

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**ÜÇ BOYUTLU ÇELİK ÇERÇEVELERİN ÜÇ BİLEŞENLİ
DEPREM YÜKLERİ ETKİSİNDE GÖÇME MEKANİZMALARI
VE SÜNEKLİĞİNİN BELİRLENMESİ**

**DOKTORA TEZİ
Y. Müh. Kadir ÖZAKGÜL**

Anabilim Dalı : İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ

Programı : YAPI MÜHENDİSLİĞİ

MART 2006

**ÜÇ BOYUTLU ÇELİK ÇERÇEVELERİN ÜÇ BİLEŞENLİ
DEPREM YÜKLERİ ETKİSİNDE GÖÇME MEKANİZMALARI
VE SÜNEKLİĞİNİN BELİRLENMESİ**

**DOKTORA TEZİ
Y. Müh. Kadir ÖZAKGÜL
(501972017)**

**Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : 12 Ekim 2005
Tezin Savunulduğu Tarih : 10 Mart 2006**

**Tez Danışmanı : Prof.Dr. Erdoğan UZGİDER
Diğer Jüri Üyeleri Prof.Dr. Nesrin YARDIMCI (İ.T.Ü.)
Prof.Dr. Gülay ALTAY (B.Ü.)
Prof.Dr. Metin AYDOĞAN (İ.T.Ü.)
Prof.Dr. Faruk YÜKSELER (Y.T.Ü.)**

MART 2006

ÖNSÖZ

Doktora çalışmam süresince bana her türlü desteği sağlayan değerli tez danışmanım Prof. Dr. Erdoğan UZGİDER'e, değerli katkılarını esirgemeyen Prof. Dr. Nesrin YARDIMCI'ya ve Prof. Dr. Gülay ALTAY'ya teşekkürlerimi saygıyla sunuyorum. Bilgisayar programının yazılması ve diğer çalışma noktalarında desteğini gördüğüm Y.Doç. Dr. Özden ÇAĞLAYAN'a teşekkürü bir borç biliyorum.

Ekim, 2005

Kadir ÖZAKGÜL

İÇİNDEKİLER

TABLO LİSTESİ	vi
ŞEKİL LİSTESİ	viii
SEMBOL LİSTESİ	xiv
ÖZET	xv
SUMMARY	xvii
1. GİRİŞ	1
1.1. Giriş	1
1.2. Literatür Özeti	3
1.3. Tez Çalışmasının Amacı	11
2. LİNEER ELASTİK SİSTEM ÇÖZÜMÜ	13
2.1. Eleman Eksenlerinin Doğrultularının Saptanması	13
2.2. Eleman Eksenleri Doğrultusundaki Uç Kuvvet ve Uç Deplasman Bileşenleri	16
2.3. Ortak Koordinat Eksenleri Doğrultusundaki Uç Kuvvet ve Uç Deplasman Bileşenleri	19
2.4. Ortak Koordinat Sisteminde Eleman Rijitlik Matrisi	22
2.5. Sistem Rijitlik Matrisine Geçiş	25
2.6. $\tilde{P}$ Yükleme Kolon Matrisinin Belirlenmesi	29
2.7. Statik Çözüm	29
2.8. $\tilde{P} = \tilde{K} \cdot \tilde{X}$ Lineer Denklem Sisteminin Çözümü	30
3. YARI-RİJİT BİRLEŞİMLER	32
3.1. Bağımsız Pekleşme Modeli	34
3.2. Birleşim Parametrelerinin Belirlenmesi	37
3.2.1. Birleşimin Başlangıç Rijitliği	37
3.2.2. Maksimum Moment Taşıma Kapasitesi	41
3.2.3. Şekil Katsayısı	45
3.3. Birleşimlerin Dönme Kapasitesi	45
4. MALZEME AÇISINDAN NONLİNEERLİK	47
4.1. Uç Kuvvetleri ile Uç Deplasmanları Arasındaki Lineer Olmayan Bağlıntılar	47
4.2. Plastik Mafsallarda Histerik Davranışın Tanımlanması	50
4.3. Sonlu Küçük Uç Kuvvet Artımları ile Uç Deplasman Artımları Arasındaki Lineer Olmayan Bağlıntılar	57
4.4. Elemanın Elasto-Plastik Tanjant Rijitlik Matrisi	61
4.5. Karşılıklı Etki Yüzeylerinin Tanımı	65
4.5.1. Tebedge ve Chen Tarafından Önerilen Karşılıklı Etki Bağlıntıları	67
4.5.2. Morris ve Fenves Tarafından Önerilen Karşılıklı Etki Bağlıntıları	68

