme Kuvveti Dinamik Büyütme Katsayısı, perdelerin betonarme kesme tasarımında, kapasite tasarımı gereği, kullanılan bir büyüklüktür. Birden büyük olan bu katsayı, perdenin pekleşmeli moment kapasitesi göz önüne alınarak kesme tasarımı yapıldığında bile, perdede yeterli kesme güvenliğinin sağlanamadığına işaret eder. Bunun sebebinin, perde tabanında mafsallaşmanın oluşmasıyla sistemin değişen mod şekillerinden

kaynaklandığı gösterilmiştir. Bu değişen mod şekilleri, tabandaki momenti oluşturan atalet kuvvetlerinin kuvvet kolunun azalmasına sebep olurlar. Kuvvet kolundaki bu azalma ile perdenin plastik moment kapasitesine erişmesi daha büyük kesme kuvvetleri ile gerçekleşir. Diğer bir deyişle, tasarımda elastik davranış esas alınarak katlara dağıtılan taban kesme kuvvetinin dağılımının değişimi nedeniyle perdede oluşan kesme kuvveti artışı olarak yorumlanabilir.

Bu çalışma kapsamında, perdelerdeki kesme kuvveti başta olma üzere, perde-çerçeve betonarme taşıyıcı sistemlerin davranışı doğrusal olmayan kabuller altında incelenmiştir. Kapsamlı bir parametrik çalışma yapılıp, farklı periyod ve deprem yükü azaltma katsayısına sahip betonarme perde-çerçeve sistemlerin dinamik kesme büyütmesi ilişkileri zaman tanım alanında ele alınarak çalışılmıştır.

1.2 Tezin Amacı ve Kapsamı

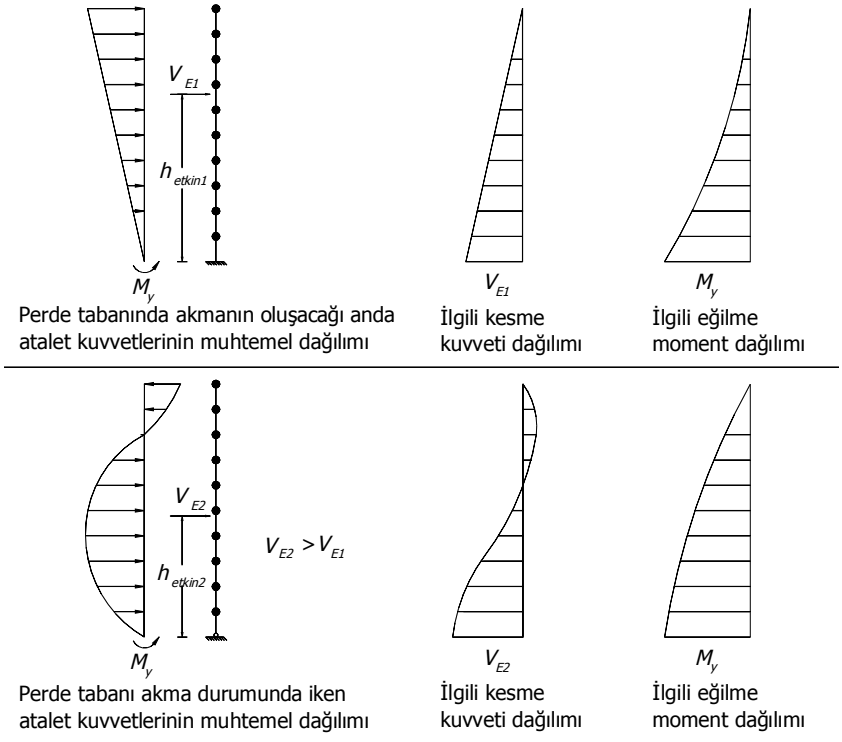
Bu çalışmada, betonarme perde ve perde-çerçeve sistemlerin deprem etkileri altında doğrusal olmayan davranışları incelenmiştir. Analiz edilen perdeler modern deprem yönetmeliklerinde bulunan kuvvet esaslı yöntemlerle boyutlandırılmıştır. Yapılan geniş parametrik çalışmada, mevcut kuvvet esaslı boyutlandırma yöntemlerinin yeterliliğini irdelemek amaçlanmıştır. Bunun yanında konsol perdeler ve perde-çerçeve sistemler için depremin perde kesme kuvveti talepleri elde edilerek mevcut yönetmeliklerle sonuçların karşılaştırılması yapılmıştır. Aynı çalışmada hem konsol perdelerin hem de perde-çerçeve sistemlerin geniş parametrik incelemesi yapıldığı için bu sistemleri aynı kabuller çerçevesinde inceleme ve karşılaştırma olanağı bulunmuştur.

Çalışmanın kapsamı dahilinde analizler iki boyutta gerçekleştirilmiştir. Bu sebeple, yapı sisteminde burulma ve zayıf eksende eğilme etkisi dikkate alınmamıştır. Perdelerde elastik olmayan kayma şekil değiştirmeleri dikkate alınmamıştır. Ayrıca kesme kuvveti etkisi doğrusal olarak ele alınmıştır. Bu çalışmada seçilen perdelerin periyotları 2.1s'nin altında kalmaktadır. İvme kayıtlarının seçiminde uzak kaynak özelliklerini gösteren kayıtların seçilmesi esas alınmıştır. Tasarım ve analiz esnasında zemin yapı etkileşimi dikkate alınmamıştır.

1.3 Literatür Özeti

1.3.1 Perdelerde Dinamik Kesme Büyütmesi

Perdelerde dinamik kesme büyütmesi geçmişte az sayıda araştırmacı tarafından incelenmiş olsa da özellikle son yıllarda konu ile ilgili araştırmaların sayısı artmıştır. Bu araştırmaların büyük bir kısmında sadece perde tabanındaki kesme kuvveti üzerine çalışılmış ve zaman tanım alanında doğrusal olmayan parametrik analizler sonucu çeşitli kesme kuvveti büyütme değerleri önerilmiştir. Dinamik kesme büyütmesi literatürde, doğrusal olmayan davranışta perde tabanında mafsallaşmanın oluşmasıyla sistemin değişen etkin mod şeklinden dolayı tabandaki momenti oluşturan atalet kuvvetlerinin kuvvet kolunun azalması olarak açıklanır. Bu azalma sebebiyle, perdenin plastik moment kapasitesine erişmesini daha büyük kesme kuvvetlerinin oluşturması gerekir. Bu durum, araştırmacılar tarafından genelde Şekil 1.1'deki gibi tariflenmiştir (Blakeley ve diğ., 1975; Paulay ve Priestley, 1992; Sullivan ve diğ., 2008; Celep, 2008; Pennucci ve diğ., 2010; Rejec ve diğ., 2011).



Şekil 1.1 : Perdede atalet kuvvetleri ve kesit tesirleri.

Perdede kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı (β_v) araştırmacılar tarafından genelde iki farklı yöntemle tanımlanır. Bunlardan ilki perdede beklenen tasarım

kesme kuvvetinin (V_e) yönetmelik uyarınca analiz sonucu elde edilen perde kesme kuvvetine (V_d) oranıdır. Bu tanımda eğilmeden kaynaklı dayanım fazlalığı etkisi sebebiyle kesme kuvvetinde oluşacak artış perde kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısının içinde dikkate alınır. İkinci yöntemde ise, perdede eğilmeden kaynaklı dayanım fazlalığı etkisi ve kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı (β_v) ayrıklaştırılarak tanımlanır. Denklem 1.1'de ilk tanıma göre tasarım kesme kuvveti tariflenmiştir.

$$V_e = \beta_v V_d \tag{1.1}$$

Dinamik kesme büyütmesi ilk defa Blakeley ve diğ. (1975) tarafından fark edilmiş ve perdenin plastikleştikten sonraki kesme kuvvetinin, deprem yönetmeliklerindeki tasarım perde kesme kuvveti değerlerinden büyük olduğunu ortaya koymuşlardır. Aynı çalışmada, perde tabanında plastikleşme oluştuktan sonra yatay atalet kuvvetlerinin bileşkesinin yeri, deprem yönetmeliklerinde mevcut kabullere göre hesaplanan merkezden daha altta ya da daha üstte olduğu belirtilmiş ve bunun yönetmeliklerde tahmin edilen kesme kuvvetinden daha büyük değerlere sebebiyet verebileceği söylenmiştir. Blakeley ve diğ. (1975) tarafından izole edilmiş çeşitli perde modelleri zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizle incelenmiş ve taban kesme kuvveti büyütmesi kat adedinin (n) bir fonksiyonu olarak verilmiştir. Aynı çalışmada sünek konsol perdelerin tasarımında kullanılacak ω_n kesme çarpanı (Perde Kesme Kuvveti Dinamik Büyütme Katsayısı) kat adedinin ve yapı sınıfının fonksiyonu olarak, Çizelge 1.1'de gösterildiği gibi, önerilmiştir.

Çizelge 1.1 : Blakeley ve diğ. (1975) tarafından önerilen perde kesme çarpanı.

Kat Adedi	Sınıf I	Sınıf II	Sınıf III
1-5	1.0	1.2	1.3
6-9	1.2	1.3	1.5
10-14	1.4	1.5	1.7
15-20	1.4	1.6	1.8

Bu çalışma, Yeni Zelanda Betonarme Yapılar Yönetmeliği'ne (New Zealand Standards Association, 1982, 1995) Denklem 1.2'de verilen değişikliği getirmiştir.

$$\omega_n = 0.9 + \frac{n}{10} \qquad n \leq 6$$
$$\omega_n = 1.3 + \frac{n}{30} \leq 1.8 \qquad n > 6 \qquad \textbf{(1. 2)}$$

Burada ω_n taban kesme kuvveti büyütme katsayısı olup, Denklem 1.2'de görüldüğü gibi, Yeni Zelanda Yönetmeliğindeki taban kesme kuvveti büyütmesi birinci modun periyodu ile ilgili olan kat adedine (n) bağlıdır. Çizelge 1.1'de verilen farklı Sınıf türleri ise, bina kullanım amacı veya türüne bağlı olarak değişkenlik gösterir.

Derecho ve Corley (1984) tarafından yapılan parametrik çalışmada taban kesme büyütmesinin birinci mod periyodunun yanı sıra perdenin süneklik düzeyine de bağlı olduğu ortaya konulmuştur. Yazarlar, taban kesme büyütmesi için yaptıkları çalışmanın sonuçlarını Şekil 1.2'de vermişlerdir. Yazarlar bunun yanında, taban kesme büyütmesi katsayısı ile depremin Housner Şiddeti arasında doğrusal bir ilişki olduğunu çalışmalarında göstermişlerdir.

Kabeyasawa (1987)'nın 7 katlı bir yapının tam ölçekli pseudo-dinamik deneyinden elde edilen gözlemlerin analitik tahkikine dayanarak önerdiği taban kesme kuvveti büyütmesi Denklem 1.3'te verilmiştir.

$$V_{max} = V_n + c\, m\, PGA \qquad \textbf{(1. 3)}$$

Burada V_n üçgen yük dağılımı kullanılarak arttırılmış yüklere göre hesaplanmış taban kesme kapasitesi, c yüksek modların etkisini dikkate almak için kullanılan ve 0.25 ila 0.30 arasında değişen bir katsayı, m perdenin deprem kütlesi ve PGA tasarımda kullanılan en büyük yer ivmesini ifade etmektedir. Aynı çalışmada, deprem altında en büyük dinamik kesme kuvvetinin, yüksek mod ve doğrusal olmayan bölgede oluşan ilave kesme etkilerinden dolayı, statik olarak hesaplanan kesme kuvvetinden büyük olduğu belirtilmiştir.

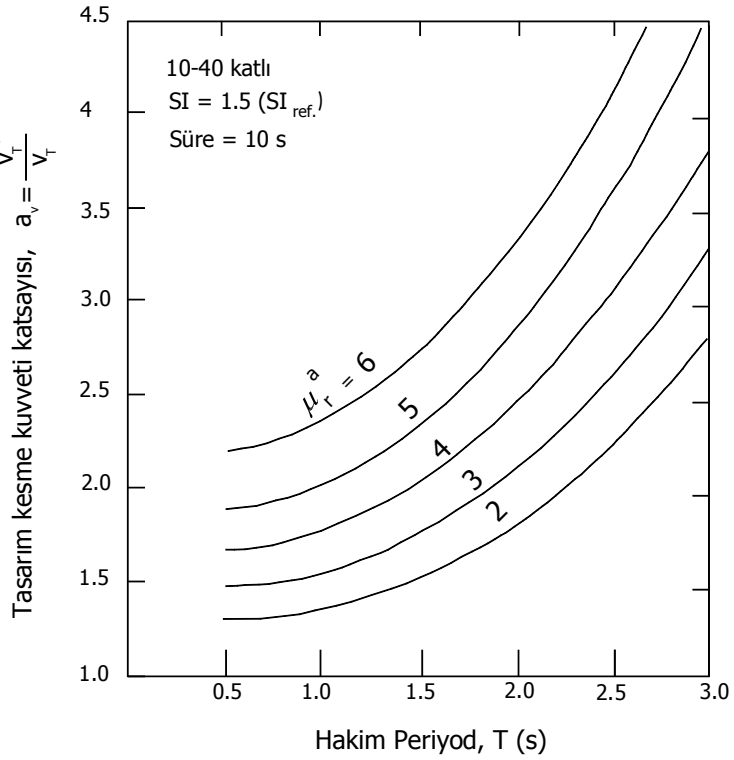
Eibl ve Keintzel (1988) tarafından da taban kesme büyütmesinin birinci periyoda ve beklenen yer değiştirme sünekliğine bağlı olduğu gösterilmiştir. Yazarların, taban kesme kuvveti büyütmesi için yaptıkları öneri Denklem 1.4'te verilmiştir. Daha sonra bu denklem, Denklem 1.5'te verilen Eurocode 8 (2004) yönetmeliğinde bulunan yüksek süneklikli perdeler için taban kesme büyütmesi ifadesine öncülük etmiştir. Eibl ve Keintzel bu ifadede kök içindeki ilk terimin birinci moddan gelen ve

taşıyıcı sistem davranış katsayısıyla azaltılmış etki, ikinci terimin de mafsallaşmış sistemin ikinci modunun etkisi olduğunu bildirmişlerdir.

$$\omega = q\gamma\sqrt{(M_{\mathrm{y}}/qM_{\mathrm{I}})^2 + 0.1\left(\max S_{ad}/S_{ad}(T_1)\right)^2} \le q \qquad \textbf{(1.4)}$$

$$\varepsilon = q\sqrt{\left(\frac{\gamma_{\mathrm{Rd}}}{q}\frac{M_{\mathrm{Rd}}}{M_{\mathrm{Ed}}}\right)^2 + 0.1\left(\frac{S_e(T_{\mathrm{C}})}{S_e(T_1)}\right)^2} \le q \qquad \textbf{(1.5)}$$

Burada ε veya ω kesme kuvveti büyütme çarpanı, q taşıyıcı sistem davranış katsayısı, γ_{Rd} dayanım fazlalığı katsayısı, M_{Rd} veya M_y perde tabanında tasarım eğilme dayanımı, M_{Ed} veya M_I perde tabanında tasarım eğilme momenti, T_C tasarım spektrumu plato bölgesinin üst sınırına denk gelen periyodu, $S_e(T)$ veya $S_{ad}(T)$ elastik tepki spektrumunun ordinatıdır.



Şekil 1.2 : Derecho ve Corley (1984)'in önerdiğin taban kesme kuvveti büyütmesi.

Ghosh ve Markevicius (1990) yaptıkları parametrik çalışmanın sonucunda dinamik kesme büyütmesinin birinci mod ile bir ilişkisinin kurulamayacağını, bunun yanında yer hareketi etkisinin bir fonksiyonu olduğunu iddia etmişlerdir. Yazarlar, perde tabanının plastikleşmesinden sonraki en büyük taban kesme kuvveti talebi için bir

ifade önermişlerdir. Denklem 1.6'te verilen bu ifadede ilk terim depremin spektral şiddetinin, ikinci terim ise perde tabanında plastikleşme oluşturan kesme kuvvetinin fonksiyonudur. Önerdikleri bu formülün perde-çerçeve sistemlere de uygulanabileceğini, perdelerin çerçevelere göre göreli olarak daha rijit olduğunu iddia ederek, savunmuşlardır.

$$V_{max} = 0.25\, m\, \frac{PGA}{g} + \frac{M_y}{0.67H} \qquad \textbf{(1.6)}$$

Burada m perdenin deprem kütlesine karşı gelen ağırlığı, PGA tasarımda en büyük yer ivmesi, M_y perde tabanındaki plastik moment kapasitesi ve H perdenin toplam yüksekliğidir.

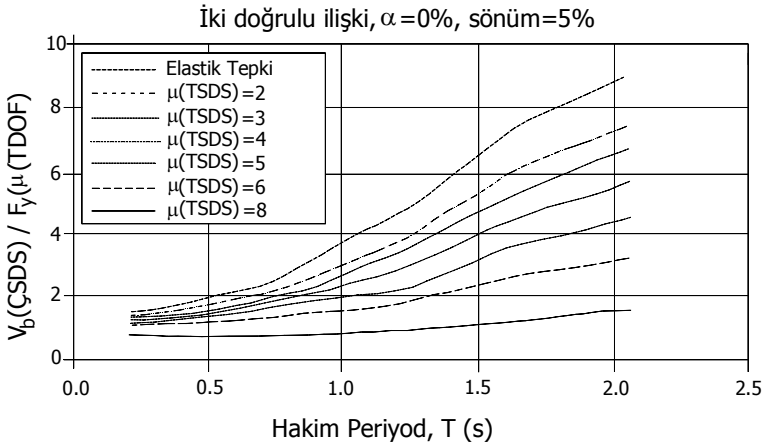
Dokuz adet küçük ölçekli betonarme yapı modeli üzerinde Eberhard ve Sözen (1993) tarafından yapılan incelemede, taban kesme kuvvetinin yüksek modlara çok duyarlı olduğu ortaya konulmuştur. Yazarlar, perde tabanındaki plastikleşme başladıktan sonra atalet kuvvetlerinin üçgen dağılım kabulüne göre bulunan kesme kuvvetinden farklı olduğunu gözlemlemişlerdir. Eberhard ve Sözen perde tabanındaki plastikleşmeden sonra birinci modun modal rijitliğinin pratikte sıfır olacağını ve kesme kuvveti talebindeki artışın bu aşamadan sonra yüksek mod etkisinden oluşacağını göstermişlerdir. Yukarıda verilen Denklem 1.6'ya benzer bir ilişkiyi Denklem 1.7'de vermişlerdir.

$$V_k = V_n + D_m\, m\, A_e \qquad \textbf{(1.7)}$$

Burada V_k yapı için beklenen en büyük kesme kuvveti ve V_n ters üçgen dağılımına göre hesaplanmış taban kesme kapasitesidir. D_m dokuz katlı yapı için 0.27 ve 0.30 arasında değişen bir katsayıdır. m yapı kütlesi ve A_e en büyük yer ivmesidir.

Seneviratna ve Krawinkler (1994) Şekil 1.3'te perde kesme büyütmesinin hem dayanım düzeyine (veya süneklik talebine) hem de birinci mod periyoduna bağlı olduğunu vurgulamışlardır. Yazarlar, kesme büyütmesinin artan periyodla ve süneklik talebiyle artacağını, buna özellikle ikinci moddaki plastik mafsal üzerindeki elastik bölgenin sebebiyet vereceğini belirtmişlerdir. Aynı zamanda yaptıkları çalışmayı, göreli olarak yüksek süneklik talepli orta ve yüksek perdelerde taban kesme kuvveti için Ghosh ve Markevicius (1990) tarafından önerilen ilişkiyle karşılaştırmışlardır. Önerilen ilişkinin yaptıkları çalışmayla uyumlu olduğunu fakat

yüksek yapılar için taban kesme kuvveti büyütmesi eşitliğinin, periyodun bir fonksiyonu olmadığı için, buldukları değerden daha az tahmin edildiğini göstermişlerdir.



Şekil 1.3 : Seneviratna ve Krawinkler (1994) kesme kuvveti dinamik büyütmesi.

Filiatrault ve diğ. (1994) problemi Kanada Yönetmeliği açısından incelemiş ve bu yönetmeliğe göre tasarlanmış sünek perdelerde gevrek göçmenin olabileceğini bildirmişlerdir. Kanada yönetmeliğine göre tasarlanmış 3, 6, 10, 15 ve 25 katlı perdelerde yaptıkları parametrik çalışmaya dayanarak, taban kesme büyütmesini dikkate almak için, deprem bölgesine bağlı olarak, kesme tasarımında yük azaltma katsayılarını 1.0 veya 1.5 olarak önermişlerdir.

Tremblay, Leger ve Tu (2001) 12 katlı sünek bir perdeyi P-Δ etkilerini araştırmak için incelemişlerdir. Çalışmada, iki doğrulu moment-eğrilik ilişkisi, çatlamamış kesit eğilme rijitliğini %70'i ve iki farklı deprem düzeyi dikkate alınmıştır. Montreal ve Vancouver için dikkate alınan deprem düzeylerine göre dinamik kesme büyütmesi sırasıyla 1.54 ve 1.70 olarak elde edilmiştir.

Mesa (2002) doğrudan yer değiştirme esaslı tasarım (direct displacement-based design) ile boyutlandırılmış 2, 4, 8, 12, 16 ve 20 katlı perdeler üzerinde moment ve kesme kuvveti için dinamik büyütme katsayısı üzerinde çalışmışlardır. Çalışma sonucunda yazarlar, geleneksel yöntemlerle boyutlandırılmış ve doğrudan yer değiştirme esaslı tasarım ile boyutlandırılmış perdelerin her ikisi için de kesme talebinin yetersiz olarak tahmin edildiği sonucuna varmışlardır. Aynı çalışmada doğrudan yer değiştirme esaslı tasarıma göre boyutlandırılmış perdeler için kesme

kuvveti ve moment dinamik büyütme katsayıları perde yüksekliği ve kat yüksekliğinin fonksiyonu olarak sunulmuştur.

Rutenberg ve Nsieri (2006) problemi Eurocode 8 çerçevesinde incelemiş ve mevcut yönetmelikteki kesme büyütmesinin, orta ve yüksek süneklikli perdeler için gerçeğe uygun olarak tahmin edilmediğini iddia etmişlerdir. Yazarlar, zaman tanım alanında doğrusal olmayan parametrik analizlere dayanarak, Eurocode 8'de mevcut bulunan ilişki yerine Denklem 1.8'deki ilişkiyi önermişlerdir.

$$\varepsilon = 0.75 + 0.22(T + q + Tq) \quad \textbf{(1.8)}$$

Burada, q taşıyıcı sistem davranış katsayısı ve *T(s)* yapının birinci mod periyodudur. Yazarlar, Eurocode 8'de bulunan ilişkinin değişmesi gerektiğini ve bu yeni kesme kuvveti büyütme katsayısının artan dayanım ve periyod ile artması, bunun yanında perde boyunca plastikleşme dağılımının da dikkate alınması, gerektiğini bildirmişlerdir.

Krawinkler (2006) perde tabanında plastik mafsalın oluşmasından sonra perdenin dinamik tepkisinin büyük ölçüde değiştiğini vurgulamıştır. Perde hareketinde, birinci mod dışındaki modların baskın olduğunu ve etkin moment kolunun, yatay atalet kuvvetlerinin bileşkesinin yüksekliğinin küçüldüğünü ve göreli olarak daha yüksek ve narin binalarda bu etkinin daha da fazla olacağını bildirmiştir. Buna paralel olarak, yapıya etki edecek bu kesme kuvvetinin, yaklaşık olarak ters üçgen kabulüyle bina yüksekliğinin 2/3'ünden etkiyen kesme kuvvetine göre daha büyük olabileceği ifade edilmiştir. Yazarın vurguladığı bir diğer nokta da, taban kesme kuvveti talebinin, kesme büyütmesi etkisini dikkate almayan yönetmeliklere göre hesaplanan talebe göre daha büyük olduğunu ama bu olumsuzluğa rağmen perdelerin kesme dayanımlarının aslında yönetmeliklerce önerilen değerlerden daha büyük olduğu için bu olumsuz etkinin telafi edilebileceğidir. Bunun yanında, yakın zamanda yapılan deneylerin sonuçlarına dayanarak, perde tepkisinin genelde tabandaki kayma tarafından kontrol edildiğine ve perdede kesme kuvvetinin yükseklik boyunca dağılımının, analitik metotlarla tahmin edilmeye çalışılandan tamamıyla farklı olabileceğine dikkat çekmiştir.

Celep (2008) kesme kuvvetindeki dinamik büyütmenin mekaniğini tabanında tek plastik mafsal oluşan perdeler için açıklamıştır. Konsol sistem ve alttan mafsallı konsol sistemin modal özelliklerini belirledikten sonra zaman tanım alanında

çözümün her bir adımı için mafsallaşma durumuna göre ilgili sistemin modlarını ayrıklaştırarak dinamik büyütmede en büyük katkının mafsallaşmış sistemin ikinci modundan kaynaklandığını göstermişlerdir. Araştırmacı parametrik çalışmalarından bulduğu değerleri yaptığı regresyon analizleri sonucu Denklem 1.9 ve Denklem 1.10'da görüldüğü üzere vermiştir.

$$\beta^b = 1.0 + (0.281T_{1-cr} + 0.394)(R - 1.5)^{0.553} \quad \textbf{(1.9)}$$

$$1.0 \leq \beta^b \leq R \quad \textbf{(1.10)}$$

Burada $T_{1\text{-}cr}$ çatlamış kesitli perdenin birinci periyodu, R deprem yükü azaltma katsayısıdır.

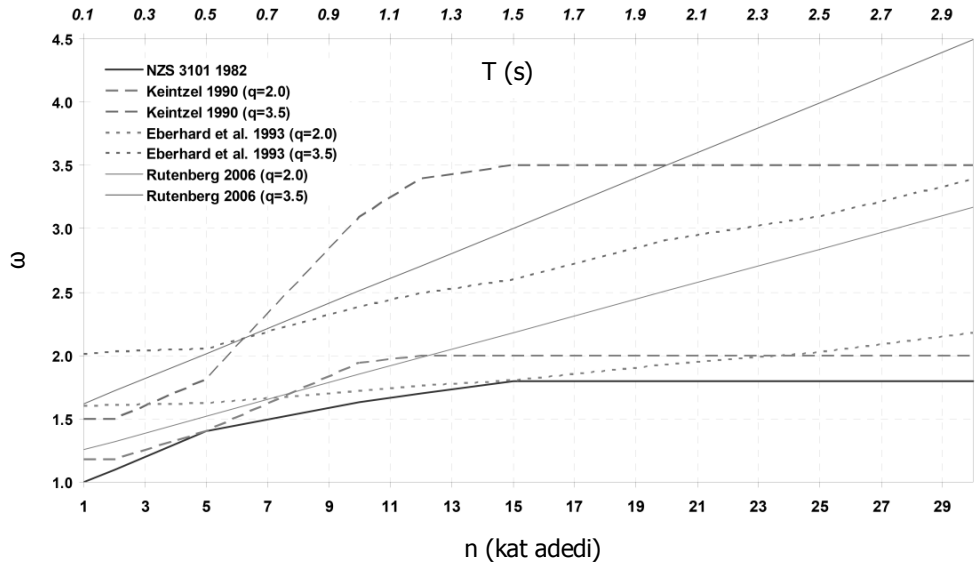
Rad (2009) diğer çalışmalardan farklı olarak, doğrusal olmayan kayma deformasyonlarını dikkate almıştır. Araştırmacının kayma deformasyonu için yaptığı kabul, Gerin ve Adebar (2004) tarafından geliştirilen kayma deformasyonlarını düzlem gerilme durumunda doğrusal olmayan bir betonarme modeline dayanmaktadır. Araştırmacı doğrusal olmayan kayma deformasyonlarının, özellikle bazı durumlarda yapı tepkisini büyük ölçüde değiştirdiğini göstermiştir. Bunun yanında diğer çalışmalardan farklı olarak, rijit bodrum kat durumunda kesme kuvveti talebinin kayma deformasyonlarının dikkate alınması durumunda büyük ölçüde değiştiğini göstermiştir.

Türk Deprem Yönetmeliği 1998 (ABYYHY, 1998) perdelerde herhangi bir süneklik seviyesi için taban kesme büyütmesini dikkate almamıştır. Bugün geçerli olan Türk Deprem Yönetmeliği 2007 (DBHBHY, 2007) taban kesme büyütmesi olgusunu dikkate almak için periyoddan ve süneklik derecesinden bağımsız 1.5 katsayısını kullanmıştır.

Çizelge 1.2'de dinamik kesme büyütmesinin tahmininde kullanılan çeşitli yöntemlerin kabulleri, bu yöntemlerin karşılaştırılması amacıyla verilmiştir.

Çizelge 1.2 : Dinamik kesme büyütmesinin belirlenmesi için farklı çalışmalar.

	NZS-3101 (1982)	Keintzel(1990)	Eberhard ve diğ. (1993)	Rutenberg (2006)
Eğilme modeli Kesme modeli Denklem	tabanda mafsal elastik Denk. 1.2	tabanda mafsal elastik Denk. 1.4	tabanda mafsal elastik Denk. 1.7	çoklu mafsal elastik Denk. 1.8



Şekil 1.4 : Rad (2009) tarafından verilen örnek için taban kesme büyütmeleri.

Şekil 1.4'te Rad (2009) tarafından çalışılan karşılaştırma örneği için bulunan sonuçlar verilmiştir. Bu örnekte, perdelerin yükseklikleri ve rijitlikleri farklılık gösterir. Ayrıca farklı araştırmacıların farklı parametrelere bağladığı dinamik kesme büyütmelerini karşılaştırabilmek için periyod kat adedi ilişkisi, tasarım spektrumu gibi parametreler gerekmektedir. Seçilen parametreler Rad (2009)'da ayrıntılı olarak verilmiştir. Araştırmacı aynı çalışmada, betonarme perdelerin davranışını, eksenel şekil değiştirmeler yanında, kayma şekil değiştirmelerinin de doğrusal olmadığı varsayımı ile incelemiştir ve bu kabulün perdelerin deprem etkisindeki tepkilerini bazı durumlarda büyük ölçüde değiştirdiğini göstermiştir. Kayma şekil değiştirmelerinin doğrusal olmamasının yanında, modern yönetmeliklerde perde gövde bölgesi için hesaplanan yatay donatının bu doğrusal olmayan davranışın sünek bir davranış olmasını sağladığı Gerin ve Adebar (2004) tarafından gösterilmiştir.

Şekil 1.4 incelendiğinde Eberhard ve diğ. (1993) az katlı perdelerde diğerlerinden daha büyük kesme büyütmesi verirken Keintzel (1990) orta katlı perdeler için daha küçük sonuç vermektedir. Rutenberg (2006) orta ve yüksek katlı perdeler için en büyük kesme büyütmesini vermektedir.

Priestley ve diğ. (2007) DDBD yöntemine göre tasarlanmış betonarme perdeli yapılar için önerilen yeni dinamik kesme büyütmesi formülü önermiştir. Bu formül Denklem 1.11'de verilmiştir.

$$V_{Base}^{o} = \phi^{o} \omega_V V_{Base} \quad \textbf{(1. 11)}$$

$$\omega_V = 1 + \frac{\mu}{\phi^{o}} C_{2,T} \quad \textbf{(1.12)}$$

$$C_{2,T} = 0.067 + 0.4(T_i - 0.5) \leq 1.15 \quad \textbf{(1.13)}$$

Burada ϕ^{o} perde tabanında eğilmeden kaynaklanan dayanım fazlalığıdır. Yukarıda özetlenen ve konsol perdeler üzerine yapılan birçok çalışmanın yanı sıra bağ kirişli perdeler üzerine yapılmış çalışmalar mevcuttur. Chaallal ve Gauthier (2000) problemi Kanada Deprem Yönetmeliği (CSA, 1994) perspektifinden ele almış ve sonuçları çalışmanın yapıldığı yılda güncel olan Kanada Yönetmeliğine göre karşılaştırmışlardır. Bu yönetmelik dinamik kesme büyütmesi etkisini Yeni Zelanda yönetmeliğindeki formüle benzer bir yaklaşımla ele almıştır. Çalışmada kesme kuvveti dinamik büyütmesi etkisini bulmak amacıyla, bağ kirişli perdelerin dayanım fazlalığını dikkate alırken basınç perdesinin dayanım fazlalığı kullanılmıştır. Sonuç olarak, yönetmelikte verilen yaklaşımın kesme kuvveti dinamik büyütmesi açısından yeterli güvenliği sağladığı gösterilmiştir.

Beyer (2005) DDBD yöntemine göre tasarladığı birbirine bağlı planda farklı uzunluktaki perdelerde kesme güvenliğini sağlamak için Priestley (2007) ve Rutenberg (2004) tarafından önerilmiş dinamik kesme büyütme değerlerini karşılaştırmıştır. Fox ve diğ. (2014) DDBD yöntemiyle tasarlanmış beş farklı kat adedi ve üç farklı bağ kirişi rijitliği oranına sahip perdelerde çalışmıştır. Bu perdelerde dinamik kesme büyütmesi değeri için mevcut üç farklı yaklaşım karşılaştırılmıştır.

Tüm bu teorik bulguların yanı sıra kesme kuvvetindeki dinamik büyütme olgusu sarsma tablası deneylerinde de gözlenmektedir. Kelly (2007) yedi katlı betonarme numenin deneyinde farklı depremler için 1.28 ve 1.96 olmak üzere dinamik kesme büyütmesi çarpanının gözlemlendiğini bildirmiştir. Ayrıca Luu ve diğ. (2011) altı katlı betonarme perdenin 0.43 ölçekli modeli üzerinde yapılan sarsma tablası deneyinde 2.20 oranında dinamik kesme büyütmesi ile karşılaşıldığını belirtmiştir.

1.3.2 Betonarme Perdeler için Sonlu Elemanlar Modelleri

Betonarme perdeleri incelemek için değişik modeller geliştirilmiştir. Bu modellerin, çalışmanın amacına göre, deneylerde gözlemlenen perde davranışlarını yakalayacak kabiliyette olması çoğu zaman istenilen bir husustur. Deprem gibi tersinir etki oluşturan bir hareket altındaki betonarme perde modelinin dikkate alması istenilen başlıca davranışlar ve özellikler: doğrusal olmayan eksenel kuvvet-kesme kuvveti-moment etkileşimi, betonun çatlamasından dolayı gerçekleşen tarafsız eksen kayması, çekme rijitleşmesi, sıralı çatlak kapanması etkisi, çatlak açılıp kapanmasının rijitliğe etkisi, eksenel kuvvetteki değişimin etkisi, kayma donatısının dayanıma, rijitliğe ve şekil değiştirme kapasitesine etkisi, düşey donatının sıyrılmasından dolayı bu bölgenin üzerindeki perde parçasının rijit cisim dönmesi (rocking), perdeye bağlanan elemanlarla (kiriş, döşeme) uygun etkileşim, tersinir çevrimler yüzünden oluşan dayanım azalımı etkisi, başlık bölgelerindeki sargılama ektisinin dikkate alınması, beton ile donatı arasındaki kenetlenmenin bozulması etkisi ve mühendislik öngörüsünden uzak nesnel modelleme şeklinde özetlenebilir.

Literatürdeki betonarme perde modelleri, mikro ve makro model olarak iki ana başlık altında toplanabilir.

1.3.2.1 Mikro Modeller

Betonarme elemanların mikro modellenmesinde kullanılan yöntem sonlu elemanlar yöntemidir. Bu yöntemde, betonarme elemanlar sonlu sayıda düğüm noktasıyla bağlanan sonlu sayıda elemana ayrıklaştırılır. Sonlu eleman adedi, analiz programının imkanları ve çözümden istenilen doğruluk seviyesine göre belirlenir. Betonarme elemanların sonlu elemanlarla modellenmesi sayesinde; bünye denklemleri, kırılma hipotezleri, çok eksenli gerilme hali, çatlak oluşumu, betonarme ve donatı arasındaki yüzeyin davranışı, çevrimsel ve dinamik yükleme etkisi ve buna benzer etkiler dikkate alınabilir. Bu alanda ilk çalışma Ngo ve Scordelis (1967) tarafından enine donatısız ve enine donatılı kirişlerin davranışını incelemek amacıyla yapılmıştır. Çalışmada iki boyutlu sabit birim şekil değiştirmeli üçgen eleman ve çatlak oluşan bölgelerdeki bağ elemanı kullanılmıştır. Bu çalışma diğer çalışmalara öncü olmuştur. Günümüzde, ANSYS (Desalvo ve Swanson 1983), ABAQUS (Hibbitt 1984), VecTor 2 ve 3 (Vecchio 1989), ADINA (1992) gibi sonlu elemanlar

yazılımları betonarme elemanların plastisite ve sonlu ortam mekaniği teorilerini esas alarak modellenmesi amacıyla kullanılmaktadır.

1.3.2.2 Makro Modeller

Makro modeller, beton ve çeliğin gerilme-şekil değiştirme bağıntılarını mikro ölçekte incelemeyip bunların ilişkisini çeşitli hipotezlerle makro ölçeğe taşınmasını sağlayan modellerdir. Betonarme perdelerin modellenmesinde kullanılan farklı makro modeller mevcuttur (Galal ve El-Sokkary, 2008). Bu modeller aşağıda özetlenmiştir.

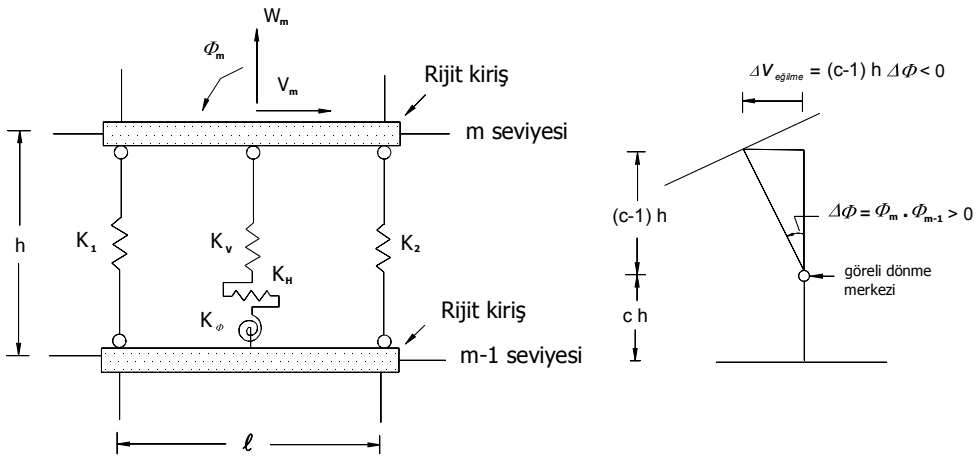
İki bileşenli eleman betonarme perde modellemesinde kullanılan ilk elemanlardandır (Clough ve diğ., 1965). Bu model iki paralel elemandan oluşur. Bunlardan biri elastik diğeri ise elasto-plastik elemandır. Bu modelle akma ve pekleşme etkileri dikkate alınırken plastik şekil değiştirme, elasto-plastik eleman üzerinde, düzgün yayılı olacak şekilde dikkate alınmaktadır. Bu eleman daha sonra Takizawa (1976) tarafından uygun histeretik davranışı modele eklemek suretiyle geliştirilmiştir.

Bir bileşenli eleman, doğrusal elastik bir çubuk elemanının iki ucunda tanımlanan doğrusal olmayan dönme yayları olacak şekilde Giberson (1967) tarafından geliştirilmiştir. Bu model Takeda ve diğ. (1970) tarafından çatlama etkisi, donatı pekleşmesi ve dayanım azalımı etkilerinin dikkate alınacağı bir model olarak geliştirilmiştir. Otani (1974) Takeda modelinde aderans sıyrılması etkisini tanımlamıştır. Takayanagi ve Schnobrich (1976) perdelerde belirgin olan, elastik olmayan kayma şekil değiştirmesinden dolayı oluşan dönme değerini de çalışmasında dikkate almışlardır. Saatçioğlu ve Derecho (1980) eksenel kuvvet-eğilme momenti etkileşimini, çevrimsel modeli eksenel kuvvet oranına göre değiştirerek, dikkate almışlardır. Bu tip elemanlar kiriş-kolon elemanı olarak da adlandırılmaktadır ve bu model boyuna doğrultudaki lif elemanlar sayesinde yayılı plastisitenin dikkate alındığı modellere kadar geliştirilmiştir (Taucer ve diğ., 1991)

Çoklu yay eleman modeli Takayanagi ve Schnobrich (1976) tarafından boşluklu perdeleri modellemek amacıyla kullanılmıştır.

Çoklu yay eksenel eleman modeli kolonların modellenmesi için kullanılan bir model olup perdelerde uyarlaması Galal ve El-Sokkary (2008) tarafından yapılmıştır.

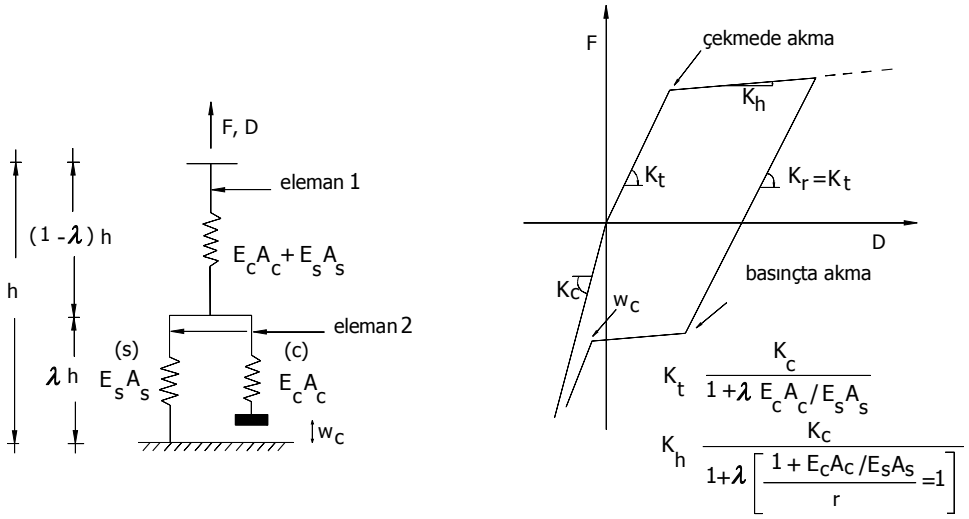
Kafes modeli betonarme perdelerin veya yüksek kirişlerin kesme kapasitelerinin değerlendirilmesinde kullanılan bir modeldir. Ancak bu model deprem gibi çevrimsel yüklerin etkisini yakalayacak bir model değildir (Oesterle ve diğ., 1984).



Şekil 1.5 : Vulcano ve Bertero (1987) perde modeli.

Birleşik eleman modelleri üç düşey çubuklu eleman modeli ve çoklu düşey çubuklu eleman modeli olarak iki gruba ayrılabilir. Üç düşey çubuklu eleman modeli Kabeyasawa ve diğ. (1983) tarafından önerilmiştir. Bu modelde üç düşey çubuk kat hizalarında rijit kirişlere bağlanmaktadır. Dıştaki çubuklar doğrusal olmayan eksenel yaylarla başlık bölgesini ifade eder. Ortadaki çubuk gövde bölgesini ifade eder ve düşey, yatay ötelenmeleri ve dönmeyi kontrol edecek doğrusal olmayan yaylar içerir. Bu modelde iç ve dış çubuklar arasında herhangi bir geometrik uygunluk şartı bulunmamaktadır.

Şekil 1.5'te verilen Kabeyasawa ve diğ. (1983) tarafından ortaya atılan perde modelinde Vulcano ve Bertero (1987) tarafından yapılan değişiklik doğrusal olmayan eksenel yayların histeretik davranışlarının iyileştirilmesi olarak tanımlanabilir. Şekil 1.6'da görüldüğü üzere yapılan değişiklik, eksenel rijitlikli histeresis modeli yerine seri bağlı iki eleman modelini kullanmaktır. Şekilde eleman 1 aderans mevcutken kolon parçasının eksenel rijitliğini temsil etmektedir. Eleman 2 ise aderansın tamamen kalktığı durumda çatlamış beton ve çelik için eksenel rijitliği veren iki bileşenli bir modeldir. Bu sayede, çeliğin akması ve pekleşmesi, betonun çatlaması, temas gerilmeleri, aderans azalımı vb. etkiler idealize edilmiş olur.



Şekil 1.6 : Vulcano ve Bertero (1987) perde modelinden eksenel yay ilişkileri.

Yukarıda bahsedilen model için tahmin edilen ve ölçülen değerler kayma davranışı açısından farklılık gösterse de, eğilme şekil değiştirmelerinin baskın olduğu deneylerde taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirmesi açısından oldukça uygun sonuçlar alınmıştır. Bu geliştirilen modelde kesme kuvvetinin eğilme-eksenel kuvvet ile etkileşimi dikkate alınmamıştır. Vurgulanan bir diğer konu da, modelin davranışının; aderans azalımı parametresi, pekleşme oranı, düşey yayın akma dayanımı gibi değerlerin değişimine çok hassas olduğudur.

Vulcano, Bertero ve Colotti (1988) yukarıda bahsedilen modeli bir adım ileriye taşıyarak daha doğru tahminlere ulaşmışlardır. Bu yeni adım, eksenel yayın daha hassas bünye denklemleri ile idealize etmesi ve üç düşey yaydan daha fazla sayıda düşey yaya geçiş olarak belirtilebilir.

Fischinger ve diğ. (1990) tarafından düşey ve yatay yaylar için verilen basitleştirilmiş histeresis ilişkileri sayesinde betonarme perdelerin çevrimsel davranışı iyi bir şekilde tanımlanmıştır. Ancak, model tanımlanması zor parametreler içerdiği ve bu parametrelerin öznel yorumlara bırakılması sebebiyle model eleştirilmiştir (Orakcal ve diğ., 2006).

Colotti (1993) çoklu düşey çubuklu eleman modelini önceki makro modellerden daha doğru sonuçlar verecek şekilde, kesme kuvveti etkileşimini de ekleyerek, geliştirmiştir. Ancak kesme kuvvetinin eksenel kuvvetle etkileşimi sağlanmasına karşın eğilme momenti-eksenel kuvvet-kesme kuvveti etkileşimi bu modelde sağlanmamıştır.

Orakcal ve diğ. (2006) tarafından yapılan analitik çalışmada Massone ve Wallace (2004) tarafından önerilen çoklu düşey çubuklu eleman modeli kullanılmıştır. Bu modelde, eğilme momenti-eksenel kuvvet-kesme kuvveti etkileşiminin sağlanabilmesi için her bir eksenel çubuğa kesme yayı tanımlanmıştır. Daha sonra bu elemanlar membran davranışı sergileyecek şekilde modellenmiştir. Bu sayede eğilme ve kesme arasındaki etkileşim tek eksenli eleman düzeyinde oluşturulmuştur. Uygun panel davranışının süreklilik şartını temsil etmek için Pang ve Hsu (1995) tarafından kullanılan dönen-açılar modeli kullanılmıştır. Bu modelde kullanılan beton basınç gerilme-şekil değiştirme bağıntısı deneylerle kalibre edilmiş bir modeldir. Gerilme şekil-değiştirme bağıntıları uygulanırken asal gerilme ve şekil değiştirme doğrultularının birbirleriyle çakıştığı kabul edilmiştir (Orakcal ve diğ., 2006). Benzer şekilde, her bir eksenel çubuğun eksenel ve kesme tepkileri birbirleriyle bağlantılandırılmıştır.

2. ÇALIŞMADA KULLANILAN MALZEME VE ELEMAN MODELLERİ

Çalışma kapsamında analizi yapılan betonarme perdeler sünek betonarme perdelerdir. Bu perdelerin modellenmesinde iki farklı yaklaşım kullanılmıştır. Bunlardan ilki elasto-plastik malzeme modelidir. Bu modelin tercih edilmesinin ana sebebi, yapılan geniş parametrik çalışma esnasında boyutlandırılan bazı perdelerin minimum donatı oranının altında donatı oranı talep edebilmesidir. Elasto-plastik modelde herhangi bir rijitliğe sahip bir eleman keyfi bir kapasite ile modellenebilmektedir. Benzer yaklaşımın daha önce konu ile ilgili yapılan çalışmalarda da kullanıldığı görülmüştür (Blakeley et al., 1975; Derecho ve Corley, 1984; Seneviratna ve Krawinkler, 1994; Filiatrault et al., 1994; Tremblay et al., 2001; Mesa, 2002; Rutenberg ve Nsieri, 2006; Kappos ve Antoniadis, 2007; Celep, 2008; Fischinger, 2001). Ayrıca önceki çalışmalarda ve bu çalışmada analizi yapılan konsol perdelerin başka bir taşıyıcı elemanla etkileşiminin olmaması bu modelleme yaklaşımının sistemin basitliği sebebiyle yeterli bir yaklaşım olabileceği söylenebilir.

Kullanılan ikinci perde modelleme yaklaşımı ise yayılı plastisitenin dikkate alınabildiği ve literatürde kabul gören beton ve donatı malzeme modellerini kullanabilen lif perde modelidir. Çalışma kapsamında incelenen bağ kirişli perdelerin modellenmesinde lif perde modelleri kullanılmıştır. Bu modelin kullanılmasının sebebi, gerek betonun çatlamasından donatının akmasına kadar olan süreçte perdeler arasındaki etkileşimi gerekse, donatının akmasında sonra gerçekleşen etkileşimlerin dikkate alınmasıdır. Bilindiği gibi lifli modellerde tarafsız eksenin yer değiştirmesi, çatlamış kesit rijitliği ve diğer karmaşık malzeme davranışları analiz esnasında dikkate alınmaktadır.