4.6 Plastik Karşılıklı Etkiyi İçeren Azaltılmış Moment Kapasitelerinin Hesabı	71
4.6.1. Tebedge ve Chen Tarafından Önerilen Akma Yüzeyine Göre	71
4.6.2. Morris ve Fenves Tarafından Önerilen Akma Yüzeyine Göre	73
4.7 Elasto-Plastik Eleman Tanjant Rijitlik Matrisinin Düzeltilmesi	75
5. İKİNCİ MERTEBEDEN ETKİLER	88
5.1. Kabuller	88
5.2. Geometrik Rijitlik Matrisi	88
5.3. Stabilité Fonksiyonları	93
5.3.1. Rijit Birleşimli Elemanlar İçin	93
5.3.2. Yarı-rijit Birleşimler İçin	99
5.3.3. Elemanın Eğilmeden Dolayı Oluşan Eksenel Rijitlik Kayıplarının Hesabı (Bowing Effects)	104
5.4. Basınç Elemanlarının Kritik Burkulma Yüğü, P_{cr}	108
6. DİNAMİK ANALİZ YÖNTEMİ	110
6.1. Kütle Matrisi	110
6.2. Sönüm Katsayıları Matrisi	111
6.3. Sonlu Küçük Zaman Artımı İçin Hareket Denklemlerinin Sayısal İntegrasyonu	113
6.4. İntegrasyon Yönteminin Stabilitesi ve Hassasiyeti	118
6.5. İntegrasyon Yöntemine Ait Hesap Sırası	118
7. ENERJİ	120
7.1. Sisteme Giren Enerji	120
7.1.1. Zamana Bağlı Dış Yüğü Nedeniyle Sisteme Giren Enerji	120
7.1.2. Üç Boyutlu Deprem Yüğü Nedeniyle Sisteme Giren Enerji	122
7.1.3. Sistemin Düğüm Noktalarının Yatay Deplasmanları Nedeniyle Düşey Yüğü Oluşturduğu İlave Düğüm Noktası Kuvvetleri İçin Sisteme Giren Enerji	124
7.2. Sistemde Depolanan Enerji	125
7.2.1. Sistemde Depolanan Şekil Değıştirme Enerjisi	125
7.2.2. Kinetik Enerji	126
7.3. Sistemde Sarf Olan Enerji	126
7.3.1. Plastik şekil değıştirmeler nedeniyle sarf olan enerji	126
7.3.2. Sönüm etkisi nedeniyle sarf olan enerji	127
8. SÜNEKLİK ORANLARININ BELİRLENMESİ	129
8.1. Eğriliğe Dayanan Süneklik Oranının Tanımı	129
8.2. Enerjiye Dayanan Süneklik Oranının Tanımı	132
8.3. Sistem Seviyesinde Süneklik Oranının Tanımı	135
8.4. Görelî Kat Öteleme Gereksinim Değerinin Tanımı	136
9. SAYISAL UYGULAMALAR	138
9.1. Tek Açıklıklı ve Tek Katlı Uzay Çerçeve Sistemi	138
9.2. Tek Açıklıklı ve İki Katlı Uzay Çerçeve Sistemi	151
9.3. Tek Açıklıklı ve Sekiz Katlı Uzay Çerçeve Sistemi	164
9.4. Üç Açıklıklı ve Yirmi Katlı Uzay Çerçeve Sistemi	184
9.4.1. Çaprazsız Sistem Durumu	184
9.4.2. Çaprazlı Sistem Durumu	194
9.5. Üç Açıklıklı ve Otuz Katlı Uzay Çerçeve Sistemi	213

9.5.1. Çaprazsız Sistem Durumu	213
9.5.2. Çaprazlı Sistem Durumu	222
10. SONUÇLAR	238
KAYNAKLAR	242
EKLER	255
ÖZGEÇMİŞ	266

TABLO LİSTESİ

	<u>Sayfa No</u>
Tablo 2.1. Ortak Koordinat Sisteminde Eleman Rijitlik Matrisi	23
Tablo 2.2. 1 nolu elemanın rijitlik matrisinin sistem rijitlik matrisine yerleşimi	26
Tablo 2.3. $[S \cdot A^T]$ matrisi [8].....	31
Tablo 4.1. Ortak koordinat sisteminde elasto-plastik eleman tanjant rijitlik matrisi.....	64
Tablo 5.1. Ortak koordinat sisteminde eleman geometrik rijitlik matrisi [8]	92
Tablo 5.2. Ortak koordinat sisteminde elasto-plastik eleman tanjant rijitlik matrisi (stabilite fonksiyonları dahil)	98
Tablo 9.1. Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sisteminde süneklik oranları (Tebedge&Chen).....	143
Tablo 9.2. Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sisteminde süneklik oranları (Morris&Fenves).....	146
Tablo 9.3. Tek açıklıklı ve tek katlı yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sisteminde süneklik oranları (Morris&Fenves).....	148
Tablo 9.4. Tek açıklıklı ve iki katlı sistemin eğriliğe göre süneklik gereksinimleri.....	156
Tablo 9.5. Tek açıklıklı ve iki katlı sistemin enerjiye göre süneklik gereksinimleri.....	157
Tablo 9.6. Tek açıklıklı ve iki katlı yarı-rijit birleşimli sistemin eğriliğe göre süneklik gereksinimleri.....	159
Tablo 9.7. Tek açıklıklı ve iki katlı yarı-rijit birleşimli sistemin enerjiye göre süneklik gereksinimleri.....	159
Tablo 9.8. Tek açıklıklı ve sekiz katlı sistemin eğriliğe göre süneklik gereksinimleri.....	174
Tablo 9.9. Tek açıklıklı ve sekiz katlı sistemin enerjiye göre süneklik gereksinimleri.....	175
Tablo 9.10. Tek açıklıklı ve sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sistemin eğriliğe göre süneklik gereksinimleri.....	178
Tablo 9.11. Tek açıklıklı ve sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sistemin enerjiye göre süneklik gereksinimleri.....	179
Tablo 9.12. Yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde eğriliğe göre süneklik gereksinimleri.....	204
Tablo 9.13. Yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde enerjiye göre süneklik gereksinimleri.....	205
Tablo 9.14. Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sisteminde eğriliğe göre süneklik gereksinimleri.....	207
Tablo 9.15. Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sisteminde enerjiye göre süneklik gereksinimleri.....	208

Tablo 9.16.	Otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde eğriliğe göre süneklik gereksinimleri.....	229
Tablo 9.17.	Otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde enerjiye göre süneklik gereksinimleri.....	230
Tablo 9.18.	Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sisteminde eğriliğe göre süneklik gereksinimleri.....	232
Tablo 9.19.	Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sisteminde enerjiye göre süneklik gereksinimleri.....	233

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa No

Şekil 1.1	: Bir yapıya ait yanal kuvvet-yatay kat deplasmanı arasındaki ilişki [67]	10
Şekil 2.1	: Bir ij elemanının XYZ uzayındaki konumu	13
Şekil 2.2	: Bir ij elemanının $x_i y_i z_i$ uzayındaki konumu	15
Şekil 2.3	: ϕ düzleminin gösterimi	16
Şekil 2.4	: I enkesitli bir ij elemanında ϕ düzleminin yandan görünüşü	16
Şekil 2.5	: Eleman eksenlerinde pozitif uç kuvvet ve uç deplasman bileşenleri	20
Şekil 2.6	: Ortak koordinat eksenlerinde pozitif uç kuvvet bileşenleri	24
Şekil 2.7	: Örnek olarak seçilen uzay çerçeve sistemi.....	27
Şekil 2.8	: Sistemin serbestlik derecesinin belirlenmesi.....	28
Şekil 2.9	: Elemanların uç noktalarının serbestlik dereceleri	28
Şekil 2.10	: Sistem düğüm noktalarına etkiyen tekil dış yükler	28
Şekil 3.1	: Birleşimdeki açısız yerdeğiştirme [73]	32
Şekil 3.2	: Birleşim moment-açısız yerdeğiştirme eğrileri [76].....	33
Şekil 3.3	: Üç parametrelili kuvvet modeli (three parameter power model)....	35
Şekil 3.4	: Bağımsız pekleşme modeli (independent hardening model).....	37
Şekil 3.5	: Üst korniyer [94]	38
Şekil 3.6	: Gövde korniyerinin şekil değiştirmiş hali [94]	39
Şekil 3.7	: Birleşim korniyerlerinin şekil değiştirmiş hali [94]	40
Şekil 3.8	: Üst korniyerin mekanizma durumu [94]	41
Şekil 3.9	: Birleşimin şekil değiştirmiş haline ait korniyerlere etkiyen kuvvetler [94]	44
Şekil 3.10	: Bjorhovde'ye göre birleşimlerin sınıflandırılması [87]	46
Şekil 4.1	: Gerilme-şekil değiştirme bağıntısı [8]	47
Şekil 4.2	: Eleman uç momentlerinin elasto-plastik davranışı	48
Şekil 4.3	: İskelet eğrisi.....	51
Şekil 4.4	: İskelet ve dal eğrileri.....	52
Şekil 4.5	: Uç momenti ile etkili açısız uç deplasmanı arasındaki histerik davranış.....	56
Şekil 4.6	: Karşılıklı etki yüzeyi.....	66
Şekil 4.7	: Tebedge ve chen tarafından önerilen karşılıklı etki bağıntıları.....	68
Şekil 4.8	: I kesitine ait tarafsız eksen pozisyonları [111,117].....	69
Şekil 4.9	: Morris ve fenves tarafından önerilen karşılıklı etki yüzeyleri [111,117].....	70
Şekil 4.10	: Tebedge ve chen tarafından önerilen akma yüzeyine göre $M_1 / M_{1pN} - M_2 / M_{2pN}$ düzleminde $r_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörü	72
Şekil 4.11	: Tebedge ve chen tarafından önerilen akma yüzeyine göre	

	azaltılmış plastik moment taşıma kapasiteleri ve karşılıklı etki eğrisi	73
Şekil 4.12	: Morris ve fenves tarafından önerilen akma yüzeyine göre $M_1 / M_{IpN} - M_2 / M_{2pN}$ düzleminde $r_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörü	74
Şekil 4.13	: Morris ve fenves tarafından önerilen akma yüzeyine göre azaltılmış plastik moment taşıma kapasiteleri ve karşılıklı etki eğrisi	75
Şekil 4.14	: Uç moment-etkili açısıl uç deplasmanı bağıntısı ve karşılıklı etki eğrisi	77
Şekil 4.15	: Karşılıklı etki eğrisi üzerindeki diklik koşulu	78
Şekil 4.16	: Normalleştirilmiş moment vektörünün karşılıklı etki eğrisine göre düzeltilmesi (i. Grup)	80
Şekil 4.17	: Normalleştirilmiş moment vektörünün karşılıklı etki eğrisine göre düzeltilmesi (ii. Grup)	83
Şekil 4.18	: Normalleştirilmiş moment vektörünün karşılıklı etki eğrisine göre düzeltilmesi (iii. Grup)	84
Şekil 4.19	: Normalleştirilmiş moment vektörünün karşılıklı etki eğrisine göre düzeltilmesi (iv. Grup)	86
Şekil 5.1	: Eksenel uç kuvvetlerinin P-Δ etkisi [8]	91
Şekil 5.2	: Uç kuvvetlerin etkidiği bir ij elemanı	93
Şekil 5.3	: Uç kuvvetlerin etkidiği yarı-rijit birleşimli bir ij elemanı	99
Şekil 5.4	: Eğilmenin eksenel rijitliğe etkisi (bowing effect)	104
Şekil 5.5	: Uçları mafsallı kolon örneği.....	108
Şekil 5.6	: Yatay yerdeğiştirme-Eksenel kuvvet ilişkisi.....	109
Şekil 6.1	: Açısıl düğüm noktası deplasmanı ve karşı gelen tekil kütle yaklaşımı	111
Şekil 6.2	: Deprem ivme bileşenleri ve sistemin konumu	116
Şekil 7.1	: Sonlu küçük Δt zaman artımına karşı gelen ortalama değişken yük	121
Şekil 7.2	: Sistem ve yer deplasmanları	121
Şekil 8.1	: Eleman uç moment-açısıl uç deplasmanı ilişkisi	129
Şekil 8.2	: Eğrilığe dayanan süneklik oranı	130
Şekil 8.3	: Enerjiye dayanan süneklik oranı	134
Şekil 8.4	: Yapının elastik olmayan davranışı [153].....	135
Şekil 9.1	: Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sistemi.....	138
Şekil 9.2	: Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sistemine ait yük durumu	139
Şekil 9.3	: $X_{16}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	140
Şekil 9.4	: $X_{17}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	140
Şekil 9.5	: Tek katlı sisteme ait plastik mafsal yerleşimi (Tebedge&Chen).....	141
Şekil 9.6	: (7) nolu elemanın j ucunda ve 1-1 eksenini etrafındaki moment-dönme ilişkisi (Tebedge&Chen).....	142
Şekil 9.7	: (7) nolu elemanın j ucunda ve 2-2 eksenini etrafındaki moment-dönme ilişkisi (Tebedge&Chen).....	142
Şekil 9.8	: Tek katlı sisteme ait plastik mafsal yerleşimi (Morris&Fenves).....	144