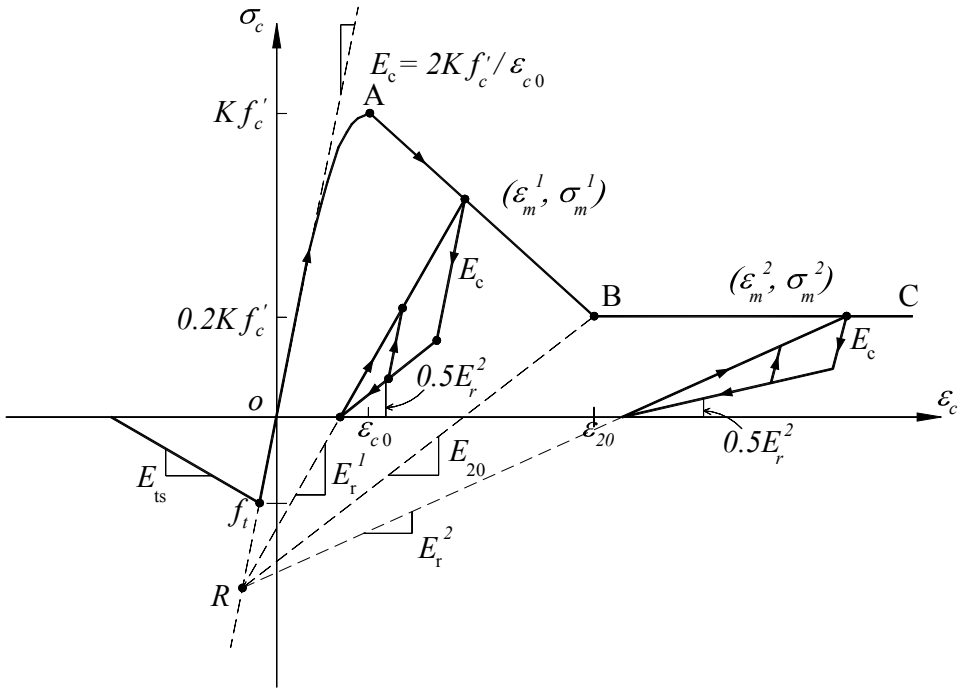
Bu bölümde lif eleman modelinde kullanılan beton ve donatı malzeme modelleri ve analizde kullanılan lif eleman modeli ile ilgili teorik bilgiler aktarılmıştır. Ayrıca kullanılan lif modelinin sünek betonarme perdelerin modellenmesi için yeterliliğini göstermek amacıyla daha önce başka araştırmacılar tarafından gerçekleştirilen ve

literatürde yayımlanmış perde deney sonuçları, lif elemanla elde edilmiş analiz sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır.

2.1 Beton için Kullanılan Malzeme Modeli

Beton için, Yassin (1994) tarafından geliştirilen ve keyfi bir yükleme durumu için gerilme şekil değiştirme bağıntılarını tanımlayabilen tek eksenli bir malzeme modeli kullanılmıştır. Betonun çekme davranışı için doğrusal çekme yumuşaması bu modelde dikkate alınmıştır. Sargılama etkisi basınç bölgesindeki gerilme şekil değiştirme zarfı ile dikkate alınmıştır. Artan beton basınç birim şekil değiştirmeleri için beton rijitliğindeki azalma yükleme ve boşaltma eğrilerinde dikkate alınmaktadır.

Basınç bölgesindeki gerilme-şekilde değiştirme zarfı Scott ve dig. (1982) tarafından genişletilen Kent ve Park (1971) modelini kullanmaktadır. Yassin (1994) betonun çevrimsel yükleme durumu için Sinha ve diğ. (1964) ve Karsan ve diğ. (1969)'nin deney sonuçlarını esas alan bir çevrimsel model önermiştir.



Şekil 2.1 : Beton malzeme modeli.

Şekil 2.1'de verilen beton malzeme modeli için basınç bölgesindeki gerilme-şekil değiştirme zarfı kendi içinde aşağıda verilen üç bölgede tanımlanır:

$$\sigma_c = Kf_c' \left[2\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0}\right) - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0}\right)^2\right] \qquad \varepsilon_c \leq \varepsilon_0 \qquad \textbf{(2.1)}$$

$$\sigma_c = Kf_c'[1 - Z(\varepsilon_c - \varepsilon_0)] \qquad \varepsilon_0 < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{20} \qquad \textbf{(2.2)}$$

$$\sigma_c = 0.2Kf_c' \qquad \varepsilon_{20} \leq \varepsilon_c \qquad \textbf{(2.3)}$$

Burada:

$$\varepsilon_0 = 0.003K \qquad \textbf{(2.4)}$$

$$K = 1 + \frac{\rho_s f_{yh}}{f_c'} \qquad \textbf{(2.5)}$$

$$Z = \frac{0.5}{\frac{3 + 0.29f_c'}{145f_c' - 1000} + 0.75\rho_s\sqrt{\frac{h'}{s_h}} - 0.002K} \qquad \textbf{(2.6)}$$

ε_0 en büyük gerilme değerindeki birim şekil değiştirme, ε_{20} en büyük gerilme değerinin %20'sine karşı gelen gerilme değerindeki birim şekil değiştirme, K sargılama etkisi sebebiyle artan dayanımı dikkate almak için kullanılan çarpan, Z beton yumuşama bölgesinin eğimi, f_c' betonun silindir basınç dayanımı, f_{yh} sargılama donatısının akma gerilmesi, ρ_s sargılama donatısının hacimsel oranı, h' betonun sargılama donatıları arasında kalan bölgesinin genişliği, s_h sargılama donatılarının merkezden merkeze mesafesini ifade eder.

Rijitlik azalımı Şekil 2.1'de görüldüğü gibi, tekrar yükleme doğrularının ortak bir R noktasından geçtiği varsayımıyla temsil edilmektedir. Bu R noktası, gerilme-şekil değiştirme eğrisinin başlangıç noktasındaki teğeti ile en büyük gerilmenin %20'sine denk gelen noktadaki yük boşaltma doğrusunun kesişim noktasıdır. Bu R noktasındaki birim şekil değiştirme ve gerilme değerleri aşağıdaki denklemlerde verilmiştir.

$$\varepsilon_r = \frac{0.2Kf_c' - E_{20}\varepsilon_{20}}{E_c - E_{20}} \qquad \textbf{(2.7)}$$

$$\sigma_r = E_c \varepsilon_r \tag{2.8}$$

Burada, E_c gerilme-şekil değiştirme eğrisinin başlangıç noktasındaki eğimi ve E_{20} en büyük gerilmenin %20'sine denk gelen noktadaki yük boşaltma doğrusunun eğimidir. E_{20} değeri deneysel olarak elde edilir.

2.2 Donatı Çeliği için Kullanılan Malzeme Modeli

Donatı çeliği için kullanılan malzeme modeli Menegotto ve Pinto (1973) tarafından tanımlanan ve Filippou ve diğ. (1983) tarafından izotropik pekleşme etkisi ilave edilen malzeme modelidir. Bu model sayısal hesaplama açısından hesaplama kolaylığı sağlamasının yanında donatı çeliği deney sonuçlarıyla oldukça uyumludur (Yassin, 1994). Menegotto ve Pinto (1973)'un modeli aşağıdaki denklemle verilmektedir.

$$\sigma^* = b\varepsilon^* + \frac{(1-b)\varepsilon^*}{(1+\varepsilon^{*R})^{1/R}} \tag{2.9}$$

$$\varepsilon^* = \frac{\varepsilon_s - \varepsilon_r}{\varepsilon_0 - \varepsilon_r} \tag{2.10}$$

$$\sigma^* = \frac{\sigma_s - \sigma_r}{\sigma_0 - \sigma_r} \tag{2.11}$$

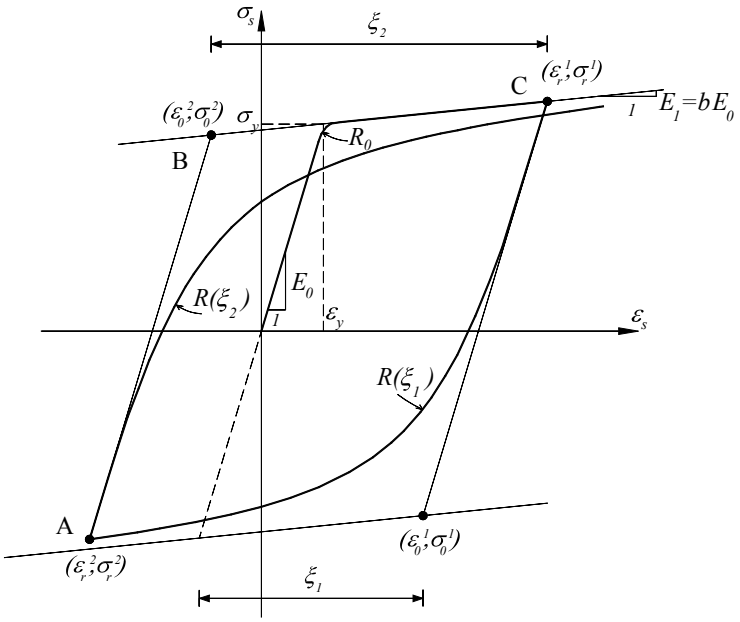
Burada, σ_r ve ε_r birim şekil değiştirmenin işaret değiştirdiği noktadaki (Şekil 2.2'deki A noktası) gerilme ve birim şekil değiştirme değerleridir. σ_0 ve ε_0 iki asimptotun kesiştiği noktadaki (Şekil 2.2'deki B noktası) gerilme ve birim şekil değiştirme değerleridir. E_1 ve E_0 arasındaki oran b pekleşme oranı olarak tanımlanmıştır. R iki asimptot arasındaki geçiş eğrisinin eğriliğini etkileyen bir parametredir ve Bauschinger etkisinin iyi bir şekilde temsil edilmesine olanak tanır (Filippou ve diğ., 1983). R değeri güncel asimptotun kesişim noktası (Şekil 2.2'deki B noktası) ile önceki en büyük ya da en küçük birim şekil değiştirmenin işaret değiştirdiği nokta (Şekil 2.2'deki C noktası) arasındaki mutlak birim şekil değiştirmenin farkına bağımlıdır. Menegotto ve Pinto (1973) tarafından önerilen R ifadesi aşağıdaki denklemle verilmektedir.

$$R = R_0 - \frac{a_1 \xi}{a_2 + \xi} \tag{2.12}$$

Burada, R_o, R değişkeninin ilk yüklemedeki değeri, α_1 ve α_2 ise R_o ile beraber tanımlanacak deney sonucu elde edilen katsayılardır. ξ aşağıdaki gibi ifade edilebilir.

$$\xi = \left| \frac{(\varepsilon_m - \varepsilon_0)}{\varepsilon_y} \right| \tag{2.13}$$

Burada, ε_m ilgili adımdaki birim şekil değiştirmenin artması ya da azalmasına bağlı olarak önceki en büyük ya da en küçük birim şekil değiştirmedir. ε_0 ilgili adımdaki asimptotların kesiştiği noktadaki birim şekil değiştirmedir.



Şekil 2.2 : Donatı çeliği malzeme modeli.

2.3 Lif Eleman Modeli

Perde modellemesi için kullanılan lif eleman formülleri kuvvet yöntemi esasına dayanır. Bu eleman, kuvvet-yer değiştirme ilişkilerinin liflerdeki tek eksenli gerilme şekil değiştirme davranışlarının integrasyonu ile elde edildiği, boyuna liflerden oluşmaktadır (Taucer, 1991). Fleksibilite yaklaşımında eleman uç yer değiştirmeleri, kesit kuvvetlerini eleman uç kuvvetlerinin interpolasyonu ve kesit birim şekil değiştirmelerinin eleman boyunca integrasyonu ile belirlenir (Martinelli, 2007).

Eleman düzlem kesit şekil değiştirme esnasında düzlem kalır kabulüne dayanmaktadır. Bu kabul, kesitin genelleştirilmiş yer değiştirmeleri ile lif birim şekil değiştirmeleri arasında basit bir geometrik ilişkinin kurulmasına olanak sağlar. Elemanın davranışındaki doğrusal olmama durumu tamamen liflerin gerilme-şekil değiştirme ilişkilerinden yani doğrusal olmayan malzeme davranışından kaynaklanır.

2.4 Lif Eleman Modelinin Perde Deney Sonuçlarıyla Karşılaştırılması

Bu bölümde kullanılan lif perde modelinin çalışma kapsamında yapılan analizler için yeterli olduğunu göstermek amacıyla lif eleman analiz sonuçları daha önceden araştırmacılar tarafından gerçekleştirilmiş perde deneylerinin sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Analizler OpenSees (2008) programıyla gerçekleştirilmiştir.

2.4.1 Tek yönlü yükleme deneyleri ile karşılaştırma

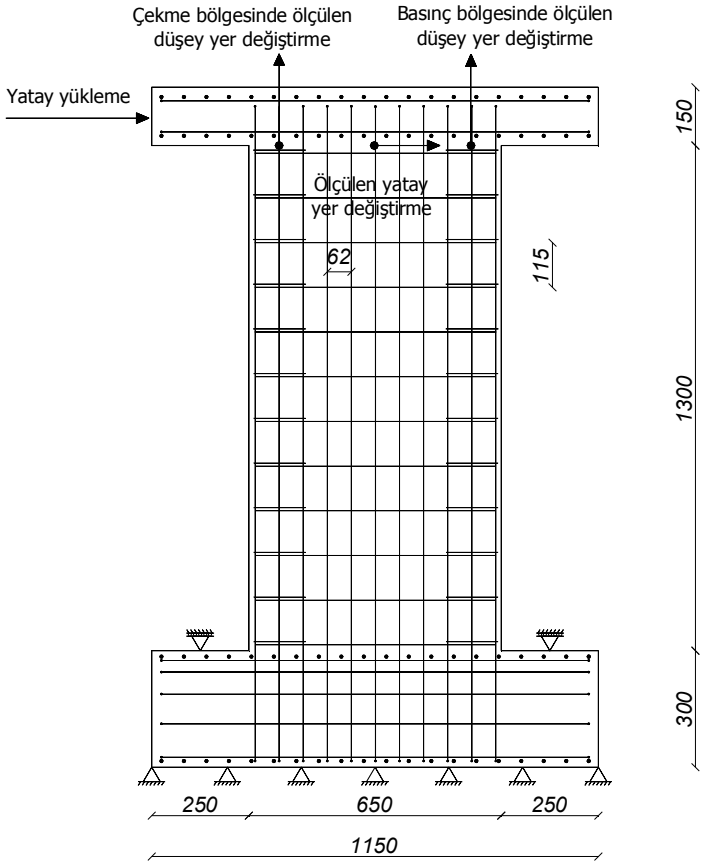
Bu bölümde Lefas ve diğ. (1990) tarafından betonarme perde üzerinde yapılan tek yönlü yükleme deneylerinin sonuçları çalışmada kullanılan perde modeli sonuçları ile karşılaştırılacaktır. Lefas ve diğ. (1990) toplam 13 farklı betonarme perde üzerinde tek yönlü itme deneyi yapmışlardır. Numunelerin altı adedinin boy/genişlik oranı iki, geri kalan perdelerin boy/genişlik oranları birdir. Numuneler arasındaki farklılık perde boy/genişlik oranı, beton dayanımı, eksenel kuvvet oranı, yatay donatı oranlarından kaynaklanmaktadır.

Çizelge 2.1 : SW21 ve SW22 numuneleri için deney verileri.

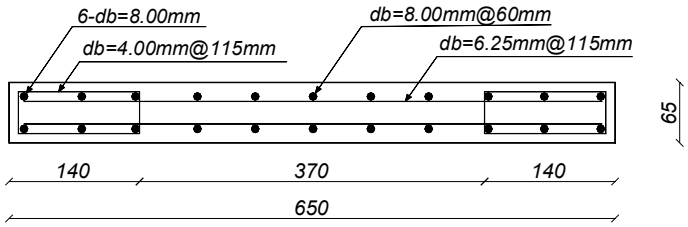
Numunenin özellikleri	SW21	SW22
ρ_{sh},%	0.80	0.80
ρ_{ver},%	2.50	2.50
ρ_{flex},%	3.00	3.00
$f_c^{'}$ (MPa)	46.4	43.0
f_{sy} - f_{su} of yatay donatı (MPa)	520-610	520-610
f_{sy} - f_{su} of düşey donatı (MPa)	470-565	470-565
f_{sy} - f_{su} of sargı donatısı (MPa)	420-490	420-490
eksenel yük oranı	0.00	0.10

Perde lif modeli sonuçları ile karşılaştırmak için SW21 ve SW22 numuneleri seçilmiştir. Bu numunelerde boy/genişlik oranı ikidir. Deney verileri ile ilgili detaylı bilgi Çizelge 2.1'de verilmiştir. Bu çizelgede, ; ρ_{flex}, ρ_{sh}, ρ_{ver} sırasıyla; perde başlık bölgesindeki boyuna donatı alanının perde başlık bölgesi alanına oranı, perde yatay gövde donatısı alanının perde gövde düşey kesit alanına oranı ve perde düşey gövde donatısı alanının perde gövde yatay kesit alanına oranıdır. Ayrıca burada, $f_c^{'}$, f_{sy} ve

f_{su} betonun silindir basınç dayanımı, donatı çeliğinin akma gerilmesi ve kopma dayanımını göstermektedir.

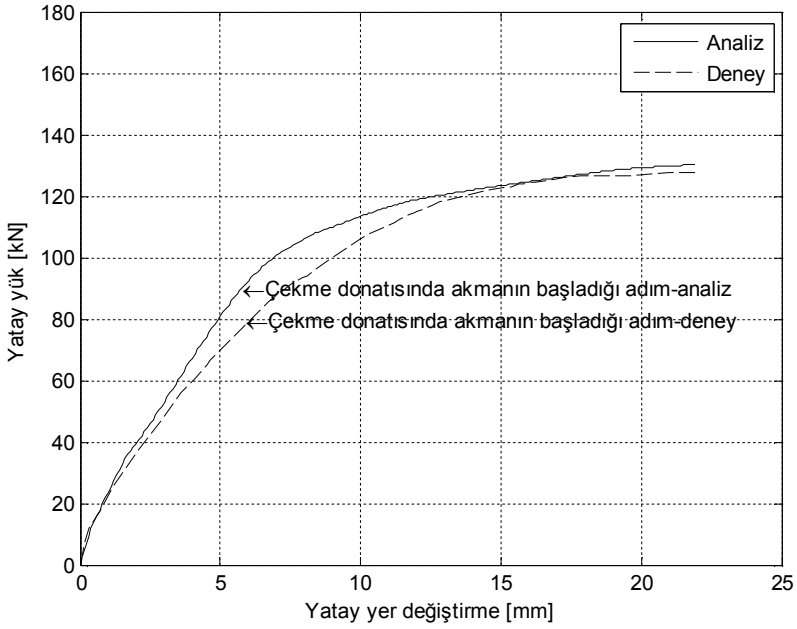


Şekil 2.3 : SW21 ve SW22 perdelerinin donatı açılımı (boyutlar, mm).

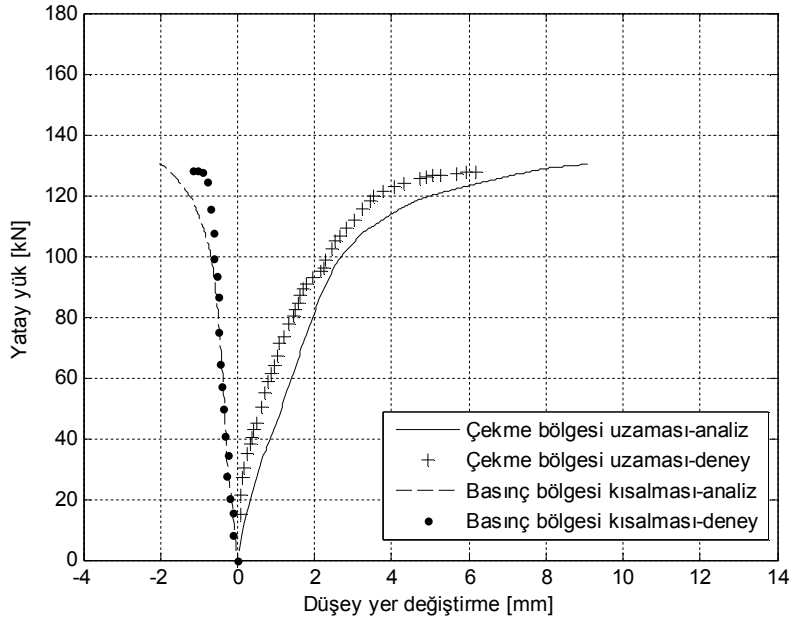


Şekil 2.4 : SW21 ve SW22 perdelerinin kesiti (boyutlar, mm).

SW21 ve SW22 perdelerinin analizi için Taucer ve diğ. (1991) tarafından geliştirilen lif eleman modeli kullanılmıştır. Bu iki deney arasındaki en büyük fark numunelerin eksenel yük oranlarıdır. SW21'de eksenel yük oranı %0 iken SW22'de bu oran %10 mertebesindedir. Şekil 2.5'ten Şekil 2.8'e kadar olan şekillerde analiz sonuçları ve deney sonuçları karşılaştırılmıştır. Şekil 2.5 ve Şekil 2.7'de görüldüğü gibi, kuvvet yer değiştirme eğrilerinin deney ve analiz sonuçları birbirlerine yakındır.

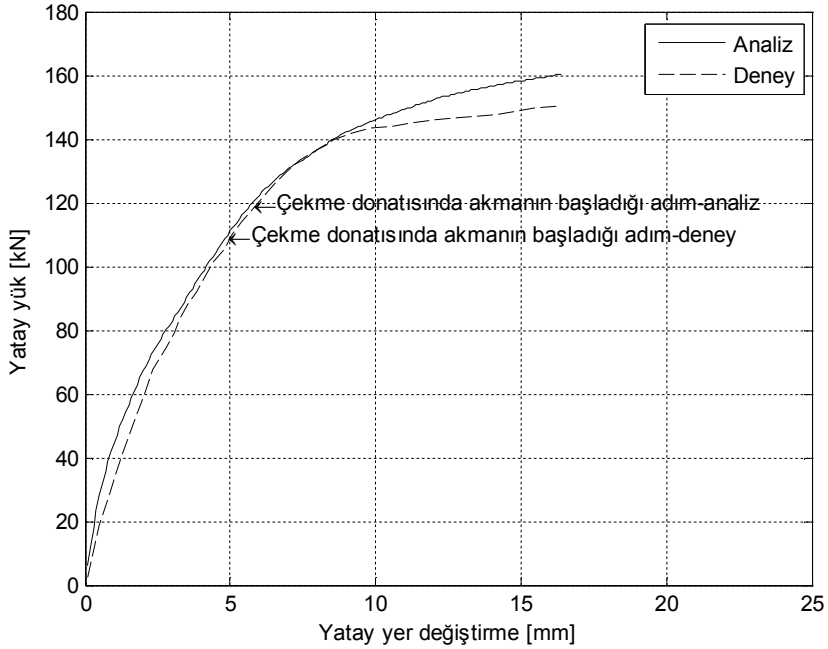


Şekil 2.5 : SW21 perdesi yatay yük-tepe yatay yer değiştirmesi eğrisi.

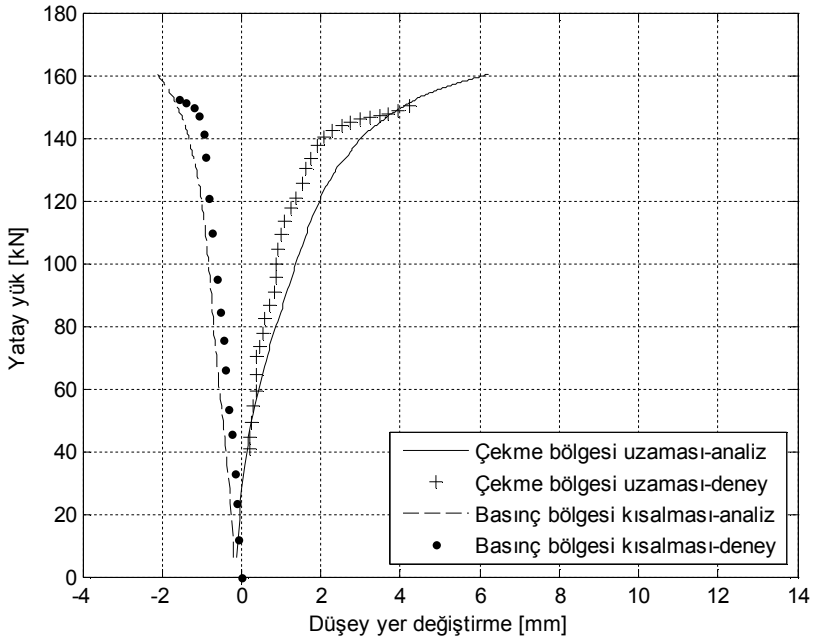


Şekil 2.6 : SW21 perdesi yatay yük-tepe düşey yer değiştirme eğrisi.

Şekil 2.5'te perdenin taşıdığı en büyük yük değerinin analizle oldukça yakın bir şekilde tahmin edildiği görülmektedir. Bununla beraber, betonun çatlama bölgesi ile donatının pekleşme bölgesi arasında analiz sonucu deney sonucuna göre daha rijit çıkmıştır. Bunun, perde ve donatı modelinde dikkate alınmayan aderans çözülmesinden kaynaklanabileceği düşünülmektedir.



Şekil 2.7 : SW22 perdesi yatay yük-tepe yatay yer değiştirmesi eğrisi.



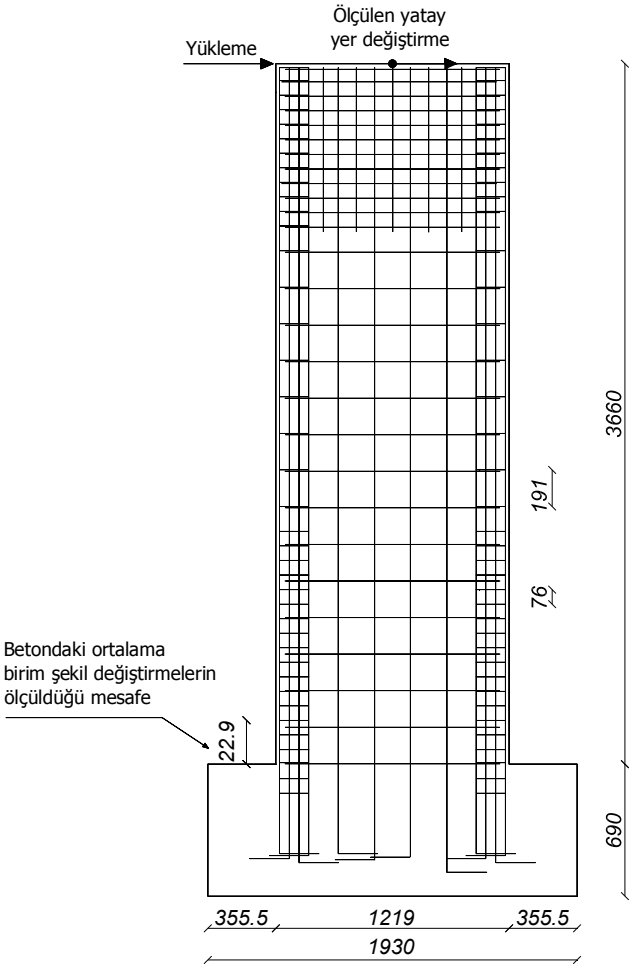
Şekil 2.8 : SW22 perdesi yatay yük-tepe düşey yer değiştirme eğrisi.

Şekil 2.6 ve Şekil 2.8'de perde tepe seviyesinde oluşan düşey yer değiştirmelerin uygulanan yatay yüke göre değişimi verilmiştir. Burada çekme bölgesi yükleme yönüyle uyumlu perde başlık bölgesindeki donatıların çekme gerilmesine maruz kaldığı perde uç bölgesidir. Basınç bölgesi de aynı şekilde perde başlık bölgesindeki

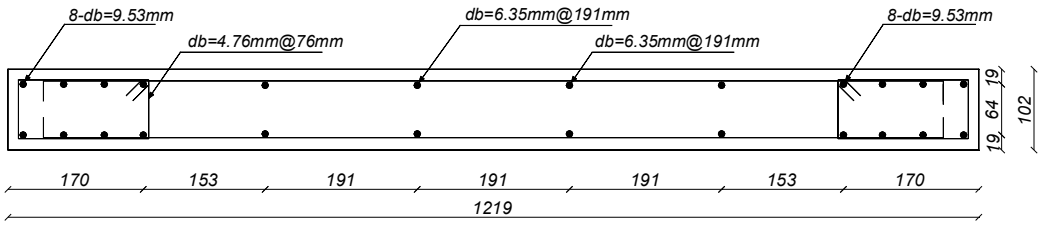
donatıların basınç gerilmesine maruz kaldığı perde uç bölgesidir. Şekil 2.5 ve Şekil 2.7'de yükleme eğrisi üzerinde perde başlık bölgesi uç donatılarındaki çekmeden kaynaklanan ilk akma adımı görülmektedir.

2.4.2 Çevrimsel yükleme deneyleri ile karşılaştırma

Thomsen ve Wallace (1995) çevrimsel yükler altında dört adet betonarme perde deneyi yapmışlardır. Bu perdelerden RW1 ve RW2 dikdörtgen kesitli, TW1 ve TW2 ise T kesitli perdelerdir. Yükseklik/genişlik oranı ikiden büyük olan RW2 ve TW2 perdeleri için analiz sonuçları deney sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Yükseklik/geniş oranı bilindiği üzere perdenin kesme baskın ya da eğilme baskın davranışta olduğunu geometrik olarak gösterebilen bir parametredir. Şekil 2.9'da perdelerin donatı açılımı, Şekil 2.10'da RW2 perdesinin kesiti ve Şekil 2.11'de TW2 perdesinin kesiti verilmiştir.



Şekil 2.9 : RW2 ve TW2 perdelerinin donatı açılımı (boyutlar, mm).



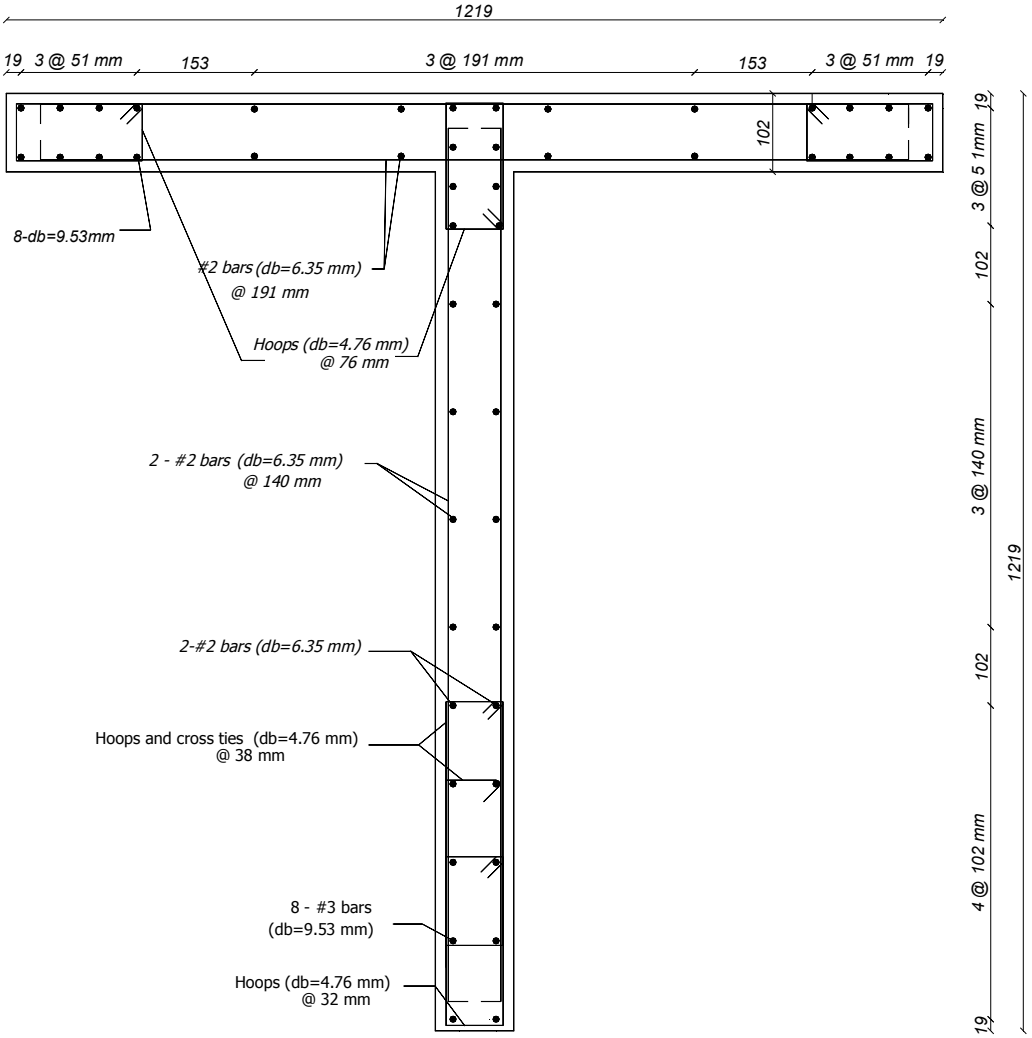
Şekil 2.10 : RW2 perdesinin kesiti (boyutlar, mm).

Çizelge 2.2'de perde numuneleri için deney verileri sunulmuştur. Deneyde başlık bölgelerinde kullanılan boyuna donatı 9.53mm çapında nervürlü donatı olup tüm numune boyunca eksiz olarak kullanılmıştır. Boyuna donatılar 90 derecelik kancalarla, ankastre mesnet özelliklerini sağlayabilecek büyüklükte yapılan, rijit pedestale uzanmaktadır. Bu durum sebebiyle, mühendislik yapılarında çokça uygulanan temel ve kat seviyesindeki donatı bindirme bölgesi deneyde bulunmamaktadır. Perde gövde donatıları minimum perde gövde donatı şartını sağlamaktadır. Sargılama donatısı olarak 4.75mm çapında düz tel kullanılmış olup akma gerilmesi değerinin kullanılan donatı çeliği akma gerilmesi değerine yaklaşması amacıyla tavlama işlemi uygulanmıştır. Numunelerin tepe bölgesinde yükleme sırasında yerel zorlamalardan dolayı numunelerin hasar almaması amacıyla gövde donatıları Şekil 9.10'da görüldüğü gibi iki katına çıkartılmıştır.

Çizelge 2.2 : RW2 ve TW2 numuneleri için deney verileri.

Numunenin özellikleri	RW2	TW2
ρ_{sh},%	0.33	0.33
ρ_{ver},%	0.33	0.33/0.44
ρ_{flex},%	3.30	1.45
$f_c^{'}$ (MPa)	42.8	42.8
f_{sy} - f_{su} yatay donatıda (MPa)	448	448
f_{sy} - f_{su} düşey donatıda (MPa)	414	414
f_{sy} - f_{su} sargı donatısında (MPa)	448	448
eksenel yük oranı	0.075	0.075

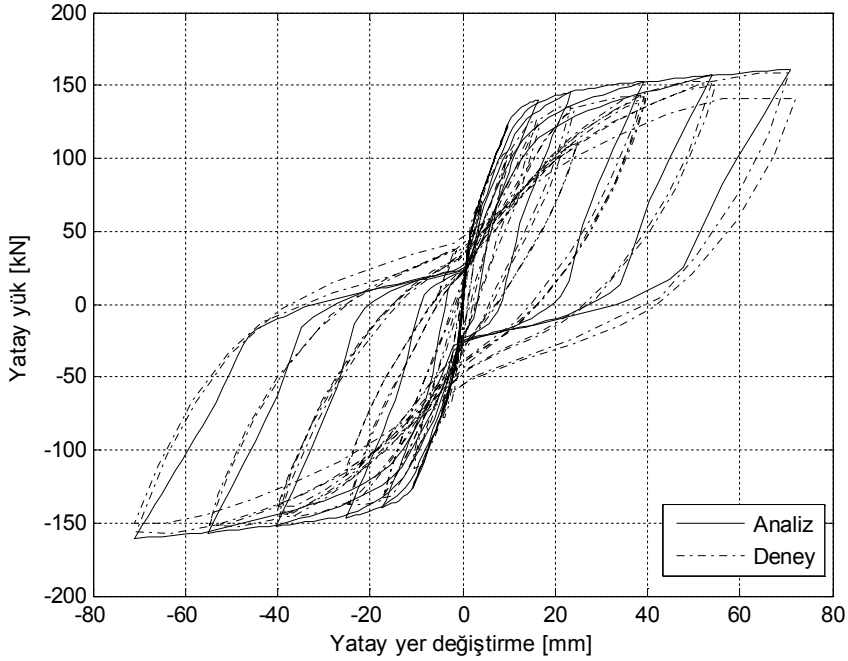
Deneylerde eksenel yükleme el pompası ile çalışan hidrolik krikolar vasıtasıyla yapılmıştır. Dikdörtgen kesitli perde için iki adet, T kesitli perde için dört adet kriko kullanılmıştır. Yatay yükleme elektrikli pompa kullanan yatay yük veren tarafından çevrimsel olarak gerçekleşmiştir. Düzlem dışı hareketleri önlemek amacıyla deney esnasında çelik makas kullanıştır.



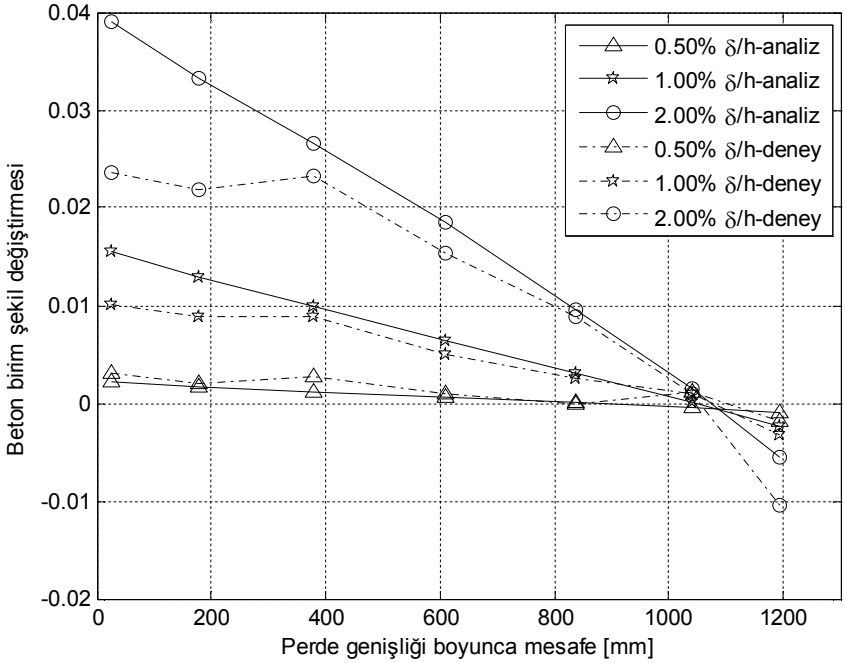
Şekil 2.11 : TW2 perdesinin kesiti.

Kritik kesitlerde yer değiştirme, yük ve birim şekil değiştirmelerin ölçümü yapılmıştır. Perdedeki kayma şekil değiştirmelerinin ölçümü için çapraz şeklinde konumlandırılmış tel potansiyometreler kullanılmıştır.

Çevrimsel deney %0.10 göreli öteleme oranı (drift) ile başlatılmış olup bunu %0.25 öteleme izlemektedir. Bu şekilde, göreli öteleme oranı %1.00'e ulaşana kadar %0.25'lik artırımla yapılmıştır. Daha sonra %3.00 göreli öteleme oranına kadar %0.50 artım ile gidilmiştir. Şekil 2.12 ve Şekil 2.13'te deney sonuçları analiz sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Analizle OpenSees programıyla gerçekleştirilmiştir. Analizde uygulanacak tepe yer değiştirmeleri Orakcal ve diğ. (2006) tarafından aynı deney için kullanılan düzeltilmiş tepe yer değiştirme değerleridir.



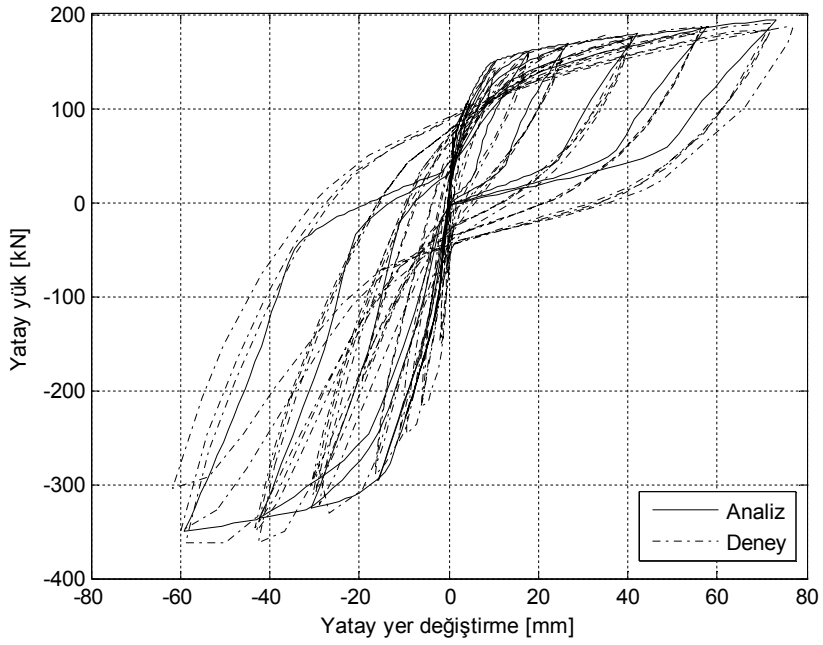
Şekil 2.12 : RW2 perdesi için yük-yer değiştirme eğrileri.



Şekil 2.13 : RW2 perdesi için yük-birim şekil değiştirme eğrileri.

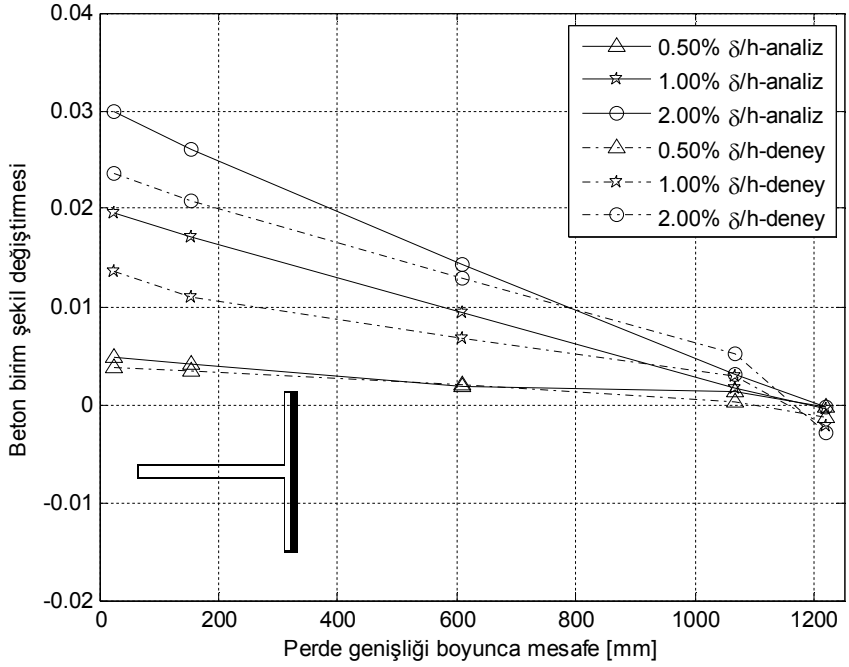
Şekil 2.12 dikkate alındığında, yük-yer değiştirme eğrilerinin makul düzeyde örtüştüğü görülmektedir. Çevrimsel yükleme ile oluşan rijitlik azalması, kalıcı şekil değiştirmeler ve çimdikleme (pinching) etkisinin analizle dikkate alındığı görülmüştür. Perdenin yatay yük kapasitesi her çevrim için kabul edilebilir bir

farklılıkla tahmin edilmiştir. Şekil 2.13'te perde gövdesi boyunca yedi adet 229mm okuma aralığı bulunan LVDT tarafından ölçülen ortalama beton birim şekil değiştirme değerleri analiz sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Şekil 2.13'te δ/h göreli yer değiştirme oranını ifade etmektedir. Burada %0.50 ve %1.00 göreli yer değiştirme oranı için çekme birim şekil değiştirmeleri deneyle yakın sonuç verirken, aynı değer %2.00 göreli yer değiştirme oranı için deneyden daha büyük sonuçlara ulaşılmıştır. Aynı perdede, basınç birim şekil değiştirmeleri ise deney sonuçlarına göre her göreli yer değiştirme oranı için daha düşük seviyede hesaplanmıştır. Ancak, beton basınç birim şekil değiştirmesinin deneye göre daha düşük hesaplanmasına rağmen bu farkın perdenin global davranışına etkisinin az olduğu Şekil 2.12'deki uyum sayesinde söylenebilir.

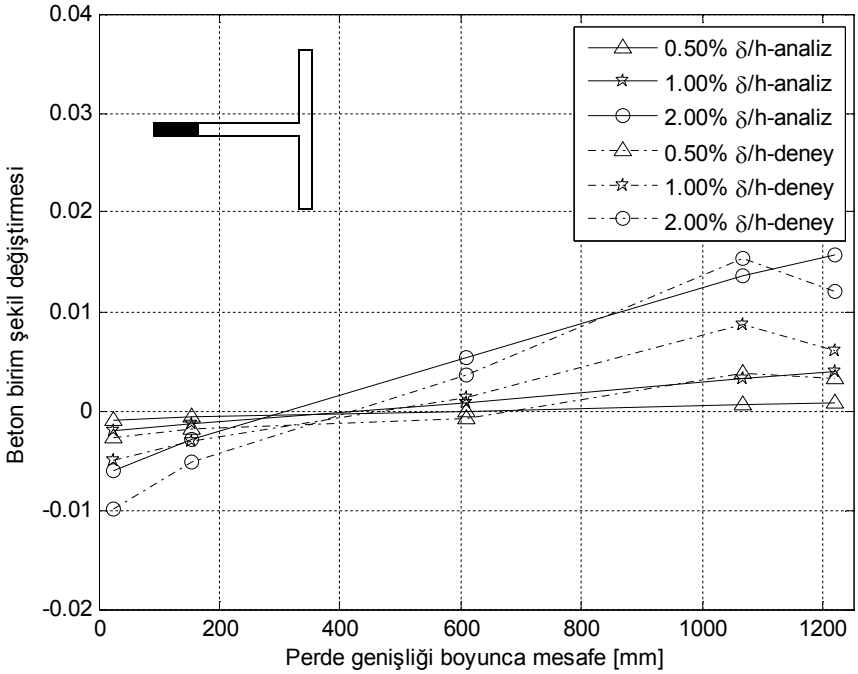


Şekil 2.14 : TW2 perdesi için yük-yer değiştirme.

Şekil 2.14'te TW2 perdesi için yük-yer değiştirme eğrileri verilmiştir. Bu perdenin modellenmesi esnasında T kesitli perdenin başlık kesitindeki donatılar, betonarme tablalı kesit hesabında donatının dikkate alınma kurallarına benzer yaklaşımlarla dikkate alınmıştır. Burada, etkin başlık genişliği ACI 318-11 Bölüm 21.9.5.2'e göre dikkate alınmıştır.



Şekil 2.15 : TW2 perdesi için yük-birim şekil değiştirme eğrileri (başlıkta basınç).



Şekil 2.16 : TW2 perdesi için yük-birim şekil değiştirme eğrileri (başlıkta çekme).

Şekil 2.15 ve Şekil 2.16'da perde gövdesi boyunca ölçülen ortalama beton birim şekil değiştirme değerleri analiz sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Simetrik dikdörtgen kesitten farklı olarak T kesitin kesit simetrisine sahip olmaması bu şekillerde açıkça izlenmektedir. Şekil 2.15'te yüklemenin yönü sebebiyle T kesitin başlığı basınç

almaktadır. Bu durumda basınç başlığının alanının büyüklüğü sebebiyle betondaki birim şekil değiştirmeler aynı öteleme seviyeleri için dikdörtgen kesitli perde için verilen Şekil 2.13'e göre oldukça düşük kalmaktadır. Şekil 2.15'te göreli ötelenme oranı %2.00 olan eğri incelendiğinde beton birim şekil değiştirmesinin başlığa yaklaştıkça ani bir şekilde düştüğü gözlenmektedir. Analiz sonuçları bu ani düşüşü yakalayamamıştır. Ancak bu çalışmada perde analiz modelinden beklenen global davranışın çok serbestlik dereceli büyük sistemlerin çözümü için yeterli bir şekilde yakalanabildiği bir perde modeli ile çalışıldığının gösterilmesidir.

3. KONSOL PERDELERİN DEPREM ETKİSİ ALTINDAKİ DAVRANIŞLARI

Bu bölümde, konsol perdeler üzerine yapılan geniş parametrik çalışmanın sonuçları sunulmuştur. Çalışma kapsamında dört farklı yükseklikteki perde dört farklı deprem yükü azaltma katsayısına göre tasarlanmış ve farklı frekans içeriğine sahip on uzak fay ivme kaydı ile analiz edilmiştir. Bu bölümde konsol perdelerin incelenmesinin asıl amacı bu bölümde elde edilecek sonuçlarla, bir sonraki bölümde incelenecek olan perde-çerçeve sistemlerin sonuçlarının karşılaştırılabilmesidir. Buna rağmen, çalışmanın yine de literatürdeki benzer çalışmalardan aşağıda açıklanan farklılıkları mevcuttur.

Bu çalışmadaki perdeler, modern deprem yönetmeliklerinde bulunan moment zarfı tarifine göre tasarlanmıştır. Analizler hem sabit moment kapasitesinin tüm perde boyunca kullanıldığı modellerde, önceki parametrik çalışmalar gibi, hem de moment zarfı yaklaşımına göre perde kapasitesinin yükseklikle azaldığı duruma göre yapılmıştır.