Şekil 9.9	: (7) nolu elemanın j ucunda ve 1-1 eksenı etrafındaki moment-dönme ilişkisi (Morris&Fenves).....	144
Şekil 9.10	: (7) nolu elemanın j ucunda ve 2-2 eksenı etrafındaki moment-dönme ilişkisi (Morris&Fenves).....	145
Şekil 9.11	: Yarı-rijit birleşimli (8) nolu elemanın j ucunda ve 1-1 eksenı etrafındaki moment-dönme ilişkisi (Morris&Fenves)..	147
Şekil 9.12	: Yarı-rijit birleşimli (8) nolu elemanın j ucunda ve 2-2 eksenı etrafındaki moment-dönme ilişkisi (Morris&Fenves)..	147
Şekil 9.13	: Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi (Tebedge&Chen).....	149
Şekil 9.14	: Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi (Morris&Fenves).....	149
Şekil 9.15	: El Centro (1940) deprem ivme bileşenleri.....	150
Şekil 9.16	: Tek açıklıklı ve iki katlı uzay çerçeve sistemi.....	151
Şekil 9.17	: Tek açıklıklı ve iki katlı uzay çerçeve sisteme etkiyen düşey statik yükler.....	152
Şekil 9.18	: $X_{40}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	152
Şekil 9.19	: $X_{41}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	153
Şekil 9.20	: İki katlı sisteme ait plastik mafsallık yerleşimi.....	153
Şekil 9.21	: İki katlı sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	155
Şekil 9.22	: İki katlı sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	156
Şekil 9.23	: İki katlı yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	158
Şekil 9.24	: İki katlı yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	158
Şekil 9.25	: İki katlı sistemin x-doğrultusundaki görelı kat öteleme gereksinimleri.....	160
Şekil 9.26	: İki katlı sistemin y-doğrultusundaki görelı kat öteleme gereksinimleri.....	160
Şekil 9.27	: İki katlı sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	161
Şekil 9.28	: İki katlı sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	161
Şekil 9.29	: İki katlı yarı-rijit birleşimli sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	162
Şekil 9.30	: İki katlı yarı-rijit birleşimli sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	163
Şekil 9.31	: Tek açıklıklı ve iki katlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi.....	163
Şekil 9.32	: Tek açıklıklı ve sekiz katlı uzay çerçeve sistemi	164
Şekil 9.33	: Tek açıklıklı ve sekiz katlı uzay çerçeve sisteme etkiyen düşey statik yükler.....	165
Şekil 9.34	: $X_{17}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	166
Şekil 9.35	: $X_{191}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	167
Şekil 9.36	: Sekiz katlı sisteme ait plastik mafsallık yerleşimi	168

Şekil 9.37 : Sekiz katlı sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	173
Şekil 9.38 : Sekiz katlı sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	173
Şekil 9.39 : Sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	177
Şekil 9.40 : Sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	177
Şekil 9.41 : Sekiz katlı sistemin x-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri.....	180
Şekil 9.42 : Sekiz katlı sistemin y-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri.....	180
Şekil 9.43 : Sekiz katlı sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	181
Şekil 9.44 : Sekiz katlı sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	181
Şekil 9.45 : Sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	182
Şekil 9.46 : Sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	182
Şekil 9.47 : Tek açıklıklı ve sekiz katlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi.....	183
Şekil 9.48 : Üç açıklıklı ve yirmi katlı uzay çerçeve sistemi	185
Şekil 9.49 : Yirmi katlı çaprazsız uzay çerçeve sisteminde $X_{2380}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	187
Şekil 9.50 : Yirmi katlı çaprazsız uzay çerçeve sisteminde $X_{2381}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	188
Şekil 9.51 : Yirmi katlı çaprazsız sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	189
Şekil 9.52 : Yirmi katlı çaprazsız sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	189
Şekil 9.53 : Yirmi katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	190
Şekil 9.54 : Yirmi katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	190
Şekil 9.55 : Yirmi katlı çaprazsız sistemin x-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri.....	191
Şekil 9.56 : Yirmi katlı çaprazsız sistemin y-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri.....	191
Şekil 9.57 : Yirmi katlı çaprazsız sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	192
Şekil 9.58 : Yirmi katlı çaprazsız sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	192
Şekil 9.59 : Yirmi katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sistemin x- doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	193
Şekil 9.60 : Yirmi katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sistemin y- doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	193
Şekil 9.61 : Üç açıklıklı ve yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sistemi.....	194

Şekil 9.62 : Yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde $X_{2380}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	196
Şekil 9.63 : Yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde $X_{2381}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	197
Şekil 9.64 : Yirmi katlı çaprazlı sisteme ait plastik mafsallık yerleşimi.....	198
Şekil 9.65 : Yirmi katlı çaprazlı sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	203
Şekil 9.66 : Yirmi katlı çaprazlı sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	203
Şekil 9.67 : Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	206
Şekil 9.68 : Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	206
Şekil 9.69 : Yirmi katlı çaprazlı sistemin x-doğrultusundaki göreceli kat öteleme gereksinimleri.....	209
Şekil 9.70 : Yirmi katlı çaprazlı sistemin y-doğrultusundaki göreceli kat öteleme gereksinimleri.....	209
Şekil 9.71 : Yirmi katlı çaprazlı sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	210
Şekil 9.72 : Yirmi katlı çaprazlı sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi... ..	210
Şekil 9.73 : Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	211
Şekil 9.74 : Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	211
Şekil 9.75 : Yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi.....	212
Şekil 9.76 : Üç açıklıklı ve otuz katlı uzay çerçeve sistemi	214
Şekil 9.77 : Otuz katlı çaprazsız uzay çerçeve sisteminde $X_{2212}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	215
Şekil 9.78 : Otuz katlı çaprazsız uzay çerçeve sisteminde $X_{2213}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	216
Şekil 9.79 : Otuz katlı çaprazsız sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	217
Şekil 9.80 : Otuz katlı çaprazsız sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	217
Şekil 9.81 : Otuz katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	218
Şekil 9.82 : Otuz katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	218
Şekil 9.83 : Otuz katlı çaprazsız sistemin x-doğrultusundaki göreceli kat öteleme gereksinimleri.....	219
Şekil 9.84 : Otuz katlı çaprazsız sistemin y-doğrultusundaki göreceli kat öteleme gereksinimleri.....	219
Şekil 9.85 : Otuz katlı çaprazsız sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	220

Şekil 9.86	: Otuz katlı çaprazsız sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	220
Şekil 9.87	: Otuz katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sistemin x- doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	221
Şekil 9.88	: Otuz katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sistemin y- doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	221
Şekil 9.89	: Üç açıklıklı ve otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sistemi.....	222
Şekil 9.90	: Otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde $X_{2212}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	223
Şekil 9.91	: Otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde $X_{2213}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış.....	224
Şekil 9.92	: Otuz katlı çaprazlı sisteme ait plastik mafsallık yerleşimi.....	225
Şekil 9.93	: Otuz katlı çaprazlı sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	228
Şekil 9.94	: Otuz katlı çaprazlı sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	228
Şekil 9.95	: Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	231
Şekil 9.96	: Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı.....	231
Şekil 9.97	: Otuz katlı çaprazlı sistemin x-doğrultusundaki göreceli kat öteleme gereksinimleri.....	234
Şekil 9.98	: Otuz katlı çaprazlı sistemin y-doğrultusundaki göreceli kat öteleme gereksinimleri.....	234
Şekil 9.99	: Otuz katlı çaprazlı sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	235
Şekil 9.100	: Otuz katlı çaprazlı sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi... ..	235
Şekil 9.101	: Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemin x- doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	236
Şekil 9.102	: Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemin y- doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi.....	236
Şekil 9.103	: Otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi.....	237
Şekil A.1	: Yazılan bilgisayar programına ait akış şeması	256

SEMBOL LİSTESİ

A	: Eleman enkesit alanı
C_{-T}	: Sistemin sönüm katsayıları matrisi
ΔL	: ij elemanının i ve j uçları arasındaki relatif aksel deplasman
$\Delta \tilde{X}, \Delta \tilde{X}^e, \Delta \tilde{X}^g$	: Düğüm noktalarının deplasman, hız ve ivme artımı vektörleri
E	: Malzemeye ait elastisite modülü
E_{TD}	: Sisteme giren toplam enerji
E_{TG}	: Sistemde depolanan toplam enerji
E_{TS}	: Sistemde harcanan toplam enerji
ϕ_{1i}, ϕ_{2i}	: ij elemanının i ucuna ait dönme değerleri
ϕ_{1j}, ϕ_{2j}	: ij elemanının j ucuna ait dönme değerleri
G	: Malzemeye ait kayma modülü
H	: Plak kalınlığı
I_1, I_2	: Eleman enkesitinin asal eksenler etrafındaki atalet momentleri
J	: Eleman enkesit polar atalet momenti
K_{-}	: Sistemin rijitlik matrisi
$K_{\sim g}$	: Sistemin geometrik rijitlik matrisi
K_{-T}	: Sistemin tanjant rijitlik matrisi
L	: Eleman uzunluğu
M_{-}	: Sistemin kütle matrisi
M_{1i}, M_{2i}	: ij elemanının i ucuna ait eğilme momentleri
M_{1j}, M_{2j}	: ij elemanının j ucuna ait eğilme momentleri
M_{1p}, M_{2p}	: Eleman enkesitinin asal eksenlerdeki moment taşıma kapasiteleri
M_u	: Yarı-rijit birleşimin maksimum moment taşıma kapasitesi
N	: Elemana ait aksel kuvvet
n	: Yarı-rijit birleşimin şekil katsayısı
R_{ki}	: Yarı-rijit birleşimin başlangıç rijitliği
$s_1, s_2, \dots, s_7$	: Stabilitate fonksiyonlarına ait değerler
T	: Elemana ait burulma momenti
θ_{1i}, θ_{2i}	: ij elemanının i ucuna ait etkili dönme değerleri
θ_{1j}, θ_{2j}	: ij elemanının j ucuna ait etkili dönme değerleri
θ_T	: ij elemanının i ve j uçları arasındaki relatif dönme değeri
V_{1i}, V_{2i}	: ij elemanının i ucuna ait kesme kuvvetleri
V_{1j}, V_{2j}	: ij elemanının j ucuna ait kesme kuvvetleri

ÜÇ BOYUTLU ÇELİK ÇERÇEVELERİN ÜÇ BİLEŞENLİ DEPREM YÜKLERİ ETKİSİNDE GÖÇME MEKANİZMALARI VE SÜNEKLİĞİNİN BELİRLENMESİ

ÖZET

Bu çalışmada üç boyutlu çerçeve sistemlerin üç bileşenli deprem yükleri altındaki göçme mekanizmalarının ve süneklik kapasitelerinin belirlenmesi için bir algoritmanın geliştirilmesi ve bu algoritmaya uygun dinamik analiz yapabilen bir bilgisayar programının üretilmesi amaçlanmıştır.

Doktora tezinin birinci bölümünde, yapılmak istenen çalışmaya ait genel tanımlamalar verilmiş ve çalışmada gözönüne alınacak etkenler kısaca anlatılmıştır. Ayrıca, bu konuyla ilgili olarak önceden yapılmış olan çalışmaların literatür araştırması ve açıklamaları sunulmuştur.

İkinci bölümde, lineer elastik sistem çözümüne ait tanımlamalar verilmiştir. Eleman rijit matrisinin lokal ve global eksen takımlarındaki yazılışı ile global eksen takımlarında yazılan eleman rijitlik matrislerinden sistem rijitlik matrisinin nasıl oluşturulması gerektiği anlatılmıştır. Lineer denklem sisteminin çözümünde, gauss indirgemesine dayanan “Geliştirilmiş CROUT indirgemesi” yöntemi kullanılmıştır.

Üçüncü bölümde, yarı-rijit birleşim modeli tanımlanmıştır. Tekrarlı yükler altındaki birleşimin davranışını tanımlayabilmek için Kishi ve Chen tarafından önerilen bağımsız pekleşme modeli (independent hardening model) kullanılmıştır. Bu modele ait; birleşim başlangıç rijitliği, maksimum moment taşıma kapasitesi ve şekil parametresi değerleri, Üst ve Alt Flanşlar ile Gövdeden Çift Korniyerli birleşim tipi için hesaplanmıştır.

Dördüncü bölümde, malzeme açısından nonlineerlik incelenmiştir. Malzemenin lineer olmayan gerilme-şekil değiştirme bağıntısı, Ramberg-Osgood ifadesinin tersine karşı gelen bağıntı ile modellenmiştir. Sistem zamana bağlı değişken dış yüklerin etkisinde olduğu için, plastik mafsallarda eleman uç momenti-açısal uç deplasmanı ile eksenel uç kuvveti-eksenel uç deplasmanı arasındaki bağıntılara ait iskelet ve dal eğrileri kullanılarak histerik davranış tanımlanmıştır. Sonlu küçük uç kuvvet artımları ile uç deplasman artımları arasındaki lineer olmayan bağıntılardan elasto-plastik düzeltme katsayıları tanımlanarak elemanın elasto-plastik tanjant rijitlik matrisi oluşturulmuştur. Karşılıklı etki yüzeyi, Morris ve Fenves tarafından verilen, eleman enkesitindeki tarafsız eksenin herbir konumu için belirlenmiş olan alt-sınır akma yüzeyi ifadeleriyle tanımlanmıştır.