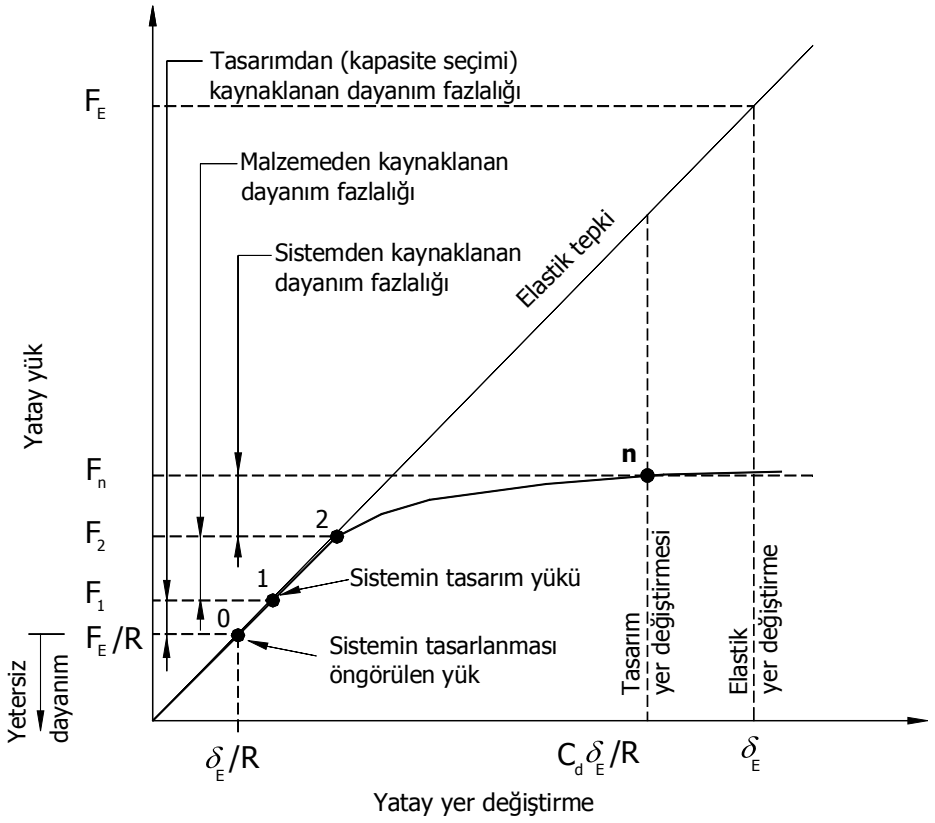
Perde kapasitesinin yüksekliğe göre azalımını tarif eden moment zarfı kavramını Paulay (1981), Fintel ve diğ. (1975) tarafından 20 katlı konsol perdeler üzerinde yapılan çalışmalara dayandırmıştır. Bu çalışmada, farklı ivme kayıtları altında analiz edilen ve taban eğilme kapasitelerinin birbirlerinden farklı olduğu perdeler dikkate alınmıştır. Paulay (1981) bu çalışmaya dayanarak, perde genişliği kadar bir yükseklikten sonra doğrusal azalan bir tasarım moment zarfı önermiştir. Bu yaklaşım günümüz deprem yönetmeliklerinde kabul gören bir yaklaşımdır. Tezin bu bölümde bu yaklaşımın geçerliliği de incelenmiştir.

Yapılan çalışmanın sonuçları özellikle perde moment ve kesme kuvvetinin perde boyunca dağılımı açısından incelenmiştir. Perdelerde dinamik taban kesme büyütmesi hem Eurocode 8 hem Türk Deprem Yönetmeliği esasına göre incelenmiştir.

3.1 Çalışmada Kullanılan Perdelerin Seçimi Tasarımı ve Analizi

Çalışmanın amacı dahilinde, yapılan perde tasarımlarında dayanım fazlalığı (overstrength) etkisinin kontrollü şekilde sistemden arındırılması ve karşılaştırma aşamasında ise kontrollü şekilde sisteme dahil edilmesi gerekmektedir. Daha özel bir açıklama aşağıdaki şekil üzerinden dayanım fazlalığı tariflerinin yapılması ardından verilecektir.

Şekil 3.1'de yapı sistemlerinde dayanım fazlalığı kavramı FEMA (2003)'den esinlenerek incelenmiştir. Şekilde üç temel dayanım fazlalığı kavramı verilmiştir. Bunlar; tasarımdan kaynaklanan dayanım fazlalığı (Ω_D), malzemeden kaynaklanan dayanım fazlalığı (Ω_M) ve sistemden kaynaklanan dayanım fazlalığıdır (Ω_S). Bu üç temel dayanım fazlalığını dikkate alacak tek bir dayanım fazlalığı terimi Ω_0 olarak verilmiştir. Çizelge 3.1'de farklı yapı tipleri için olası dayanım fazlalığı aralıkları verilmiştir (FEMA, 2003).



Şekil 3.1 : Dayanım fazlalığına etki eden unsurlar.

Burada, tasarımdan kaynaklanan dayanım fazlalığı (Ω_D), sistemin tasarım yükünün (F_1), sistemin tasarlanması öngörülen yüke (F_E/R) oranıdır. Bu dayanım fazlalığının sebeplerinden biri, tasarımcıların daha güvenli tarafta olacak şekilde tasarım yapmaları olarak düşünülebilir. Bunun yanında mimari sebeplerden dolayı gerektiğinden fazla büyük seçilen sistemlerin etkisi de bu tip dayanım fazlalığına girebilir. Buna örnek minimum donatı ile boyutlandırılmış bir asansör veya merdiven perdesi düşünülebilir. Ayrıca, yer değiştirme sınır şartının dayanım şartlarına baskın olduğu yapılarda bu dayanım fazlalığı büyük ölçüde artacaktır. İlave olarak, yüksek yapılarda tasarımda baskın olan minimum taban kesme kuvveti sınırlamasının da tasarımdan kaynaklanan dayanım fazlalığı olarak dikkate alınabileceği unutulmamalıdır. Süneklik düzeyi yüksek yapıların tasarımı yapılırken kullanılan bazı kapasite tasarım ilkeleri de ilave tasarım dayanım fazlalığına sebep olabilmektedir. İlave olarak birbirine yakın kesit tesiri olan elemanların donatılmasında aynı detayın (donatı adedinin) imalat kolaylığı ve uyumu açısından kullanılması da tasarım dayanım fazlalığına sebep olabilmektedir.

Malzemeden kaynaklanan dayanım fazlalığı (Ω_M), yapı sisteminde kullanılan malzemelerin gerçek dayanımları ile yönetmeliklerin önerdiği ve gerçek dayanımdan daha düşük olan malzeme dayanımlarının farklından kaynaklanmaktadır. Belirli bir kalite sınıfındaki herhangi bir yapı malzemesinden alınacak numuneler dayanım açısından dikkate değer farklılıklar göstermektedir. Tasarım yönetmelikleri ise bu numunelerin genelde minimum dayanımını esas alıp bu değere daha sonra malzeme dayanım azaltma katsayısı uygularlar. Bunun yanında donatı çeliğinin pekleşme etkisinden de bahsedilebilir. Ancak bu etki Şekil 3.1'daki eğriler göz önünde bulundurulduğunda malzeme dayanım fazlalığı yerine sistem dayanım fazlalığı olarak dikkate de alınabilir. Bu sebeple dayanım fazlalığı kavramı çok keskin ayrımlara sahip değildir.

Çizelge 3.1 : Dayanım fazlalığı değerlerinin yapı sistemlerine göre değişimi.

Yapısal sistem	Ω_D	Ω_M	Ω_S	Ω_0
Sün. düz. yüksek betonarme çerçeveler	1.5-2.5	1.2-1.6	1.0-1.5	2.0-3.5
Sün. düz. normal betonarme çerçeveler	1.0-2.0	1.2-1.6	1.0-2.0	2.0-3.5
Çaprazlı çelik sistemler	1.5-2.0	1.2-1.6	1.0-1.5	1.5-2.0
Betonarme perdeler	1.0-1.5	1.2-1.6	1.0-1.5	1.5-2.5
Perde çerçeve betonarme sistemler	1.1-1.75	1.2-1.6	1.0-1.5	1.5-2.5

Sistemden kaynaklanan dayanım fazlalığı (Ω_S), yapı sisteminin dayanabileceği en büyük yatay yükün, sistemde ilk ciddi akmaya karşılık (doğrusallığın bozulduğu) gelen yüke oranıdır, F_n/F_2. Bu oran sistemin hiperstatiklik derecesine tasarımcının yatay yük taşıyışı sistem elemanlarının kapasitelerinde yaptığı optimizasyona, kirişten güçlü kolon ilkesinden kaynaklı ilave dayanıma ve buna benzer birçok mekanizmaya bağlıdır.

Betonarme konsol perdeler modern deprem yönetmeliklerinde bulunan kuvvet esaslı tasarım yöntemine göre boyutlandırılmıştır. İlk adımda, perdeler için hedef periyodlar seçilmiştir. Burada hedeflenen periyotlar, perde yüksekliğine bağlı olarak aşağıda verilen formülden elde edilmiştir. Bu formül ABYYHY (1998) , Eurocode 8 (2004) ve ASCE (2010) dokümanlarının üçünde de perdeli yapıların periyod hesabı için verilmiştir.

$$T_1 = C_t H^{3/4} \tag{3.1}$$

Burada H metre biriminde betonarme perdenin yüksekliği, C_t ise betonarme perdeler için 0.05 olarak dikkate alınan bir katsayıdır.

Parametrik çalışmanın sonuçlarının yorumlanabilmesi için yukarıda bahsedilen dayanım fazlalığı kavramları tasarımın farklı aşamalarında kullanılmıştır. Denklem 3.1'e göre perde periyodu seçildikten sonra perde tasarımı esnasında bu periyod yerine çatlamış kesitli periyot kullanılmıştır. Böylece çatlamış kesitli periyoda göre zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizi yapılacak perdeler tasarım esnasında da çatlamış kesitli periyoda karşı gelen spektral ivme katsayısına göre boyutlandırılmıştır. Bu sayede oluşacak tasarım dayanım fazlalığı engellenmiş olmuştur. Tasarım esnasında çatlamış kesitli rijitliklerin kullanılması yaklaşımı Türk Deprem Yönetmeliği 2007'de mevcut olmamakla birlikte Eurocode 8 ve ASCE 7 standardlarında mevcuttur.

Çizelge 3.2 : Perdelerin tasarım bilgileri.

Perde	H (m)	T_1 (s)	$T_ç$ (s)	b_w (m)	l_w (m)	M (kNs^2/m)
W1 (5 katlı)	15	0.38	0.55	0.40	3.70	150.0
W2 (10 katlı)	30	0.64	0.91	0.40	6.60	150.6
W3 (20 katlı)	60	1.08	1.53	0.40	11.80	152.4
W4 (30 katlı)	90	1.46	2.07	0.40	16.50	151.2

Çizelge 3.2'de H perde yüksekliği, T_1 Denklem 3.1'e göre hesaplanmış perde periyodu, $T_ç$ çatlamış kesitli rijitliğe karşı gelen periyot, b_w perde kalınlığı, l_w perdenin plandaki uzunluğu ve M her bir katın kütlesi olarak verilmiştir. Çatlamış kesit eğilme rijitliği, çatlamamış kesit eğilme rijitliğinin yarısı olarak dikkate alınmıştır. Ayrıca analizlerde elastisite modülü 33GPa olarak kabul edilmiştir.

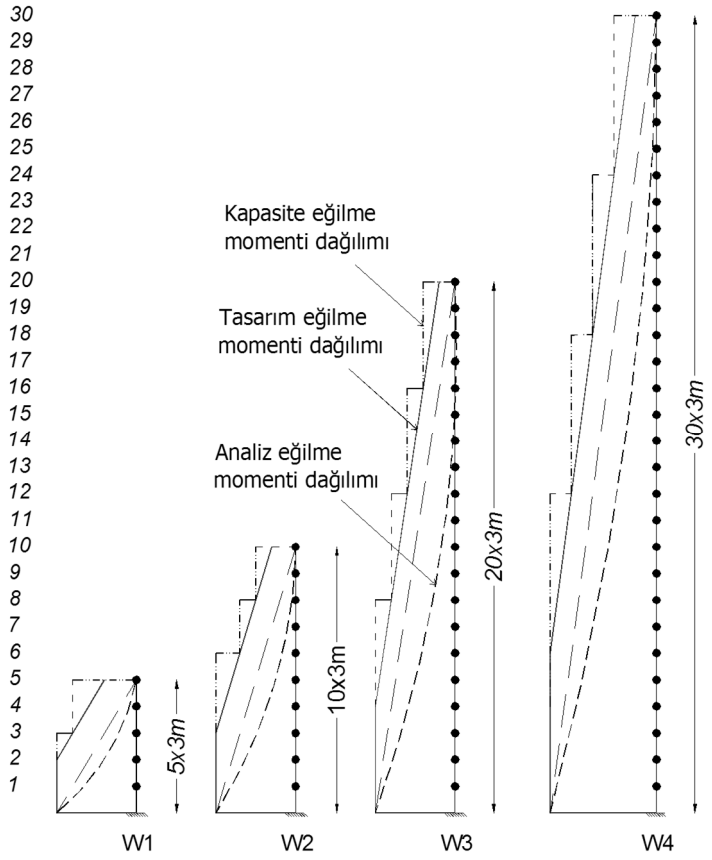
Analizler 2 boyutlu olarak gerçekleştirilmiştir. Perdeler bir sonraki bölümde bahsedilecek olan ivme kayıtlarının %5 sönümlü ortalama spektrumuna göre boyutlandırılmıştır. Dört farklı dayanım azaltma katsayısına göre perdeler tasarlanmıştır. Bunlar R_y=2, 3, 4 ve 5'e karşılık gelmektedir. Buradaki, dayanım azaltma katsayısı veya deprem yükü azaltma katsayısı $R_y = S_{ae}/S_{ay}$, tek serbestlik dereceli sistemin periyoduna karşı gelen elastik spektral ivme değerinin akmadaki spektral ivmeye bölünmesiyle elde edilir (Aydınoğlu ve Kaçmaz, 2002). Şekil 3.1 dikkate alınırsa R_y F_n'nin F_e/R ye eşit olduğu durum için F_E'nin F_n'e oranıdır. Burada, $R=R_y\Omega_0$ yerine R_y kullanılması sayesinde malzeme ve tasarım dayanım fazlalığının çalışmada etkili olması engellenmiştir. Ayrıca zaman tanım alanında doğrusal olmayan analiz esnasında elasto-plastik model kullanılması sayesinde sistem dayanım fazlalığı da büyük ölçüde engellenmiştir.

Çizelge 3.3 : Perdelerin katlara göre moment kapasiteleri (kNm).

Perde	*Kat*	R_y=2	R_y=3	R_y=4	R_y=5
W1	1-3	24774	16516	12387	9910
	4-5	19818	13212	9909	7927
W2	1-6	71336	47557	35668	28534
	7-8	49935	33290	24968	19974
	9-10	35668	23779	17834	14267
W3	1-8	192801	128534	96401	77120
	9-12	154218	102812	77109	61687
	13-16	115664	77109	57832	46266
	17-20	77109	51406	38555	30844
W4	1-12	341552	227701	170776	136621
	13-18	273241	182161	136621	109296
	19-24	204931	136621	102466	81972
	25-30	136620	91080	68310	54648

Çalışmadaki bir diğer parametre ise, perde eğilme momenti kapasitesinin perde boyunca sabit olduğu sistemlerin yanı sıra perde boyunca moment zarfı prensibine uygun şekilde kapasite azalımı yapıldığı sistemlerin de dikkate alınması olmuştur. Ayrıca bu kapasitenin azalması durumunun, gerçek yapılara daha uygun olmasının yanında, literatürde daha önce bu tarz bir parametrik çalışma dahilinde dikkate

alındığına rastlanmamıştır. Çizelge 3.3'te verilen moment kapasiteleri, kapasitenin değişken olduğu sistemler için verilmiştir. Kapasitenin perde boyunca sabit olduğu sistemlerde ise aynı çizelgede birinci kat için verilen kapasite değerleri kullanılmıştır.



Şekil 3.2 : Perdelerin analiz, tasarım, kapasite moment diyagramları (ölçeksiz).

Tasarım ve analiz aşamalarında yapı zemin etkileşimi dikkate alınmamış sistemler alttan ankastre kabul edilmiştir. Sistem çubuk elemanlarla modellenmiştir. İkinci mertebe etkileri, Tremblay ve diğ (2001)'nin %2 göreli ötelemelerin aşılmadığı sistemlerde ikinci mertebe etkilerinin ihmal edilebilir mertebede olduğunu bildirdikleri çalışma sonucuna dayanarak, dikkate alınmamıştır. Çalışmada, plastik şekil değiştirmelerin bir noktada gerçekleştiği hipotezine dayanan plastik mafsal hipotezi dikkate alınmıştır (Celep, 2008). Moment-eğrilik davranışı, dayanım fazlalığı konusunda bahsedildiği sebeplerden dolayı elasto-plastik kabul edilmiştir. Bu plastik mafsallar kat hizalarında tanımlanmıştır. Analizde sönüm, rijitlik matrisi bileşeni analizin her adımında o adıma denk gelen rijitlik matrisini kullanan, diğer bir deyişle başlangıç rijitliği yerine teğet rijitliğini kullanan Rayleigh sönümüne göre dikkate alınmış olup sönüm oranı kritik sönümün %5'i mertebesinde seçilmiştir.

Analizler OpenSees (2008) programıyla gerçekleştirilmiş moment-eğrilik ilişkileri "section aggregator" komutuyla dikkate alınmıştır. Ayrıca "geometric transformation" komutu "linear" seçilerek ikinci mertebe etkileri dikkate alınmamıştır. Tasarım aşamasında da analizde kullanılan on adet deprem kaydının %5 sönümlü ortalama spektrumları kullanılmıştır. Şekil 3.2'de perdelerin analiz, tasarım ve kapasite eğilme moment diyagramları temsili olarak verilmiştir. Kapasite eğilme momentlerinin perde boyunca değişiklik gösterdiği seviyeler Çizelge 3.3'te de verilmiştir.

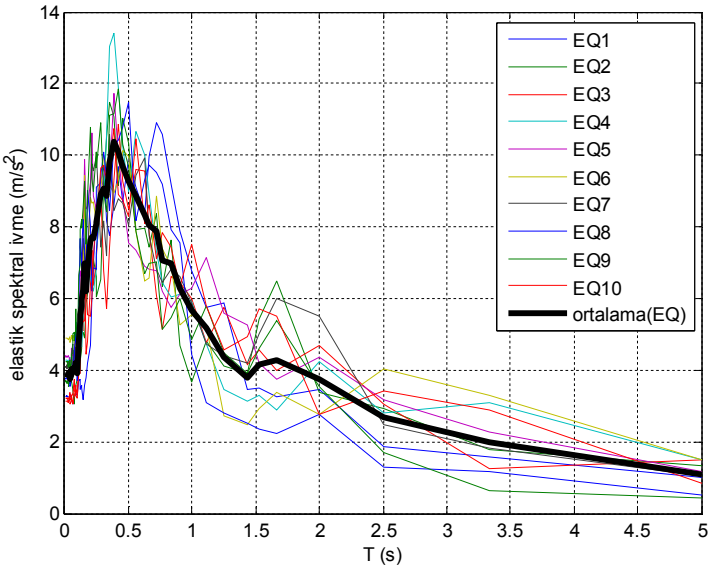
3.2 Analizde Kullanılan Deprem Kayıtları

Betonarme perdelerin tasarım esansındaki analizlerinde ve zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizlerinde Çizelge 3.4'teki deprem kayıtları kullanılmıştır. Bu deprem kayıtları ve ölçeklendirme katsayıları Fahjan (2008) tarafından önerilen değerlerdir. Çizelge 3.4'te depremlerin kayıt numarası sütunundaki ilk bilgi bu kayıtın PEER (2006) veri bankasındaki kayıt numarası ikinci bilgi ise 1'den 10'a giden ve bu çalışma kapsamında ilgili ivme kaydına verilen adlandırmadır. Çizelgede aynı zamanda kayıtlar için; fay kırığına en yakın mesafe, kayıt süresi, Faylanma mekanizması ve ölçekleme katsayısı verilmiştir. Daha ayrıntılı bilgi Fahjan (2008) tarafından yapılan çalışmada bulunabilir.

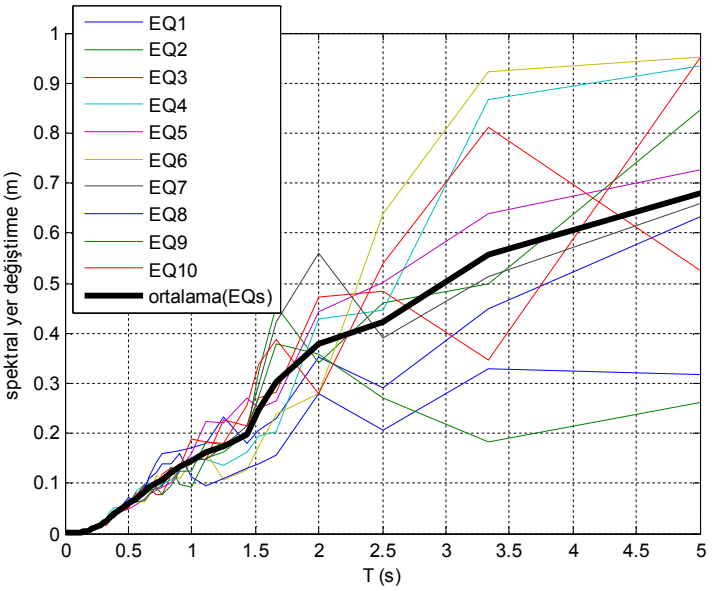
Çizelge 3.4 : Deprem kayıtları ve ölçeklenme katsayıları.

Kayıt No	Deprem	Faya mesafe [km]	Kayıt süresi [s]	Faylanma mek.	Ölçekleme katsayısı
P0164-EQ1	Taiwan 1986	39.0	44.0	RN	6.60
P0989-EQ2	Northridge 1994	53.2	48.0	RN	16.92
P0876-EQ3	Landers 1992	80.5	120.0	SS	13.90
P1096-EQ4	Kocaeli 1999	12.7	27.2	SS	3.53
P0183-EQ5	Imperial V. 1979	18.2	39.0	SS	8.46
P0778-EQ6	Loma Prieta 1989	32.6	39.9	RO	13.72
P0752-EQ7	Loma Prieta 1990	21.4	39.0	RO	14.82
P0013-EQ8	Imperial V.1979	43.6	99.9	SS	4.46
P0967-EQ9	Northridge 1994	32.7	40.0	RN	11.16
P0105-EQ10	Taiwan 1986	39.0	44.0	RN	5.97

Şekil 3.3 ve Şekil 3.4'te sırasıyla, analizde kullanılan ivme kayıtlarının, Türk Deprem Yönetmeliği'nde Z3 yerel zemin sınıfı için verilen elastik tasarım spektrumuna göre ölçeklendirilmiş ivme ve yer değiştirme spektrumları sunulmuştur. Ayrıca aynı şekillerde ilgili spektrumların ortalama değerleri de verilmiştir.



Şekil 3.3 : Ölçeklendirilmiş kayıtların ivme spektrumları.



Şekil 3.4 : Ölçeklendirilmiş kayıtların yer değiştirme spektrumları.

3.3 Perdelerdeki Deprem Talepleri

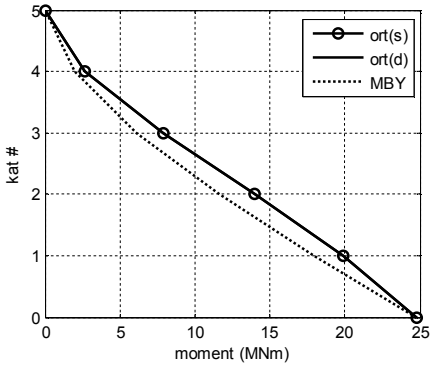
Bu bölümde çalışılan sistemler için analiz sonucu elde edilen kesit tesirleri ve yer değiştirmeler sunulmuştur. Buradaki sonuçlar, dört farklı deprem yükü azaltma katsayısına göre tasarlanan 5, 10, 20 ve 30 katlı perdelerin sabit moment kapasitesi ve değişken moment kapasitesi için on farklı deprem kaydı altındaki analiz sonuçlarını içermektedir.

Çalışmanın odaklandığı asıl nokta, perdenin kesme kuvveti dinamik büyütme etkisidir. Bu kapsamda, daha önce sabit moment kapasiteli perdeler için yapılmış geniş parametrik çalışmalara bu çalışmada gerçek yapılara daha uygun olan yukarı doğru azalan moment kapasiteli perdeler için elde edilen sonuçlar eklenmiştir.

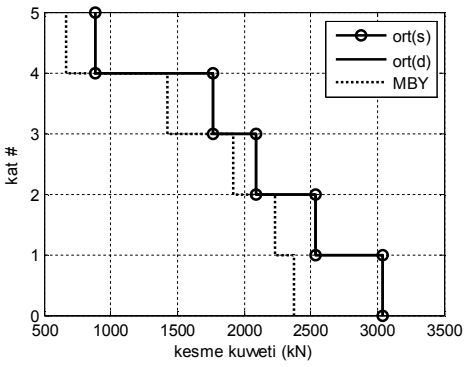
Rad (2009) tarafından yapılan çalışmada 30 katlı bir betonarme konsol perde sabit moment kapasitesi ve yukarı doğru azalan moment kapasitesi için incelenmiştir. Bu çalışmada değişken moment kapasiteli sistemlerde üst katlarda oluşan plastik mafsallardan dolayı kesme kuvveti dinamik büyütme etkisinin sabit kapasiteli sisteme göre daha az olduğu görülmüştür. Rad (2009) tarafından sunulan bu bulguları da incelemek amacıyla geniş parametrik çalışmaya bu parametre de eklenmiştir. Ancak bu bulguda dikkat çeken başka bir konu, perde başlık bölgesi sargılama kurallarının gevşetildiği ve plastik deformasyonun genelde beklenmediği üst katlarda oluşan mafsallaşmadır. Üst katlarda oluşacak bu şekil değiştirmelerin, kritik perde yüksekliği dışındaki bu bölgedeki kesit eğrilik kapasitesinin üzerinde olup olmadığı bu çalışma kapsamında incelenmiştir. Burada unutulmaması gereken husus, betonarme perdelerin eğilme kapasitelerinin mevcut kuvvet esaslı yöntemleri içeren yönetmeliklerde bulunan moment zarfına göre dikkate alınarak hesaplanmasıdır. Farklı yöntemlere göre tasarlanmış perdelerde bu çalışmanın sonucunda bulunan şekil değiştirme taleplerinden farklılık göstereceği unutulmamalıdır.

3.3.1 Moment ve kesme kuvveti talepleri

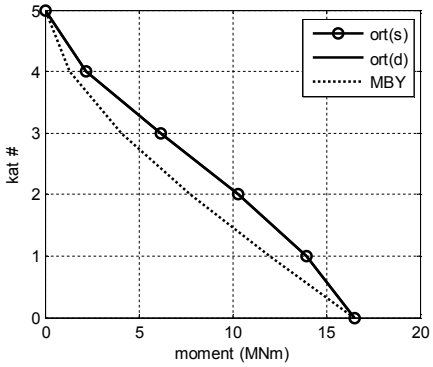
Perdelerin, zaman tanım alanında doğrusal olmayan analiz sonucunda elde edilen, moment ve kesme kuvveti dağılımları Şekil 3.5-8'de verilmiştir. Burada ort(s) ve ort(d) sırasıyla; sabit moment kapasiteli perdeler ve değişken moment kapasiteli perdeler için analiz sonuçlarının ortalamasıdır. Bunun yanında tasarım aşamasında mod birleştirme yöntemi kullanılarak elde edilen moment ve kesme kuvveti değerlerini şekillerde MBY kısaltmasıyla verilmiştir. Sabit ve değişken kapasiteli sistemlerin kesit tesirleri, düşük süneklikli ve düşük periyotlu sistemler için aynı değeri vermiştir. Bu sebeple, ort(s) ve ort(d) eğrileri üst üste çıkmıştır. Bunun anlamı, perdenin tabanı mafsallaşırken üst katların doğrusal bölgede kalmasını amaçlayan moment zarfı yaklaşımının istenilen performansı sağlamasıdır.



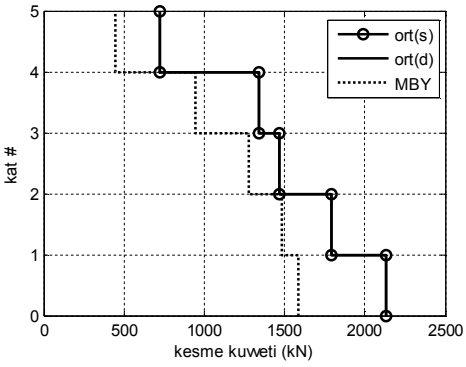
(a) moment dağılımı (R_y=2)



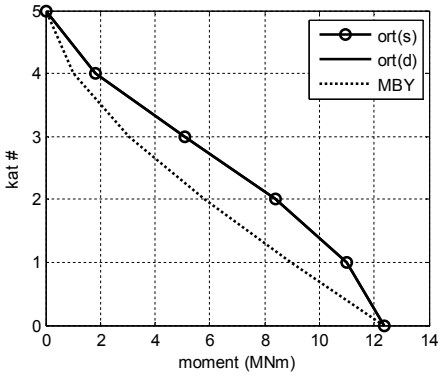
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



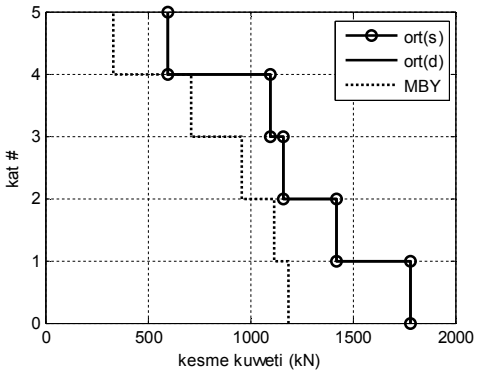
(c) moment dağılımı (R_y=3)



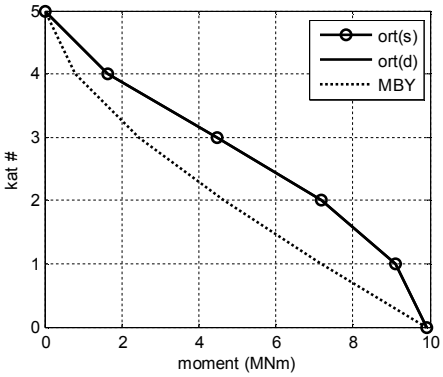
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



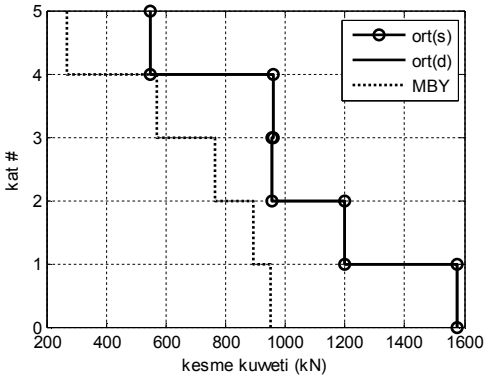
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

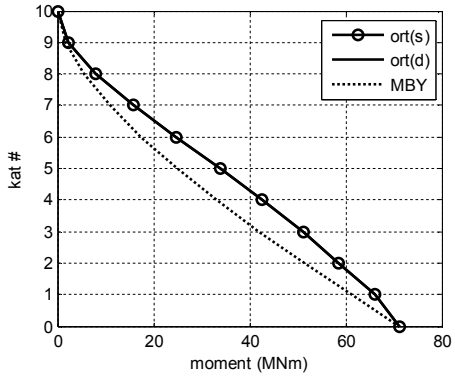


(g) moment dağılımı (R_y=5)

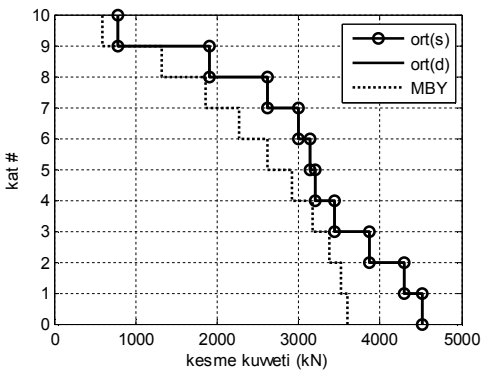


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

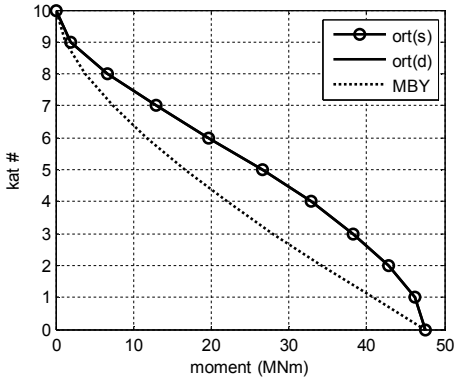
Şekil 3.5 : W1 perdesi için moment ve kesme kuvveti dağılımı.



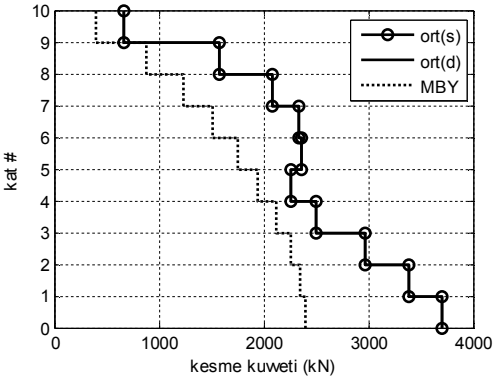
(a) moment dağılımı (R_y=2)



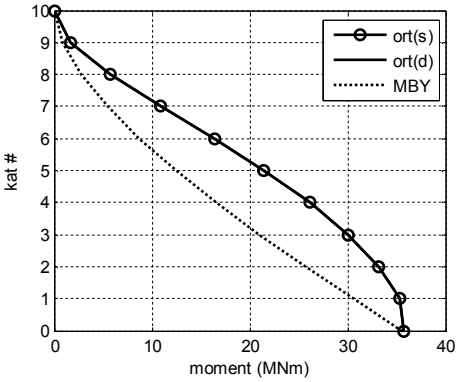
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



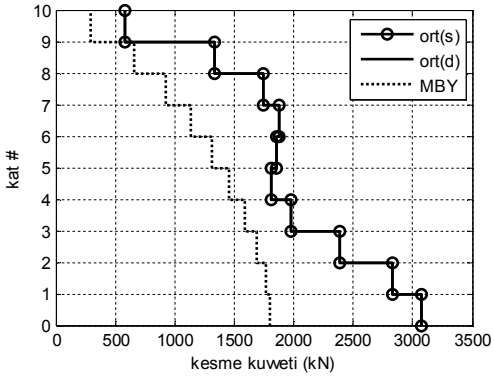
(c) moment dağılımı (R_y=3)



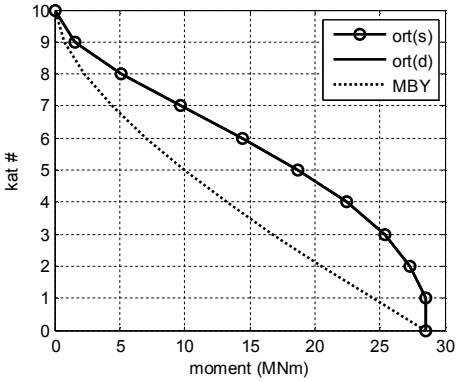
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



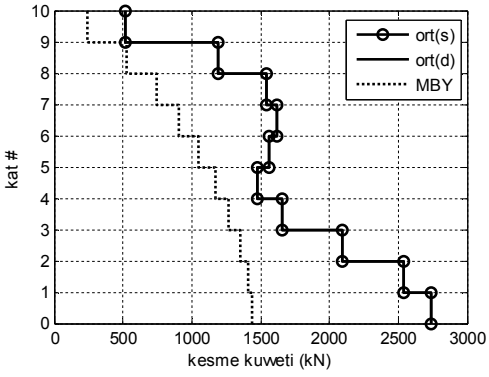
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

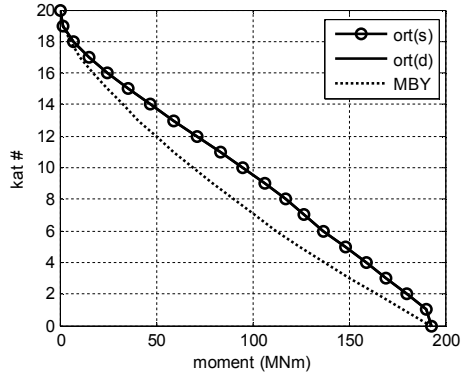


(g) moment dağılımı (R_y=5)

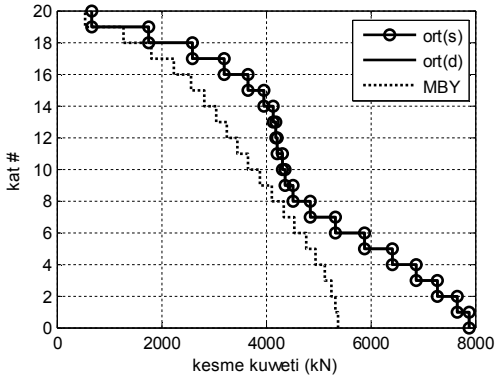


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

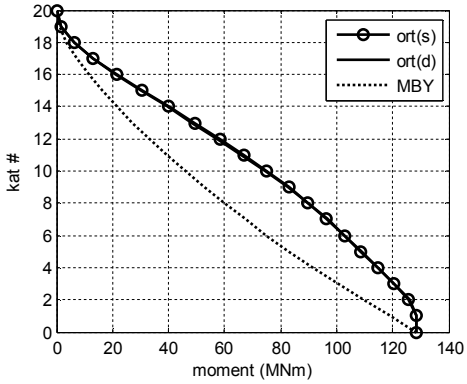
Şekil 3.6 : W2 perdesi için moment ve kesme kuvveti dağılımı.



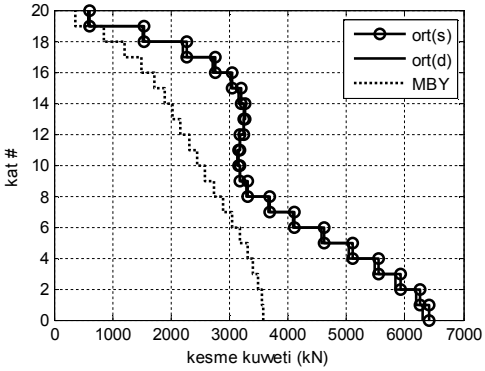
(a) moment dağılımı (R_y=2)



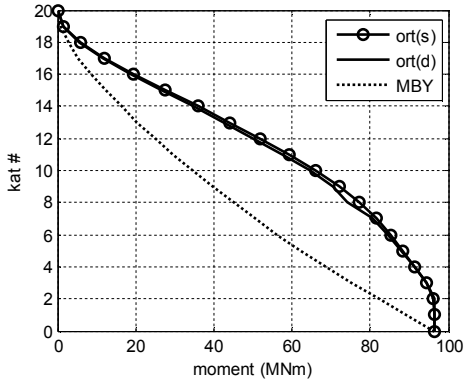
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



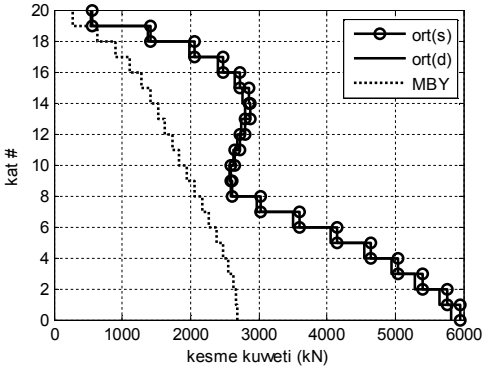
(c) moment dağılımı (R_y=3)



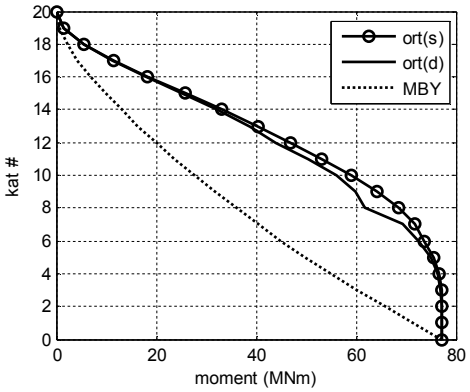
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



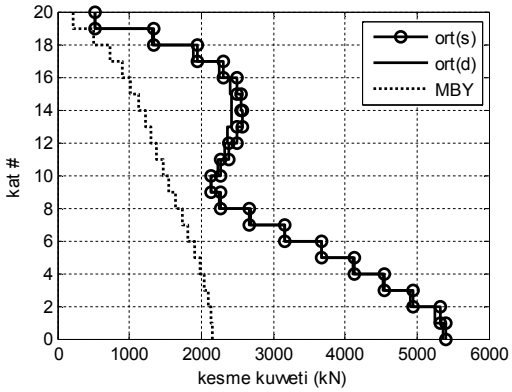
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

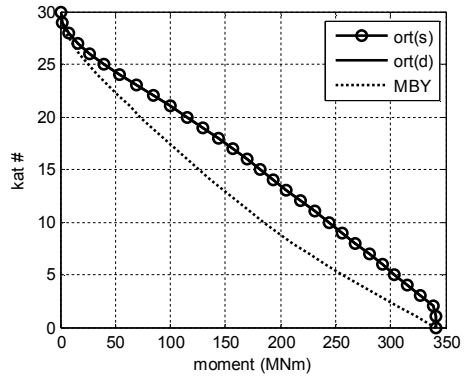


(g) moment dağılımı (R_y=5)

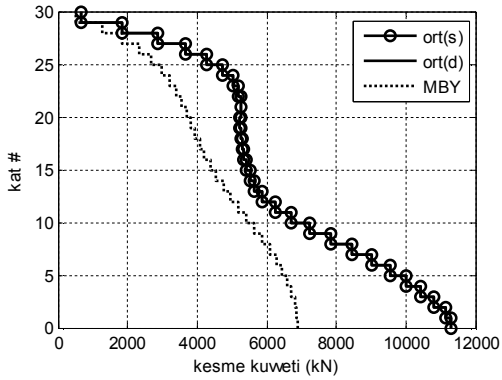


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

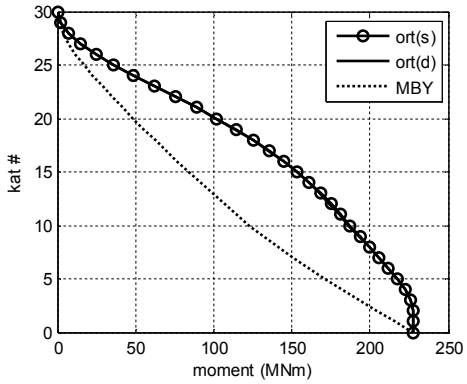
Şekil 3.7 : W3 perdesi için moment ve kesme kuvveti dağılımı.



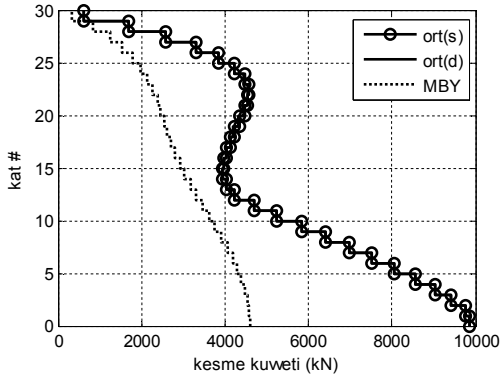
(a) moment dağılımı (R_y=2)



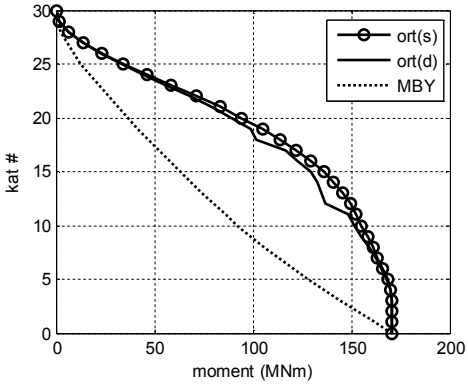
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



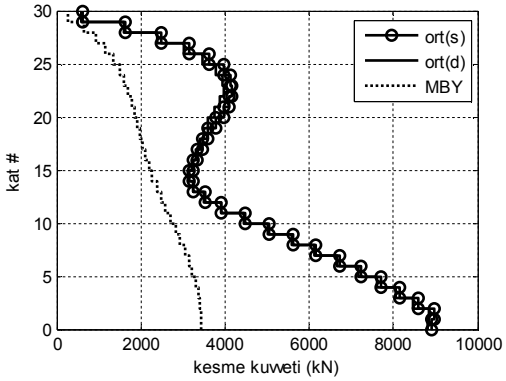
(c) moment dağılımı (R_y=3)



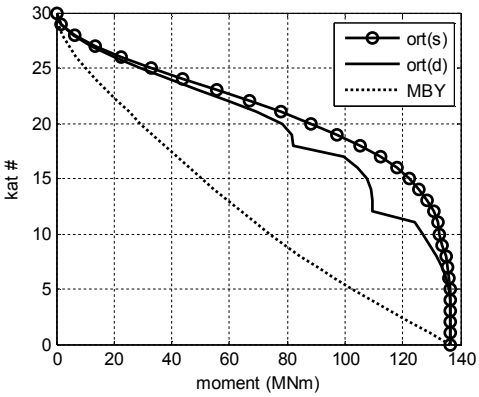
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



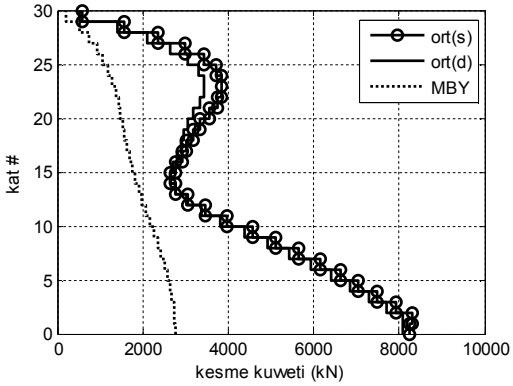
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)



(g) moment dağılımı (R_y=5)



(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

Şekil 3.8 : W4 perdesi için moment ve kesme kuvveti dağılımı.

Buna ilave olarak yüksek süneklikli ve yüksek periyotlu sistemlerde sabit kapasiteli sistemlerin değişken kapasiteli sistemlerden farklılaştığı görülmüştür. Şekil 3.8(e,g)'de, moment zarfı yaklaşımının, incelenen yüksek süneklik ve yüksek periyotlu sistemlerde, üst katlardaki şekil değiştirmelerin doğrusal olmasını sağlayamadığı gösterilmiştir. Bu bölgedeki doğrusal olmayan eğrilik talebini mertebesi bir sonraki bölümde incelenecektir.

Şekil 3.5 incelendiğinde, W1 için plastik şekil değiştirmelerin perde tabanıyla sınırlı kaldığı görülmüştür. Ayrıca W1 perdesinde R_y=5 sistemi için bile sabit moment kapasiteli perde analiz sonuçları değişken kapasiteli perde analiz sonuçlarıyla farklılık göstermemiştir. W2 perdesinde Şekil 3.6'da görüldüğü gibi, R_y =5 sistemi için mafsallaşma ikinci kat seviyesinde de devam etmektedir. Ancak, bu bölge kritik perde yüksekliği içinde kalmaktadır ve moment zarfı yaklaşımı geçerliliğini korumaktadır. W3 perdesinde sabit kapasiteli sistemin değişken kapasiteli sistemden farklılaştığı Şekil 3.7'de izlenmektedir. 30 katlı W4 perdesi için ise R_y=4 sisteminde plastikleşmenin 19. kata kadar devam ettiği görülmektedir. Bu sistemde yine moment zarfı yaklaşımı nedeniyle tabandaki moment kapasitesinin 13. kata kadar korunduğunu, bir sonraki kapasite azaltımının 19. katta ve en son moment kapasite değişikliğinin 25. katta olduğu Çizelge 3.3'ten takip edilebilir.

Şekil 3.5'ten Şekil 3.8'e kadar verilen perde kesit tesirleri on deprem kaydı için ortalama değer olarak verilmiştir. Her bir deprem kaydının sonucu EK-A'dan takip edilebilir.

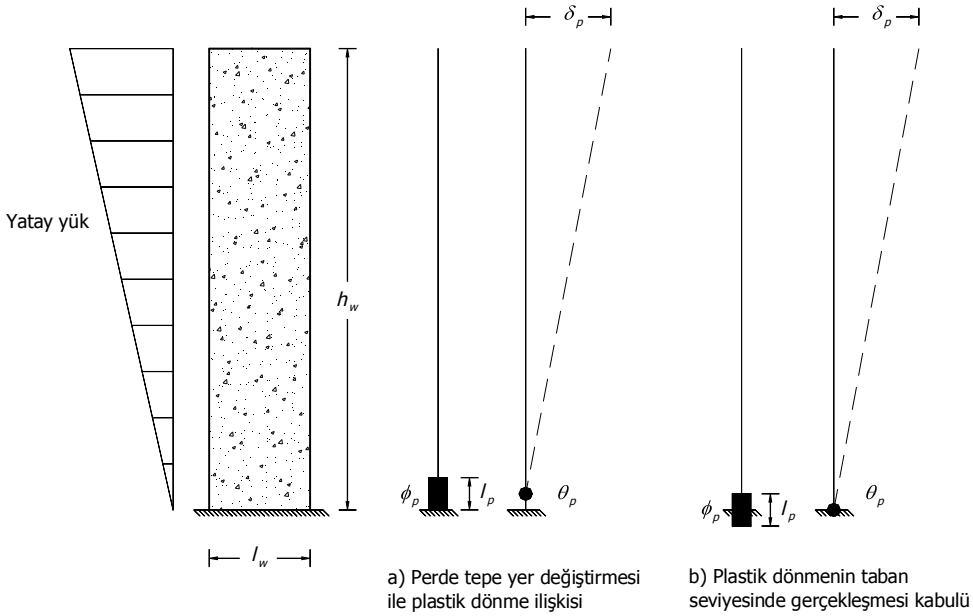
3.3.2 Şekil değiştirme ve yer değiştirme talepleri

Bu bölümde parametrik çalışmanın sonuçları şekil değiştirmeler ve yer değiştirmeler esasına göre sunulmuştur. Burada hedeflenen, mevcut yer değiştirme-şekil değiştirme ilişkilerinin değerlendirilmesi ve yeni ilişkilerin önerilmesidir. Tez kapsamında odaklanılan ilişki tepe yer değiştirmesi ve perde taban dönmesi ilişkisi olacaktır.

Şekil değiştirme esaslı yaklaşımların kuvvet esaslı yönetmeliklere girdiği bir örnek ACI 318 bölüm 21.9.6.2'de verilebilir. Burada süneklik düzeyi yüksek betonarme perdeler için perde uç bölgesi sargılama kuralları tepe yer değiştirmesiyle ilişkilendirilmiştir. Bu ilişki tasarımda kullanılan bir şart olarak şartnameye girmiş ve aşağıdaki denklemde verilmiştir.

$$c \geq \frac{l_w}{600(\delta_u/h_w)} \qquad \textbf{(3.2)}$$

Burada c tarafsız eksen derinliği, l_w planda perde boyu, δ_u tepe noktası tasarım yer değiştirmesi, h_w perde yüksekliğini göstermektedir. ACI (2011) bu bağıntıyı, Moehle (1992) ve Wallace ve Orakcal (2000) tarafından yapılan çalışmalara dayandırmıştır.



Şekil 3.9 : Perde tepe yer değiştirmesi taban plastik dönmesi ilişkisi.

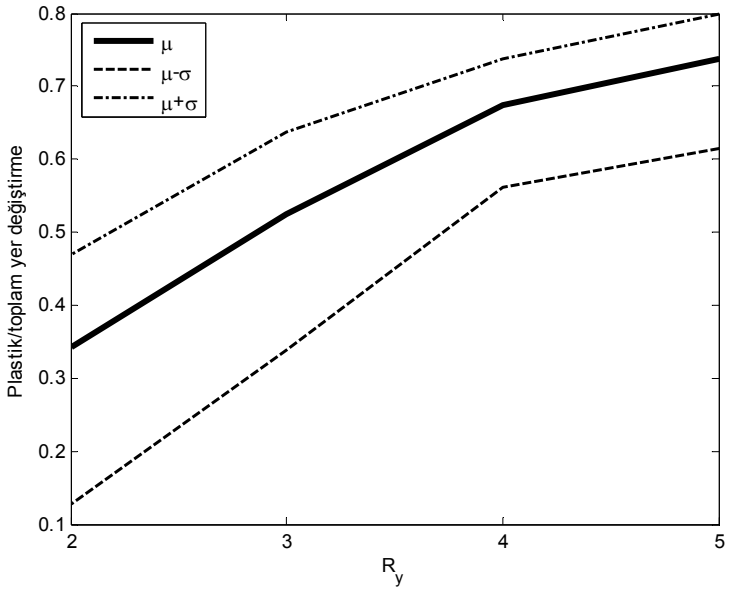
Şekil 3.9'da tepe yer değiştirmesi ile taban plastik dönmesi arasında basit bir ilişki kurmak amacıyla yapılan, plastik dönmenin taban seviyesinde olması kabulü gösterilmiştir. Şekilde l_p plastik mafsal boyu, ϕ_p perde tabanındaki plastik eğrilik, θ_p perde tabanındaki plastik dönme ve δ_p perde tepesindeki plastik yer değiştirmedir. Denklem 3.2 perde tepesindeki tüm yer değiştirmenin plastik şekil değiştirmelerden kaynaklandığı kabulüne göre aşağıdaki gibi elde edilir.

$$\delta_u = \theta_p h_w = (\phi_p l_p) h_w = \left(\frac{\varepsilon_{cu}}{c}\frac{l_w}{2}\right) h_w \;\rightarrow c = \left(\frac{\varepsilon_{cu}}{\delta_u}\frac{l_w}{2}\right) h_w \qquad \textbf{(3.3)}$$

Yukarıda perde plastik mafsal boyunun, perde kesit derinliğinin (planda perde boyunun) yarısı olduğu kabul edilmiştir. Ayrıca, ε_{cu}, δ_u yer değiştirmesine denk gelen kesitin en uç lifindeki beton birim şekil değiştirmesidir. ε_{cu} için sargısız betonda kabul gören limit değer olan 0.003 birim şekil değiştirmesi Denklem 3.2'de dikkate alındığında aşağıdaki denklem elde edilmiş olur.

$$c = \left(\frac{0.003}{\delta_u}\frac{l_w}{2}\right)h_w \rightarrow c = \frac{l_w}{667(\delta_u/h_w)} \cong \frac{l_w}{600(\delta_u/h_w)} \quad \textbf{(3.4)}$$

Yukarıda ACI 318'de kullanılan denklemde yapılan kabul, tepe yer değiştirmesinin perde tabanında oluşan plastik dönmeden kaynaklandığı ve elastik yer değiştirmelerin katkısının ihmal edilebilir düzeyde olduğudur. Bu kabul Moehle (1992) tarafından tepeden tekil yüke maruz köprü ayakları için yapılan çalışma sonucuna dayanmaktadır. Ancak bu basitleştirme işlemi eğrilik sünekliğinin 15 mertebesinde olması durumunda %80 yakınsaklığa sahiptir. Daha düşük eğrilik süneklikleri için bu yakınsaklık daha da azalmaktadır. Bunun yanında binalardaki perde sistemleri, kolon ayağı örneğindeki gibi kütlenin büyük kısmının tepe seviyesinde olduğu sistemlerden ziyade, kütlenin perde boyunca yayılı olarak dağıldığı sistemlerdir. Ayrıca plastik dönme bazı durumlarda kritik perde yüksekliğinin dışında da oluşabilmektedir (Dezhdar, 2012; Moehle, 2007; Panneton, 2006; Panagiotou, 2008). Yukarıda bahsedilen durumlardan dolayı, bu bölümde tepe yer değiştirmesi-taban plastik dönmesi ilişkilerinin geçerliliği irdelenmiştir.



Şekil 3.10 : W3 perdesi plastik yer değiştirmesinin toplam yer değiştirmeye oranı.

Şekil 3.10'da W3 perdesi için plastik tepe yer değiştirmesinin toplam tepe yer değiştirmesine oranı farklı R_y değerleri için verilmiştir. Burada on deprem kaydının ortalamasının yanı sıra artı ve eksi standard sapma için de ilişkiler verilmiştir.

3.4 Perdelerdeki Kesme Kuvveti Dinamik Büyütmesi

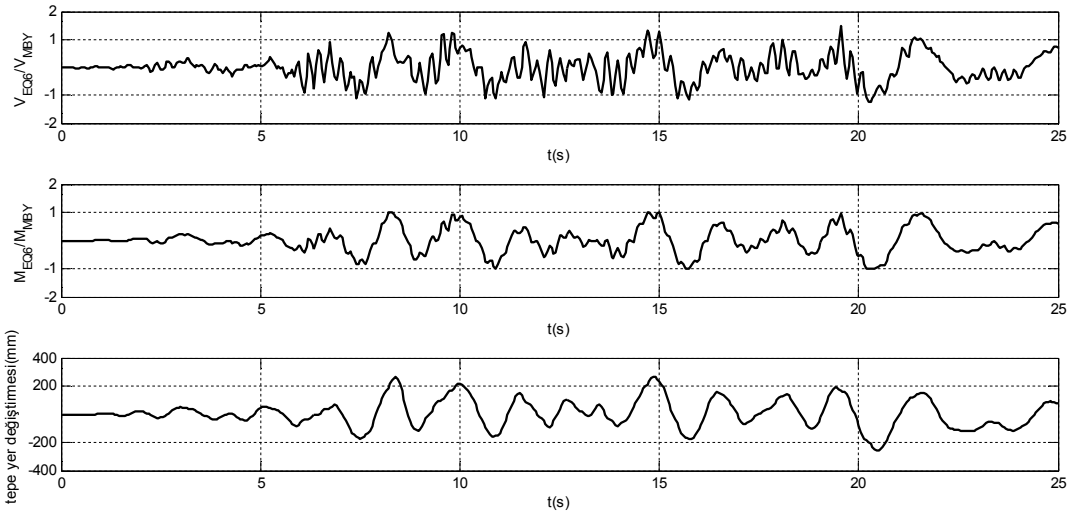
Konsol perde analizleriyle ilgili genel sonuçlar Bölüm 3.3.1 ve EK A'da sunulmuştur. Ancak sistemler arasında karşılaştırma yapmak ve dinamik kesme büyütmesinin sebeplerini gözlemlemek amacıyla W3 perdesinin EQ6 depremi etkisindeki analiz sonuçları R_y=2 ve R_y=3 için Şekil 3.11 ve Şekil 3.12'de verilmiştir.

Bu sistemlerin sonuçları karşılaştırılırken, dayanım fazlalığının Ω_0=2 olarak dikkate alınırsa R_y=2 olan sistem Türk Deprem Yönetmeliği'ne göre süneklik düzeyi normal olan boşluksuz perdelerin, R_y=3 olan sistem ise süneklik düzeyi yüksek olan boşluksuz perdelerin tasarım depremindeki davranışına karşı geldiği düşünülebilir.

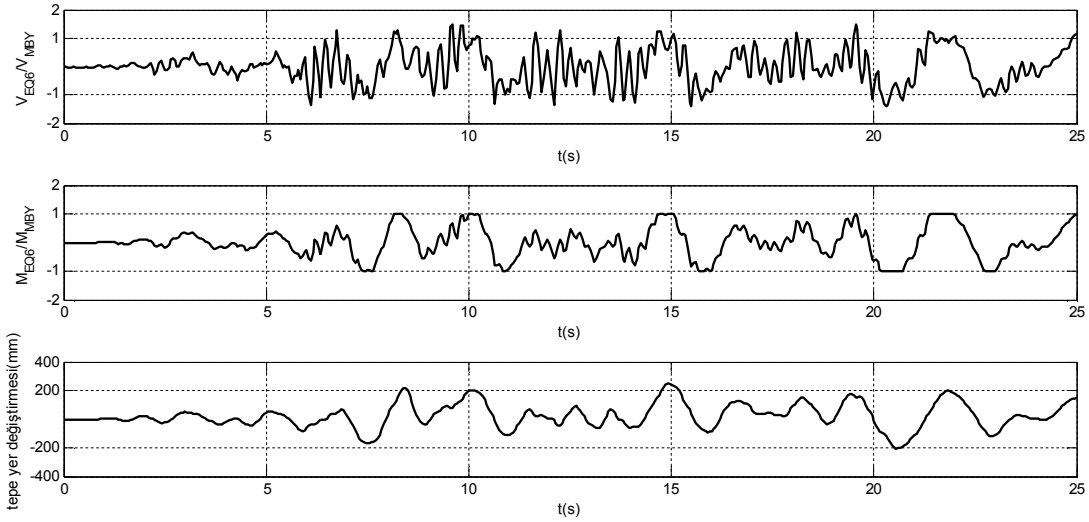
Şekil 3.11 ve Şekil 3.12'de W3 perdesinin, EQ6 depremi için zaman tanım alanında doğrusal olmayan analiz sonucunda bulunan, taban kesme kuvveti (V_{EQ6}) ve taban eğilme momenti (M_{EQ6}) sırasıyla mod birleştirme yöntemi hesabından bulunan taban kesme kuvvetine (V_{MBY}) ve taban eğilme momentine (M_{MBY}) göre normalize edilmiştir. Tasarımda ve yapılan analizde eğilme dayanım fazlalığı ve pekleşme dikkate alınmadığı için M_{EQ6}/M_{MBY} -1 ve +1 değerleri arasındadır. Bu değerin ±1 olduğu süre, kesitin eğilme momenti kapasitesine ulaştığı ve kesitte plastik dönmenin oluştuğu süredir. Şekil 3.12 incelendiğinde plastik dönmenin 7.5, 8.5, 10, 11, 14.5, 16, 20.5 ve 21.5'inci saniyelerde oluştuğu izlenmektedir.

V_{EQ6}/V_{MBY} oranının mutlak değerinin birden büyük olduğu sürede neredeyse her zaman perde tabanında mafsallaşma görülmüştür. Bu oranın birden büyük olarak aldığı değerler, kesme kuvvetindeki dinamik büyütmeyi göstermektedir. Daha önceki çalışmalarla paralel olarak, bu çalışmada incelenen periyot aralığı için kesme kuvveti dinamik büyütmesinin değerinin sistemin hakim titreşim periyodu ve yer değiştirme sünekliğiyle doğru orantılı olduğu görülmüştür.

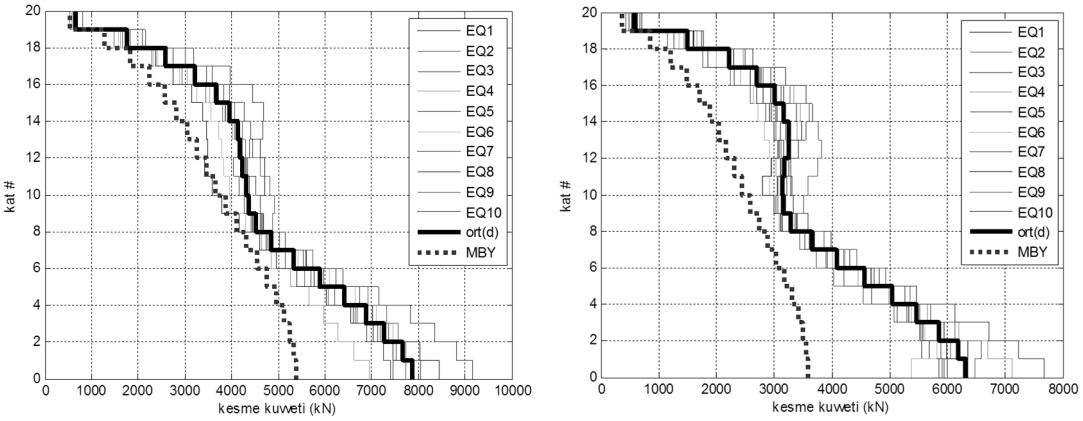
W3 perdesinin R_y=2 ve R_y=3 ve her bir deprem kaydı sonucu için kesme kuvveti dağılımı Şekil 3.13'te verilmiştir.



Şekil 3.11 : W3 perdesinin R_y=2 için EQ6 etkisindeki analiz sonuçları.



Şekil 3.12 : W3 perdesinin R_y=3 için EQ6 etkisindeki analiz sonuçları.



(a) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2) (b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)

Şekil 3.13 : W3 perdesinin kesme kuvveti dağılımı.

3.4.1 Sonuçların Eurocode 8 esasına göre değerlendirilmesi

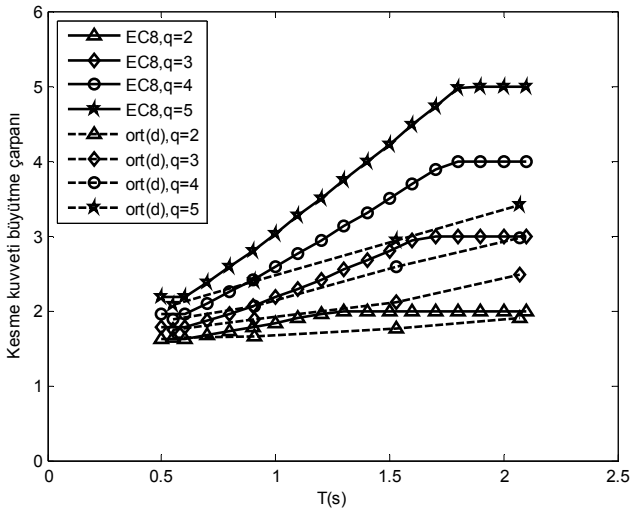
Perde taban kesme kuvveti sonuçlarını Eurocode 8 değerleriyle doğru bir şekilde karşılaştırılabilmesi için dinamik büyütme katsayısının farklı γ_{Rd} ve M_{Rd} /M_{Ed} değerleri için elde edilmesi gerekmektedir. Diğer bir deyişle, Eurocode 8'de dinamik kesme büyütmesi katsayısı değerleri, aynı zamanda malzeme dayanım azaltımı faktörünün ve tasarımdan kaynaklanan dayanım fazlalığının bir fonksiyonu olarak verilmiştir.

Şekil 3.14 ve Şekil 3.15'te analiz sonuçları $\gamma_{Rd}M_{Rd}$ /M_{Ed} =1.5 ve 2 için sırasıyla Eurocode 8'deki kesme kuvveti büyütme çarpanıyla karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırmada Denklem 1.5'te verilen ve Eurocode 8'de bulunan kesme kuvveti dinamik büyütme faktörünün dayanım fazlalığı etkisini yeterli bir şekilde dikkate almadığı görülmektedir. Bu yetersizliğin nedeni, dayanım fazlalığındaki artışın kesme kuvveti dinamik büyütmesindeki artışa sebep olması yanında, süneklik talebini azalttığı için aynı zamanda kesme kuvveti dinamik büyütmesinde azalmaya sebebiyet vermesidir. Burada, yapı sistemleri tasarımında kesme kuvveti dinamik büyütmesini dikkate almak için önerilen formüllerde dayanım fazlalığını dahil etmenin karışık bir doğasının olduğu görülmektedir.

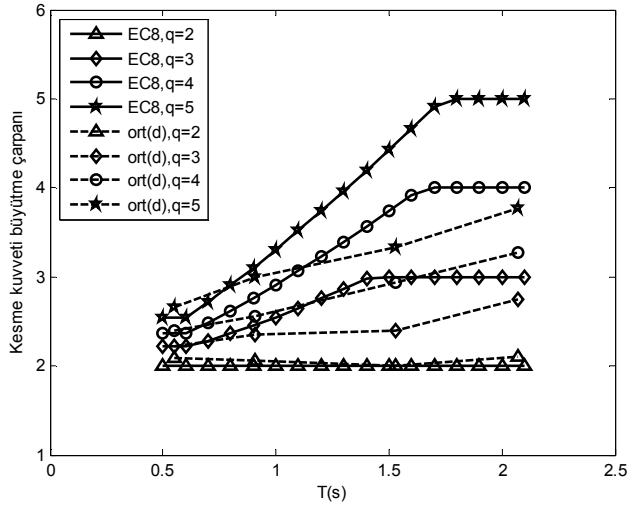
Ayrıca, karşılaştırmanın, $S_e(T_c)/S_e(T)$ değerinin seçilmiş ivme kayıtlarının yaklaşık köşe periyodu olan 0.60s için yapıldığı hatırlanmalıdır. Denklem 1.5'e göre farklı ivme kaydı gruplarıyla çalışılması sonuçları değiştirecektir.

Sayısal sonuçlar, Şekil 3.14 ve Şekil 3.15 dikkate alındığında, kesme kuvveti dinamik büyütmesinin perdenin dayanım seviyesine ve hakim mod periyoduna bağlı olduğu açıkça görülmektedir.

Eurocode 8'e göre orta süneklik sınıfındaki perdeler (q=3) için dikkate alınacak kesme kuvveti büyütme faktörü olan 1.5 değerinin özellikle yüksek periyodlu perdeler için yetersiz olduğu görülmüştür. Orta süneklik sınıfındaki perdeler için de, yüksek süneklik sınıfı için verilen Denklem 1.5'in kullanılmasının, önceki araştırmacılarında bildirdiği gibi, daha uygun olduğu görülmüştür (Rejec ve diğ., 2011). Diğer yandan, Eurocode 8'e göre süneklik sınıfı yüksek perdeler için verilen kesme kuvveti büyütme katsayısının $\gamma_{Rd}M_{Rd}$ /M_{Ed} =1.5 ve 2 için analiz sonuçlarına göre yüksek değer verdiği Şekil 3.12 ve Şekil 3.13'te görülmektedir.



Şekil 3.14 : $\gamma_{Rd}M_{Rd}/M_{Ed}$ =1.5 için kesme kuvveti büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.



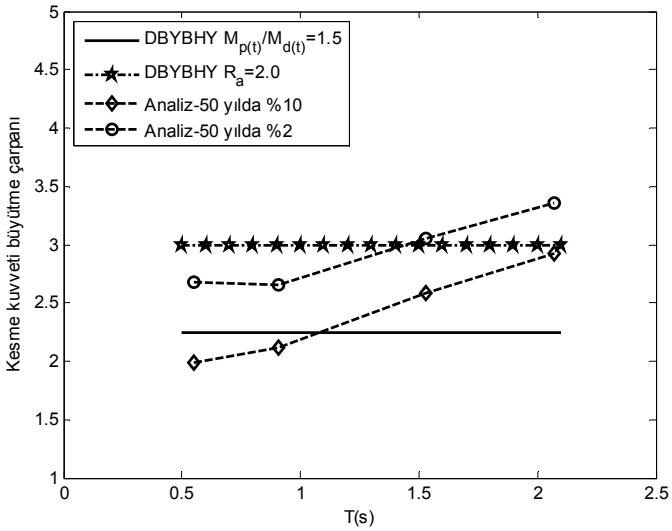
Şekil 3.15 : $\gamma_{Rd}M_{Rd}/M_{Ed}$ =2.0 için kesme kuvveti büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.

3.4.2 Sonuçların Türk Deprem Yönetmeliği esasına göre değerlendirilmesi

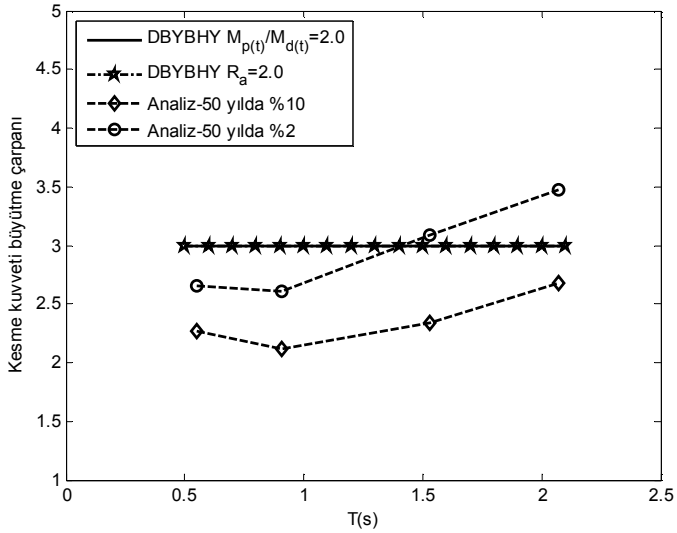
Türk Deprem Yönetmeliği 2007 Denklem 3.16'da tasarımda kullanılacak perde kesme kuvveti için aşağıdaki eşitlik verilmiştir. Burada β_v kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı, $(M_p)_t$ perdenin taban kesitinde pekleşme etkisi dikkate alınarak hesaplanan perde moment kapasitesi, $(M_d)_t$ perdenin taban kesitinde analizden bulunan moment değeri ve V_d perdede analizden bulunan kesme kuvvetidir. β_v için sabit değer olarak 1.5 önerilmiştir.

$$V_e = \beta_v \frac{(M_p)_t}{(M_d)_t} V_d \qquad \textbf{(3.5)}$$

Şekil 3.16 ve Şekil 3.17'de analiz sonuçları, sırasıyla $(M_p)_t$ /$(M_d)_t$=1.5 ve$(M_p)_t$ /$(M_d)_t$=2.0 ile karşılaştırılmıştır. Karşılaştırma iki farklı deprem performans seviyesi için yapılmıştır. Perdenin kesmeden göçmesi gevrek tip bir göçme mekanizması olduğu için tasarım depreminin (50 yılda aşılma olasılığı %10 olan deprem) yanı sıra en büyük depremde (50 yılda aşılma olasılığı %2 olan deprem) de kesme güvenliğinin sağlanması gerekmektedir. Ancak literatürde bu iki deprem seviyesinin farklılığı konusu çoğunlukla vurgulanmamaktadır.



Şekil 3.16 : $(M_p)_t/(M_d)_t$=1.5 için kesme kuvveti büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.



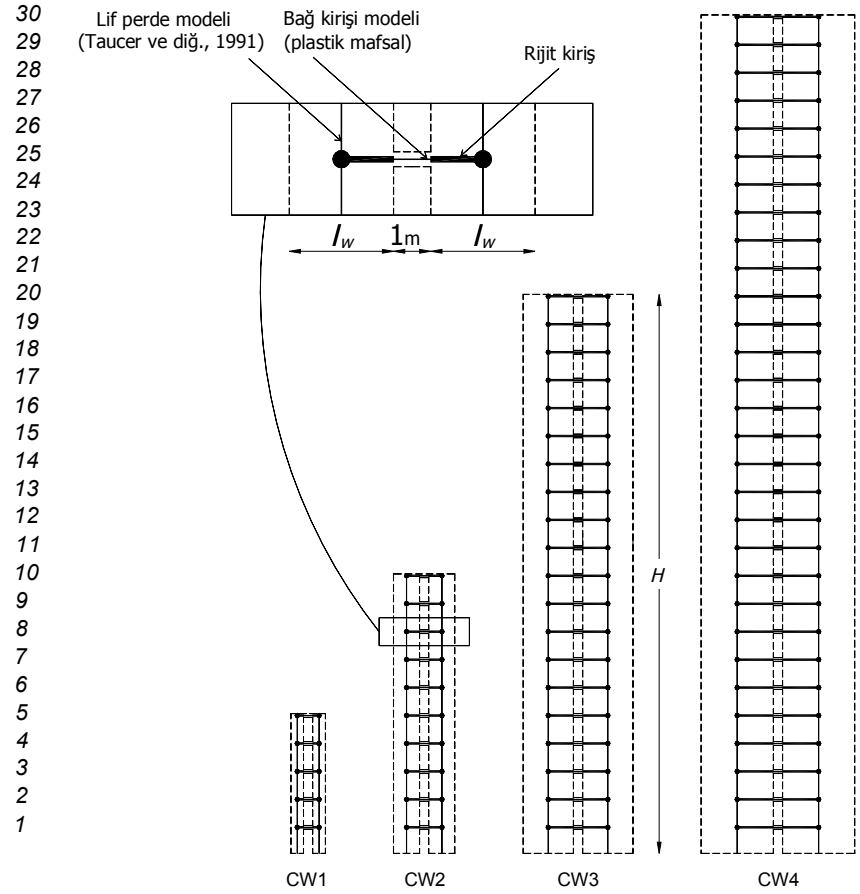
Şekil 3.17 : $(M_p)_t/(M_d)_t$=2.0 için kesme kuvveti büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.

Şekillerde $\beta_v(M_p)_t$ /$(M_d)_t$ kesme kuvveti dinamik büyütme çarpanı, T ise periyodu göstermektedir. Ayrıca, Türk Deprem Yönetmeliği'nde verilen iki koşula denk gelen

kesme kuvveti dinamik büyütme çarpanı aynı şekillerde gösterilmiştir. Bu çalışma kapsamındaki periyot aralığı içinde tasarım depremi için Türk Deprem Yönetmeliği'nde verilen perde kesme kuvveti büyütme çarpanının, dayanım fazlalığı değerinin iki ve ikiden büyük olduğu durumlar için yeterli olduğu görülmektedir. Bunun yanında en büyük deprem için etkin periyodu 1.5s ve üzerinde olan perdelerde perde kesme kuvveti büyütme çarpanının yetersiz kaldığı görülmektedir.

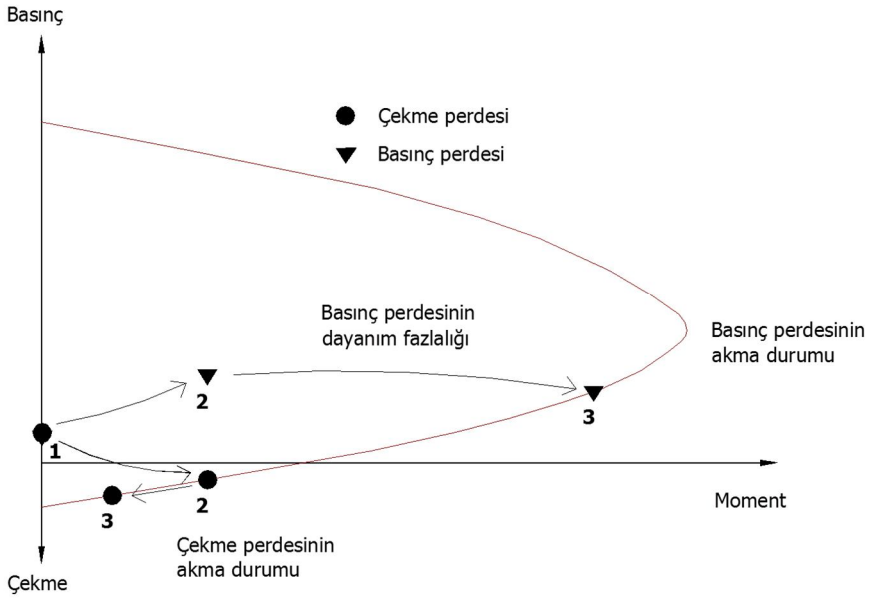
3.5 Bağ Kirişli Perdeler için Özel Durum

Bu bölümde kuvvet esaslı yöntem ile tasarlanmış bağ kirişli perdelerin zaman tanım alanında çözümleri yapılmış ve analiz sonuçları sunulmuştur. Burada daha çok kesme kuvveti dinamik büyütmesi konusu üzerine odaklanılmıştır. Konsol perde sistemler için kullanılan on adet deprem kaydı burada da kullanılmıştır. Farklı bağ kirişi katkı oranları üzerine çalışma genişletilmiştir. Bağ kirişi katkı oranları 0.40 ve 0.65 olarak seçilmiştir. İki farklı deprem seviyesi için sonuçlar sunulmuştur. Şekil 3.18'de çalışmada kullanılan eleman modelleri gösterilmiştir.



Şekil 3.18 : Bağ kirişli perde analizinde kullanılan eleman modelleri.

Perde modeli olarak Bölüm 2.4'te deneylerle doğrulaması yapılan lif perde modeli kullanılmıştır. Bağ kirişi modeli için plastik mafsal hipotezi kullanılmıştır. Bağ kirişli perdelerde, perdeler aynı anda akma durumuna ulaşamadığı için etkin mod şeklinin ani değişimi konsol perdelere göre daha geç gerçekleşmektedir. Bu sebeple bu çalışmada, bağ kirişli perdelerin tasarımında kullanılacak perde kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı hesaplanırken basınç perdesindeki bu dayanım fazlalığı dikkate alınmıştır. Chaallal ve Gauthier (2000) bağ kirişli perdeler üzerinde yaptıkları çalışmada kesme kuvveti dinamik büyütmesi katsayısını hem çekme perdesinin dayanım fazlalığını hem de basınç perdesinin dayanım fazlalığını ayrı ayrı dikkate alarak sonuçları sunmuşlardır. Basınç perdesindeki dayanım fazlalığını hassas şekilde bulabilmek için bağ kirişli perdeler için artımsal statik itme analizi yapılmıştır. Artımsal itme analizi hakim mod şekliyle uyumlu olacak şekilde elde edilen yatay yük dağılımına göre yapılmış olup itme analizinin her bir adımında yatay yük dağılımı başlangıçta kabul edilen yatay yük dağılımına eşit kabul edilmiştir.



Şekil 3.19 : Bağ kirişli perdede itme analizi limit durumları.

Şekil 3.19'da karşılıklı etki diyagramı ya da akma eğrisi üzerinde bağ kirişli bir perdenin itme analizi sonuçları gösterilmiştir. Şekilde 1 durumu çekme ve basınç perdelerinin eksenel yüklü durumunu göstermektedir. Perdeler 1 durumunda 2 durumuna geçerken yatay itme uygulanmış ve 2 durumunda çekme perdesi akma durumuna ulaşmıştır. Burada, çatlakların oluşmasıyla çekme perdesinin eğilme

rijitliğindeki azalış 2 durumuna gelene kadar devam etmektedir. Bu aşamada çekme perdesi akma limitine ulaşmışken basınç perdesi akma durumuna ulaşmamıştır. Basınç perdesinin 2 durumuyla 3 durumuna arasındaki moment farkı dayanım fazlalığının miktarını gösterir.

Aşağıdaki çizelgelerde bağ kirişli perdelerin tasarım bilgileri verilmiştir. Sistemler tasarlanırken, perdede minimum eğilme donatısına karşı gelen kesit tesirlerine ulaşılmıştır. Tüm çalışma kapsamında perde, bağ kirişli perde ve perde-çerçeve sistemlerin periyodları aynı olacak şekilde tasarım yapıldığından, bağ kirişli perdelerde minimum donatıya karşı gelen tesirlerin elde edilmesinde eksenel yük oranı kullanılmıştır. Katkı oranı 0.65 olan perdeler için eksenel yük oranı ortalama %11 iken katkı oranı 0.40 olan sistemlerde eksenel yük oranı ortalama %3'e denk gelmiştir.

Çizelge 3.5 : Bağ kirişli perdelerin tasarım bilgileri (katkı oranı=0.65).

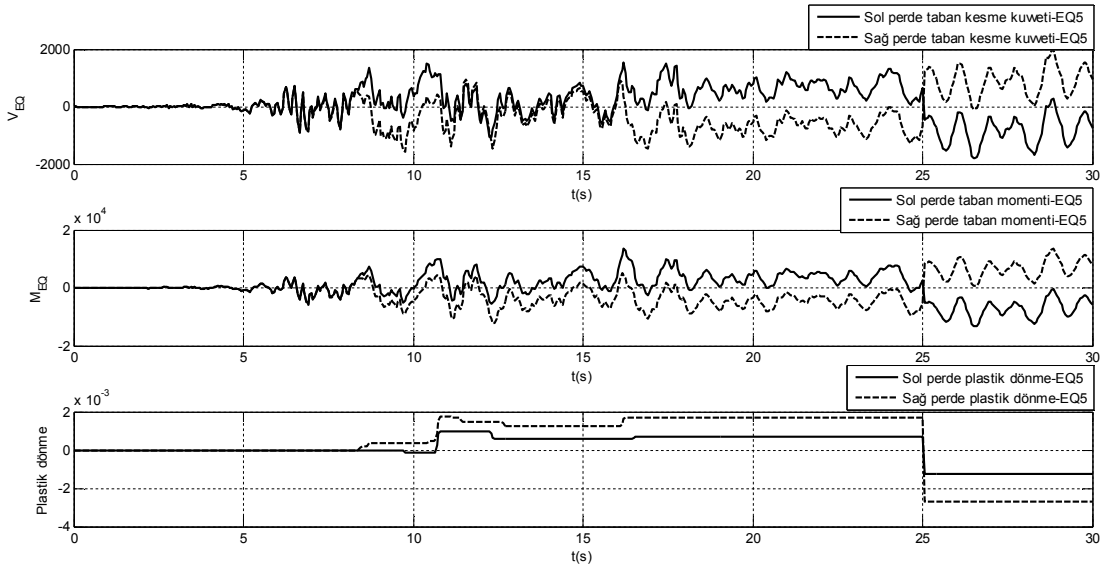
Perde	*H (m)*	T_1 *(s)*	$T_ç$ *(s)*	b_w *(m)*	l_w *(m)*	*bağ kirişi(m)*	*M* (kNs^2/m)
CW1	15	0.38	0.55	0.40	1.35	0.40×0.40	73.2
CW2	30	0.64	0.91	0.40	2.80	0.40×0.40	110.4
CW3	60	1.08	1.53	0.40	5.40	0.40×0.40	155.4
CW4	90	1.46	2.07	0.40	7.75	0.30×0.40	161.4

Çizelge 3.5 ve Çizelge 3.6'daki kısaltmalar Bölüm 3.1'de açıklanmıştır. İlave olarak bağ kirişi geometrisi sırasıyla genişlik ve derinlik olarak verilmiştir. Ayrıca l_w aynı kesite sahip bağ kirişli perdelerin plandaki boylarını göstermektedir. Kat kütleleri iki perdeye de yayılı kütle olarak tanımlanmıştır. Burada bağ kirişleri doğrusal eleman olarak modellenip doğrusal olmayan şekil değiştirmeleri modellemek için plastik mafsal kullanılmıştır. Betonarme perdeler ise lif elemanlarla modellenmiştir. Lif elemanlar hem çatlak durumunu analiz esnasında doğru yansıtmak hem de tarafsız eksenin yerinin değişimini modellemek amacıyla kullanılmıştır.

Çizelge 3.6 : Bağ kirişli perdelerin tasarım bilgileri (katkı oranı=0.44).

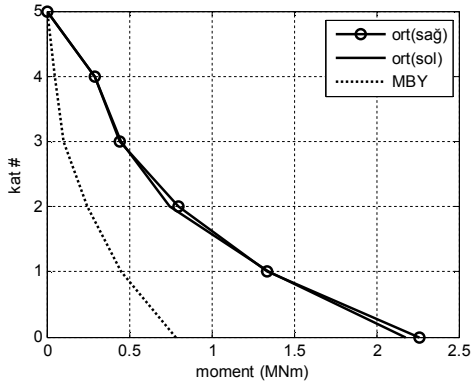
Perde	*H (m)*	T_1 *(s)*	$T_ç$ *(s)*	b_w *(m)*	l_w *(m)*	*bağ kirişi(m)*	*M* (kNs^2/m)
CW1	15	0.38	0.55	0.40	1.35	0.25×0.25	30.0
CW2	30	0.64	0.91	0.40	2.80	0.25×0.25	48.0
CW3	60	1.08	1.53	0.40	5.40	0.25×0.23	66.0
CW4	90	1.46	2.07	0.40	7.75	0.20×0.23	69.0

Bağ kirişli perdeler gibi eksenel yükün deprem esnasında büyük değişim gösterdiği veya yüklemenin çevrimsel olduğu sistemlerde plastik mafsal hipotezinin uygun olmayan sonuçlar verdiği önceki çalışmalarda gösterilmiştir (Yılmaz ve diğ., 2009). Şekil 3.20'de görülen CW2 perdesinin sol ve sağ perde kesitinin taban kesme kuvveti, taban momenti ve taban plastik mafsal dönmesinin zamanla değişimleri sırasıyla verilmiştir. Perdelerdeki plastik dönmelerin aynı anda aynı yönde oluşması iki perde kesitinin de aynı anda mafsallaştığı anlamına gelmektedir. Bunun yanında tek perdede görülen plastik dönme bir perde kesitinin tabanında plastik mafsal oluştuğu esnada diğer perde kesitinin tabanı elastik şekil değiştirme yapıyor anlamına gelmektedir.

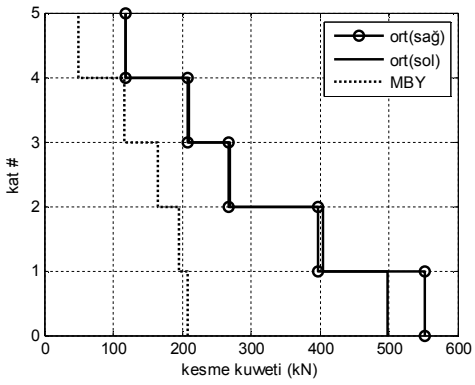


Şekil 3.20 : CW2 perdesinde kesit tesirlerinin zamanla değişimi.

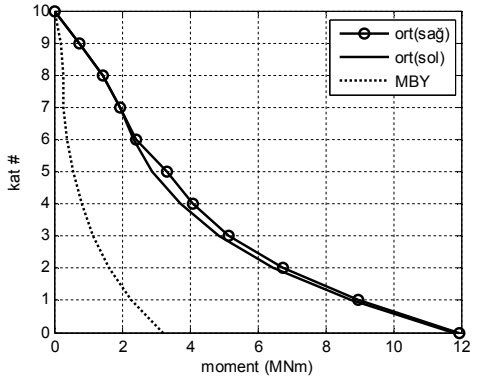
Perde kesitlerindeki en büyük kesme kuvvetinin, tabanda iki perde kesitinin de mafsallaştığı anda ortaya çıktığı izlenmiştir. Bu durumda, konsol perdelerde olduğu gibi kesme kuvveti dinamik büyütmesi tabanda oluşan mafsalın ardından ortaya çıkmıştır. Ancak bağ kirişli perdelerde çekme perdesinin akma anından basınç perdesinin akma anına kadar basınç perdesindeki moment değişimi basınç perdesindeki dayanım fazlalığına karşılık gelmektedir. Bu dayanım fazlalığı, birçok bağ kirişli perde tasarım yaklaşımında, tasarım aşamasında perde kesme kuvvetleri bulunurken dikkate alınır (Paulay ve Priestley, 1992). Tüm bu sebeplerden dolayı kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısının bağ kirişli perdelerde konsol perdelere göre daha küçük değerler alması beklenmektedir. Aşağıda 50 yılda aşılma olasılığı %2 olan deprem için moment ve kesme kuvveti dağılımları verilmiştir.



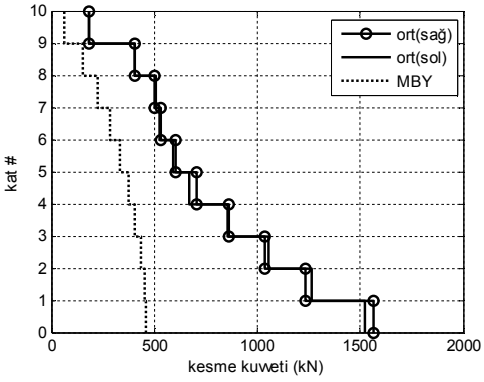
(a) moment dağılımı (CW1)



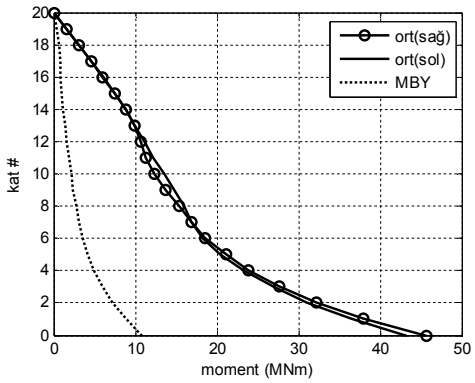
(b) kesme kuvveti dağılımı (CW1)



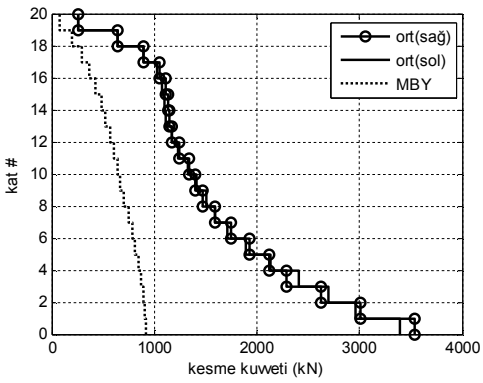
(c) moment dağılımı (CW2)



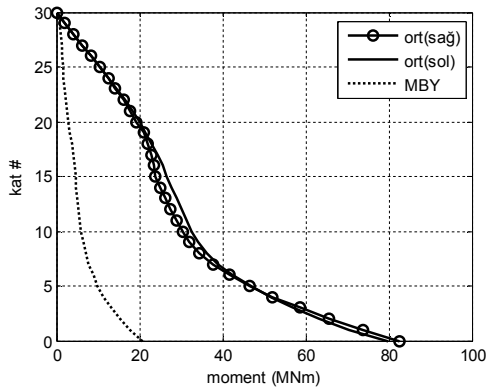
(d) kesme kuvveti dağılımı (CW2)



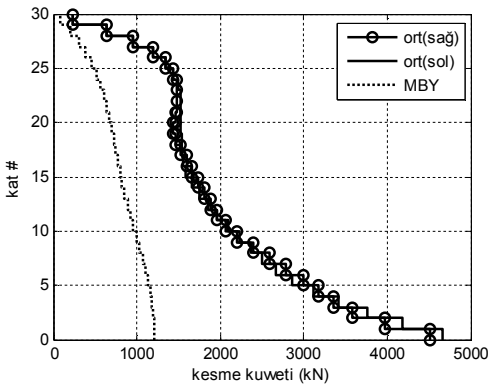
(e) moment dağılımı (CW3)



(f) kesme kuvveti dağılımı (CW3)

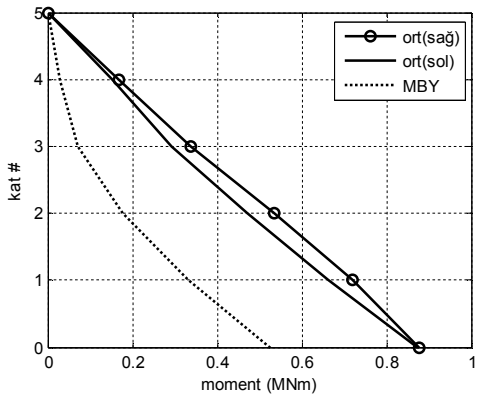


(g) moment dağılımı (CW4)

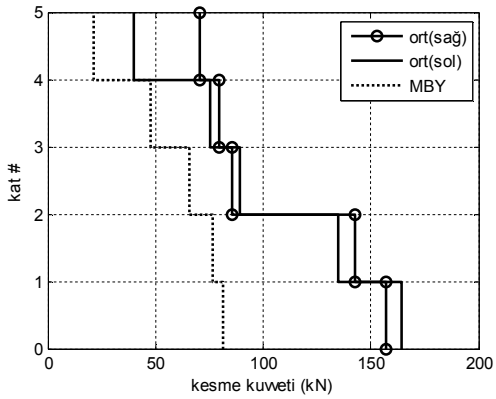


(h) kesme kuvveti dağılımı (CW4)

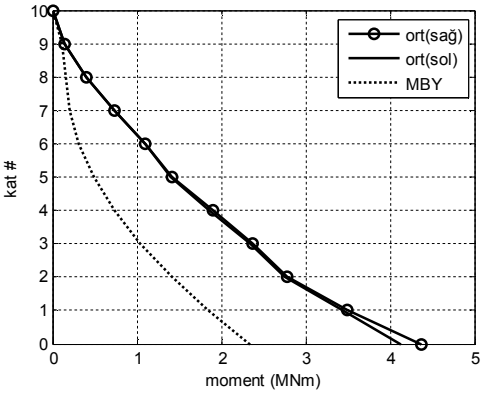
Şekil 3.21 : Bağ kirişi katkı oranı 0.65 için perde kesit tesiri dağılımları.



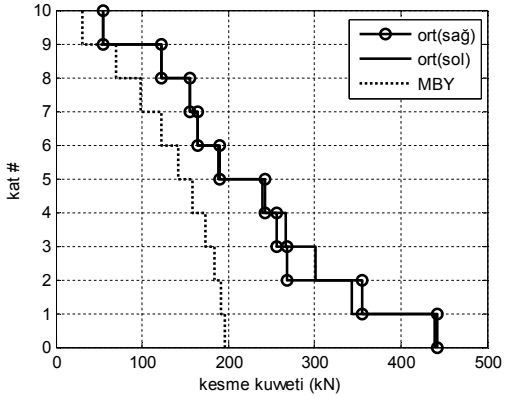
(a) moment dağılımı (CW1)



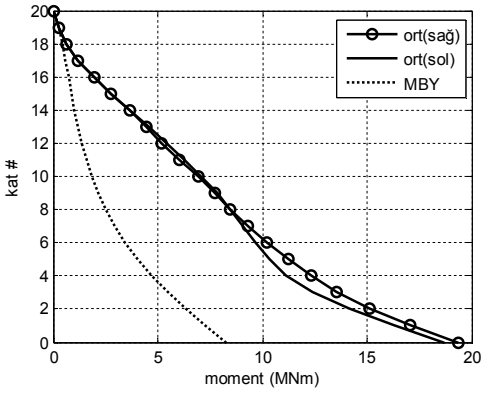
(b) kesme kuvveti dağılımı (CW1)



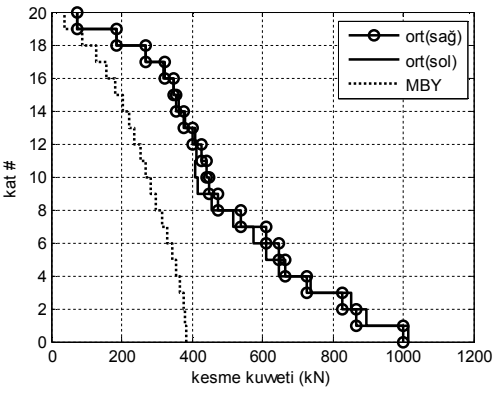
(c) moment dağılımı (CW2)



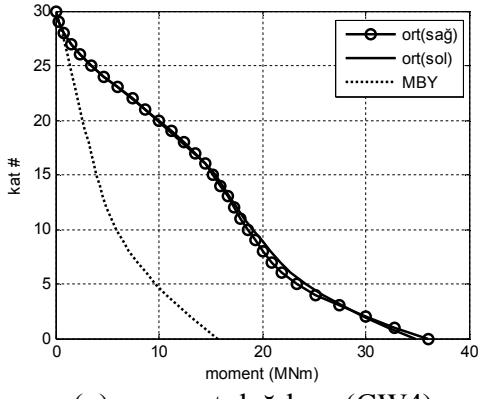
(d) kesme kuvveti dağılımı (CW2)



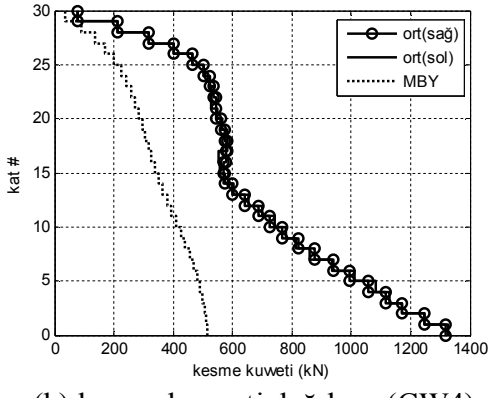
(e) moment dağılımı (CW3)



(f) kesme kuvveti dağılımı (CW3)

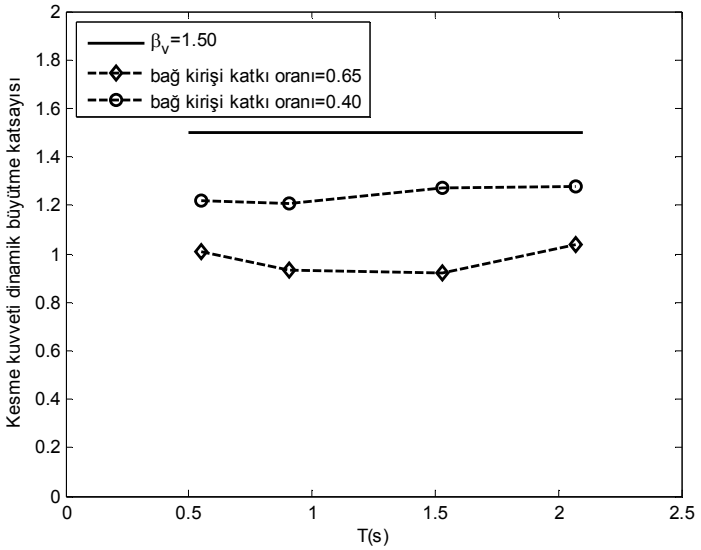


(g) moment dağılımı (CW4)



(h) kesme kuvveti dağılımı (CW4)

Şekil 3.22 : Bağ kirişi katkı oranı 0.40 için perde kesit tesiri dağılımları.



Şekil 3.23 : Bağ kirişli perde için dinamik büyütme katsayısı-periyot ilişkisi.

Şekil 3.23'te β_v kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı, T ise periyodu göstermektedir. Bu çalışma kapsamındaki periyot aralığı içinde, en büyük deprem için perdelerde Türk Deprem Yönetmeliği 2007'de verilen perde kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı değerinin, basınç perdesinin dayanım fazlalığı dikkate alındığında, yeterli olduğu Şekil 3.23'te görülmektedir.