Beşinci bölümde, üç boyutlu çerçeve sistem elemanlarındaki ikinci mertebe etkiler incelenmiştir. Eleman uç noktalarının farklı yer değiştirmesi sonucu oluşan ikinci mertebe etkiler ($P - \Delta$ etkisi) geometrik rijitlik matrisiyle, eleman uzunluğu boyunca

elemanda oluşan ikinci mertebe etkiler ($P-\delta$ etkisi) ise stabilite fonksiyonlarıyla tanımlanmıştır.

Altıncı bölümde, çok katlı sistemlerin sonlu küçük zaman artımları için hareket denklemleri oluşturulmuş ve bu denklemleri oluşturan kütle, sönüm ve tanjant rijitlik matrisleri ile dinamik dış yüklere ait yükleme matrisleri tanımlanmıştır. Hareket denklemleri sonlu küçük zaman artımları için Newmark'ın genelleştirilmiş ivme yöntemi uygulanarak adım-adım integre edilerek çözülmüştür.

Yedinci bölümde, sisteme giren enerji, sistemde depolanan enerji ve sistemde harcanan enerji bağıntıları tanımlanmıştır.

Sekizinci bölümde, sistemin elasto-plastik davranışını elemanların süneklik oranları ile ifade edebilen, üç boyutlu elemanlara uygun ve histerik davranışları içerecek şekilde süneklik tanımlamaları yapılmıştır.

Dokuzuncu bölümde; tek açıklıklı ve tek katlı, tek açıklıklı ve iki katlı, tek açıklıklı ve sekiz katlı, üç açıklıklı ve yirmi katlı ile üç açıklıklı ve otuz katlı uzay çerçeve sistemleri, önceki bölümlerde anlatılanları içerecek şekilde geliştirilen algoritmaya uygun olarak yazılmış bilgisayar programı kullanılarak üç boyutlu deprem yükleri altında analiz edilmiş ve elde edilen sonuçlar grafikler ve tablolar ile gösterilmiştir.

Yapılan analizlerden elde edilen tüm sonuçlar üzerindeki değerlendirmeler ve tartışmalar son bölümde ifade edilmiştir.

DETERMINATION OF FAILURE MECHANISMS AND DUCTILITY OF 3D STEEL FRAMES UNDER EARTHQUAKE LOADS WITH THREE COMPONENTS

SUMMARY

In this study, it has been aimed to develop an algorithm that determines failure mechanisms and ductility capacities of 3D frames under earthquake loads with three components and a computer program which performs dynamic analysis according to this algorithm.

In the first chapter, the general descriptions relating to this study have been presented and factors taken into account in the study have been described briefly. Moreover, the previous researches about this subject and literature survey has been given.

In the second chapter, definitions concerning linear elastic system solution have been described. The member stiffness matrix has been explained which is written both in the local and the global coordinate systems. Then, the system's global stiffness matrix has been given with how it is formed by using the global stiffness matrix of each member. Modified Crout reduction procedure which is a kind of Gauss elimination method has been used for solution of linear equation systems.

In the third chapter, semi-rigid connection model has been described. The independent hardening model given by Kishi and Chen has been used to express the behaviour under cyclic loading. Because this model is simple to use and easily applicable to all type of steel frames connection models, it is often implemented in the frame analysis program. The moment-rotation curve under the first cycle of loading, unloading and reverse loading remain unchanged under the repetition of loading cycles. The skeleton curve used in the model was obtained from three parameter power model. In this procedure, the initial connection stiffness, ultimate moment capacity and shape parameter of the connection have been determined by an analytical model for top- and seat-angle connection with double web angle.

In the fourth chapter, material nonlinearity has been investigated. The inelastic moment-rotation and axial force-deformation behaviour of structural members have been modeled by the inversion of the Ramberg-Osgood relation. Material nonlinearity is simulated by the formation of plastic zones of zero length at the ends of the elements. The plastic hinge does not form until all of the fibers in the cross-section reach the yield stress. Hysteresis behaviour of plastic hinges have been defined using skeleton and branch curves relating to moment-rotation and axial force-deformation relations of members. Elasto-plastic correction factors have been obtained from finite incremental nonlinear member force-deformation relations and then, the member's tangent stiffness matrix has been formed by using these factors. Interaction surfaces have been described with the lower bound yield surface equations suggested by Morris and Fenves, relating to the various neutral axis

positions of common cross-sectional types. Because direct shear deformations are usually neglected as being small for framed structures, direct shear forces parameters are not included in the yield conditions formulated.

In the fifth chapter, the geometric nonlinearity including the second-order effects associated with $P-\delta$ and $P-\Delta$ has been investigated. While the geometric nonlinearity caused by axial force has been described by the use of the geometric stiffness matrix, the nonlinearity caused by the interaction between the axial force and bending moment has been also described by the use of the stability functions.

In the sixth chapter, dynamic equation of motion has been built in the finite time increments for multi-story systems and the system mass, damping and tangent stiffness matrices which is a part of the system dynamic equation of motion have been described. El Centro acceleration record with three components has been applied to the dynamic equation of motion as external load. This equation of motion has been solved by Newmark's constant acceleration method in time history domain and system response parameters have been calculated and checked in every time step.

In the seventh chapter, the input energy in the system due to seismic loading, dissipated energy by the hysteretic behaviour of the material at the location of plastic hinges, if they form, by viscous damping and by hysteretic behaviour of the semi-rigid connections, elastic strain energy and kinetic energy have been described.

In the eighth chapter, member-level ductility descriptions including hysteretic behaviour of three dimensional members, and system-level ductility description have been presented briefly.

In the ninth chapter, using the written computer program which uses the developed algorithm, different structural models have been analyzed under ground motions with three components and the response quantities of structural models have been calculated. These resulting responses have been illustrated in figures graphically.

The opinions and the discussions relating to the general results of all analyses and calculations have been expressed in the last chapter.