4. PERDE ÇERÇEVE SİSTEMLERİN DEPREM ETKİSİ ALTINDAKİ DAVRANIŞLARI

Perde-çerçeve sistemler deprem yüklerinin perdeler ve birbirlerine moment aktaran bağlantılarla birleştirilmiş çerçeve elemanlarının beraber etkileşimiyle taşındığı sistemlerdir. Bu sistemlerin davranışları yalnız perde ya da yalnız çerçeve sistemlerinin davranışından farklıdır. Perde-çerçeve sistemlerin sınıflandırılması çoğunlukla, perdelerin taban kesme kuvvetinin toplam taban kesme kuvvetine oranı ile yapılmaktadır. Sınıflandırma limitleri deprem yönetmelikleri arasında farklılık gösterse de, bu oranın artması sistemin perde davranışına yaklaşmasını, bu oranın azalması da sistemin çerçeve davranışına yaklaşmasını göstermektedir.

Bu bölümde, çalışma kapsamında incelenen perde-çerçeve sistemlerin seçim ilkeleri ve tasarımı sunulmuştur. Analizi yapılan sistemlerin kesit tesirlerinin perde boyunca dağılımı verilmiş, bunun yanında şekil değiştirme ve yer değiştirme talepleri incelenmiştir. Ardından, sonuçlar konsol perdelerin sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırmada özellikle perde taban kesme kuvvetinin dinamik büyütmesi üzerine yoğunlaşılmıştır.

4.1 Çalışmada Kullanılan Sistemlerin Seçimi Tasarımı ve Analizi

Bu bölümde, önceki bölümde incelenen konsol perde sistemlerle karşılaştırma yapabilmek amacıyla, sistemler konsol perdelerle aynı kat yüksekliği ve yakın hakim periyotta tasarlanmıştır. Bu sayede kullanılan on adet deprem kaydının frekans içeriklerinin yapılan karşılaştırmaları en az şekilde etkilemesi hedeflenmiştir. Sistemler dört farklı deprem yükü azaltma katsayısına göre tasarlanmıştır. Perde-çerçeve sistemlerin davranışlarında etkili olan perde kesme kuvvetinin toplam kesme kuvvetine oranı, çalışmaya üç farklı oranda sistem tasarlanarak dahil edilmiştir.

Bir önceki bölümde, perde yüksekliği boyunca değişken moment kapasitesi ve sabit moment kapasitesine sahip konsol perdeler incelenmiş ve en yükseği 30 katlı olan perde modellerinde moment kapasitesi değişiminin kesme kuvveti dinamik büyütmesini dikkate alınacak oranda değiştirmediği görülmüştür. Bu sebeple, analiz

edilen perde-çerçeve sistemlerde perde eğilme momenti perde boyunca sabit olarak dikkate alınmıştır.

Çizelge 4.1 : Perde-çerçeve sistemlerin yükseklik ve periyot bilgileri.

Perde	H (m)	T_1 (s)	$T_ç$ (m)
S1 (5 katlı)	15	0.38	0.55
S2 (10 katlı)	30	0.64	0.91
S3 (20 katlı)	60	1.08	1.53
S4 (30 katlı)	90	1.46	2.07

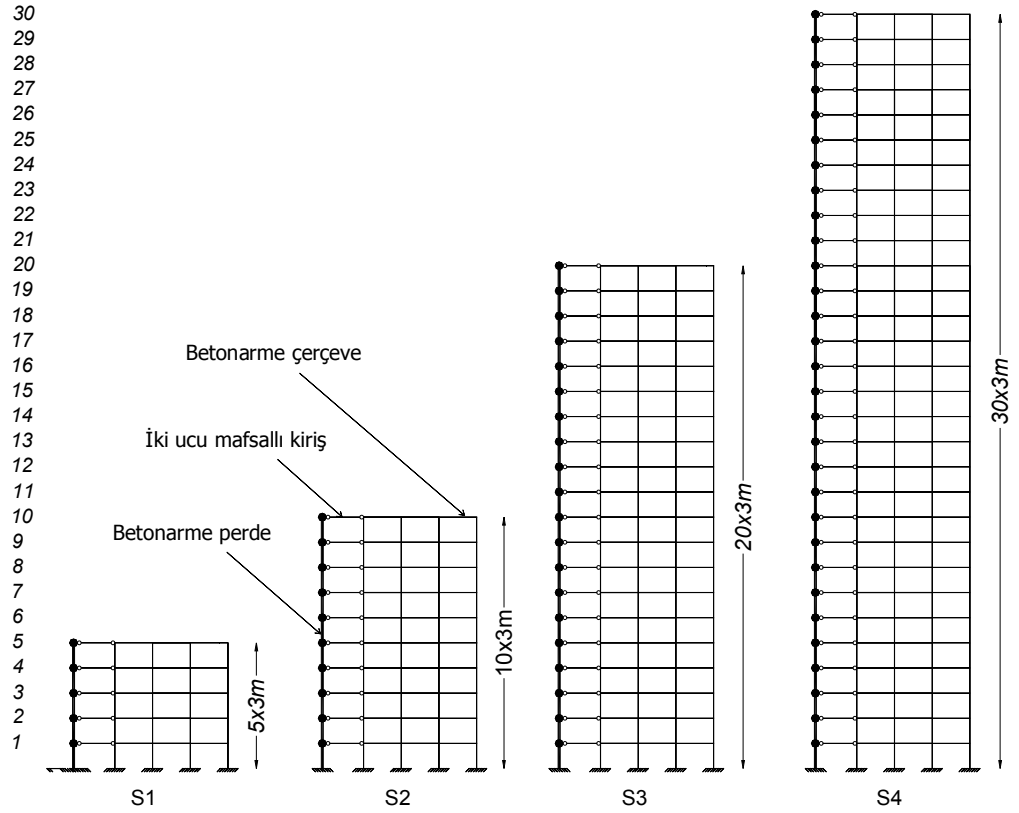
Konsol perdelerin tasarımıyla aynı sebeplerden dolayı, perde-çerçeve sistemler Denklem 3.1'e göre sistem periyodu seçildikten sonra perde tasarımı esnasında bu periyod yerine çatlamış kesitli periyot kullanılmıştır. Bu değerler Çizelge 4.1'de verilmiştir. Çizelge 4.2'de analizi yapılan sistemlerin eleman boyutları ve kat kütleleri verilmiştir. Analiz modelinde kütleler perdeye yayılı yük olarak tanımlanmıştır. Burada tasarlanan perde-çerçeve sistemler bir çok parametreye uyum sağlayabilmek amacıyla fiktif sistemler olarak tasarlanmıştır. Fiktif sistemden kasıt, kesit boyutuna göre seçilen moment kapasitelerinin uyumsuz olabileceğidir. Yapılan tasarımda, belirli bir rijitliğe göre seçilen eleman boyutları ve periyodun belirli değerde tutulması sebebiyle minimum donatının altında ya da kesit kapasitesinin üstünde moment kapasiteleri elde edilebilmektedir.

Çizelge 4.2 : Sistemlerin eleman boyutları ve kat kütleleri.

Sistem	α_s	M	*perde*		*kolon*		*kiriş*	
		(kNs^2/m)	b_w (m)	l_w (m)	b (m)	d (m)	b_w (m)	d (m)
S1	0.60	102	0.30	2.20	0.40	0.80	0.30	0.60
	0.75	135	0.30	3.00	0.40	0.80	0.30	0.60
	0.85	201	0.30	3.80	0.40	0.80	0.30	0.60
S2	0.60	83	0.30	3.40	0.40	0.90	0.30	0.75
	0.75	105	0.30	4.00	0.40	0.90	0.30	0.75
	0.85	144	0.30	5.40	0.40	0.90	0.30	0.75
S3	0.60	57	0.30	4.40	0.40	1.40	0.30	0.75
	0.75	69	0.30	6.00	0.40	1.40	0.30	0.75
	0.85	93	0.30	8.00	0.40	1.40	0.30	0.75
S4	0.60	41	0.30	4.60	0.40	1.40	0.30	0.75
	0.75	47	0.30	6.40	0.40	1.40	0.30	0.75
	0.85	61	0.30	8.80	0.40	1.40	0.30	0.75

Sistemler, konsol perde sistemlerin analizinde de kullanılan ivme kayıtlarının %5 sönümlü ortalama spektrumuna göre boyutlandırılmıştır. Dört farklı dayanım azaltma katsayısına göre perde-çerçeve sistemler tasarlanmıştır. Bunlar R_y=2, 3, 4 ve 5'e karşılık gelmektedir. Konsol perde tasarımından farklı olarak perde-çerçeve

sistemlerin çerçeveleri kolon ve kirişler ayrı ayrı olmak üzere, her sistem için farklılık arz ederek, tek kapasiteye göre boyutlandırılmıştır. Bu kabulün sonuçlara olan etkisini incelemek için ayrıca çerçeve dayanım fazlalığı bu ilk kabule göre iki kat arttırılıp çözümler tekrarlanmıştır. Sonuç olarak perde-çerçeve sistemlerde, perdelerin dayanım fazlalığının sistem üzerine etkisinin yanında çerçevelerin dayanım fazlalığının sistem üzerindeki etkisi de incelenmiş ve bu etkinin ihmal edilebilir bir düzeyde olduğu görülmüştür. Çerçevelerdeki bu dayanım fazlalığı, gerçek yapılarda güçlü kolon-zayıf kiriş prensibi gibi sebeplerden dolayı meydana gelebilmenin yanı sıra, birbirine yakın kesit tesiri olan elemanların donatılmasında aynı detayın (donatı adedinin) imalat kolaylığı ve uyumu açısından kullanılmasından da meydana gelebilmektedir. Analizler Bölüm 3.1'de belirtilen kabuller esas alınarak OpenSees (2008) programıyla gerçekleştirilmiştir.



Şekil 4.1 : Perde-çerçeve sistemlerin temsili analiz modelleri.

Çizelge 4.3 : S1 sistemi için eleman moment kapasiteleri (kNm).

Sistem	α_s	R_y	*perde*	*kolon*	*kiriş*
S1	0.60	2	6150	480	360
		3	4100	320	240
		4	3075	240	180
		5	2460	192	144
S1	0.75	2	11808	435	350
		3	7872	290	233
		4	5904	218	175
		5	4723	174	140
S1	0.85	2	22278	435	350
		3	14852	290	233
		4	11139	218	175
		5	8911	174	140

Çizelge 4.4 : S2 sistemi için eleman moment kapasiteleri (kNm).

Sistem	α_s	R_y	*perde*	*kolon*	*kiriş*
S2	0.60	2	10335	720	570
		3	6890	480	380
		4	5168	360	285
		5	4134	288	228
S2	0.75	2	19368	720	600
		3	12912	480	400
		4	9684	360	300
		5	7747	288	240
S2	0.85	2	37644	720	600
		3	25096	480	400
		4	18822	360	300
		5	15058	288	240

Çizelge 4.5 : S3 sistemi için eleman moment kapasiteleri (kNm).

Sistem	α_s	R_y	*perde*	*kolon*	*kiriş*
S3	0.60	2	16521	915	660
		3	11014	610	440
		4	8261	458	330
		5	6608	366	264
S3	0.75	2	31854	810	600
		3	21236	540	400
		4	15927	405	300
		5	12742	324	240
S3	0.85	2	60609	720	600
		3	40406	480	400
		4	30305	360	300
		5	24244	288	240

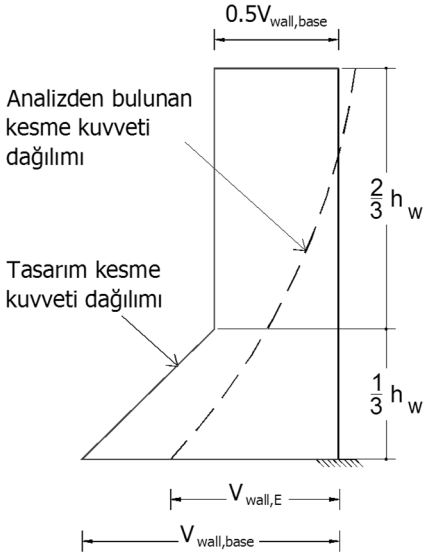
Çizelge 4.6 : S4 sistemi için eleman moment kapasiteleri (kNm).

Sistem	α_s	R_y	*perde*	*kolon*	*kiriş*
S4	0.60	2	15921	801	450
		3	10614	534	300
		4	7961	401	225
		5	6368	320	180
S4	0.75	2	31320	654	360
		3	20880	436	240
		4	15660	327	180
		5	12528	262	144
S4	0.85	2	61284	531	360
		3	40856	354	240
		4	30642	266	180
		5	24514	212	144

Yukarıdaki çizelgelerde perde-çerçeve sistem elemanlarının eğilme momenti kapasiteleri verilmiştir. Burada α_s perdelerin aldığı taban kesme kuvvetinin, tüm sistemin taban kesme kuvvetine oranıdır.

4.2 Perde-Çerçeve Sistemlerdeki Deprem Talepleri

Bu bölümde, perde-çerçeve sistemler için yapılmış geniş parametrik çalışma sonucu elde edilen kesit tesirleri ve yer değiştirmeler sunulmuştur. Buradaki sonuçlar, dört farklı deprem yükü azaltma katsayısına göre tasarlanan 5, 10, 20 ve 30 katlı perde-çerçeve sistemlerin on farklı deprem kaydı altındaki analiz sonuçlarını içermektedir. Perde çerçeve sistemlerde üç farklı taban kesme kuvveti oranı dikkate alınmıştır.



Şekil 4.2 : Goodsir (1983) perde kesme kuvveti dağılımı.

Bu bölümde çalışmanın odaklandığı nokta, perde-çerçeve sistemdeki dinamik kesme büyütmesi çarpanıdır. Bu kapsamda, daha önce Goodsir ve diğ. (1983) tarafından yapılan çalışmanın genişletilmiş hali incelenmiştir. Goodsir ve diğ. (1983) perde-çerçeve sistemlerde farklı α_s oranlarıyla çalışırken periyodun sistem davranışına etkisi çalışmalarına dahil edilmemiştir. Perde-çerçeve sistemler için yapılan bu çalışma ve Goodsir (1985) tarafından yapılan diğer çalışmanın sonuçları Paulay ve Priestley (1992) tarafından aşağıdaki şekilde sunulmuştur. Burada bütünlük sağlanması için konsol perde ve perde-çerçeve sistem için önerilen dinamik kesme büyütmesi beraber sunulmuştur.

Konsol perdeler için:

$$V_{wall} = \omega_v \phi_{o,w} V_E \tag{4.1}$$

$$\begin{aligned} \omega_v &= 0.9 + n/10 && \text{n} \leq 6 \\ \omega_v &= 1.3 + n/30 \leq 1.8 && \text{n} > 6 \end{aligned} \tag{4.2}$$

Perde-çerçeve sistemlerdeki perdeler için:

$$V_{wall,base} = \omega_v^* \phi_{o,w} V_{wall,E} \tag{4.3}$$

$$\omega_v^* = 1 + (\omega_v - 1)\eta_v \tag{4.4}$$

Denklem 4.3'te verilen taban kesme kuvveti elde edildikten sonra perde yüksekliği boyunca kesme kuvveti dağılımı Şekil 4.2'de gösterildiği gibi bulunur. Burada kuvvet esaslı tasarım yaklaşımı ile boyutlandırılan yapı sistemleri için verilen denklemlerin Priestley ve diğ. (2007) tarafından geliştirilen yer değiştirme esaslı tasarım yöntemine uyarlanmış hali Denklem 1.11'de konsol perdeler için, Denklem 4.5'te perde-çerçeve sistemler için verilmiştir.

Perde-çerçeve sistemlerdeki perdeler için:

$$V_{Base}^o = \phi^o \omega_v V_{Base} \tag{4.5}$$

$$\omega_v = 1 + \frac{\mu_{sys}}{\phi^o} C_{2,T} \tag{4.6}$$

$$C_{2,T} = 0.4 + 0.2(T_i - 0.5) \leq 1.15 \quad \textbf{(4.7)}$$

Burada ϕ^o eğilmeden kaynaklanan dayanım fazlalığı, V_{Base} analizden elde edilen perde taban kesme kuvveti, μ_{sys} tasarım yer değiştirme için sistemin süneklik talebi ve T_i elastik periyodu temsil etmektedir. Ayrıca perde tepe noktasındaki tasarım kesme kuvveti Denklem 4.8'e göre verilmiştir.

$$V_n^o = 0.4V_{Base}^o \quad \textbf{(4.8)}$$

Kappos ve Antoniadis (2007) farklı plan uzunluğu bulunan dokuz katlı sistemler üzerinde yaptıkları çalışmada kesme kuvvetinin perde boyunca dağılımı için yeni bir yöntem önermişlerdir. Bu çalışmayı izleyen çalışmalarında Kappos ve Antoniadis (2011) parametrik çalışmalarına 15 katlı sistemleri de ekleyip sonuç olarak yeni bir dinamik kesme büyütmesi bağıntısı sunmuşlardır.

Yılmaz ve Celep (2009) tarafından sınırlı sayıda 3 boyutlu perde-çerçeve sistemde yapılan çalışma sonucunda, daha önceki çalışmalarda olduğu gibi perdeleri sistemden ayırarak tekil olarak incelemenin kesme kuvveti dinamik büyütmeyi etkilediği gösterilmiştir. Ancak, perde-çerçeve sistemlerle çalışmanın çok geniş bir parametrik çalışma gerektirdiği vurgulanmıştır. Araştırmacılar çalışmalarında perdelerin tabanında elde edilen kesme kuvvetleri toplamının, binanın tümü için tabanda meydana gelen toplam kesme kuvvetine oranını 0.75 olacak şekilde betonarme sistemlerini tasarlamışlardır. Bu çalışmada, Celep (2008) ve Rutenberg & Nsieri (2006) tarafında konsol perdelerde bulunan sonuçların Yılmaz ve Celep (2009) tarafından elde edilen sonuçlardan daha büyük olduğu görülmektedir.

Kazaz (2010) altı farklı deneyle kalibre ettiği katı sonlu elemanlar perde modeli ile 4,8 ve 12 katlı perde-eşdeğer çerçeve modeli üzerinde yaptığı geniş çaplı parametrik çalışma sonucu, Denklem 4.94 ve Denklem 4.10'da görülen bağıntıyı önermiştir.

$$\beta_v = 0.95 + 0.01N + 0.1R \quad , R > 2 \quad \textbf{(4.9)}$$

$$\beta_v = 1 + (R-1)(0.15 + 0.01N) \quad , R \leq 2 \quad \textbf{(4.10)}$$

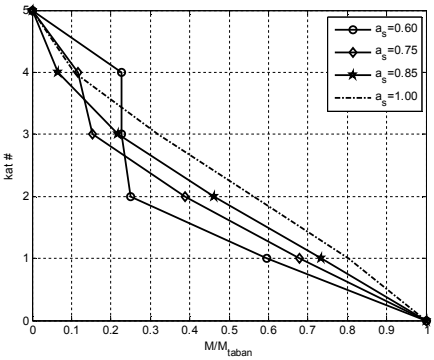
Kazaz (2010) tarafından sunulan yukarıdaki bağıntılar daha önce tekil konsol perdelerde yapılan çalışmalar sonucu bulunan kesme kuvveti dinamik büyütme değerlerinden daha düşük olduğu görülmüştür.

4.2.1 Moment ve kesme kuvveti talepleri

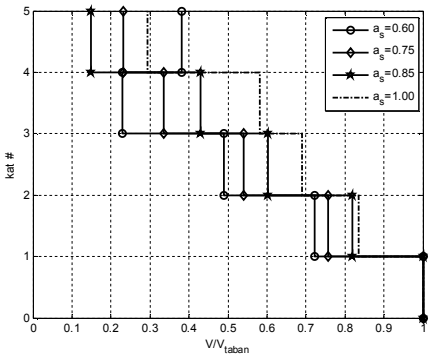
Bu bölümde perde-çerçeve sistemlerde moment ve kesme kuvveti dağılımları incelenmiş sonuçlar konsol perde sistemlerin sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Perde-çerçeve sistemler α_s=0.60,0.75,0.85 olmak üzere üç farklı perde katılım oranına göre boyutlandırılmış olup sonuçların karşılaştırılabilmesi amacıyla, sonuçlar perde taban momenti ve perde taban kesme kuvvetine göre normalize edilmiştir. Konsol perdelerin sonuçları da aynı grafiklerde α_s=1.00 olarak verilmiştir. EK A'da depremlere göre sistemlerin ayrı ayrı moment ve kesme kuvveti dağılımları verilmiştir.

Moment dağılımları incelendiğinde üç farklı perde katılım oranı olan perde çerçeve sistemin, doğrusal analizde beklendiği gibi, perde katılım oranları arttıkça konsol perde davranışına yaklaştığı doğrusal olmayan analizde de görülmüştür. Aşağıdaki şekiller ve EK A incelendiğinde perde-çerçeve sistemlerde süneklik talebindeki artışla perdelerin üst katlarında çerçeve etkileşimi sebebiyle perdedeki eğrilik yön değiştirebilmektedir. Perde-çerçeve sistem için tasarım ve analizler perde boyunca sabit eğilme momenti kapasitesine göre yapılmıştır. Buna rağmen perdede üst katlarda mafsallaşmanın oluştuğu durumlar gözlenmiştir. Bu durum, yükseklik ve sünekliğin artmasıyla daha da vurgulanmaktadır. Analizi yapılan sabit moment kapasiteli sistemler için üst kattaki bu plastik dönmeler incelendiğinde kesit plastik dönme kapasitesinin altında olduğu görülmüştür.

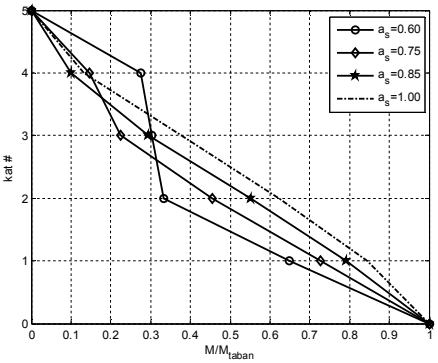
Perde-çerçeve sistemlerde çerçevenin kesme kuvveti dağılımı incelendiğinde beklenildiği gibi plastik moment kapasitelerinin kesme kuvveti üst limitini tayin ettiği gözlenmiştir. Bu sebeple perdede kesme kuvveti büyütmesi gerçekleşse bile çerçeve elemanlarının tasarım kesme kuvvetlerinin kapasite tasarım ilkelerine göre belirlenmesi yeterli kesme güvenliğini sağlamaktadır. Ancak çalışma göstermiştir ki, yaklaşık olarak süneklik düzeyi normal sistemlere karşı gelen R_y=2 olan sistemlerde bile kiriş ve kolonların kesme kuvveti tasarımı eğilme kapasiteleri göz önünde bulundurularak yapılmalıdır.



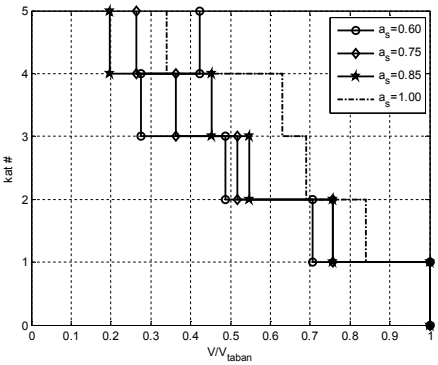
(a) moment dağılımı (R_y=2)



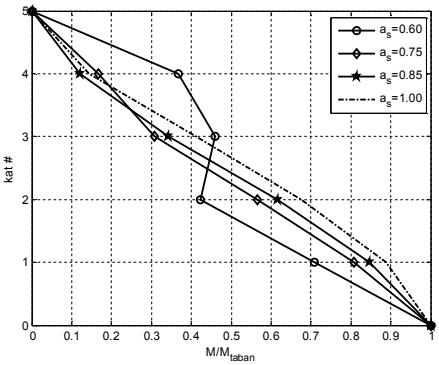
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



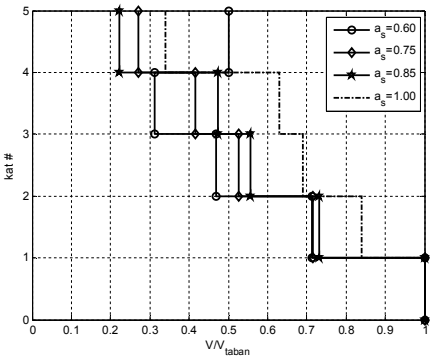
(c) moment dağılımı (R_y=3)



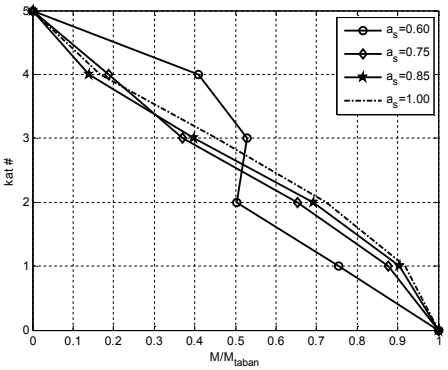
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



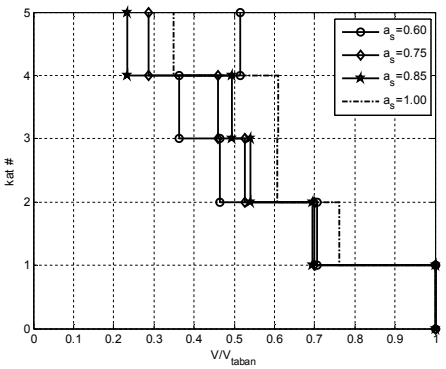
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

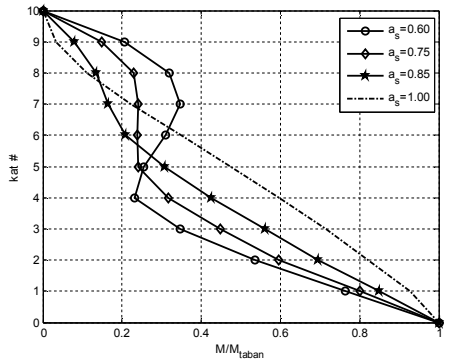


(g) moment dağılımı (R_y=5)

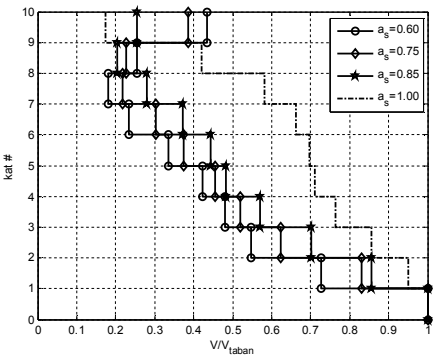


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

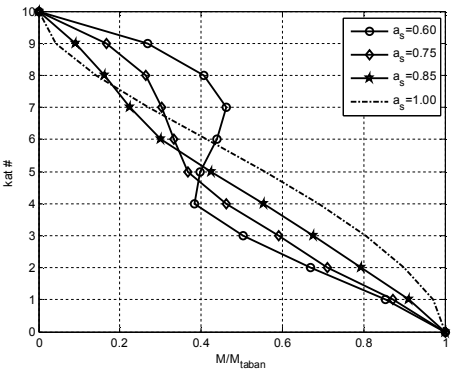
Şekil 4.3 : W1 ve S1 sistemlerinin karşılaştırılması.



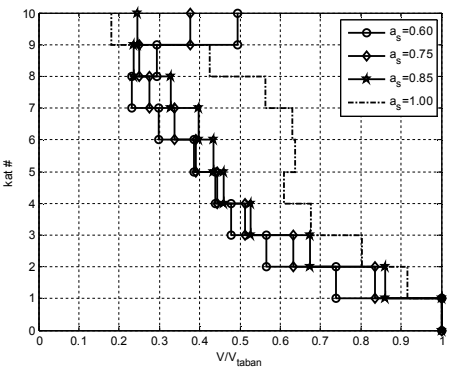
(a) moment dağılımı (R_y=2)



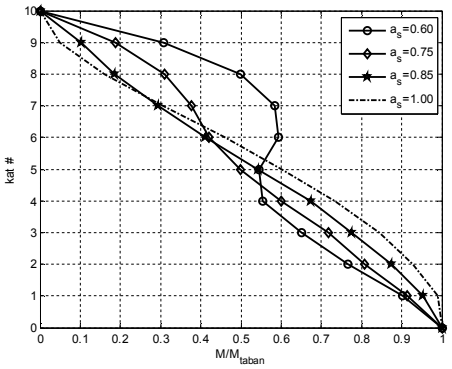
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



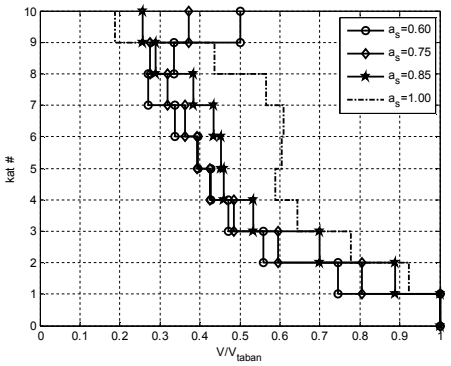
(c) moment dağılımı (R_y=3)



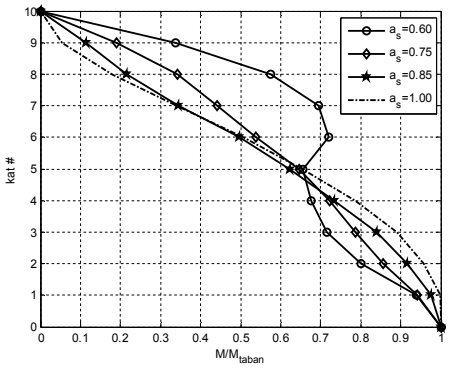
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



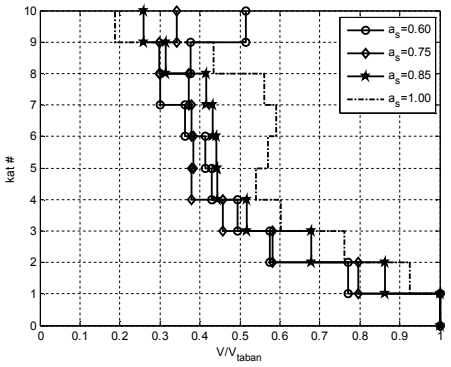
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

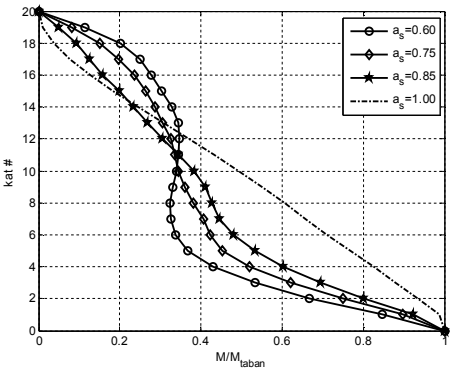


(g) moment dağılımı (R_y=5)

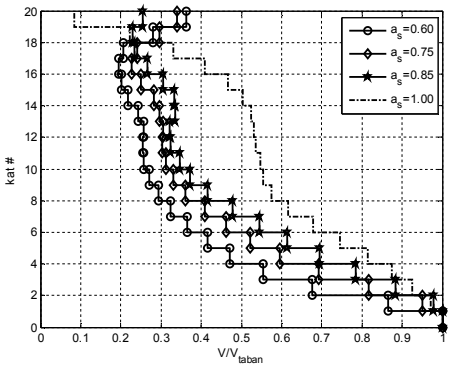


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

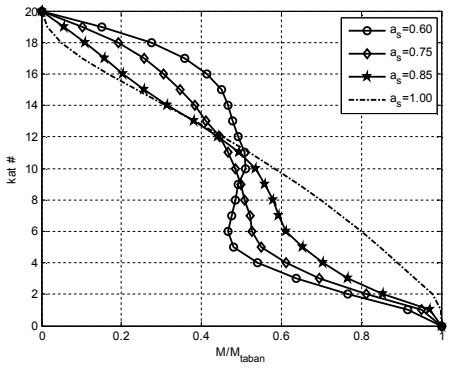
Şekil 4.4 : W2 ve S2 sistemlerinin karşılaştırması.



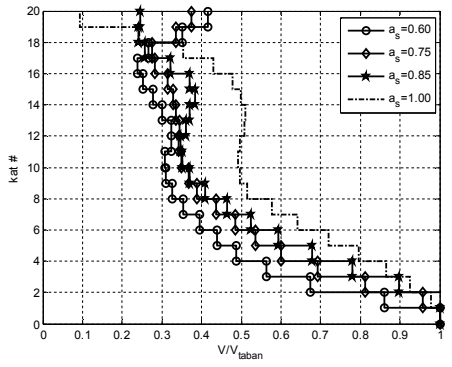
(a) moment dağılımı (R_y=2)



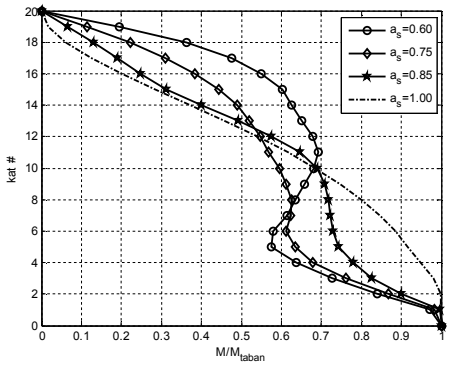
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



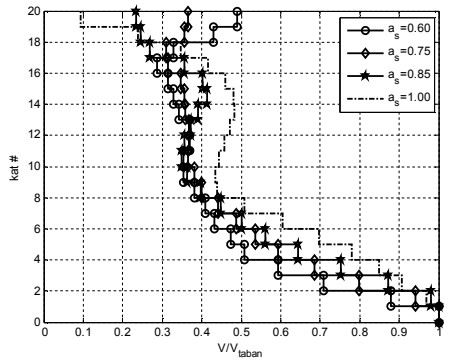
(c) moment dağılımı (R_y=3)



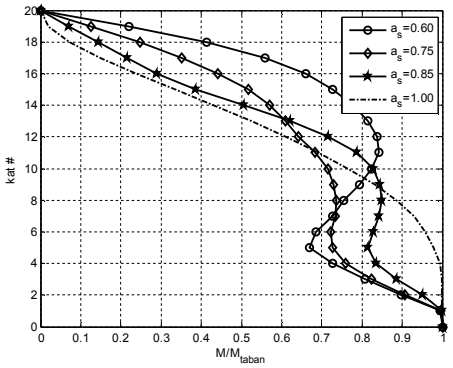
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



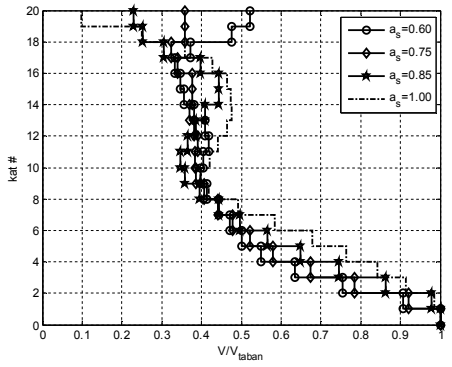
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

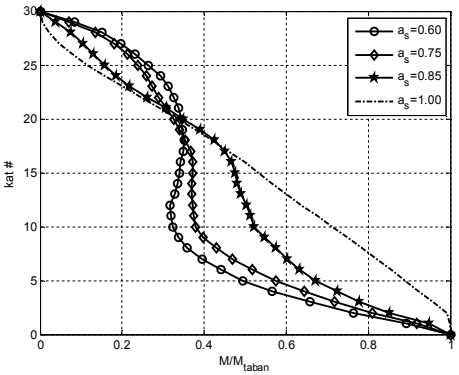


(g) moment dağılımı (R_y=5)

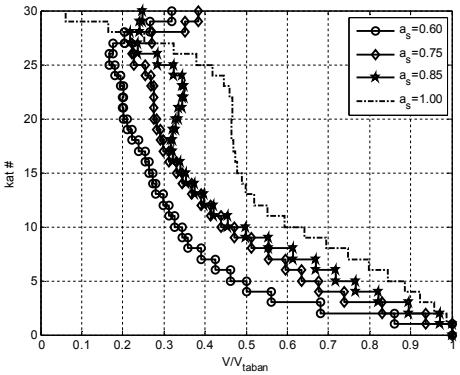


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

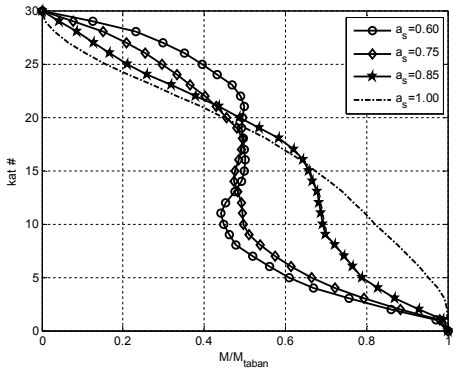
Şekil 4.5 : W3 ve S3 sistemlerinin karşılaştırması.



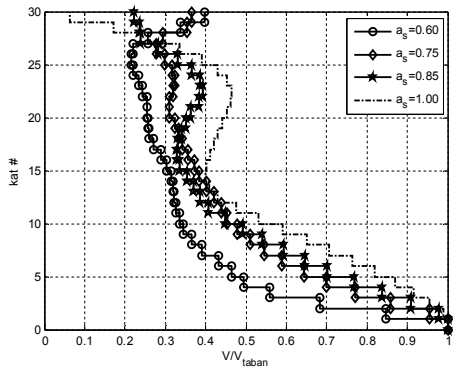
(a) moment dağılımı (R_y=2)



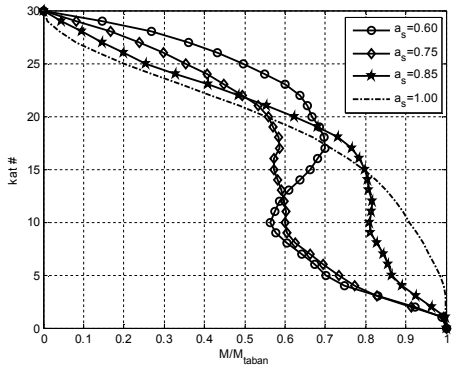
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



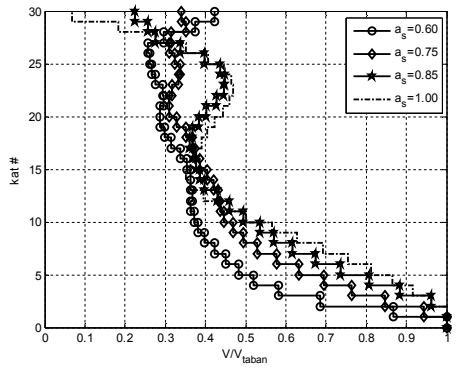
(c) moment dağılımı (R_y=3)



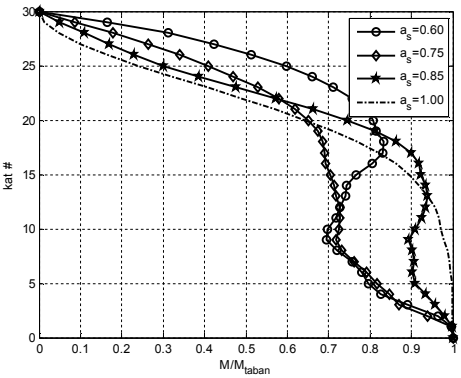
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



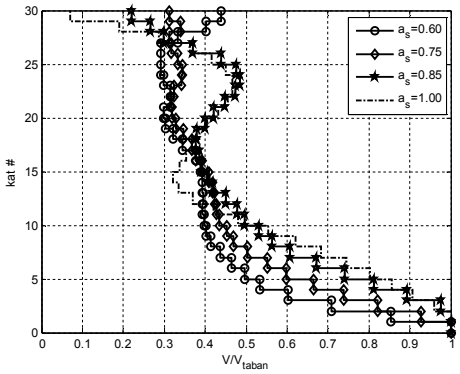
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)



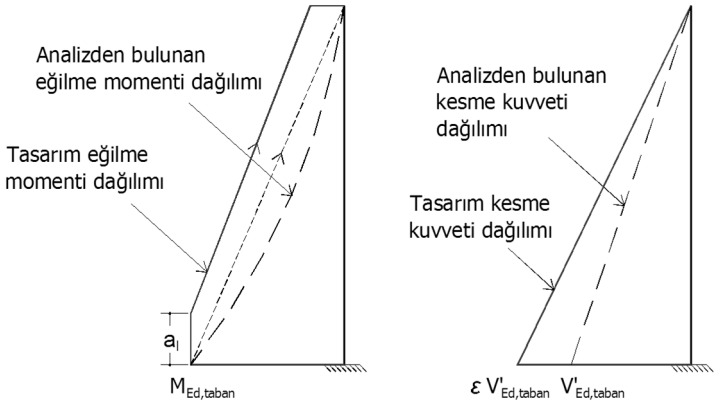
(g) moment dağılımı (R_y=5)



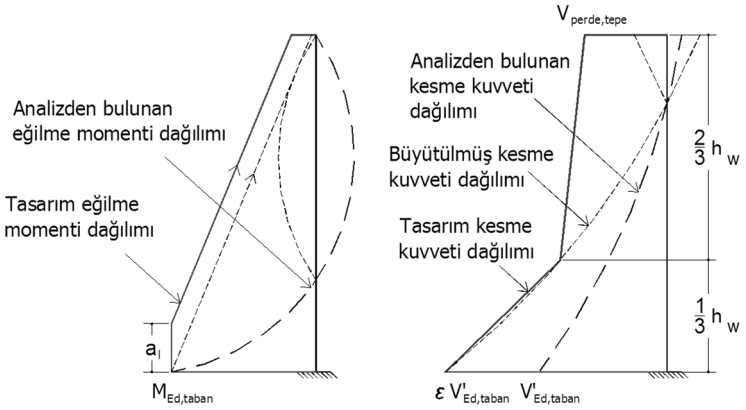
(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

Şekil 4.6 : W4 ve S4 sistemlerinin karşılaştırması.

Önceki çalışmalar göstermiştir ki, özellikle yüksek yapılarda üst katlarda oluşacak plastik dönmeleri sınırlayacak moment zarfının seçilmesinde çeşitli zorluklar bulunmaktadır. Bu zorluklardan biri de üst katlarda azalan eksenel yük seviyesi sebebiyle perdede alt katlarda ulaşılan moment kapasitesine üst katlarda ulaşılamamasıdır (Dezhdar, 2012). Önceki çalışmalar ve analiz sonucu elde edilen bulgular göstermiştir ki, mevcut moment zarfı yaklaşımı bazı sistemlerde üst katlardaki plastik şekil değiştirmeleri engelleyemese de bu plastik şekil değiştirmeler kritik perde yüksekliği dışındaki bölgeler için uygulanan başlık bölgesi detayları ile bile karşılanabilecek mertebede kalmaktadır. Çizelge 4.7'de perde katılımı %60 olan 20 katlı S3 perde-çerçeve sistemi için R_y=5 durumunda katlara göre plastik dönme değerleri verilmiştir.



Şekil 4.7 : Konsol perdelerde moment ve kesme kuvveti dağılımı.

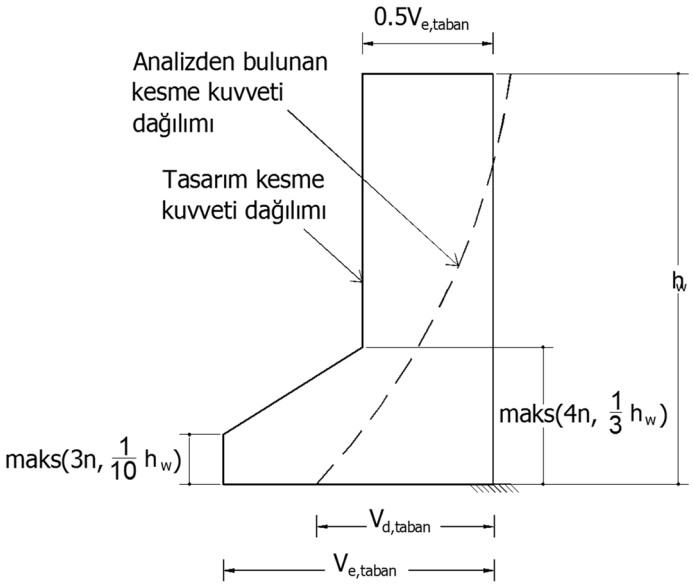


Şekil 4.8 : Perde-çerçeve sistem perdelerinde moment ve kesme kuvveti dağılımı.

Kesme kuvveti dağılımı incelendiğinde, özellikle üst katlardan perde-çerçeve etkileşimi sebebiyle perde kesme kuvvetlerinin arttığı gözlenmiştir. Perdelerde dinamik kesme büyütmesi ise bir sonraki bölümde incelenecektir. Bu bölümde

dinamik kesme büyütmesi etkilinin devreden çıkartılması için kesme kuvveti taban kesme kuvvetine göre normalize edilmiştir. Perde ve perde-çerçeve sistemler için bu dağılım Eurocode 8'de Şekil 4.7 ve Şekil 4.8'de verilmiştir.

Tez kapsamında yapılan parametrik çalışma perde-çerçeve sistemlerde dinamik kesme büyütmesi için literatürde karşılaşılan en geniş çalışma olup mevcut kesme kuvveti dağılımı yaklaşımlarına paralel sonuçlar elde edilmiştir. Ancak yine de kesme kuvveti dağılımı için bir iyileştirme gerekliliği görülmüştür. Özellikle az katlı sistemlerin sonuçlarını kesme kuvveti dağılımında dikkate alabilmek için perde-çerçeve sistemler için aşağıdaki kesme kuvveti dağılımı önerilmiştir.



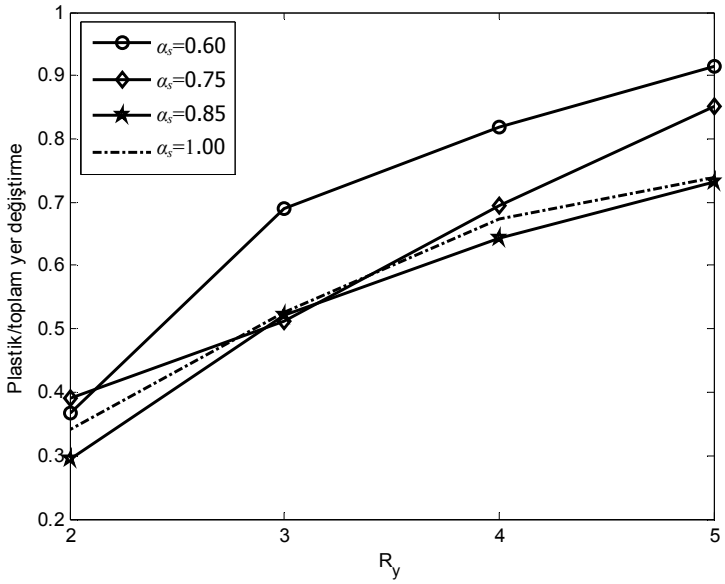
Şekil 4.9 : Perde-çerçeve sistem perdelerinde önerilen kesme kuvveti dağılımı.

Burada n kat yüksekliklerinin ortalaması, h_w perde yüksekliği, $V_{d,taban}$ deprem yükü azaltma katsayısı kullanılarak yapılan doğrusal analiz sonucunda bulunan perde taban kesme kuvveti, $V_{e,taban}$ dinamik kesme büyütmesi katsayısı kullanılarak elde edilen perde taban tasarım kesme kuvvetini göstermektedir.

4.2.2 Şekil değiştirme ve yer değiştirme talepleri

Perde-çerçeve sistemlerin tepe yer değiştirmesi-taban plastik dönmesi ilişkileri bu bölümde incelenmiştir. Ayrıca yönetmeliklerde tanımlı tasarım moment zarfının perde taban kesiti dışındaki plastik dönmeleri engelleyip engelleyemediği yapılan geniş parametrik çalışma kapsamında incelenmiştir.

Bölüm 3.3.2'de konsol perdeler için verilen doğrusal olmayan şekil değiştirmelerden kaynaklanan tepe yer değiştirmesinin toplam tepe yer değiştirmesine oranını farklı deprem yükü azaltma katsayıları için gösteren eğri burada Şekil 4.10'da perde çerçeve sistem sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Sonuçlar on farklı depremin aritmetik ortalamasıdır. Burada deprem yükü azaltma katsayısının artmasıyla sistemin süneklik talebinin artacağı ve bunun doğrusal olmayan şekil değiştirmeleri büyütmesi beklenen bir sonuçtur. Ancak Şekil 4.10, bu artışın mertebesi ve farklı perde katılım oranlarına sahip sistemlerde bu artışın nasıl oluştuğunu görmek açısından önemlidir. Bu noktada, karşılaştırması yapılan W3 perdesinin farklı perde katılım oranına sahip sistemlerinin hepsi aynı periyotta olup perde yüksekliğinin perde plan uzunluğuna oranı α_s=0.60, 0.75, 0.85, 1.00 için sırasıyla 13.6, 10.0, 7.5, 5.1'dir.



Şekil 4.10 : W3 perdesi tepe plastik ve toplam yer değiştirmeleri oranı.

Şekil 4.10'da doğrusal olmayan şekil değiştirmelerden dolayı oluşan tepe yer değiştirmesi hesaplanırken; perde tabanındaki plastik mafsal dönmesi yanında, üst katlarda oluşan plastik dönmelerin katkıları da dikkate alınmıştır. Ancak doğrusal olmayan tepe yer değiştirmesine en büyük katkının tabandaki plastik mafsaldan oluştuğu görülmüştür.

Şekil 4.10'daki eğrilerin hesaplanması için iki farklı yaklaşım mevcuttur. Bunlardan ilki, en büyük tepe yer değiştirmesine karşı gelen adımda oluşan plastik yer değiştirmelere göre eğrilerin elde edilmesidir. İkinci yaklaşım ise tabanda en büyük plastik dönmeye karşı gelen adımda oluşan tepe yer değiştirmesine göre eğrilerin

elde edilmesidir. Bu iki yaklaşım arasında %1-2 fark olduğu görülmüştür. Bu sebeple buradaki karşılaştırma sadece depremde en büyük tepe yer değiştirmesine karşı gelen anda oluşan plastik dönme değerleri için yapılmıştır.

Çizelge 4.7'de perde katılım oranı 0.60 olan S3 perdesinin R_y=5 için zaman tanım alanında analizi yapılan her bir depremde en büyük tepe yer değiştirmesine karşı gelen anda oluşan plastik dönme değerleri verilmiştir.

Burada R_y=5 gibi büyük bir süneklik talebi olan sistem için kat kat plastik dönme değerleri verilmiştir. R_y=5 perde-çerçeve sistemlerin deprem yükü azaltma katsayıları dayanım fazlalığı oranıyla beraber düşünüldüğünde kabaca 50 yılda aşılma olasılığı %2 olan depreme denk gelmektedir. Bu depremde bile üst katlarda oluşan plastik dönmeler on binde bir radyan mertebesinde kalmaktadır. Ancak çalışma kapsamında perde moment kapasitesinin perde-çerçeve sistemler için perde yüksekliği boyunca sabit olması sebebiyle üst katlarda oluşan plastik dönmelerin moment zarfına göre düşünülerek perde moment kapasiteleri tayin edilecek sistemlerin analizi sonucu bulunacak plastik dönmelerden az olacağı düşünülmektedir.

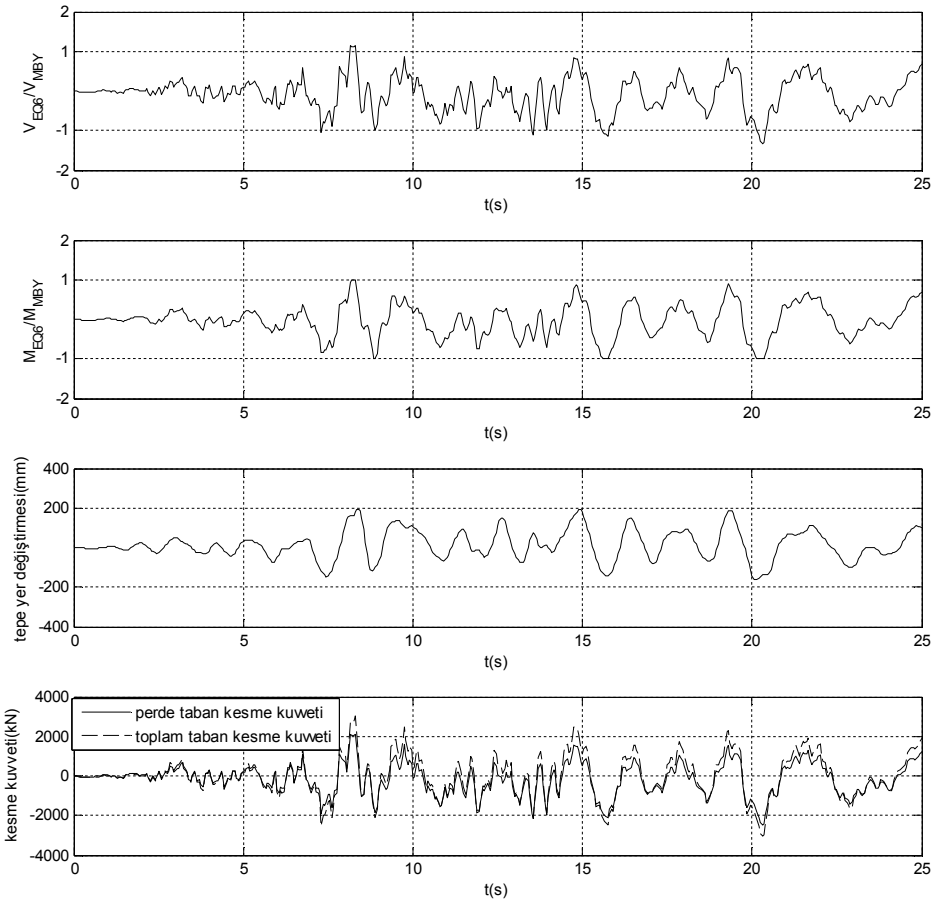
Çizelge 4.7 : S3 α_s=0.60 Ry=5 sistemi için perde plastik dönmeleri ($\times 10^{-3}$ radyan).

Kat	EQ1	EQ2	EQ3	EQ4	EQ5	EQ6	EQ7	EQ8	EQ9	EQ10
20										
19										
18										
17										
16										
15										
14			0,00							
13			0,07							
12			0,14							
11			0,12							
10			0,03							
9										
8									0,00	
7									0,03	
6										
5										
4										
3			0,01							
2		0,06	0,36	-0,22	0,55	0,03			-0,02	
1	-5,59	5,15	-8,91	-5,65	3,76	4,15	2,82	1,45	3,86	-6,27

4.3 Perde-Çerçeve Sistemlerdeki Kesme Kuvveti Dinamik Büyütmesi

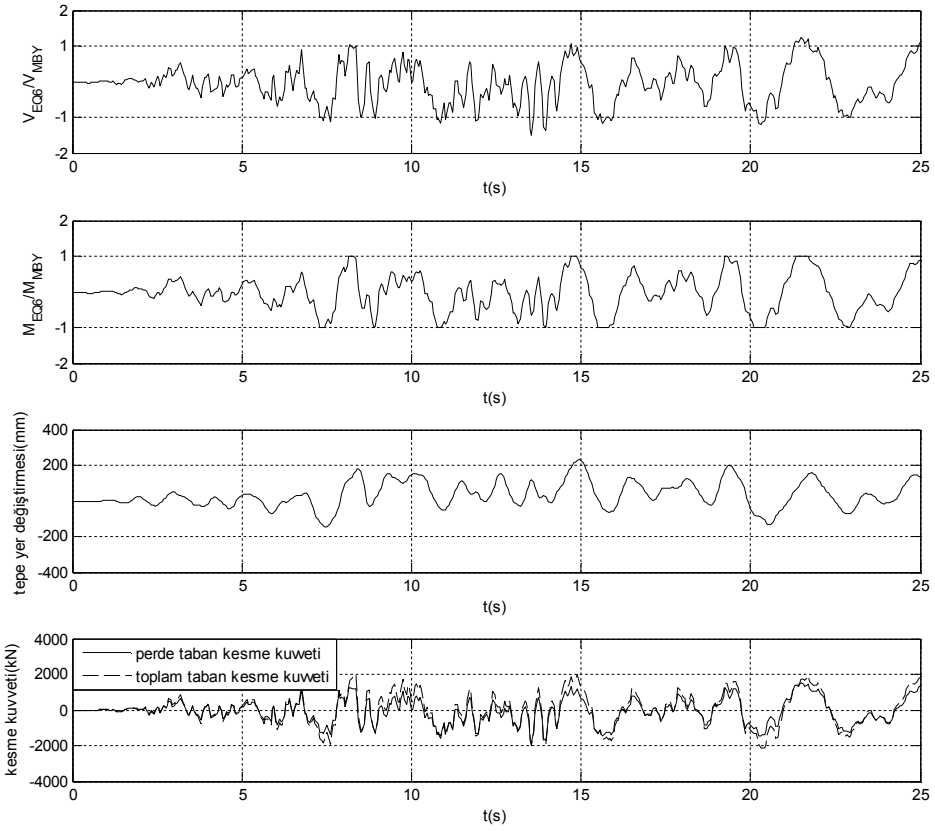
Perde-çerçeve analizleriyle ilgili genel sonuçlar Bölüm 4.2.1 ve EK B'da sunulmuştur. S3 perdesinin α_s=0.75 için EQ6 depremi etkisindeki analiz sonuçları R_y=2 ve R_y=3 süneklik seviyeleri için Şekil 4.11 ve Şekil 4.12'de verilmiştir. Bu sistemlerin sonuçları karşılaştırılırken Bölüm 3'te açıklanan sebeplerden dolayı R_y=2 ve R_y=3 olan sistemler sırasıyla süneklik düzeyi normal ve yaklaşık olarak süneklik düzeyi yüksek olan boşluksuz perdelerin tasarım depremindeki davranışına karşı geldiği düşünülebilir.

Şekil 4.11 ve Şekil 4.12'de S3 sistemindeki perdenin, EQ6 depremi için zaman tanım alanında doğrusal olmayan analiz sonucunda bulunan, taban kesme kuvveti (V_{EQ6}) ve taban eğilme momenti (M_{EQ6}) sırasıyla mod birleştirme yöntemi analizden bulunan taban kesme kuvvetine (V_{MBY}) ve taban eğilme momentine (M_{MBY}) göre normalize edilmiştir. Şekil 4.12 incelendiğinde perde tabanında plastik dönmenin 7.5, 8.5, 9, 15, 15.5, 19.5, 20, 21.5 ve 23.0'üncü saniyelerde oluştuğu izlenmektedir.

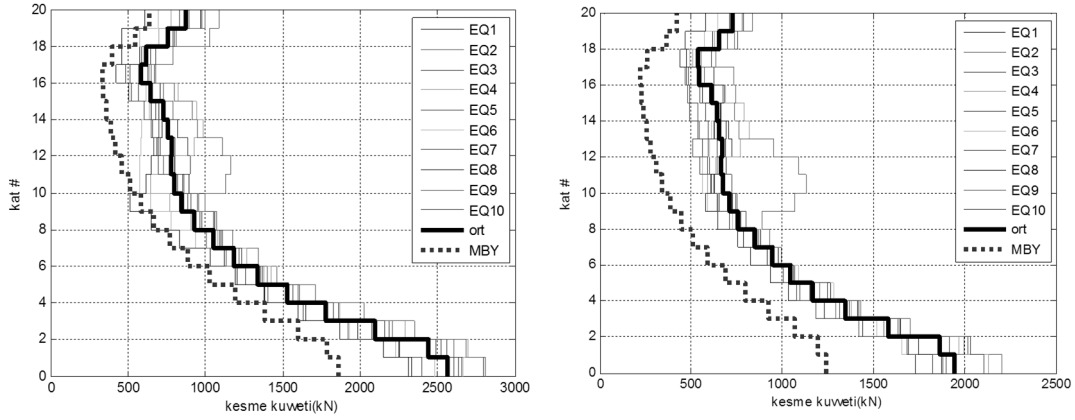


Şekil 4.11 : S3 α_s=0.75 perdesinin R_y=2 için EQ6 etkisindeki analiz sonuçları.

V_{EQ6}/V_{MBY} oranının mutlak değerinin birden büyük olduğu anda neredeyse her zaman perde tabanında mafsallaşma görülmüştür. Ancak R_y=3 için en büyük kesme kuvveti büyütmesi tabanda plastik mafsalın oluşmadığı 13.5s de meydana gelmiştir.



Şekil 4.12 : S3 α_s=0.75 perdesinin R_y=3 için EQ6 etkisindeki analiz sonuçları.

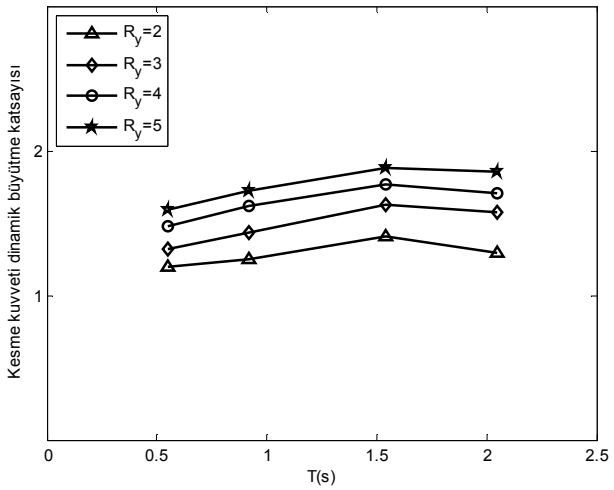


(a) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2) (b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)

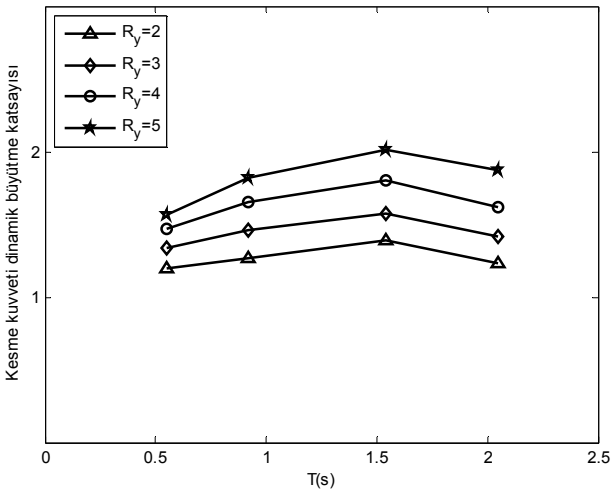
Şekil 4.13 : S3 α_s=0.75 sisteminin perdesi için kesme kuvveti dağılımı.

4.4 Kesme Kuvveti Dinamik Büyütmesi Sonuçlarının Perde ve Perde-Çerçeve Sistemler için Karşılaştırılması

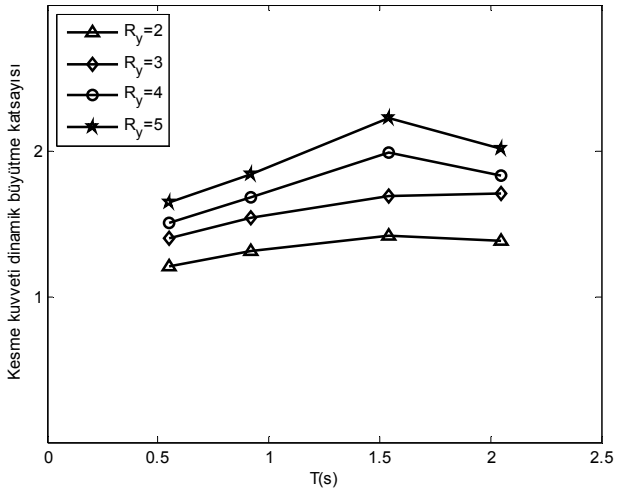
Perde taban kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı için elde edilen sonuçlar Şekil 4.14'ten Şekil 4.17'ye kadar sunulmuştur. Burada sonuçlar farklı perde katılım oranları için verilmiş sonda da konsol perde için olan sonuçlar gösterilmiştir.



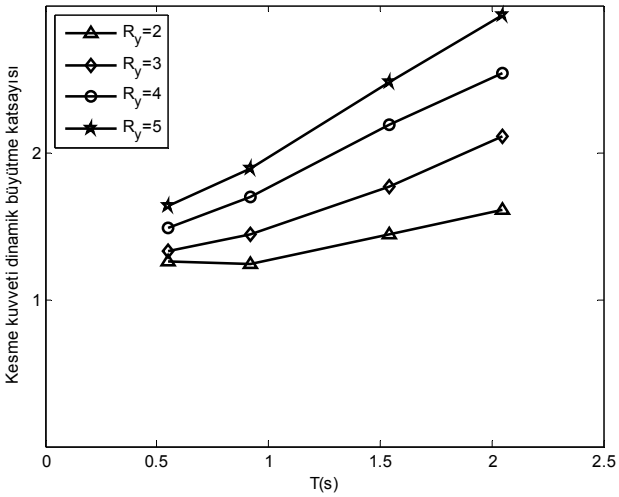
Şekil 4.14 : α_s=0.60 için kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı-periyot ilişkisi.



Şekil 4.15 : α_s=0.75 için kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı-periyot ilişkisi.



Şekil 4.16 : α_s=0.85 için kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı-periyot ilişkisi.



Şekil 4.17 : α_s=1.00 için kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı-periyot ilişkisi.

Perde-çerçeve sistemler için elde edilen sonuçlarla konsol perde sistemler için elde edilen sonuçlar arasında iki önemli farklılık görülmektedir. Bunlardan ilki perde-çerçeve sistemler için elde edilen kesme kuvveti dinamik büyütme katsayılarının konsol perdeler için elde edilen sonuçlara göre daha düşük olmasıdır. İkinci farklılık ise, 2.05s periyotlu perde-çerçeve sistemler için dinamik kesme büyütme katsayısının konsol perdelerdeki eğilimin aksine düşüşe geçmesidir. İlk farklılık önceki çalışmalardaki sonuçlarla paralellik göstermektedir (Goodsir ve diğ., 1983; Yılmaz ve Celep, 2009). Ancak ikinci farklılık, literatürde perde-çerçeve sistemlerin kesme kuvveti dinamik büyütmesi için yapılan parametrik çalışmaların azlığı sebebiyle daha önce ortaya koyulmamıştır.

Bu çalışmadaki perde-çerçeve sistemlerde periyodun artmasıyla kesme kuvveti dinamik büyütme çarpanının azalmasını ve bu azalmanın konsol perdelerden farklılığını açıklamak için Sullivan ve diğ. (2008) tarafından geliştirilen yöntemden faydalanılmıştır. Bu yöntem, Priestley ve Amaris (2002) tarafından ortaya atılan ve Denklem 4.11'de verilen değiştirilmiş modal superpozisyon yönteminden yola çıkarak Sullivan ve diğ. (2008) geliştirilen ve Denklem 4.12'de verilen geçici doğrusal olmayan modal superpozisyon yöntemidir.

$$V_{b,MMS} = (V_{b,i1}^{0\ 2} + V_{b,el2}^{\ 2} + V_{b,el3}^{\ 2} + .. + V_{b,eln}^{\ 2})^{0.5} \quad \textbf{(4.11)}$$

$$V_{b,TIMS} = (V_{b1}^{0\ 2} + V_{bTIM2}^{\ 2} + V_{bTIM3}^{\ 2} + \cdots + V_{bTIMn}^{\ 2})^{0.5} \quad \textbf{(4.12)}$$

Bu yöntemi geliştirirken tabanda plastik mafsal oluşumu anından önceki ve sonraki belirli bir süre zarfı içindeki kesit tesiri değişimi kısa süreli Fourier dönüşümü (windowed Fourier analysis) ile incelenmiştir (Sullivan ve diğ., 2008). İncelenen yapı için taban kesme kuvveti büyütmesinin tabandan mafsallı sistemin ikinci modunun katkısından dolayı oluştuğu görülmüştür. Aynı durum farklı bir yaklaşımla Celep (2008) tarafından da ortaya koyulmuştur.

Sullivan ve diğ. (2008) tarafından önerilen bu yaklaşım daha sonra aynı ekipten Pennucci ve diğ. (2010, 2011, 2012) tarafından yapılan çok geniş parametrik çalışmalar sonucu geliştirilmiştir. Denklem 4.13'te verilen bu geliştirilmiş yaklaşımda F_{fx} azaltılmış elastik katkı, F_{pin} tabandan mafsallı sistemin azaltılmış katkısı, n ilgili titreşim modu, R_M ve R_P ise sırasıyla; elastik katkının ve akma sonrası katkının azaltılma katsayılarıdır. Bu katsayılar arasındaki bağıntı yapılan geniş parametrik çalışmalar sonucu oluşturulmuştur.

$$F_{duct} = \frac{\sqrt{\sum_n (F_{fx,n})^2}}{R_M} + \frac{\sqrt{\sum_n (F_{pin,n})^2}}{R_P} \quad \textbf{(4.13)}$$

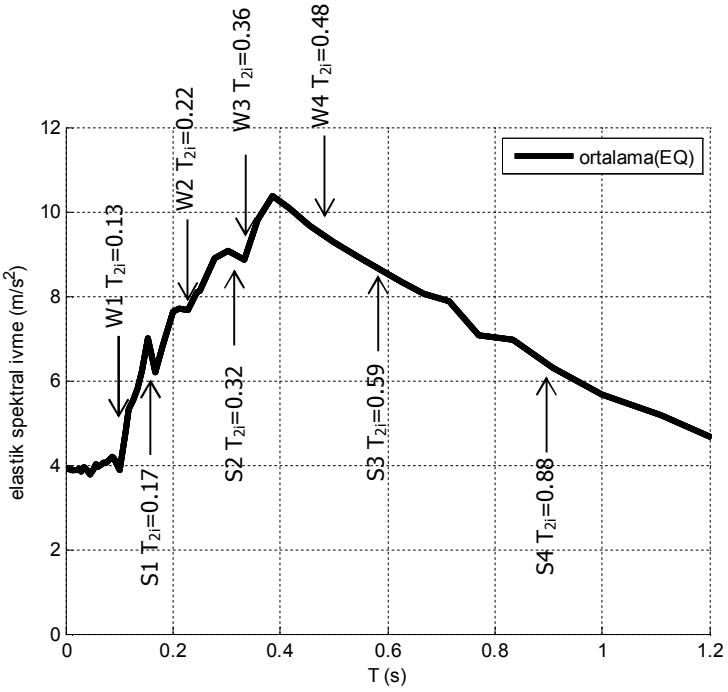
Yukarıda bahsedilen yaklaşımlardaki diğer bir kabul ise perde çerçeve sistemler için doğrusal olmayan sistemin katkısını hesaplamak için kabul edilecek sistemdeki mafsal dağılımı kabulüdür. Bu durum için Sullivan ve diğ. (2008) bir üst sınır durumu ifade eden tüm kirişlerde ve perde ve kolonların tabanında oluşacak mafsal durumunu dikkate almışlardır. Bu yaklaşıma göre bu çalışmada incelenen konsol

perdeler ve perde-çerçeve sistemler için doğrusal ve doğrusal olmayan modlara karşı gelen periyotlar Çizelge 4.8'de verilmiştir.

Çizelge 4.8 : İncelenen sistemlerin farklı modlarının periyotları.

Sistem	T_1 (s)	T_2 (s)	T_3 (s)	T_{2i} (s)	T_{3i} (s)
W1	0.55	0.10	0.04	0.13	0.04
S1(α_s=0.85)	0.55	0.12	0.05	0.17	0.06
W2	0.91	0.16	0.06	0.22	0.07
S2(α_s=0.85)	0.91	0.22	0.11	0.32	0.11
W3	1.53	0.26	0.10	0.36	0.08
S3(α_s=0.85)	1.53	0.36	0.15	0.59	0.19
W4	2.07	0.35	0.14	0.48	0.16
S4(α_s=0.85)	2.07	0.49	0.21	0.88	0.28

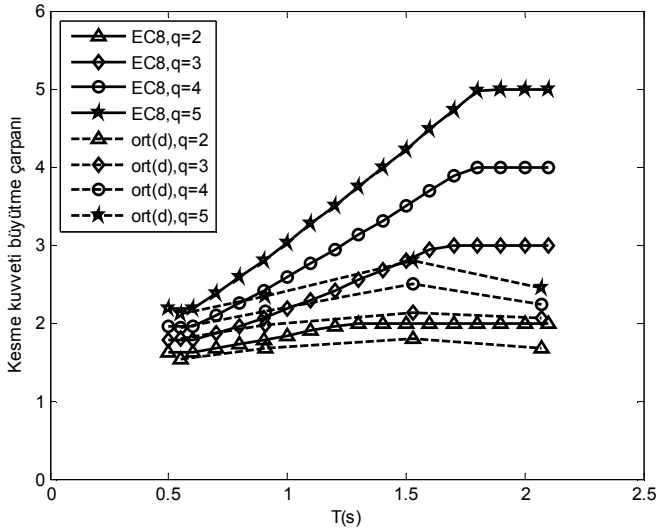
Çizelge 4.8 incelendiğinde konsol perdeler için doğrusal olmayan ikinci modun periyodunun doğrusal ikinci modun periyoduna göre daha büyük olduğu görülmüştür. Bu durumun bir sonucu önceki araştırmacılar tarafından yapılan sarsma tablası deneylerinde gözlemlenmiştir (Abrams ve Sözen, 1979; Eberhard, 1989). Araştırmacılar bu duruma periyod uzaması adını verip hem hakim modun periyodu hem de yüksek modların periyotları için bu durum rapor edilmiştir.



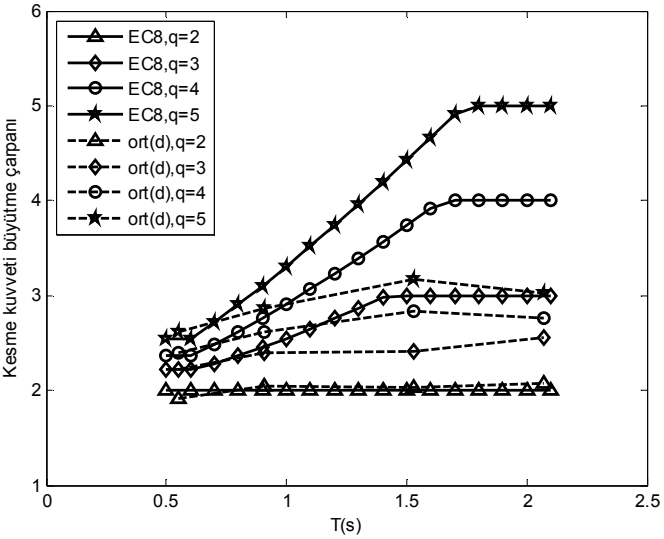
Şekil 4.18 : Ölçeklendirilmiş kayıtların ortalama ivme spektrumu.

Bu çalışma kapsamında konsol perdelerle aynı hakim mod periyoduna sahip olacak şekilde tasarlanmış perde-çerçeve sistemler için bu periyot uzamasının Priestley

(2003) tarafından bildirildiği gibi perde-çerçeve sistemlerde konsol perdelere göre daha da etkili olduğu görülmüştür. Bu durum Çizelge 4.8'de ayrıntılı olarak görülmektedir. W3 ve S3 sistemleri için doğrusal ikinci modun periyodları sırasıyla 0.26 ve 0.36s'dir. Aynı sistemler için doğrusal olmayan ikinci modun periyodları sırasıyla 0.36 ve 0.59'dur. Burada perde-çerçeve sistem olan S3 sistemindeki periyot uzamasının W3 konsol perdesine göre fazla olduğu görülmektedir.



Şekil 4.19 : $\gamma_{Rd}M_{Rd}/M_{ed}$=1.5 için büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.



Şekil 4.20 : $\gamma_{Rd}M_{Rd}/M_{ed}$=2.0 için büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.

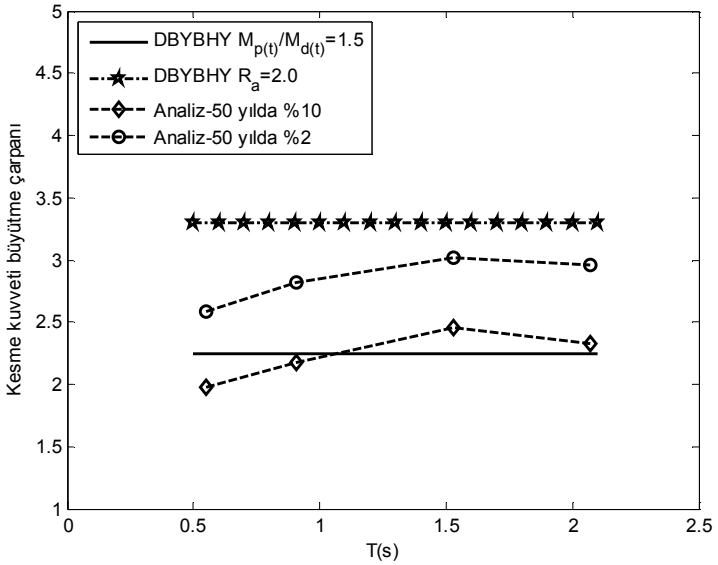
Şekil 4.18'de konsol perde ve perde-çerçeve sistemlerde kesme kuvveti dinamik büyütmesine sebebiyet veren doğrusal olmayan ikinci modların dağılımı spektrum üzerinde gösterilmiştir. S4 perde-çerçeve sistemi için öngörülen doğrusal olmayan

sistemin ikinci modunun periyodu ivme spektrumunun plato bölgesinin ötesine denk gelmektedir. Bu durum konsol perdelerdeki sonucun aksine S4 sisteminin kesme kuvveti dinamik büyütmesindeki azalmayla paralellik göstermektedir.

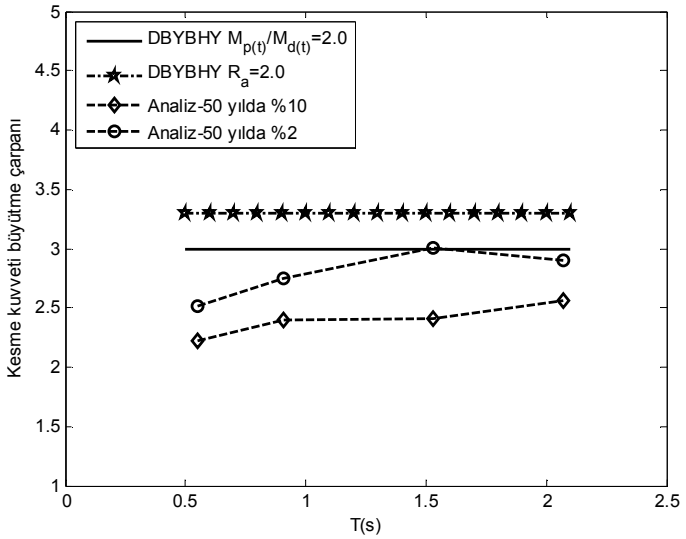
Ancak bu çalışma kapsamı dışındaki periyotlar için taban kesme kuvvetine doğrusal olmayan ikinci modun yanında doğrusal olmayan üçüncü modun da etkisinin önemli ölçüde olabileceği Pennucci ve diğ. (2012) tarafından gösterilmiştir.

Şekil 4.19 ve Şekil 4.20'de Eurocode 8'de perdeler için verilen kesme kuvveti büyütme çarpanı $\gamma_{Rd}M_{Rd}$ /M_{Ed} =1.5 ve 2 durumu için α_s=0.85 perde-çerçeve sistemlerinin çözümü ile karşılaştırılması verilmiştir. Karşılaştırmada kesme kuvveti dinamik büyütmesi çarpanı için en büyük değerlerin elde edildiği α_s=0.85 perde-çerçeve sistemleri seçilmiştir. Diğer sistemler için kesme kuvveti oranları daha küçüktür.

Şekil 4.21 ve Şekil 4.22'de analiz sonuçları Bölüm 3'te konsol perdeler için yapıldığı gibi, sırasıyla $(M_p)_t/(M_d)_t$=1.5 ve$(M_p)_t/(M_d)_t$=2.0 ile karşılaştırılmıştır. Karşılaştırma iki farklı deprem performans seviyesi için yapılmıştır.



Şekil 4.21 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =1.5 için büyütme çarpanı-periyot ilişkisi (α_s=0.85).



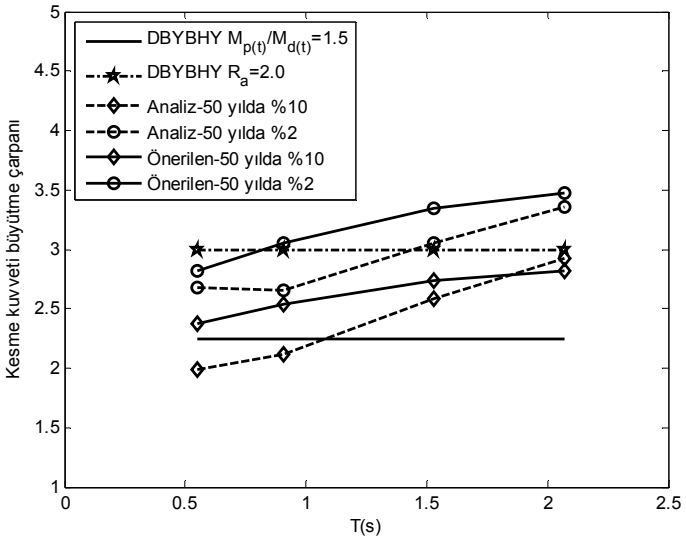
Şekil 4.22 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =2.0 için büyütme çarpanı-periyot ilişkisi. (α_s=0.85).

Şekillerde $\beta_v(M_p)_t/(M_d)_t$ kesme kuvveti büyütme çarpanı, T ise periyodu göstermektedir. Bu çalışma kapsamındaki periyot aralığı içinde tasarım depreminde deprem yönetmeliğinde verilen perde kesme kuvveti büyütme çarpanının farklı dayanım fazlalığı değerleri için genelde yeterli olduğu görülmektedir. En büyük depremde belirli periyoda sahip perde-çerçeve sistemlerde perde kesme kuvveti büyütme çarpanının yetersiz kaldığı görülmektedir.

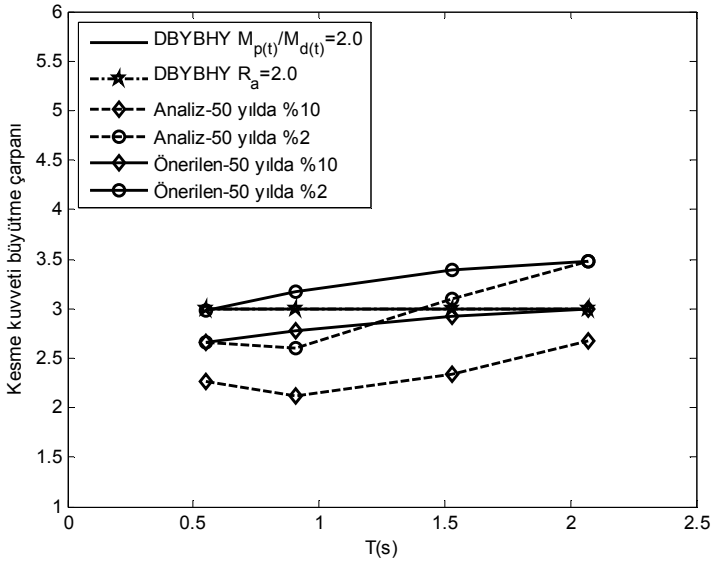
4.5 Perde ve Perde-Çerçeve Sistemler için Önerilen Kesme Kuvveti Dinamik Büyütmesi Katsayısı

Çalışma kapsamında konsol tekil perdeler, bağ kirişli tekil perdeler ve perde çerçeve sistemler üzerinde geniş parametrik bir çalışma yapılmış ve bu farklı sistemlerin karşılaştırılması mümkün kılınmıştır. Burada çalışılan tüm sistemler, tek perdeden oluşan sistemlerdir. Denklem 4.14'te Türk Deprem Yönetmeliği'nde Bölüm 3.6.6.3'te verilen kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı yerine önerilen denklem verilmiştir. Bu denklemde kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısının taşıyıcı sistem davranış katsayısıyla artması ve dayanım fazlalığı ile ilgili olan etkilerle azalması dikkate alınmıştır. Denklemde ayrıca, perde-çerçeve ve bağ kirişli perdeli sistemlerde gereken azaltma için bir katsayı bulunmaktadır. Çalışma kapsamında incelenen periyod aralığında perde kesme kuvveti dinamik büyütmesinin doğrusal

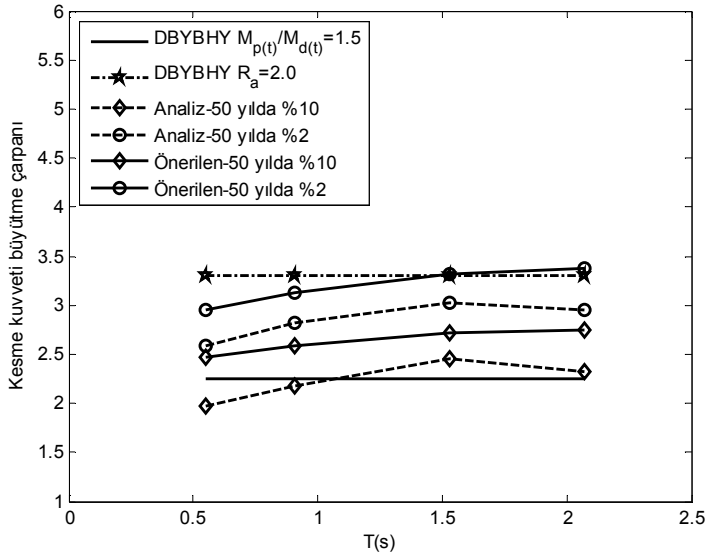
olmayan ikinci moddan kaynaklandığı görülmüş ve T_B değerinin yanındaki çarpanlar sayesinde farklı sistemler için periyodun etkisi dikkate alınmıştır.



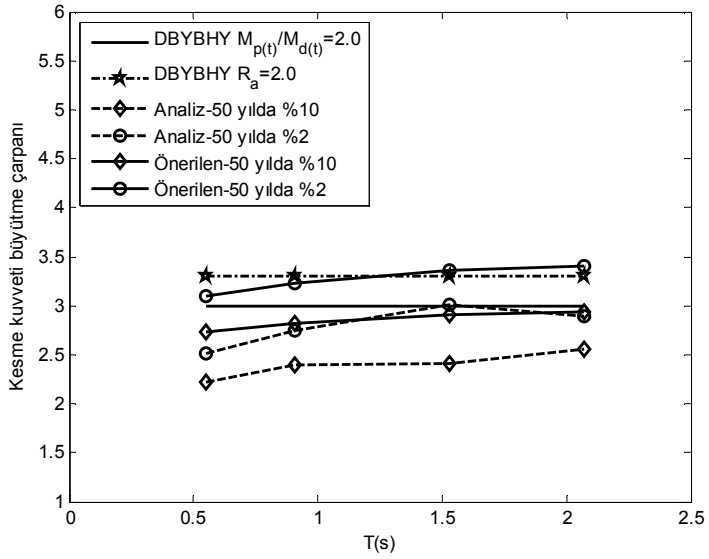
Şekil 4.23 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =1.5 için konsol perde büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.



Şekil 4.24 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =2.0 için konsol perde büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.



Şekil 4.25 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =1.5 α_s=0.85 sistemlerde büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.



Şekil 4.26 : $(M_p)_t/(M_d)_t$ =2.0 α_s=0.85 sistemlerde büyütme çarpanı-periyot ilişkisi.

$$\beta_v = 1 + \frac{(R/2)\,\Psi}{(M_{pt}/M_{dt})^2\, I}\,(1 - 0.1(T - 4T_B\Psi)^2) \qquad \textbf{(4.14)}$$

$$\Psi = \begin{cases} \alpha_s & \text{perde ve perde çerçeve sistemler için} \\ 1 - BKKO & \text{bağ kirişli perdeler için} \end{cases} \qquad \textbf{(4.15)}$$

Burada, R taşıyıcı sistem davranış katsayısı, I bina önem katsayısı, T yapının ilgili doğrultudaki hakim periyodu, T_B Türk Deprem Yönetmeliği'nde tanımlanan spektrum karakteristik periyodu, α_s perdelerin tabanında elde edilen kesme

kuvvetinin sistemin tümü için tabanda meydana gelen kesme kuvvetlerine oranı, BKKO bağ kirişi katkı oranını göstermektedir. Önerilen denklem Şekil 4.23 ve Şekil 4.24'te sırasıyla $(M_p)_t /(M_d)_t$=1.5 ve$(M_p)_t /(M_d)_t$=2.0 için karşılaştırılmıştır. Aynı karşılaştırma Şekil 4.25 ve Şekil 4.26'da perde katılım oranı 0.85 olan perde çerçeve sistem için yapılmıştır.

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, konsol perdeler, bağ kirişli konsol perdeler ve perde-çerçeve sistemler için parametrik bir inceleme yapılmıştır. İncelemede tasarımda dikkate alınması gereken perde kesme kuvveti üzerine yoğunlaşılmıştır. Perdelerdeki kesme kuvveti başta olma üzere, perde-çerçeve betonarme taşıyıcı sistemlerin davranışı doğrusal olmayan kabuller altında incelenmiştir. Geniş çaplı bir parametrik çalışma yapılıp, farklı periyod ve deprem yükü azaltma katsayısına sahip betonarme perde-çerçeve sistemlerin dinamik kesme büyütmesi ilişkileri zaman tanım alanında analiz edilmiştir. Bu çalışmada, betonarme perde ve perde-çerçeve sistemlerin deprem etkileri altında doğrusal olmayan davranışları incelenmiştir. Analiz edilen perdeler modern deprem yönetmeliklerinde bulunan kuvvet esaslı yöntemlerle boyutlandırılmıştır. Yapılan geniş parametrik çalışmada, mevcut kuvvet esaslı boyutlandırma yöntemlerinin yeterliliğini irdelemek amaçlanmıştır. Bunun yanında konsol perdeler ve perde-çerçeve sistemler için depremin perde kesme kuvveti talepleri elde edilerek sonuçların mevcut yönetmeliklerle karşılaştırılması yapılmıştır. Aynı çalışmada hem konsol perdelerin hem de perde-çerçeve sistemlerin geniş parametrik incelemesi yapıldığı için bu sistemleri aynı kabuller çerçevesinde incelenip karşılaştırılmıştır.

Analizi yapılan sistemlerin kesit tesirlerinin perde boyunca dağılımının yanında şekil değiştirme ve yer değiştirme talepleri incelenmiştir. Ardından, sonuçlar konsol perdelerin sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırmada özellikle perde taban kesme kuvvetinin dinamik büyütmesi üzerine yoğunlaşılmıştır.

Çalışmada elde edilen bulgular sonucunda, mevcut yönetmeliklerde bulunan klasik moment zarfı yaklaşımının, özellikle yüksek süneklikli ve periyotlu sistemler için üst katlarda doğrusal olmayan şekil değiştirmeleri engelleyemediği görülmüştür. Ancak, bu şekil değiştirmeler sargılama şartları rahatlatılmış başlık bölgelerine sahip perde kesitleri için izin verilebilir düzeyde kalmaktadır. Bunda, perdelerin üst katlarında

oluşan mafsalların düşük eksenel yüklü kat seviyelerine denk gelmesinin katkısı vardır.

Perde-çerçeve sistemlerde kesme kuvveti profili için ise mevcut yaklaşımların yetersizliği gösterilmiştir. Bu yetersizlikleri giderecek bir perde kesme kuvveti dağılım kuralı önerilmiştir. Özellikle az katlı yapıların perdeleri için, perde kesme kuvveti dağılım kuralına minimum kat adedi tanımı getirilerek tek bir dağılım kuralıyla perde-çerçeve sistemler için yeterli bir dağılım kuralı oluşturulmuştur.

Bu çalışmada, aynı kabullere göre tasarlanmış ve analiz edilmiş perde, bağ kirişli perde ve perde-çerçeve sistemlerin uygun bir şekilde karşılaştırılması sağlanabilmiştir. Bu karşılaştırma sırasında şekil değiştirmeye göre tasarım yaklaşımına esas oluşturacak bulgular elde edilmiş ve perde tepe yer değiştirmesi ile perde tabanı plastik dönmesi arasında ilişkiler ortaya koyulmuştur. Konsol perde, bağ kirişli perde ve perde çerçeve sistemlerdeki perdelerde kesme güvenliğinin sağlanabilmesi için kesme kuvveti dinamik büyütme katsayısı önerilmiştir

Çalışma oldukça geniş ve kapsayıcı bir parametrik çalışma olsa da, belirli sınırlar çerçevesinde yapılmıştır. Perde modelleri her ne kadar deneylerle doğrulanmış ve literatürde kabul görmüş modeller olsa da, perdede moment ve kesme kuvvetinin etkileşimini dikkate alan bir perde modeli ile çalışılmamıştır. Literatürdeki perde deneylerinin incelenmesi sonucu perdede eğilme momentinden dolayı başlayan akmanın aynı anda doğrusal olmayan kayma şekil değiştirmelerinin oluşmasına sebep olduğu anlaşılmıştır. Bu sebeple, büyük kesme kuvvetlerinin incelendiği bu çalışma doğrusal olmayan kayma şekil değiştirmelerini eğilme etkisiyle etkileşimli olarak dikkate alabilecek bir perde modeliyle genişletilebilir. Çalışma farklı yükseklikteki perdelerin bulunduğu sistemlere ya da modern yüksek yapı tasarımında kullanılan rijitleştirilmiş katları bulunan sistemlere genişletilebilir. Ayrıca, çalışma sistemde tek perdenin bulunduğu durumlar için geçerli olup, iki ya da daha çok aynı veya farklı rijitlikteki perdelerin bulunduğu sistemler için çalışma genişletilebilir.

KAYNAKLAR

Abrams, D. P. ve Sözen, M. (1979). Experimental study of frame-wall interaction in reinforced concrete structures subjected to strong earthquake motions. Structural Research Series No. 460, University of Illinois at Urbana-Champagne, USA.

ABYYHY (1998). *Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkındaki Yönetmelik, Bayındırlık ve İskan Bakanlığı, Ankara.*

ACI (2011). *Building Code Requirements for Struuctural Concrete (ACI 318-11) and commentary, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI.*

ADINA R&D, Inc. (1992). ADINA theory and modeling guide. Report ARD92–8.

ASCE (2010). *Minimum design loads for buildings and other structures, ASCE/SEI 7-10, American Society of Civil Engineers, Reston, VA.*

Aydinoglu, N.M. ve Kacmaz, U. (2002). "Strength Based Displacement Amplification Spectra for Inelastic Seismic Performance Evaluation", Department of Earthquake Engineering Report, No. 2002/2, Kandilli Observatory and Earthquake Research Institute, Bogazici University, Istanbul, Turkey.

Beyer, K. (2005). *Design and Analysis of Walls Coupled by Floor Diaphragms*. (MSc Thesis). ROSE School, Pavia, Italy.

Blakeley, R.W.G., Cooney, R.C. ve Megget, L.M. (1975). Seismic shear loading at flexural capacity in cantilever wall structures. *Bulletin New Zealand National Society Earthquake Engineering, 8*, 278-290.

Chaallal, O. ve Gauthier, D. (2000). Seismic Shear Demand on Wall Segments of Ductile Coupled Shear Walls, *Canadian Journal of Civil Engineering*, *27*, 506-522.

Celep, U.U. (2008). *Dynamic shear amplification in seismic response of structural wall systems*. (PhD Thesis). Bosporus University, Istanbul, Turkey.

Celep, Z. (2008). *Betonarme Taşıyıcı Sistemlerde Doğrusal Olmayan Davranış ve Çözümleme*, Beta Dağıtım, İstanbul.

Clough, R. W., Benuska, K. L. ve Wilson, E. L. (1965). Inelastic Earthquake Response of Tall Buildings. Proc. 3rd World Conference on Earthquake Engineering 11, New Zealand.

Colotti, V. (1993). Shear behavior of RC structural walls. *ASCE Journal of Structural Engineering, 119* (3), 728–746.

CSA-A23.3 (1994). Design of Concrete Structures for Buildings, Canadian Standards Association, Rexdale.

DBYBHY (2007). Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkındaki Yönetmelik, *Bayındırlık ve İskan Bakanlığı*, Ankara.

Derecho, A. ve Corley, W. (1984). Design Requirements for Structural Walls in Multistory Buildings, *Proceedings of Eighth World Conference on Earthquake Engineering*, Vol. 5, (pp. 541-548). San Francisco, California, July 1984

Dezhdar, E. (2012). *Seismic response of cantilever shear wall buildings*. (PhD Thesis). The University of British Colombia, Vancouver.

Desalvo, G. J. ve Swanson, J. A. (1983). ANSYS, Engineering Analysis System User Manual, SwansonAnaysis Systems, Inc., Revision 4.1, Houston, PA.

Eberhard, M. (1989). *Experiments and analyses to study seismic response of reinforced concrete frame-wall structures with yeilding columns*. (PhD Thesis). Department of Civil Engineering, University of Illinois at Urbana-Champagne, USA.

Eberhard, M. ve Sözen, M. (1993). Behavior Based Method to Determine Design Shear in Earthquake-Resistant Walls, *Journal of the Structural Division, American Society of Civil Engineers (ASCE)*, *119* (2), 619-640.

Eibl, J. ve Keintzel, E. (1988). Seismic Shear Forces in RC Cantilever Shear Walls. *Proceedings of Ninth World Conference on Earthquake Engineering*, Vol. VI, (pp. VI/1-VI/5). Kyoto, Japan, 2 August-9 August 1991.

Eurocode 8, (2004). *Design of Structures for Earthquake Resistance-Part I General Rules, Seismic Actions and Rules For Buildings (EN 1998-1), Comité Européen de Normalisation, Brussels.*

Fahjan, Y. M. (2008). Türkiye Deprem Yönetmeliği (DBYBHY, 2007) Tasarım İvme Spectrumuna Uygun Gerçek Deprem Kayıtlarının Seçilmesi ve Ölçeklenmesi, *İMO Teknik Dergi yazı 292.*

FEMA (2003). NEHRP Recommended Provisions for Seismic Regulations for New Buildings and Other Structures, FEMA 450-2 Part 2: Commentary. Building Seismic Safety Council, Washington, D.C.

Filiatrault, A., D'Aronco, D. ve Tinawi, R. (1994). Seismic Shear of Ductile Cantilever Walls: A Canadian Code Perspective, *Canadian Journal of Civil Engineering*, *21*, 363-376.

Filipou, F. C., Popov E. G. ve Bertero V. V. (1983). Effects of bond deterioration on hysteretic behaviour of reinforced concrete joints. EERC Report No. UCB/EERC-83/19. Earthquake Engineering Research Center, University of California. Berkeley, California.

Fintel, M., Derecho, A. T., Freskasis, G. N., Fugelson, L.E. ve Gosh, S. (1975). Structural Walls in Earthquake Resistant Structures, Progress Report to the the NSF (RANN), Portland Cement Association, Skokie.

Fischinger, M., Rejec, K. Ve Isakovic, T. (2009). Shear Magnification Factors for RC Structural Walls in Eurocode 8. *14th European Conference on Earthquake Engineering*, August 30 - September 03, 2010, Ohrid, Macedonia.

Fischinger, M., Vidic, T., Selih, J., Fajfar, P., Zhang, H. Y., ve Damjanic, F. B. (1990). Validation of a Macroscopic Model for Cyclic Response Prediction of RC Walls," Computer-Aided Analysis and Design of Concrete Structures, V. 2, N. B. Bicanic and H. Mang, eds., (pp. 1131-1142). Pineridge Press, Swansea, Wales, 1990.

Fox, M. J., Sullivan, T. J. ve Beyer, K. (2014). Capacity Design of Couupled RC Walls. *Journal of Earthquake Engineering, 18* (5), 735-758.

Galal, K. ve El-Sokkary, H. (2008). Advancement in Modeling of RC Shear Walls, *The 14th World Conference on Earthquake Engineering*, Beijing, China, 12 -17 October

Gérin, M. ve Adebar, P. (2004). Accounting for shear in seismic analysis of concrete structures, 1*3th World Conference on Earthquake Engineering*, (CD-ROM) Paper No. 1747, 13 (pp.1) Vancouver, BC.

Giberson, M. (1967). The response of nonlinear multi-story structures subjected to earthquake excitation. Tech. report, Earthquake Engineering Research Laboratory, California Institute of Technology, Pasadena, California.

Goodsir W. J., Paulay, T. ve Carr A.J. (1983). A Study of the Inelastic Seismic Response of Reinforced Concrete Coupled Frame-Shear Wall Structures. *Bulletin New Zealand National Society Earthquake Engineering, 16* (3), 185-200

Goodsir W. J. (1985). *The design of coupled frame-wall structures for seismic actions.* (PhD Thesis). University of Canterbury, Christchurch, New Zeland.