1 GİRİŞ

1.1 Giriş

Çelik yapıların dinamik yükler altındaki tasarımında, malzemenin elastik olmayan davranışının, birleşimlerin nonlineerliğinin ve yapının geometrik değişiminden dolayı oluşan ikinci mertebe etkilerinin dikkate alınması gereklidir.

Yapının elastik olmayan davranışını esas alacak şekilde değişik analiz yöntemleri geliştirilmiştir. Bu yöntemler, iki boyutlu basit plastik mafsallı analizinden, plastikleşmenin yayılışını tam olarak modelleyebilen rafine analiz yöntemlerine kadar sıralanabilir. Bunlar kısaca özetlenecek olursa,

Birinci mertebeden plastik mafsallı analizinde, eleman enkesitinin tamamen plastikleşinceye kadar yani plastik mafsallı olduğu denilinceye kadar elastik olarak davrandığı, plastik mafsalların, sistemin dış yükler altında, moment değeri plastikleşme momentine ulaşan herhangi bir enkesitinde ve eleman üzerinde plastikleşmenin bir noktada yığılmasıyla oluştuğu kabul edilmiştir. Bu analizde, elastik olmayan malzeme davranışını tanımlama biçimine göre değişik yöntemler mevcuttur, örnek olarak rijit-plastik ve elastik-plastik yöntemleri verilebilir.

İkinci mertebeden plastik mafsallı analizinde, yapının tüm elemanları için kiriş-kolon eleman modeli kullanılmış ve elemanların plastik mafsalların oluştuğu uç noktaları haricinde elastik olarak davrandığı kabul edilmiş ve sistemin şekil değiştirmiş hali esas alınarak, eleman eğriliğinden dolayı oluşan $P-\delta$ etkisi ile eleman uç noktalarının rölatif yanal yerdeğiştirmesi sonucu oluşan $P-\Delta$ etkisi dikkate alınmıştır.

İkinci mertebeden plastik bölge analizinde, sistemdeki her eleman çok sayıda liflere ayrılarak ve kiriş-kolon teorisi kullanılarak modellenmiştir. Malzeme nonlineerliği sadece normal gerilme dikkate alınarak tanımlanmıştır. Herhangi bir lifteki hesaplanan gerilme değeri eğer akma dayanımına ulaşmışsa lifin aktığı düşünülmüş ve bu şekilde eleman bazında plastikleşmenin yayılışı izlenebilmiştir.

Plastik mafsall yaklaşımı, daha az hesaplama süresi gerektirdiği için, plastik bölge analizine göre daha tercih edilebilirdir.

İleri analiz yöntemleri, tasarımcıların daha hassas analiz yöntemleri ve bilgisayar programları kullanmalarını sağlayacaktır. İleri analizi esas alan en son gelişmiş tasarım yöntemlerinin önümüzdeki yıllar için yapı mühendisliğine çok önemli katkılar sağlayacağı düşünülmektedir.

İleri analiz çok hassas bir şekilde yapının mümkün bütün göçme durumlarını öngörebilir, daha kararlı bir güvenlik düzeyi sergileyebilir ve daha uzun süreli kullanılabilirlik sağlayabilir.

Çelik yapıların klasik anlamdaki analiz ve tasarımlarında birleşimlerin ya tamamen rijit yada ideal olarak mafsallı oldukları kabul edilmiştir.

Birleşimin tamamen rijit olması, birleşimde rölatif dönmenin olmadığını ve kirişin uç momentlerinin tamamıyla kolona aktarıldığını ifade eder. Diğer yandan, birleşimin mafsallı olması, birleşimin açısall yerdeğiştirmesini engelleyici hiç bir kısıtlamanın olmadığı ve birleşim momentinin daima sıfır olduğu anlamına gelir. Ancak, pratikte kullanılan bütün kiriş-kolon birleşimleri, deneysel incelemelerden anlaşıldığı gibi, tamamen rijit ve ideal mafsallı hallerin arasındaki bir rijitliğe sahiptir.

Bu yüzden yarı-rijit birleşimli çerçevelerin tasarımında, kiriş-kolon birleşimlerinin gerçek davranışlarının bilinmesi ve analizde kullanılabilmesi için uygun bir birleşim modelinin oluşturulması gereklidir.

Çelik yapıların deprem etkisi altındaki performansını değerlendirirken, çelik malzemenin deprem açısından çok önemli olan düktillik özelliğinin, taşıyıcı sistemin depreme karşı davranışına etkisi incelenmelidir. Yapının enerji absorbe etmesi isteniyorsa, düktil davranış göstermesi gereklidir. Yer hareketinin taşıyıcı sisteme uyguladığı enerji; sistemde harcanan plastik enerji, elastik deformasyon enerjisi ve kinetik enerji ile karşılanır. Yer hareketi etkisinde, taşıyıcı sistemde oluşacak göçme mekanizmasının bilinmesiyle, sistemin hangi aşamalardan geçerek ve hangi formda yük taşımaz hale geleceği, sistemin hangi kısımlarının göçmeye karşı takviye edilmesi ve kuvvetlendirilmesi gerektiği ve sistemin göçme biçiminin çevre yapılar üzerinde ne tür bir tehlike oluşturacağı belirlenebilir.

1.2 Literatür Özeti

Goel ve Berg tarafından yapılan çalışmada, çok katlı çelik çerçeveli sistemlerin deprem yükleri altındaki davranışı incelenmiştir. Malzeme nonlineerliği Ramberg-Osgood formülasyonu kullanılarak tanımlanmıştır.[1].

Alvarez ve Birnstiel tarafından yapılan çalışmada, rijit birleşimli düzlemsel çerçevelerin düzlem içinde statik yükler altındaki elasto-plastik davranışını belirlemek için nümerik bir hesaplama yöntemi geliştirilmiştir. Malzeme gerilme-şekil değiştirme ilişkisi ideal elastik-plastik davranış ile tanımlanmıştır.[2].

Wen ve Farhoomand tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu elasto-plastik çerçevelerin dinamik analizleri için nümerik bir yöntem verilmiştir.[3].

Stricklin, Haisler ve Riesemann tarafından yapılan çalışmada, geometrik açıdan nonlineerlik problemi direkt enerji formülasyonu ile çözümlenmiştir. Nonlinear denge denklemleri Castigliano teoremi kullanılarak elde edilmiştir.[4].