Gosh, S. ve Markevicius, P. (1990). Design of Earthquake Resistant Shearwalls to Prevent Shear Walls, *Proceedings of Fourth U.S. National Conference on Earthquake Engineering*, , Vol. 2, (pp. 905-913) Palm Springs, California, 20 May-24 May 1990

Hibbitt, H.D. (1984). ABAQUS/EPGEN, A General Purpose Finite Element Code with Emphasis on Nonlinear Applications. Nuclear Engineering and Design, 77:3, 271-297.

Kabeyasawa, T. (1987). Ultimate-state Design of Reinforced Concrete Wall-Frame Structures", *Proceedings of Pacific Conference on Earthquake Engineering*, Vol. 4, (pp. 431-440). Auckland, New Zealand.

Kabeyasawa, T., Shiohara, H., Otani, S. ve Aoyama H. (1983). Analysis of the Full-scale Seven-story Reinforced Concrete Test Structure, *Journal (B)* . Vol. XXXVII, No.2, (pp: 432-478). The Faculty of Engineering, University of Tokyo.

Kappos A. J. ve Antoniadis P. S. (2007). A Contribution to Seismic Shear Design of R/C Walls in Dual Structures. *Bulletin of Earthquake Engineering 5*, 443-466.

Kappos A. J. ve Antoniadis P. S. (2007). Evaluation and Suggestions for Improvement of Seismic Design Procedures for R/C Walls in Dual Systems. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics 40*, 35-53.

Karsan, I. D ve Jirsa, J.O. (1969). Behavior of Concrete Under Compresive Loadings. *Journal of Structural Division, ASCE*, *95* (12), 2543-2563.

Kazaz, İ. (2010). *Dynamic Characteristics and Performance Assessment of Reinforced Concrete Structural Walls*. (PhD Thesis). Middle East Technical University, Ankara, Turkey.

Keintzel, E. (1990). Seismic Design Shear Forces in Reinforced Concrete Cantilever Shear Wall Structures. *European Journal of Earthquake Engineering 3*, 7-16.

Kent, D.C. ve Park, R. (1971). "Flexural Members With Confined Concrete." Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 97, No. ST7, Proc. Paper 8243, pp. 1969-1990.

Kelly, T. (2007). A Blind Prediction Test of Nonlinear Analysis Procedures for Reinforced Concrete Shear Walls, *NZSEE Bulletin*, New Zealand Society for Earthquake Engineers, pp. 142-159, Palmerston North, New Zealand.

Luu, H. Q., Ghorbanirenani, I., Leger, P. ve Tremblay, R. (2011). Structural dynamics of slender ductile reinforced concrete shear walls", *The 8th International Conference on Structural Dynamics*, Leuven, Belgium, July.

Krawinkler, H. (2006). Importance of a Good Nonlinear Analysis, *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, *15*, 515-531.

Manegotto, M., ve Pinto, E. (1973). Method of analysis for cyclically loaded reinforced concrete plane frames including changes in geometry and non-elastic behaviour of elements under combined normal force and bending, *Proceedings*, IABSE Symposium. Lisbon, Portugal.

Martinelli, P. (2007). *Shaking table tests on RC shear walls: significance of numerical modeling.* (PhD Thesis). Politecnico Di Milano, Milano, Italy.

Massone, L.M. ve Wallace, J. W. (2004). Load-deformation responses of lender reinforced concrete walls. *ACI Structural Journal, 101* (1), 103–113.

Massone, L.M. (2006). *RC Wall Shear-Flexure Interaction: Analytical and Experimental Responses.* (PhD Thesis). University of California, Los Angeles.

Mesa, A. D. A. (2002). *Dynamic amplification of Seismic Moments and Shear Forces in Cantilever Walls*. (MSc Thesis). ROSE School, Pavia, Italy.

Moehle, J. P. (1992). Displacement-Based Design of RC Structures Subjected to Earthquakes. *Earthquake Spectra, 8* (3), 403-427.

Moehle, J. P., Bozorgnia, Y. ve Yang, T. Y. (2007). The Tall Building Initiative. *SEAOC Convention Proceedings*, pp. 315-324.

Ngo, D., ve Scordelis A. C. (1967). Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Beams. *ACI Journal, 64* (3), 153-163.

NZS 3101, (1982 ve 1995). Code of practice for the design of concrete structures (Parts 1&2), *Standards Association of New Zealand*, Wellington.

Oesterle, R.G., Aristizabal-Ochoa, J. D., Shiu, K. N. ve Corley, W. G. (1984). Web crushing of reinforced concrete structural walls. *ACI Journal Proceedings*, *81* (3), 231-241

OpenSees (2008). Open System for Earthquake Engineering Simulation, Computer Program and Supporting Documentation, Pacific Engineering Research Centre, University of California, Berkeley.

Orakcal, K., Maaone, L. M. ve Wallace, J. W. (2006). Analytical Modelimg of Reinforced Concrete Walls for Predicting Flexural and Coupled-Shear-Flexural Responses. Pacific Earthquake Engineering Research Center, Report No. PEER 2006/07

Otani, S. (1974). Inelastic Analysis of R/C Frame Structures. *Journal of the Structural Division* Vol. 100:7, 1433-1449.

Pang, X. D., ve Hsu, T. T. C. (1995). Behavior of Reinforced Concrete Membrane Elements in Shear. *ACI Structural Journal, 92* (6), 665–679.

Panagiotou, M. (2008). *Seismic Design , Testing and Analysis of Reinforced Concrete Wall Buildings*. (PhD Thesis). University of California, San Diego.

Paulay, T. ve Priestley, M. J. N. (1992). *Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings*, John Wiley & Sons, New York, USA.

Panneton, M., Leger, P. ve Tremblay, R. (2006). Inelastic Analysis of a Reinforced Concrete Shear Walls Building according to National Building Code of Canada, *Canadian Journal of Civil Engineering.. 33* (7), 854-871.

Paulay, T. (1981). The Design of Reinforced Concrete ductile Shear Force for Earthquake Resistance", Research Report, Department of Civil Engineering, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand.

Pennucci, D., Sullivan, T. J. ve Calvi, G. M. (2010). Evaluation of Higher Mode Effects in Tall Building Response. *14th European Conference on Earthquake Engineering*, August 30 - September 03, 2010, Ohrid, Macedonia.

Pennucci, D., Sullivan, T. J. ve Calvi, G. M. (2011). Performance-Based Seismic Design of Tall RC Wall Buildings. European School for Advanced Studies in Reduction of Seismic Risk, Research Report No. ROSE-2011/02, Pavia, Italy.

Pennucci, D., Sullivan, T. J. ve Calvi, G. M. (2012). Prediction of Higher-Mode Response of Tall RC Wall Buildings. *15th World Conference on Earthquake Engineering*, 24-28 September 2012, Lisboa, Portugal.

Priestley, M. J. N ve Amaris, A. D., (2002). Dynamic amplification of seismic moments and shears in cantilever walls. European School for Advanced Studies in Reduction of Seismic Risk, Research Report No. ROSE-2002/01, Pavia, Italy.

Priestley, M. J. N. (2003). Does capacity design do the job? An Examination of Higher Mode Effects in Cantilever walls. *Bulletin New Zealand National Society Earthquake Engineering, 36* (4), 276-292

Priestley, M. J. N, Calvi, G. M., ve Kowalsky, M. J. (2007). *Displacement-Based Seismic Design of Structures*, IUSS Press, Pavia, Italy.

PEER, (2006). Pasific Earthquake Engineering Research Center, PEER Strong Ground Motion Database, http://peer.berkeley.edu/smcat

Rad, B. R. (2009). *Seismic shear demand in high-rise concrete walls*. (PhD Thesis). The University of British Colombia, Vancouver.

Rejec, K., Isakovic, T. ve Fishinger, M. (2011). Seismic Shear Force Magnification in RC Cantilever Structural Walls, Designed According to Eurocode 8, *Bulletin of Earthquake Engineering*, *10* (2), 567-586.

Rutenberg, A. (2004). The Seismic Shear of Ductile Cantilever Wall Systems in Multistorey Structures, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, *33*, 881-896.

Rutenberg, A. ve Nsieri, E. (2006). The Seismic Shear of Ductile Cantilever Wall Systems and the EC8 Provisions, *Bulletin of Earthquake Engineering*, *4*, 1-21.

Saatcioglu, M., Derecho, A. T. ve Corley, W. G. (1980). Coupled Walls in Earthquake-Resistant Buildings, Modeling Techniques and Dynamic Analysis. Report to the National Science Foundation, Portland Cement Association, National Technical Information Service, 5285 Port Royal Road, Springfield, VA (NTIS Accession No. PB81-132698).

SEAOC (1999). Recommended Lateral Force Requirements and Commentary, Structural Engineers Association of California, Sacramento, CA, USA.

Senaviratna, K. ve Krawinkler, H. (1994). Strength and Displacement Demands for Seismic Design of Structural Walls, *Proceedings of Fifth U.S. National Conference on Earthquake Engineering*, Vol. II, (pp.181-190) Chicago, Illinois, 10 July-14 July 1994.

Scott, B. D., Park, R. ve Priestley, M. J. N. (1982). Stress-strain behavior of concrete confined by overlapping hoops at low and high strain rates. *Journal of the American Concrete Institute 79* (1), 13–27.

Sinha, B.P., Gerstle, K. H. ve Tulin, L.G. (1964). Stress-strain Relations for Concrete Under Cyclic Loading. *ACI Journal*, *61* (2), 195-211.

Sullivan, T. J., Priestley, M. J. N. ve Calvi, G. M. (2008). Estimating the Higher-Mode Response of Ductile Structures. *Journal of Earthquake Engineering 12*, 456-472.

Takeda, T., Sozen, M. A. ve Nielsen, N. N. (1970). Reinforced Concrete Response to Simulated Earthquake. Journal of the Structural Division **96:12**, 2557-2573.

Takayanagi, T. ve Schnobrich, W.C. (1976). Computed Behavior of Reinforced Concrete Coupled Shear Walls. Civil Engineering Studies, Su-tructural Research Series No. 434. University of Illinois.

Takizawa, H. (1976). Notes on Some Basic Problems in Inelastic Analysis of Planar R/C Structures (Part I and Part II). Transactions of the Architectural Institute of Japan, Vol. 240, 51-62, 241, 65-77.

Taucer, F. F., Spacone, E. ve Filippou, F. C. (1991). A Fiber Beam-Column Element for Seismic Response Analysis of Reinforced Concrete Structures. Report No. UCB/EERC-91/17. Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California, Berkeley.

Tremblay, R., Leger, P. ve Tu, J. (2001). Inelastic response of concrete shear walls considering P-delta effects, *Canadian Journal of Civil Engineering. 28*, 640-655.

Thomsen J. H. ve Wallace J. W. (1995). Displacement-Based Design of Reinforced Concrete Structural Walls: An Experimental Investigation of Walls with Rectangular and T-Shaped Cross-Sections. Report No. CU/CEE-95-06. Department of Civil and Environmental Engineering, Clarkson University.

Vecchio, F. J. (1989). Nonlinear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Membranes. *ACI Structural Journal*, *86* (1), 26-35.

Vulcano, A. ve Bertero, V. (1987). Analytical Models for Predicting the Lateral Response of RC Shear Walls: Evaluation of Their Reliability. Earthquake Engineering Research Center, Report No. UCB/EERC-87/19.

Vulcano, A., Bertero, V. V. ve Colotti, V. (1988). Analytical Modeling of RC Structural Walls. Proceedings, 9th World Conference on Earthquake Engineering, V. 6, Tokyo-Kyoto, Japan, 41-46.

Wallace, J. W. ve Orakcal, K. (2002). ACI 318-99 Provisions for Seismic Design of Structural Walls. *ACI Structural Journal*, Vol. 99:4, 26-35.

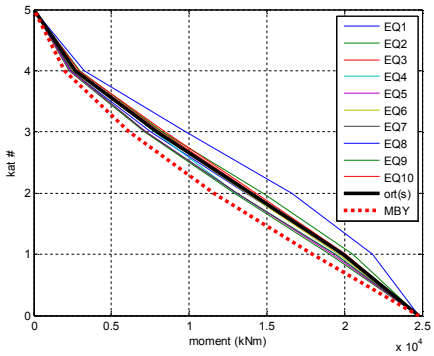
Yassin, M. H. M. (1994). *Nonlinear analysis of prestressed cıncrete structures under monotonic and cyclic loads.* (PhD Thesis). University of California, Berkeley.

Yılmaz, M. B., ve Celep, Z. (2009). Nonlinear Behavior of the RC Wall-Frame Buildings Subjected to Earthquake Excitation, *Sakarya International Symposium of Earthquake Engineering,* Sakarya, Türkiye 1-3 Ekim 2009.

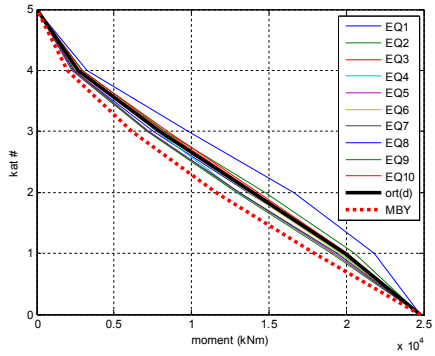
Yılmaz M. B., Celep Z. ve Tuncer Ö. (2009). On Seismic Performance Evaluation of a Concrete Building according to the Turkish Seismic Code, Earthquake & Tsunami, WCCE-ECCE-TCCE Joint Conference, 22-24 June 2009, Istanbul, Turkey.

EKLER

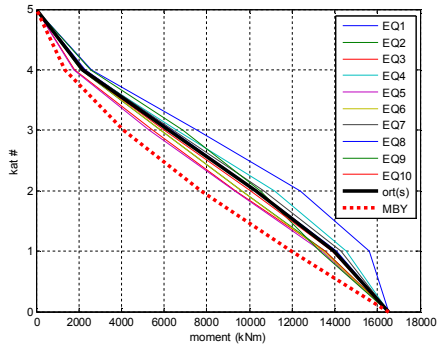
EK A: İncelenen sistemler için moment ve kesme kuvveti dağılımları



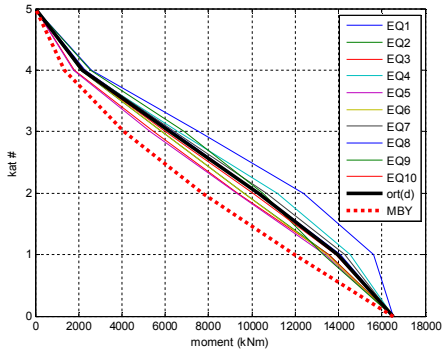
(a) moment dağılımı(s) (R_y=2)



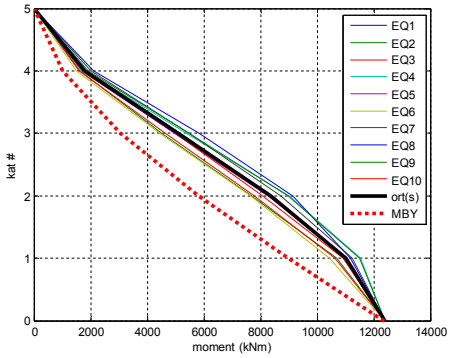
(b) moment dağılımı(d) (R_y=2)



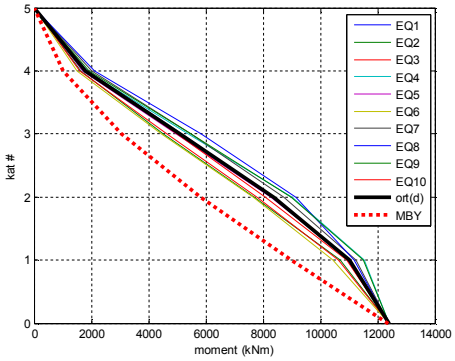
(c) moment dağılımı(s) (R_y=3)



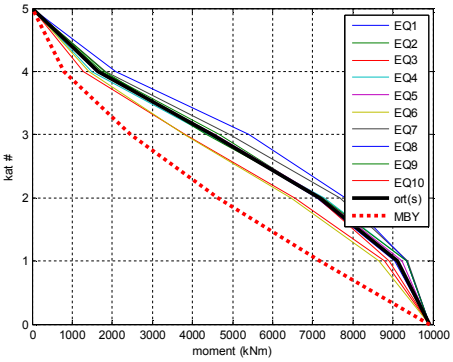
(d) moment dağılımı(d) (R_y=3)



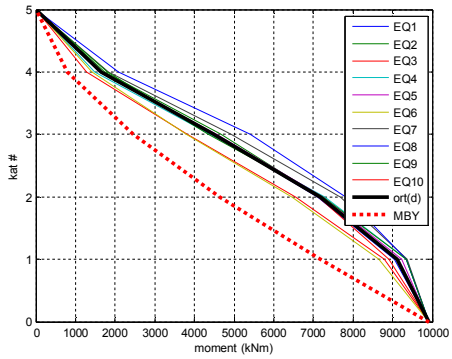
(e) moment dağılımı(s) (R_y=4)



(f) moment dağılımı(d) (R_y=4)

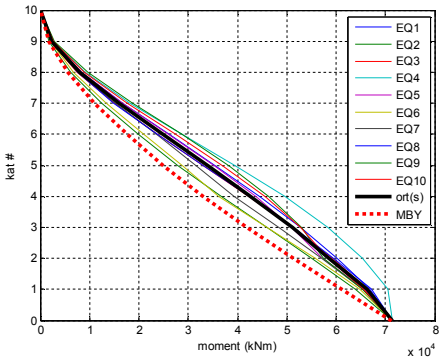


(g) moment dağılımı(s) (R_y=5)

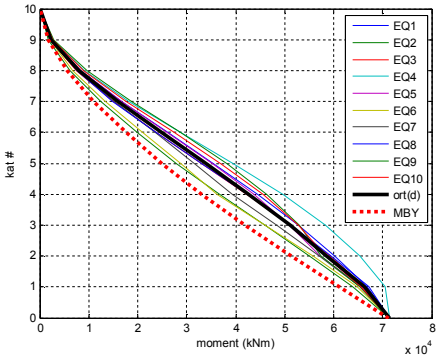


(h) moment dağılımı(d) (R_y=5)

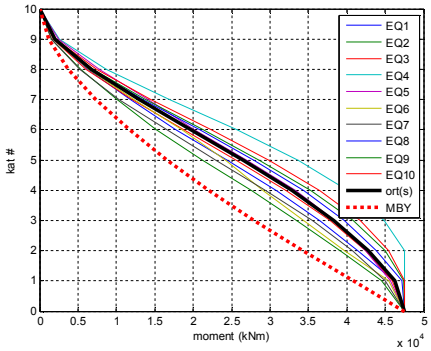
Şekil A.1 : W1 perdesi depremlere göre moment dağılımı.



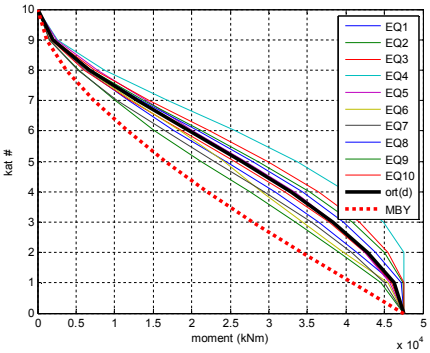
(a) moment dağılımı(s) (R_y=2)



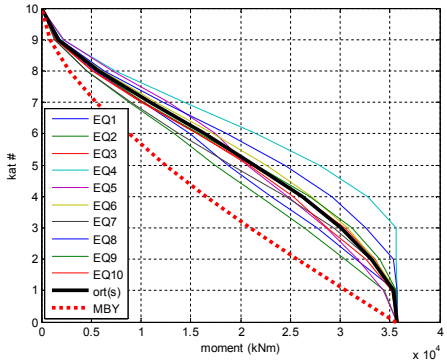
(b) moment dağılımı(d) (R_y=2)



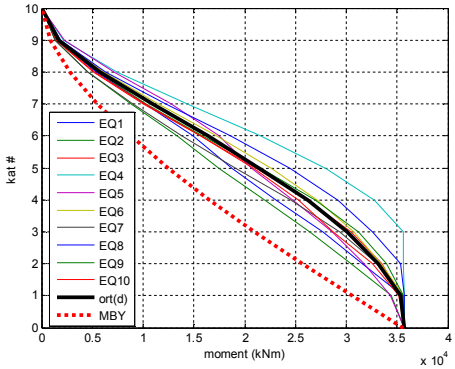
(c) moment dağılımı(s) (R_y=3)



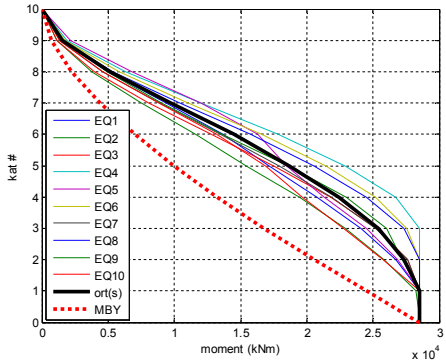
(d) moment dağılımı(d) (R_y=3)



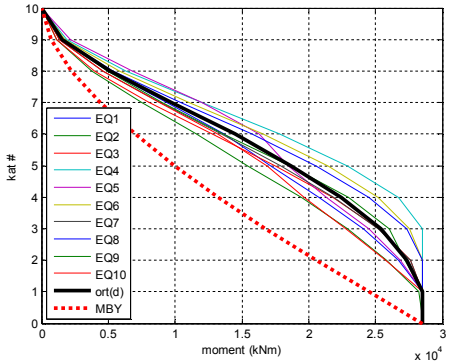
(e) moment dağılımı(s) (R_y=4)



(f) moment dağılımı(d) (R_y=4)

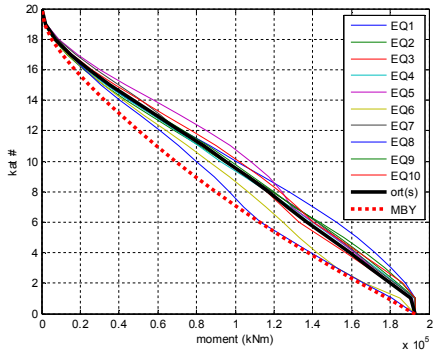


(g) moment dağılımı(s) (R_y=5)

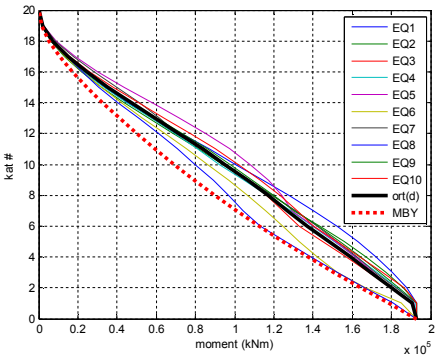


(h) moment dağılımı(d) (R_y=5)

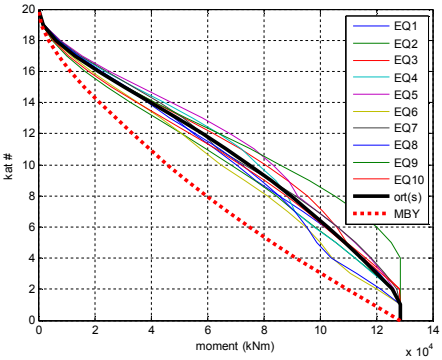
Şekil A.2 : W2 perdesi depremlere göre moment dağılımı.



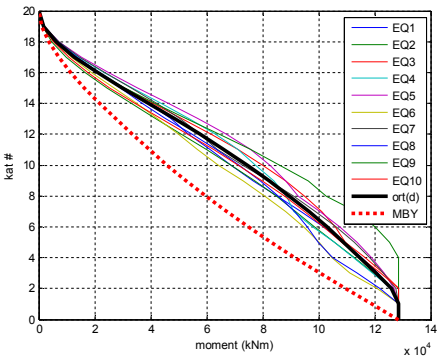
(a) moment dağılımı(s) (R_y=2)



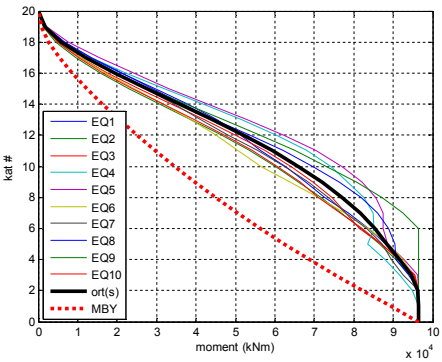
(b) moment dağılımı(d) (R_y=2)



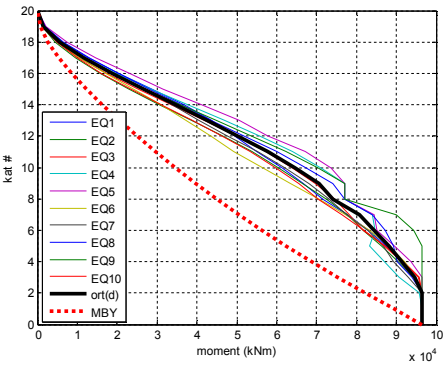
(c) moment dağılımı(s) (R_y=3)



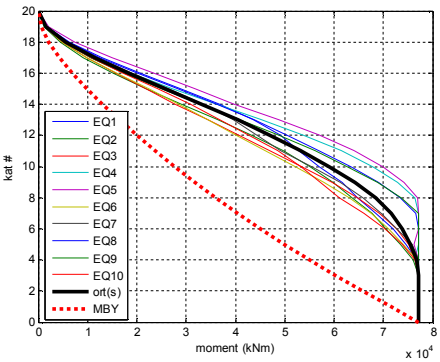
(d) moment dağılımı(d) (R_y=3)



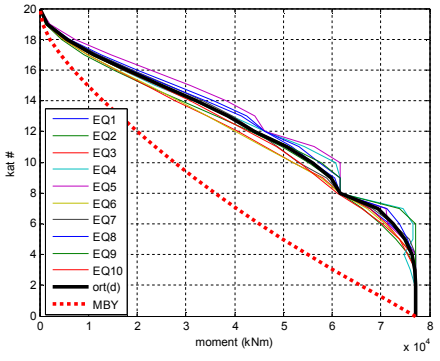
(e) moment dağılımı(s) (R_y=4)



(f) moment dağılımı(d) (R_y=4)

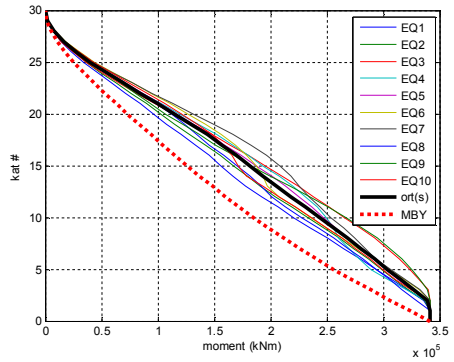


(g) moment dağılımı(s) (R_y=5)

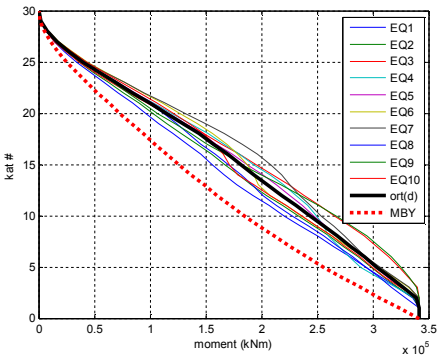


(h) moment dağılımı(d) (R_y=5)

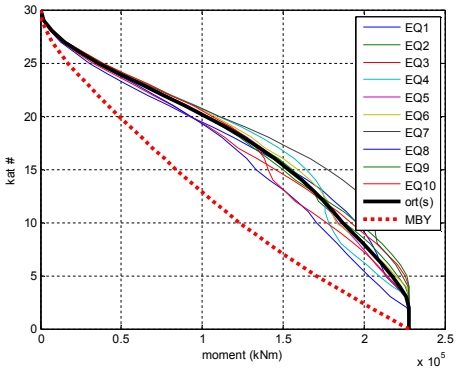
Şekil A.3 : W3 perdesi depremlere göre moment dağılımı.



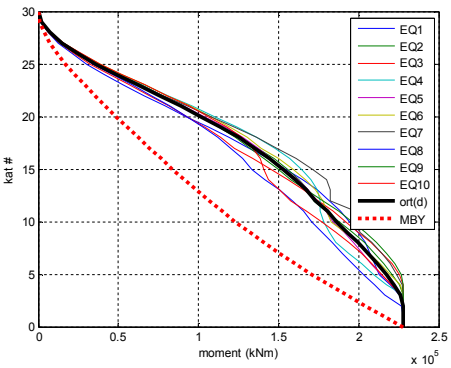
(a) moment dağılımı(s) (R_y=2)



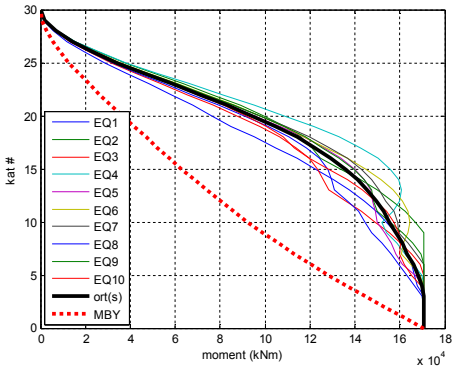
(b) moment dağılımı(d) (R_y=2)



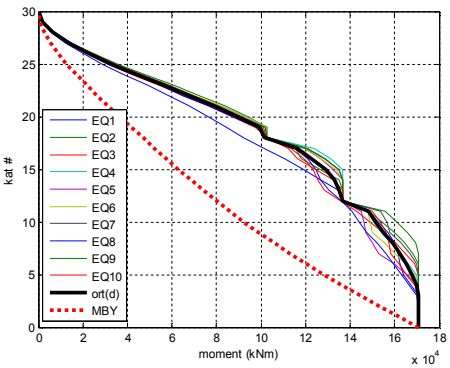
(c) moment dağılımı(s) (R_y=3)



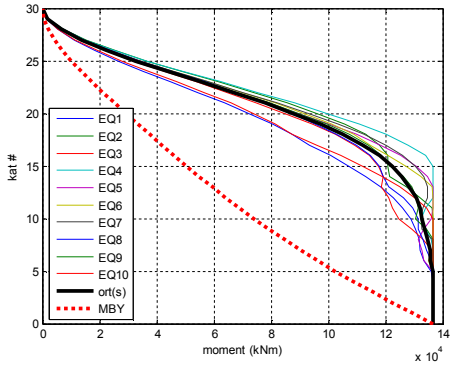
(d) moment dağılımı(d) (R_y=3)



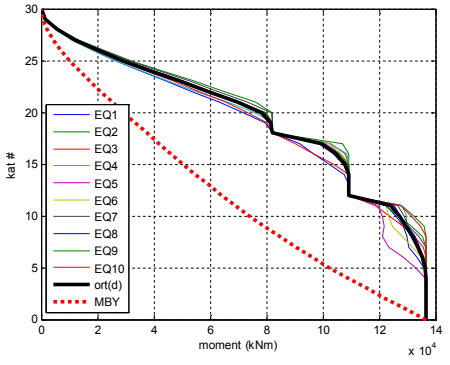
(e) moment dağılımı(s) (R_y=4)



(f) moment dağılımı(d) (R_y =4)

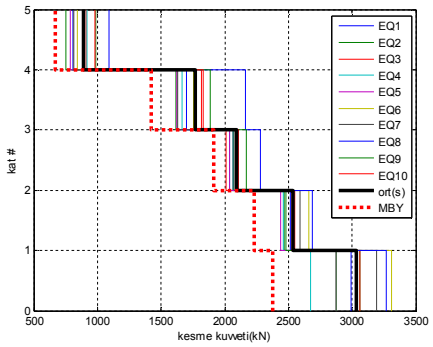


(g) moment dağılımı(s) (R_y=5)

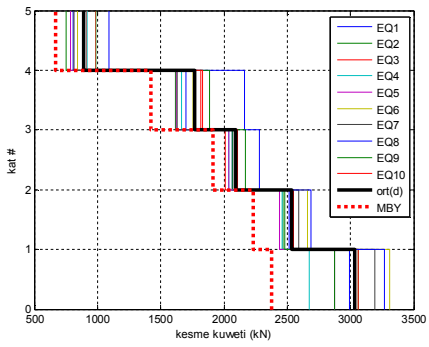


(h) moment dağılımı(d) (R_y=5)

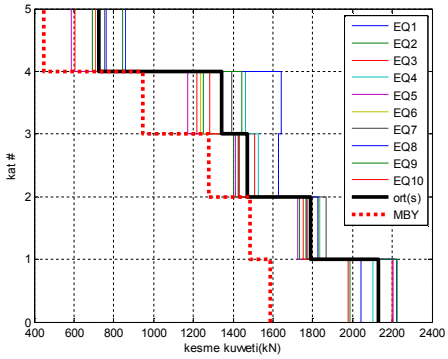
Şekil A.4 : W4 perdesi depremlere göre moment dağılımı.



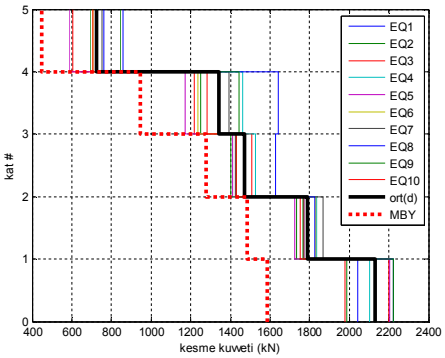
(a) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=2)



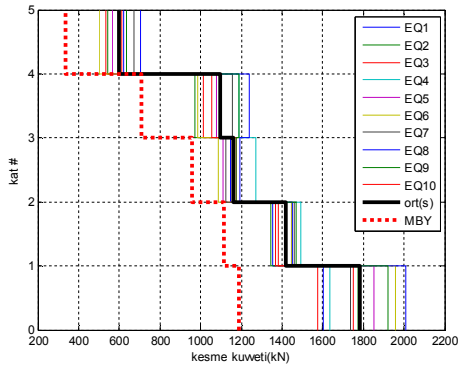
(b) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=2)



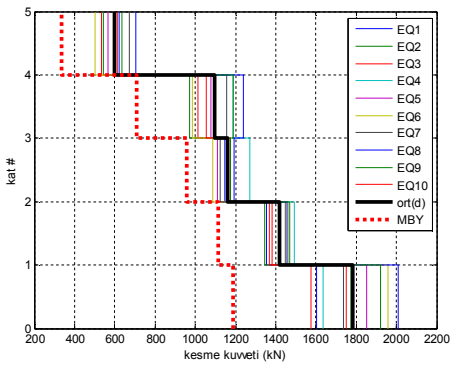
(c) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=3)



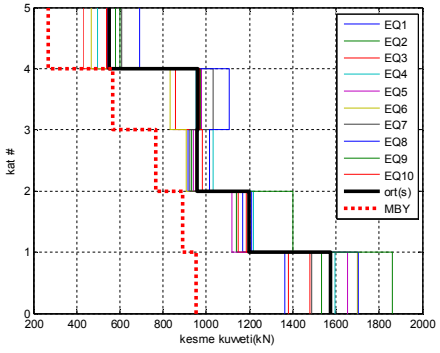
(d) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=3)



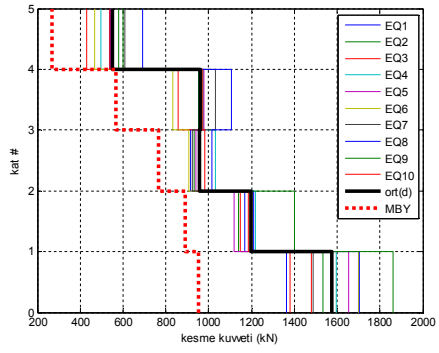
(e) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=4)

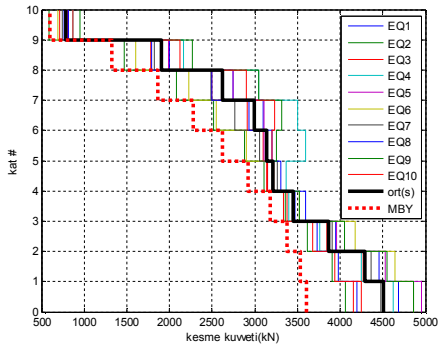


(g) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=5)

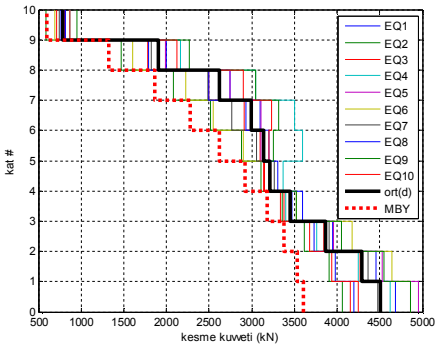


(h) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=5)

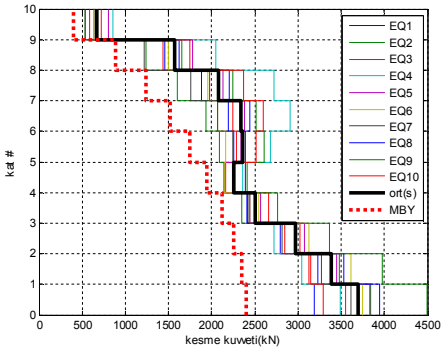
Şekil A.5 : W1 perdesi depremlere göre kesme kuvveti dağılımı.



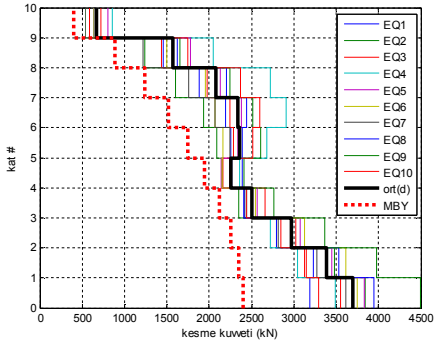
(a) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=2)



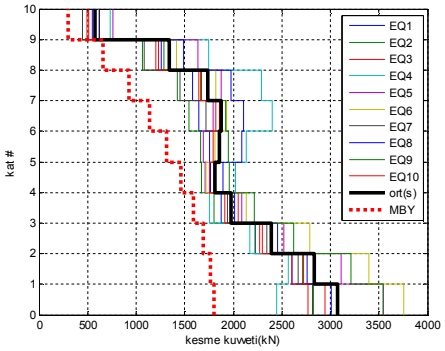
(b) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=2)



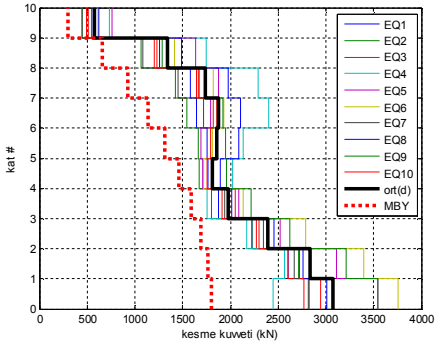
(c) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=3)



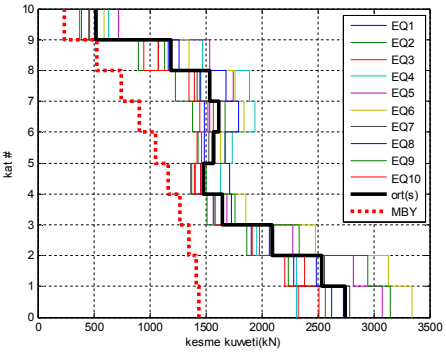
(d) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=3)



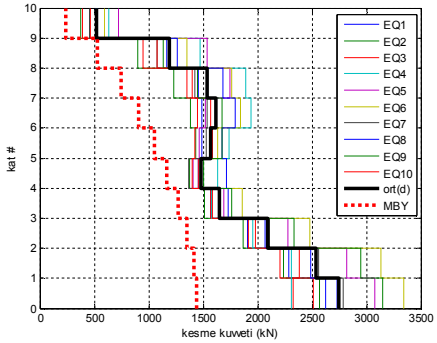
(e) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=4)

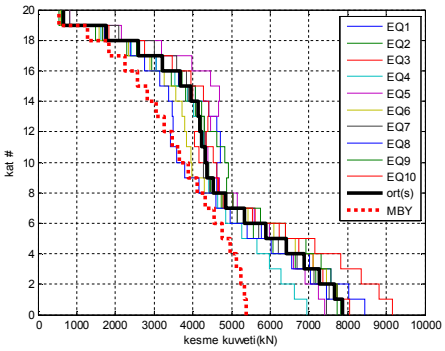


(g) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=5)

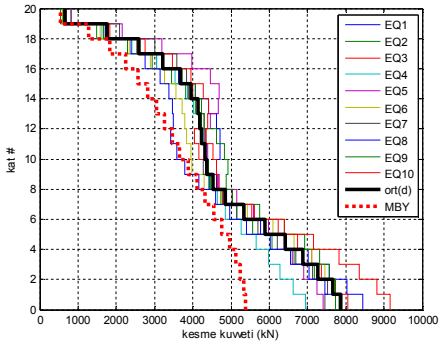


(h) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=5)

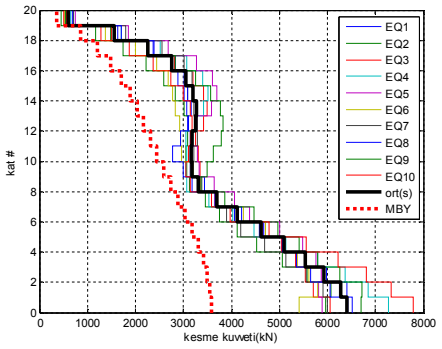
Şekil A.6 : W2 perdesi depremlere göre kesme kuvveti dağılımı.



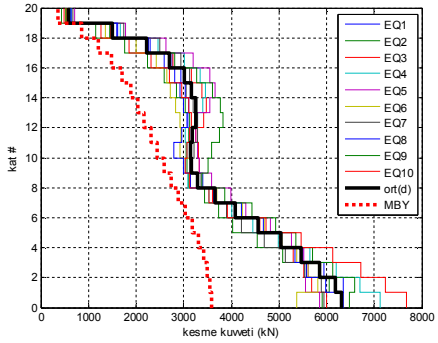
(a) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=2)



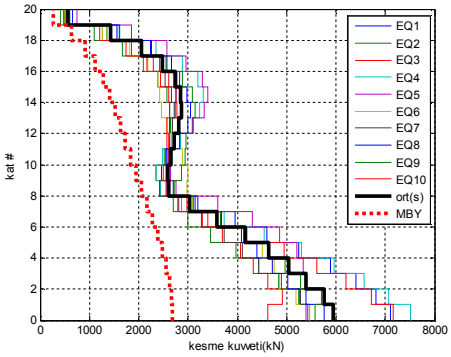
(b) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=2)



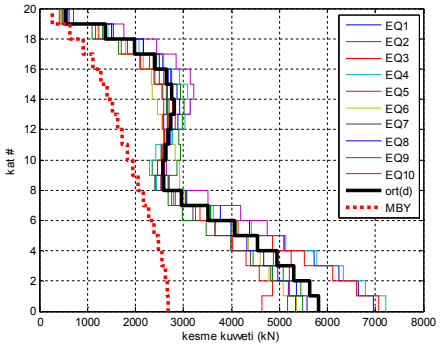
(c) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=3)



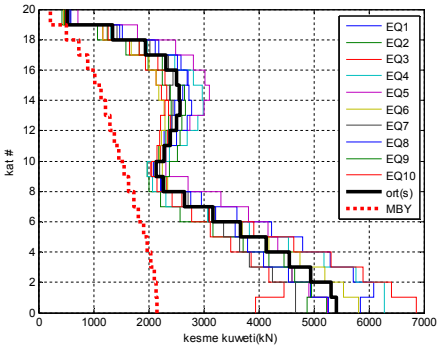
(d) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=3)



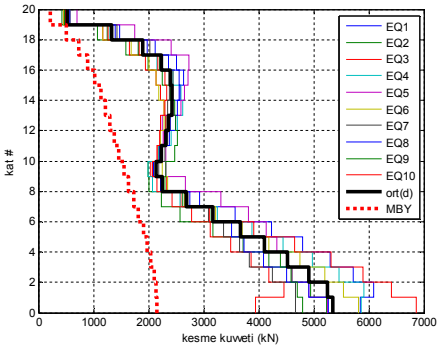
(e) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=4)

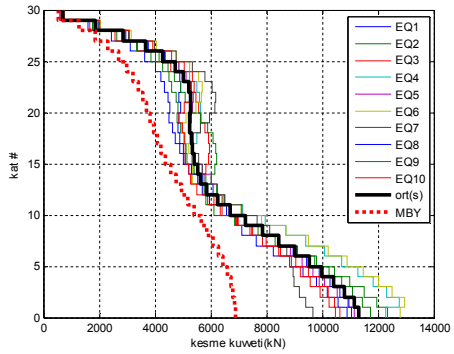


(g) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=5)

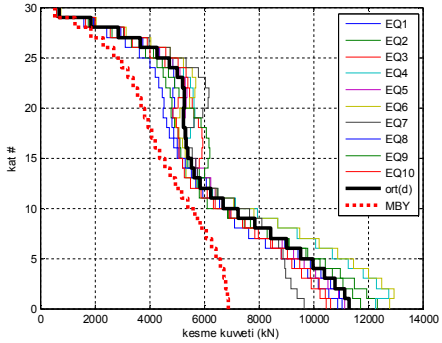


(h) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=5)

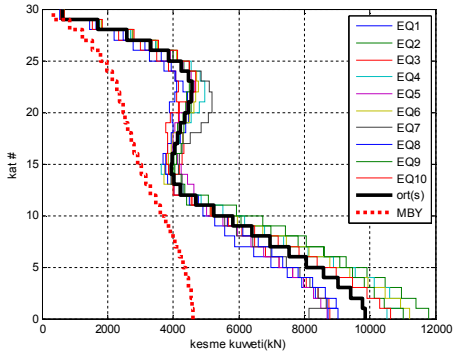
Şekil A.7 : W3 perdesi depremlere göre kesme kuvveti dağılımı.



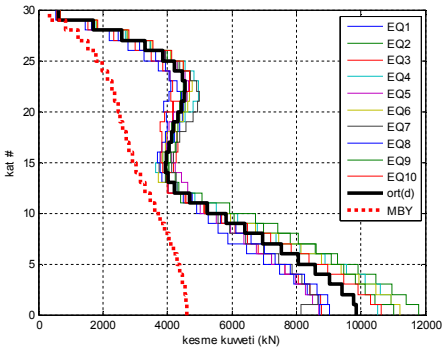
(a) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=2)



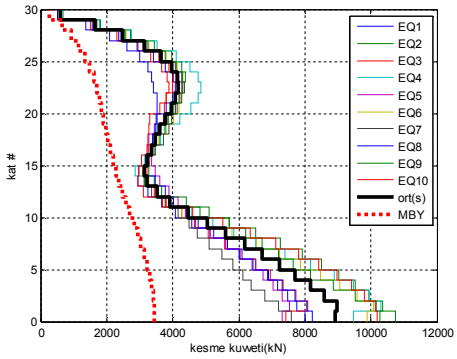
(b) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=2)



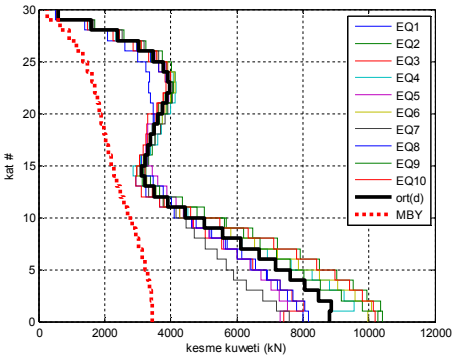
(c) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=3)



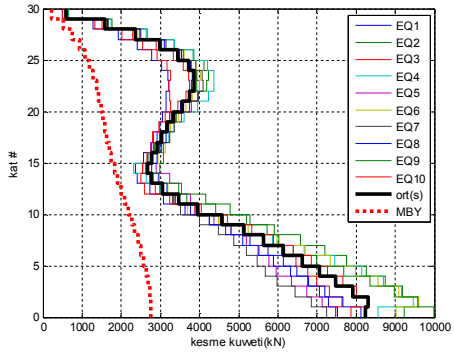
(d) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=3)



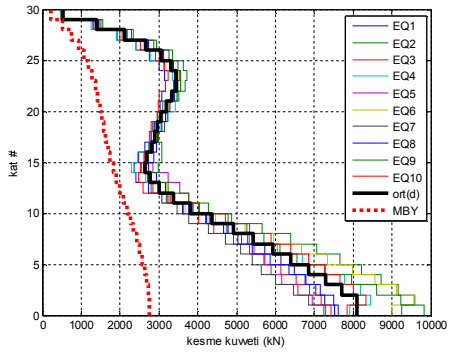
(e) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=4)

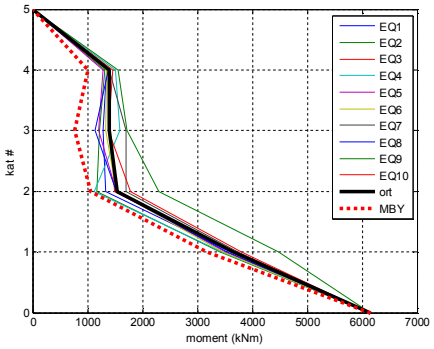


(g) kesme kuvveti dağılımı(s) (R_y=5)

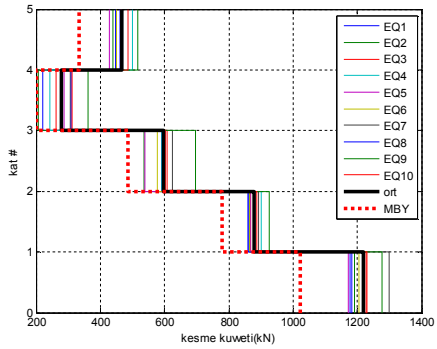


(h) kesme kuvveti dağılımı(d) (R_y=5)

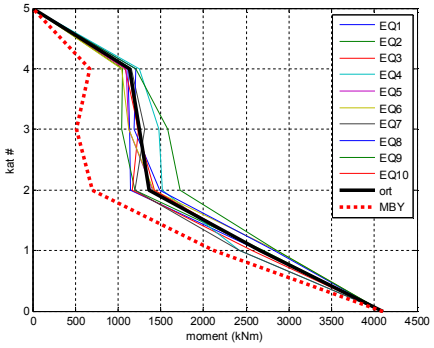
Şekil A.8 : W4 perdesi depremlere göre kesme kuvveti dağılımı.



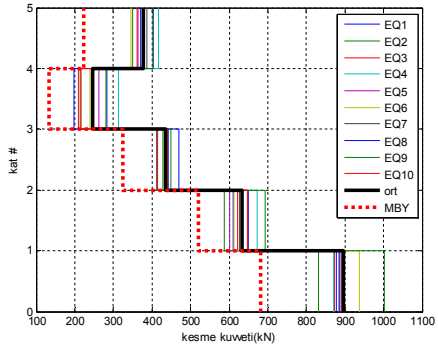
(a) moment dağılımı (R_y=2)



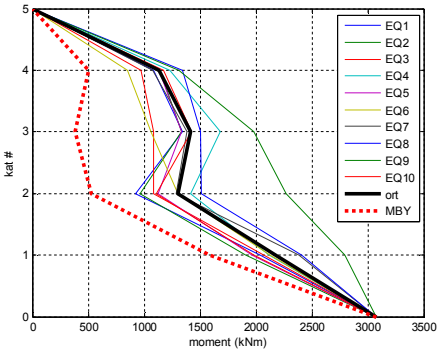
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



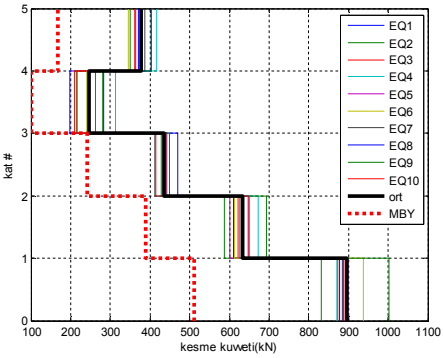
(c) moment dağılımı (R_y=3)



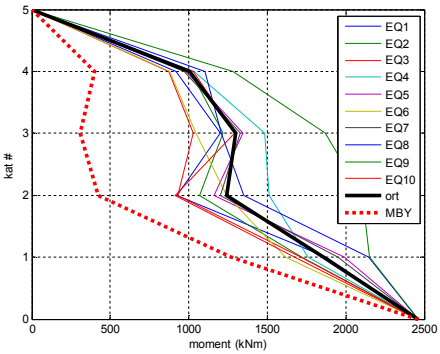
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



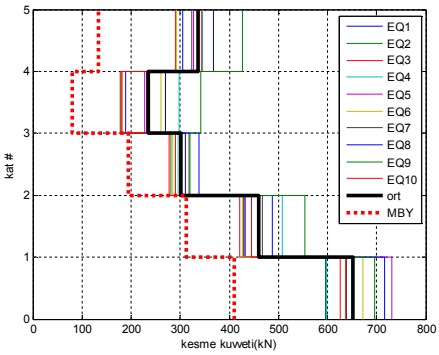
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

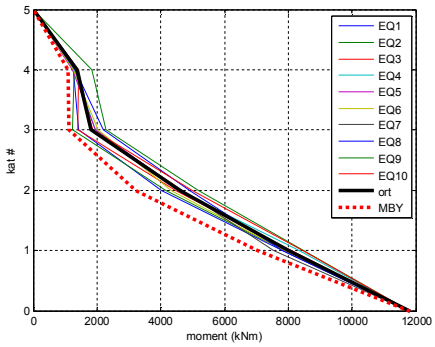


(g) moment dağılımı (R_y=5)

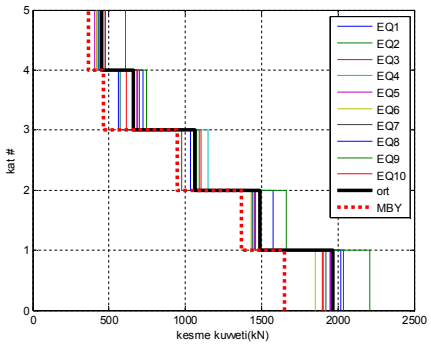


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

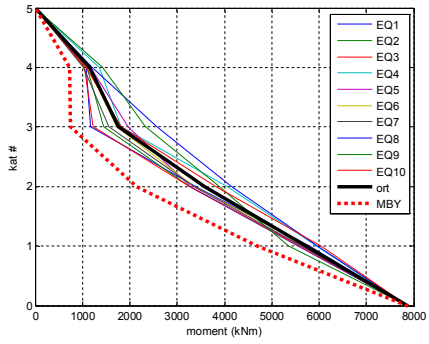
Şekil A.9 : S1 perdesi α_s=0.60 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



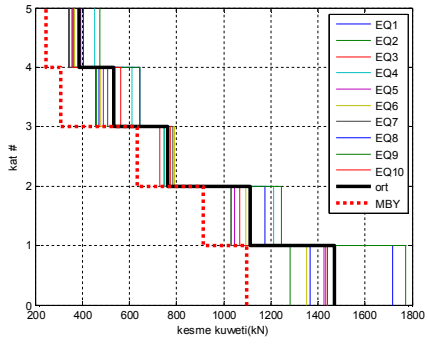
(a) moment dağılımı (R_y=2)



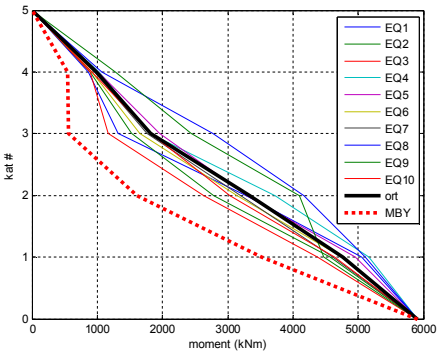
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



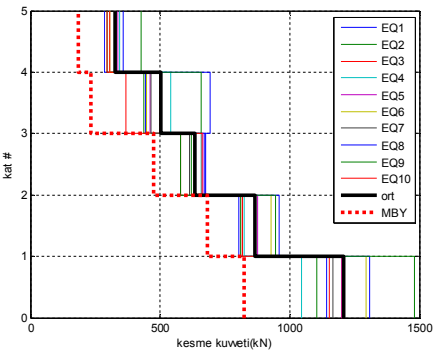
(c) moment dağılımı (R_y=3)



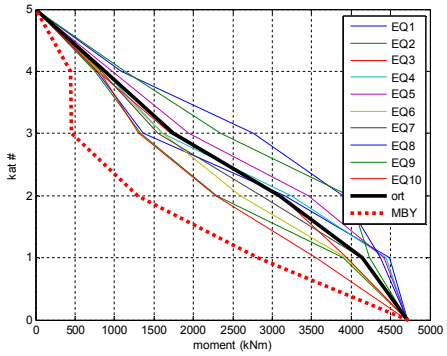
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



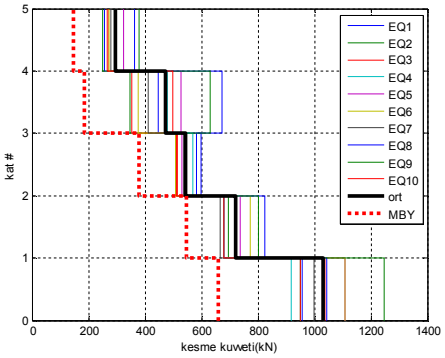
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

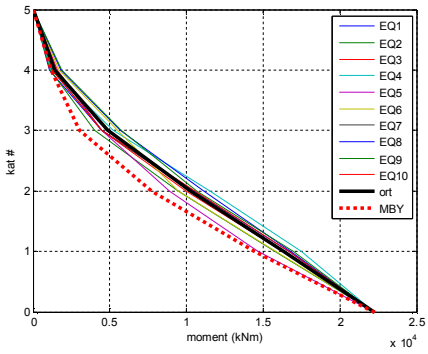


(g) moment dağılımı (R_y=5)

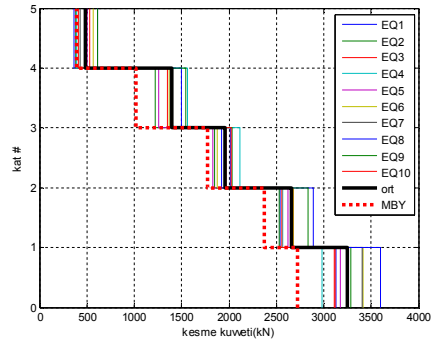


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

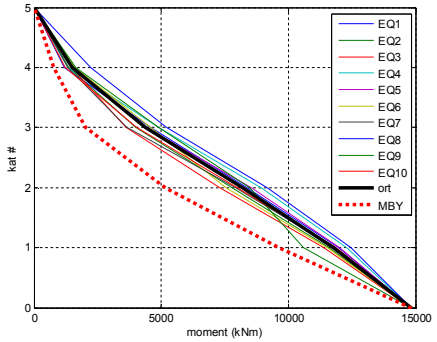
Şekil A.10 : S1 perdesi α_s=0.75 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



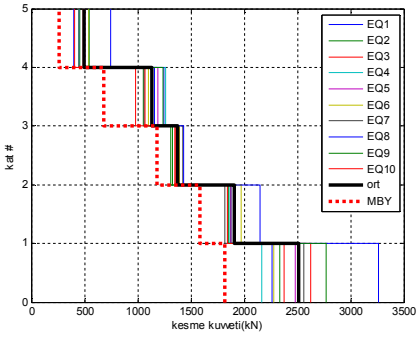
(a) moment dağılımı (R_y=2)



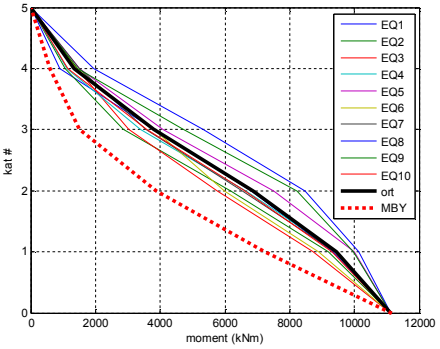
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



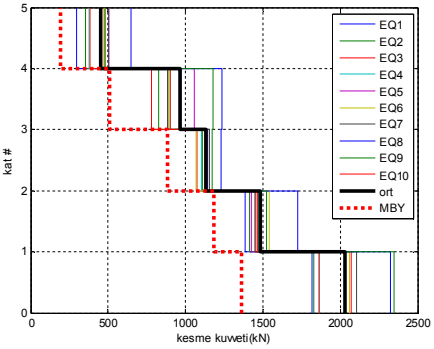
(c) moment dağılımı (R_y=3)



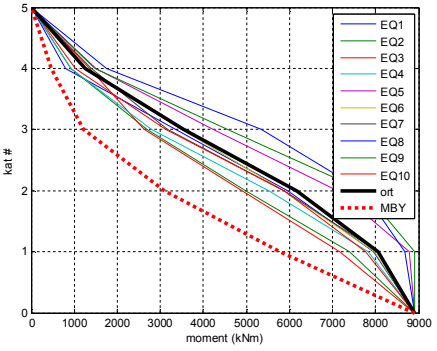
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



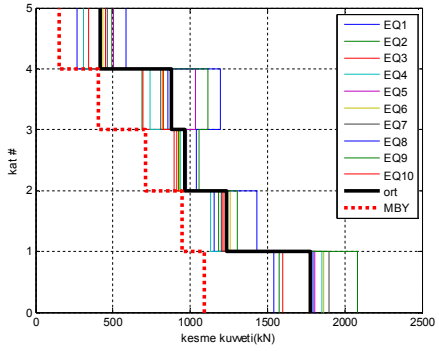
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y =4)

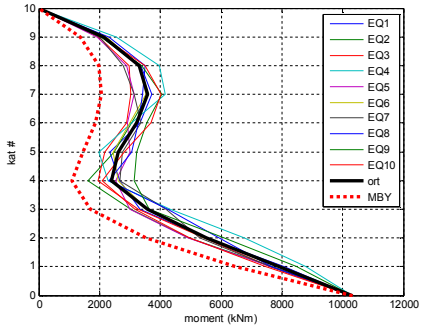


(g) moment dağılımı (R_y=5)

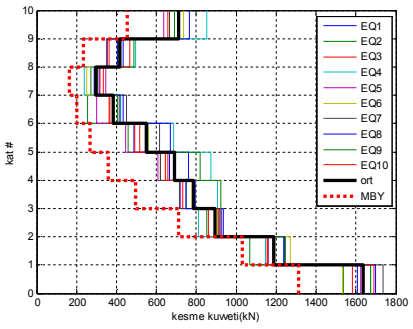


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

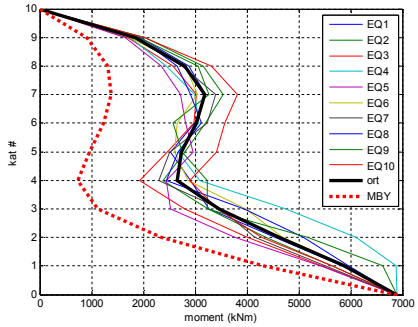
Şekil A.11 : S1 perdesi α_s=0.85 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



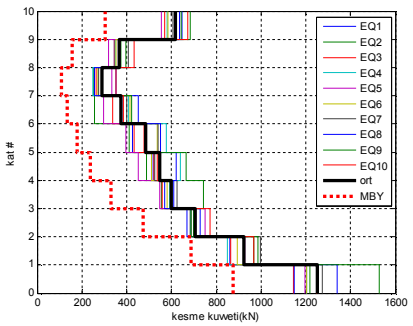
(a) moment dağılımı (R_y=2)



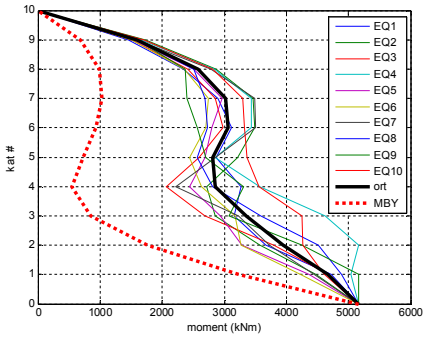
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



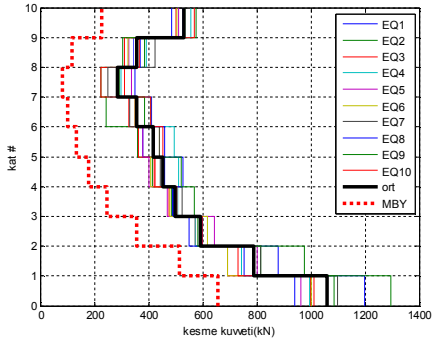
(c) moment dağılımı (R_y=3)



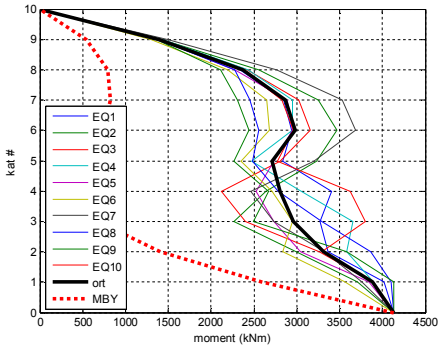
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



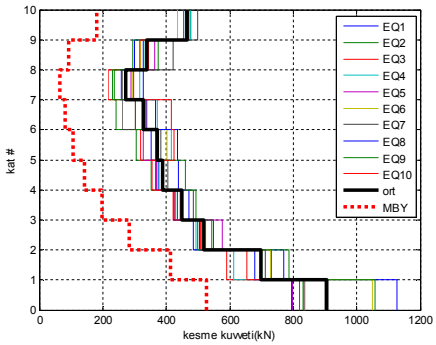
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

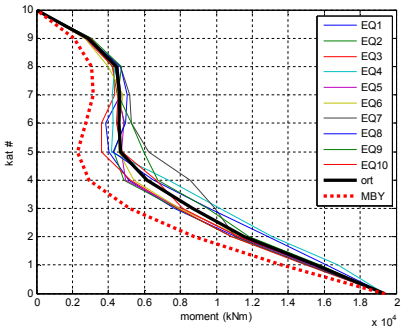


(g) moment dağılımı (R_y=5)

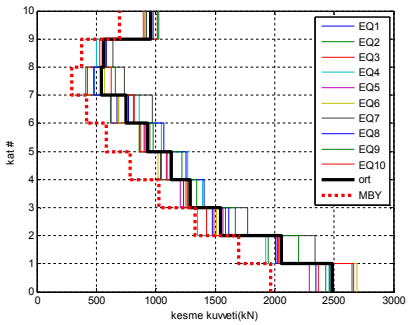


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

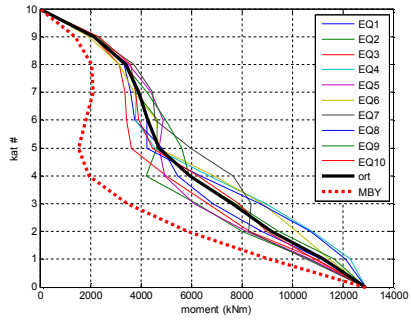
Şekil A.12 : S2 perdesi α_s=0.60 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



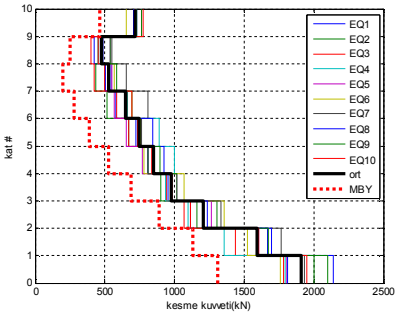
(a) moment dağılımı (R_y=2)



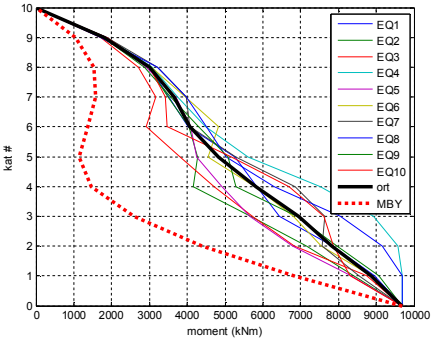
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



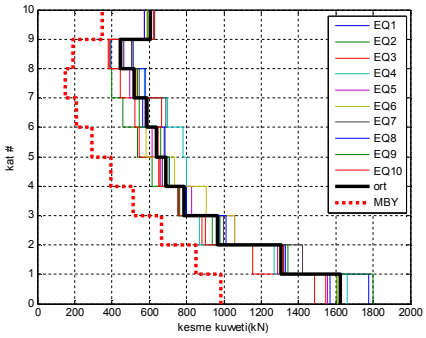
(c) moment dağılımı (R_y=3)



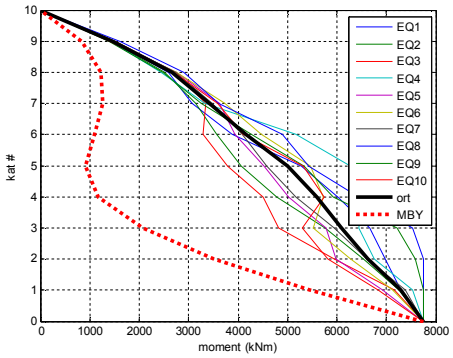
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



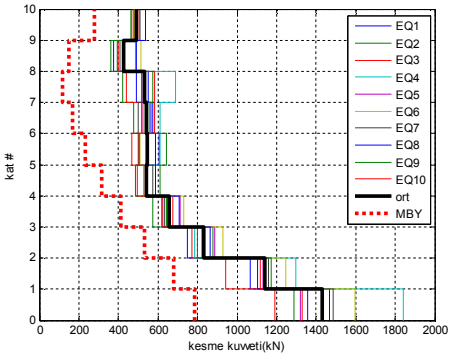
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

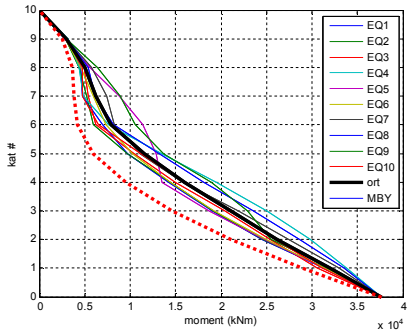


(g) moment dağılımı (R_y=5)

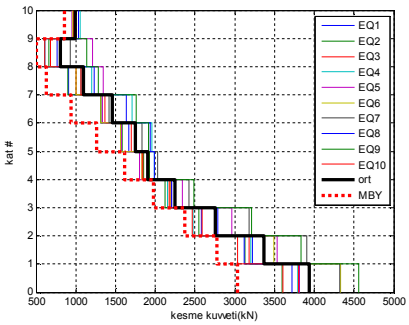


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

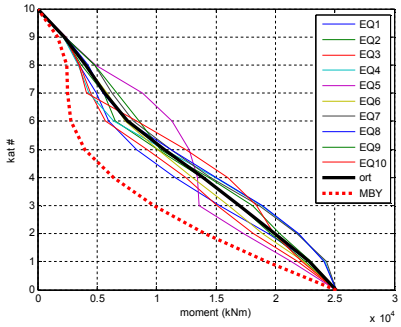
Şekil A.13 : S2 perdesi α_s=0.75 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



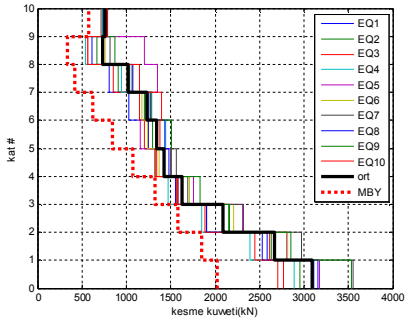
(a) moment dağılımı (R_y=2)



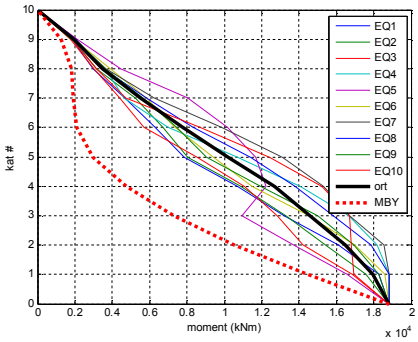
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



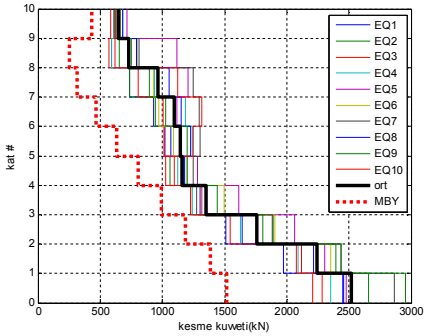
(c) moment dağılımı (R_y=3)



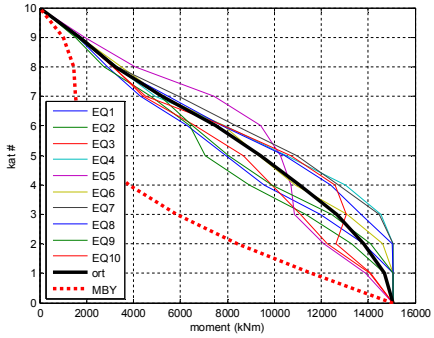
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



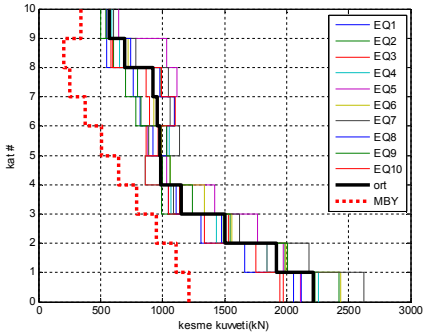
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

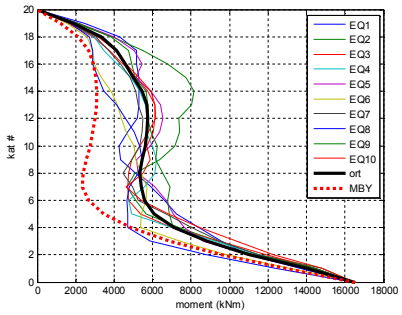


(g) moment dağılımı (R_y=5)

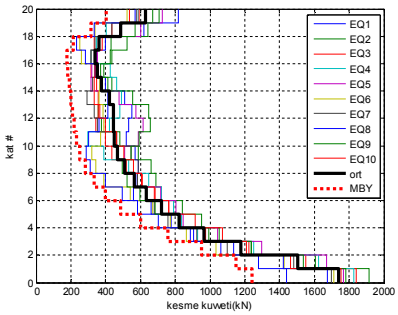


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

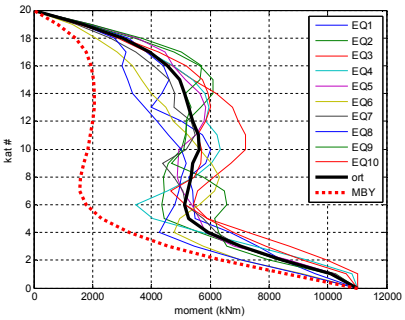
Şekil A.14 : S2 perdesi α_s=0.85 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



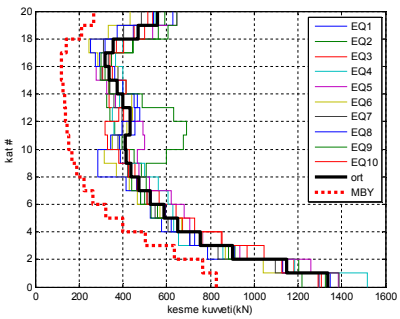
(a) moment dağılımı (R_y=2)



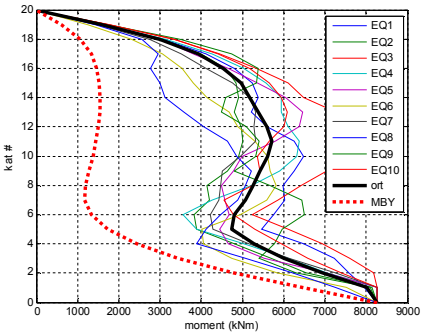
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



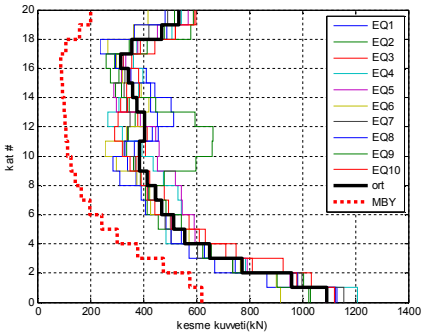
(c) moment dağılımı (R_y=3)



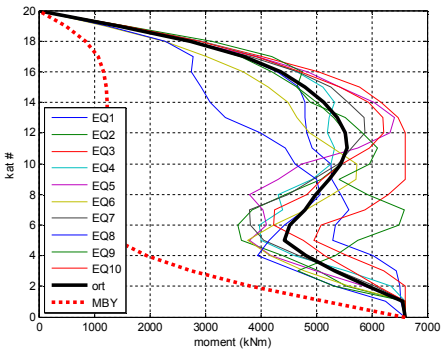
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



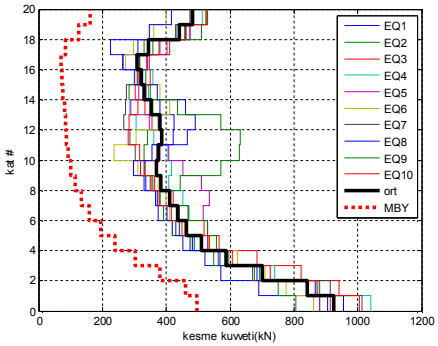
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

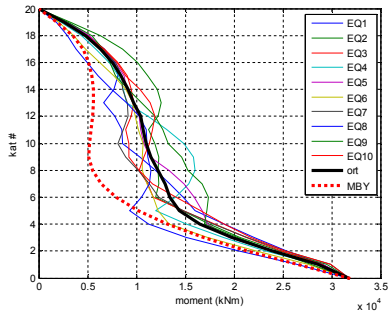


(g) moment dağılımı (R_y=5)

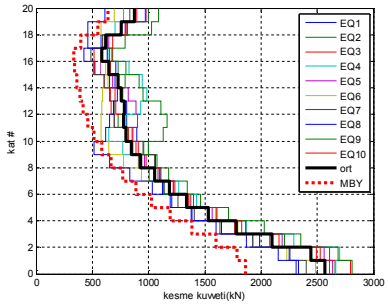


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

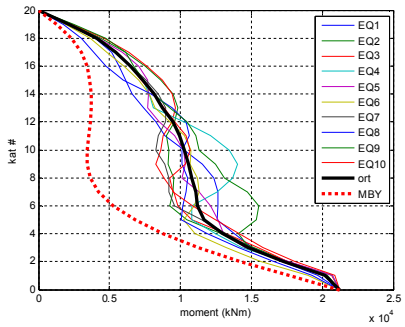
Şekil A.15 : S3 perdesi α_s=0.60 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



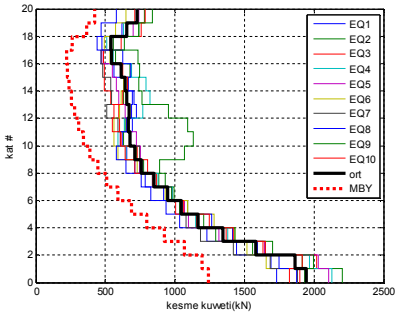
(a) moment dağılımı (R_y=2)



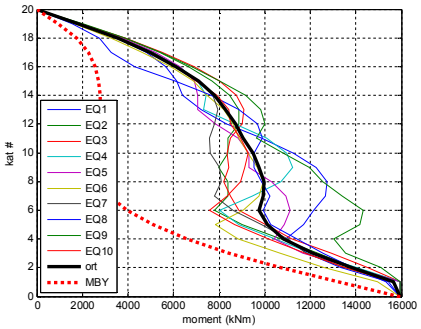
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



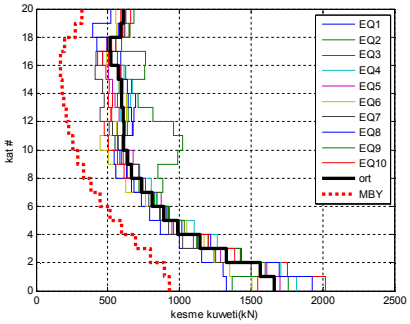
(c) moment dağılımı (R_y=3)



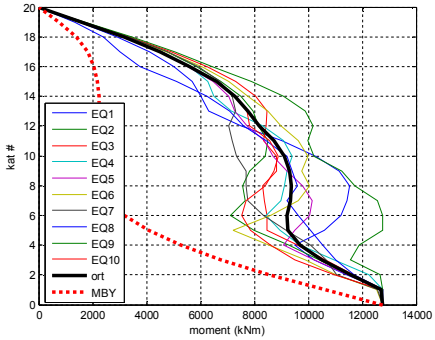
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



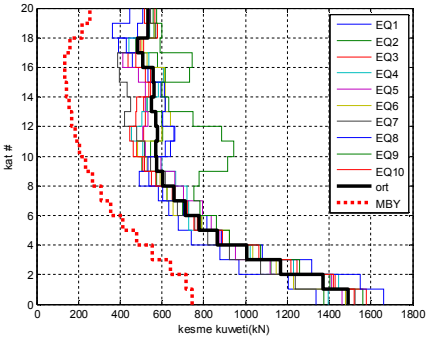
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y =4)

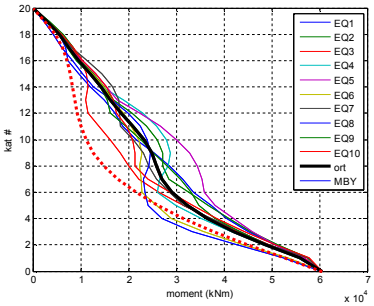


(g) moment dağılımı (R_y=5)

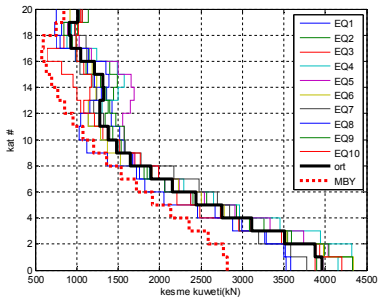


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

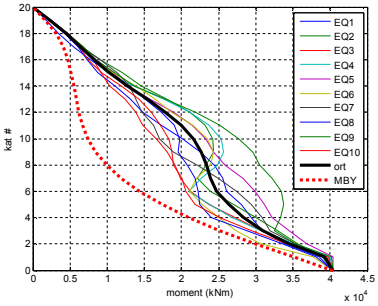
Şekil A.16 : S3 perdesi α_s=0.75 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



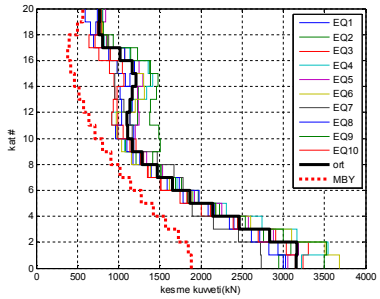
(a) moment dağılımı (R_y=2)



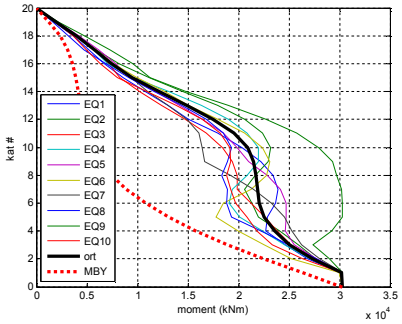
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



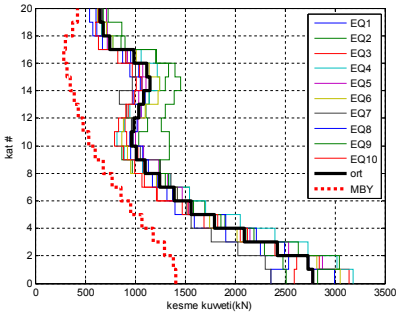
(c) moment dağılımı (R_y=3)



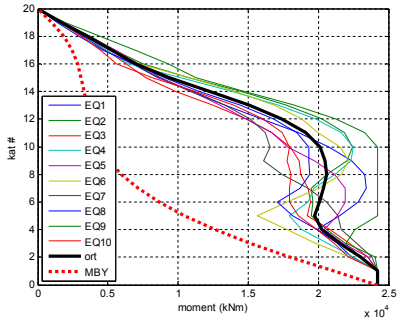
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



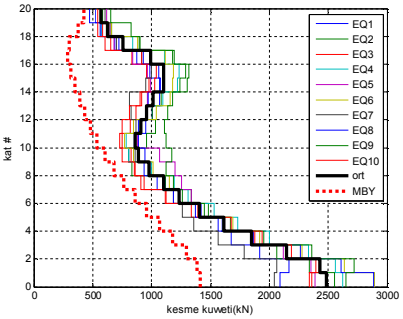
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

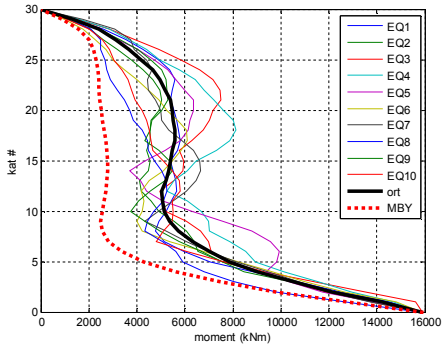


(g) moment dağılımı (R_y=5)

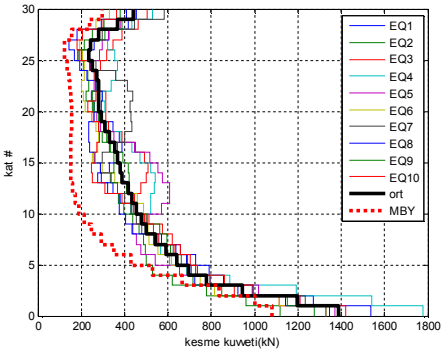


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

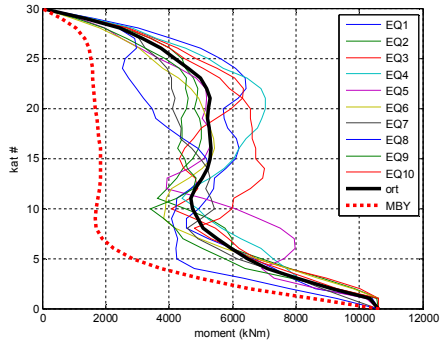
Şekil A.17 : S3 perdesi α_s=0.85 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



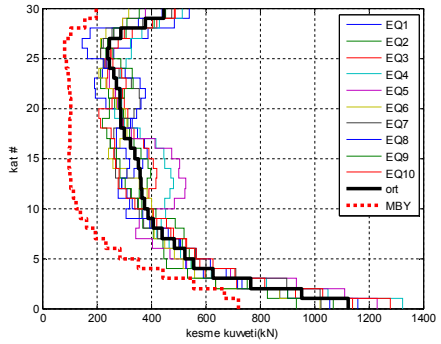
(a) moment dağılımı (R_y=2)



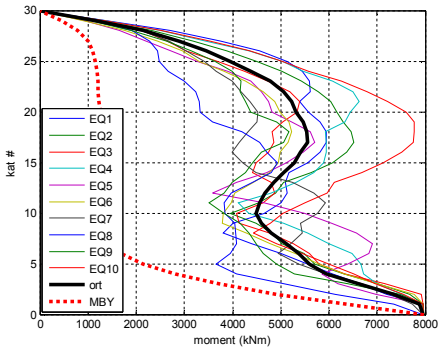
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



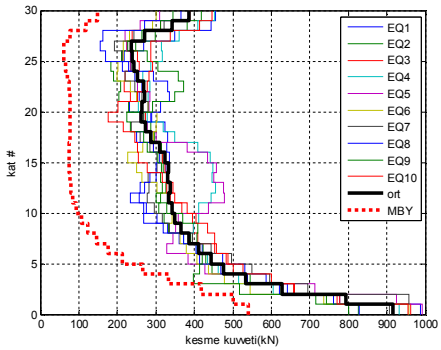
(c) moment dağılımı (R_y=3)



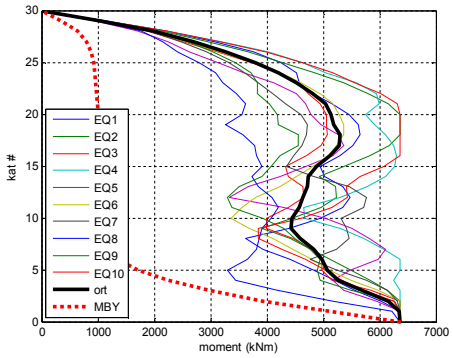
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



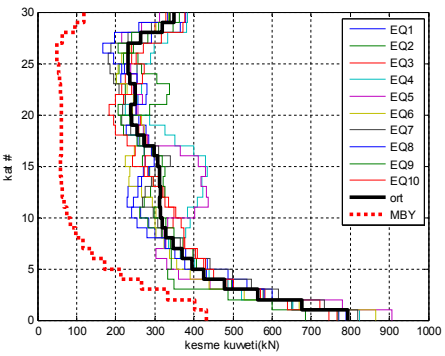
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

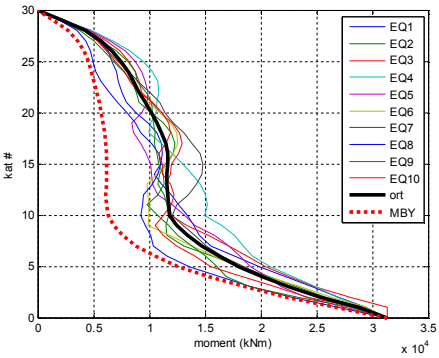


(g) moment dağılımı (R_y=5)

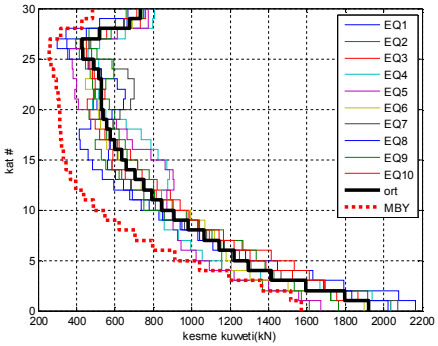


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

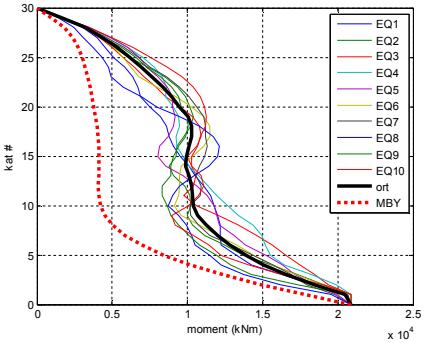
Şekil A.18 : S4 perdesi α_s=0.60 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



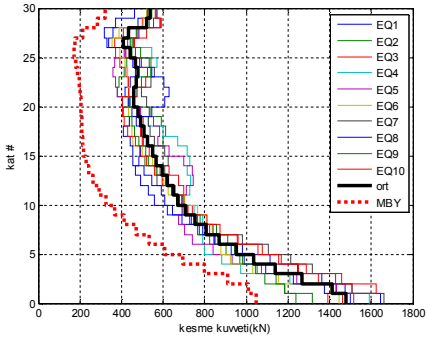
(a) moment dağılımı (R_y=2)



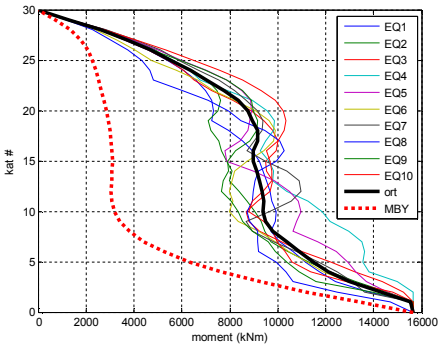
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



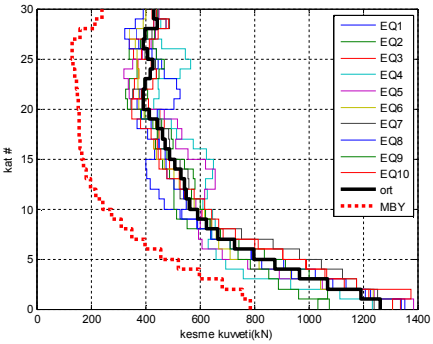
(c) moment dağılımı (R_y=3)



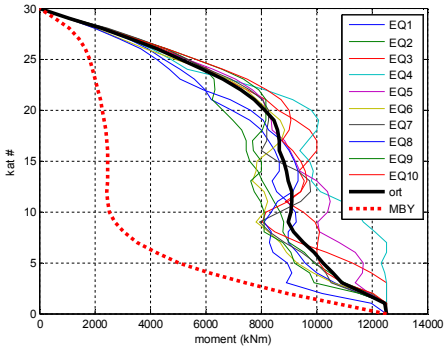
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



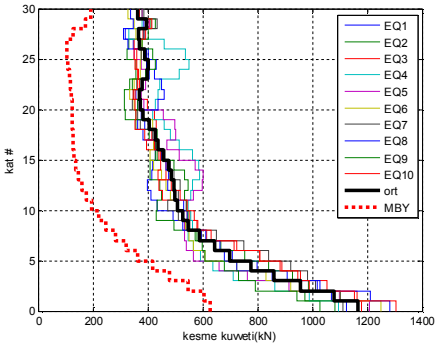
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)

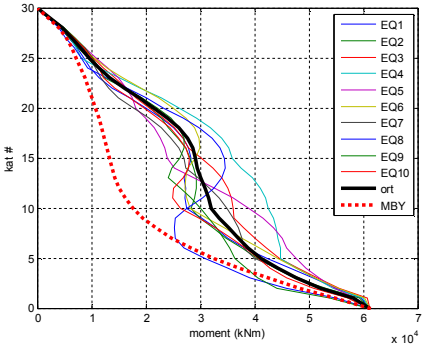


(g) moment dağılımı (R_y=5)

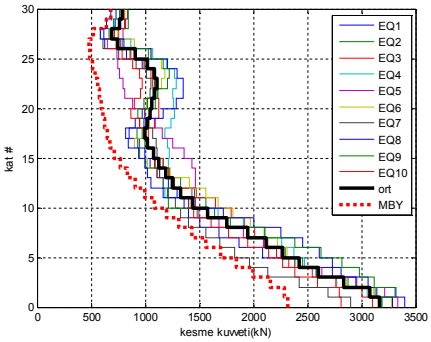


(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

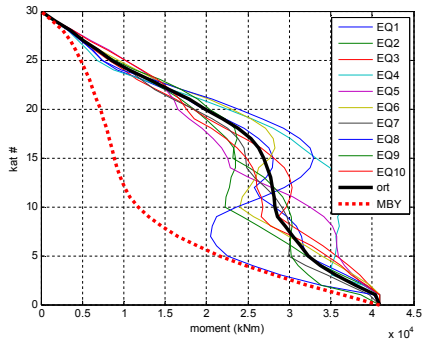
Şekil A.19 : S4 perdesi α_s=0.75 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



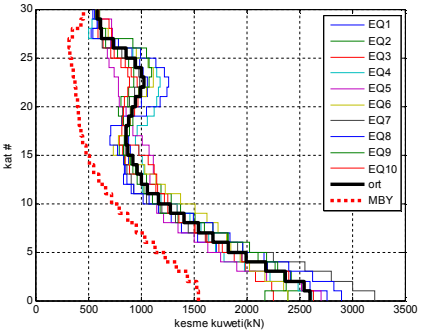
(a) moment dağılımı (R_y=2)



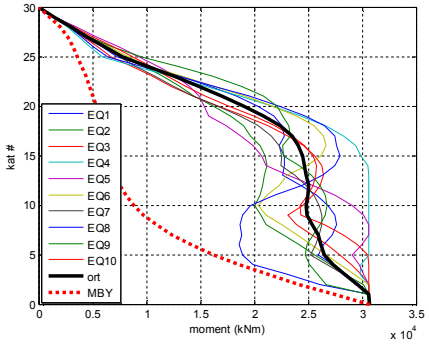
(b) kesme kuvveti dağılımı (R_y=2)



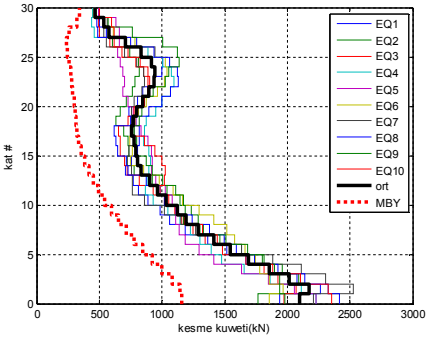
(c) moment dağılımı (R_y=3)



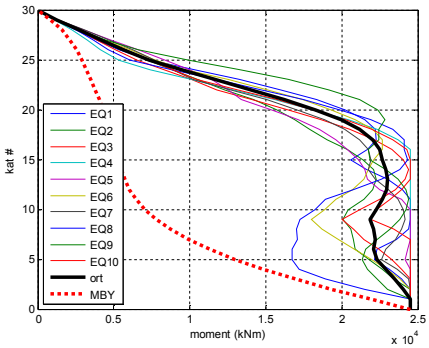
(d) kesme kuvveti dağılımı (R_y=3)



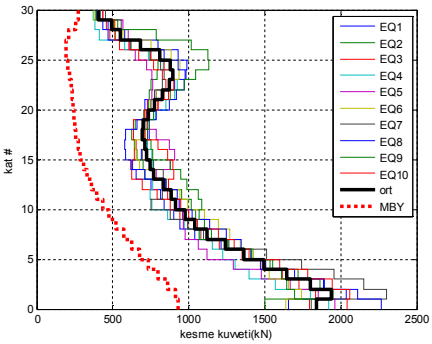
(e) moment dağılımı (R_y=4)



(f) kesme kuvveti dağılımı (R_y=4)



(g) moment dağılımı (R_y=5)



(h) kesme kuvveti dağılımı (R_y=5)

Şekil A.20 : S4 perdesi α_s=0.85 için moment ve kesme kuvveti dağılımları.



ÖZGEÇMİŞ

Ad-Soyad : Mehmet Burak Yılmaz

Doğum Tarihi ve Yeri : 1984, İzmir

E-posta : y.mehmetburak@gmail.com

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** : 2006, İTÜ, İnşaat Fakültesi, İnşaat Mühendisliği
- **Yüksek lisans** : 2008, İTÜ, İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, Deprem Mühendisliği Programı

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

- **Mesleki Deneyim** : Denge Mühendislik 2006-2008
  OSM Mühendislik 2008-2011
  MBY Mühendislik 2011-

- **Ödüller** : TÜBİTAK, TEYDEP tarafından "1512-Girişimcilik Aşamalı Destek Programı" kapsamında 2130086 nolu projesiyle 2014 döneminde ödüllendirilmiştir.

TEZDEN TÜRETİLEN YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- **Yılmaz M. B.** and Celep Z. (2014). Numerical Modeling of Slender RC Shear Walls Subjected to Monotonic and Cyclic Loadings, *International Journal of Sciences: Basic and Applied Research*, *13* (2), 147-157.

- **Yılmaz M. B.** and Celep Z. (2010). A Comparative Evaluation of the Seismic Performance Methods of the Different Seismic Codes. *14th European Conference on Earthquake Engineering*, August 30 - September 03, 2010, Ohrid, Macedonia

- **Yılmaz M. B.** and Celep Z. (2009). Nonlinear Behavior of the RC Wall-Frame Buildings Subjected to Earthquake Excitation, *Sakarya International Symposium of Earthquake Engineering*, 1-3 October 2009, Sakarya, Turkey.

DİĞER YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- Karaçöp A., Z. Celep and **Yılmaz M. B.** (2011). Istanbul Yüksek Binalar Deprem Yönetmeliğinin Örneklerle Karşılaştırmalı İncelemesi, *7. UDMK* 30 Mayıs-3 Haziran 2011 Istanbul, Türkiye

- **Yılmaz M. B.** and Celep Z. (2010). A Comparative Evaluation of the Nonlinear Seismic Performance Methods of the Seismic Codes, *Turkish-Saudi Workshop on Structural Engineering*, 24 June 2010, Istanbul, Turkey.

- **Yılmaz M. B.**, Celep Z. and Tuncer Ö. (2009). On Seismic Performance Evaluation of a Concrete Building according to the Turkish Seismic Code, *Earthquake & Tsunami, WCCE-ECCE-TCCE Joint Conference*, 22-24 June 2009, Istanbul, Turkey.

- Tuncer Ö., Celep Z. and **Yılmaz M. B.** (2009). A Comparative Evaluation of the Methods Given in the Turkish Seismic Code, *Earthquake & Tsunami, WCCE-ECCE-TCCE Joint Conference*, 22-24 June 2009, Istanbul, Turkey.