Toridis ve Khozeimeh tarafından yapılan çalışmada, dinamik yüklere maruz çerçeveli sistemlerin elastik-plastik analizi için analitik çözüm esaslı bir program geliştirilmiştir. Program, düzlemsel veya uzaysal rijit birleşimli ortogonal çerçevelerin çözümü için kullanılmıştır.[5].

Pelau ve Green tarafından yapılan çalışmada, orantısız yarı-statik yüklemeler altındaki elastik olmayan çerçeveli sistemlerin göçme davranışı incelenmiştir. Nonlinear eleman davranışı iki doğrulu gerilme-şekil değiştirme modeli ile tanımlanmıştır.[6].

Bockholt ve Weaver tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu yapıların elastoplastik analizi için bir yöntem geliştirilmiştir. Yapının elemanları için tanjant rijitlik matrisi oluşturulmuş ve eleman uç kuvveti-uç deplasmanı arasındaki nonlineer davranış Ramberg-Osgood formülasyonu ile analitik olarak tanımlanmıştır.[7].

Uzgider tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu rijit birleşimli çelik çerçeve sistemlerin üç bileşenli deprem yükleri altındaki elasto-plastik cevabı incelenmiştir. Malzeme nonlineerliği Ramberg-Osgood formülasyonu kullanılarak tanımlanmıştır. $P-\Delta$ etkisinden dolayı oluşan ikinci mertebe etkiler geometrik rijitlik matrisiyle hesaba katılmıştır.[8,9].

Goto ve Chen tarafından yapılan çalışmada, ikinci mertebe elastik analiz için pratik kullanımlı bir metod geliştirilmiştir. Bu metod, analitik çözümlerden elde edilen rijitlik denklemlerinin seriye açılımıyla elde edilmiştir.[10].

Shi ve Atluri tarafından yapılan çalışmada, uzay çerçeve sistemlerin ikinci mertebe elastoplastik analizi, komplementer enerji prensibi esas alınarak geliştirilmiştir.[11].

Atluri tarafından yapılan çalışmada, nonlinear davranan esnek birleşimli uzay çerçevelerin statik ve dinamik analizleri yapılmıştır. Birleşimlerin nonlinear moment-dönme ilişkisi Ramberg-Osgood fonksiyonu ile tanımlanmıştır.[12].

Kassimali ve Abbasnia tarafından yapılan çalışmada, elastik uzay çerçevelerin ikinci mertebe ve stabilite analizleri için bir yöntem sunulmuştur. Çözüm metodu, birleşim noktalarının yerdeğişimlerini gözönüne alan Euler formülasyonu esasına dayandırılmıştır. Analizde eksenel kuvvetin eleman burulma rijitliğine olan etkisi de gözönüne alınmıştır.[13].

Al-Bermani ve Kitipornchai tarafından yapılan çalışmada, yarı-rijit birleşimli üç boyutlu çerçeveli sistemlerin nonlinear analizi için bir yöntem verilmiştir. Birleşimlerin nonlinear moment-dönme davranışı Lui ve Chen'nin üssel modeliyle (exponential model) tanımlanmıştır.[14].

Ziemian, McGuire ve Deierlein tarafından yapılan çalışmada, az katlı düzlemsel çelik çerçevelerin ikinci mertebeden elastik olmayan davranışı incelenmiştir. Geometrik açıdan nonlinearlık, geometrik rijitlik matrisi ve Updated Lagrange formülasyonlarıyla tanımlanmıştır. Malzeme nonlinearlığı ise plastik mafsallarla yaklaşımıyla kontrol edilmiştir.[15].

Liew, White ve Chen tarafından yapılan çalışmada, elastik-plastik mafsallı yöntemine alternatif bir yaklaşım olarak rafine plastik mafsallı yöntemi geliştirilmiştir. Rafine plastik mafsallı yaklaşımında elastik olmayan rijitlik azalımı ve büyük eksenel kuvvetler altında elemanın etkili rijitliğini göstermek için kullanılan tanjant modülü ifadesi gözönüne alınmıştır.[16].

Chall ve Hall tarafından yapılan çalışmada, deprem yer hareketlerine maruz kalan rijit birleşimli düzlemsel çelik çerçevelerin nonlinear cevabı, $P-\Delta$ etkisi esas alınarak araştırılmıştır. Çerçeve modelinde kiriş ve kolonlar, sadece eksenel kuvvete çalışan lif (fiber) elemanlarla, birleşimler ise panel bölgesi elemanlarıyla modellenmiştir. Panel bölgesi ve lifler için histeresis gerilme-şekil değiştirme ilişkisi kullanılmıştır.[17].

Li ve Shen tarafından yapılan çalışmada, rüzgar ve depremlerden dolayı oluşan yatay yüklere maruz çelik çerçevelerin statik ve dinamik analizleri için matris formunda bir nonlinear yaklaşım verilmiştir. Kiriş ve kolon elemanları için verilen rijitlik matrislerinde geometrik nonlinearlık, malzeme nonlinearlığı ve kayma deformasyonlarının etkileri gözönüne alınmıştır. Plastik deformasyonların eleman uç noktalarında toplandıkları kabul edilmiştir. Stabilite fonksiyonlarında, eğilme deformasyonlarına ilaveten kayma deformasyonlarının etkisinde gözönüne alınmıştır.[18].

Kruger ve Rensburg tarafından yapılan çalışmada, çelik çerçevelerin malzeme ve geometrik açıdan nonlinearlığı ile birleşimlerin nonlinearlığını dikkate alan bir analiz yöntemi sunulmuştur.[19].

Suarez, Singh ve Matheu tarafından yapılan çalışmada, esnek birleşimli çerçeve sistemlerin deprem yükleri altındaki davranışı incelenmiştir. Esnek birleşimler, moment-dönme ilişkisi lineer olan dönel yaylar ile modellenmiştir.[20].

Zhu, Al-Bermani, Kitipornchai ve Li tarafından yapılan çalışmada, dinamik yükler altında esnek birleşimli çerçevelerin nonlinear analizi verilmiştir. Birleşimlerin nonlinear moment-dönme davranışı bounding-line modeliyle tanımlanmıştır.[21].

Kim ve Chen tarafından yapılan çalışmada, iki boyutlu çelik çerçevelerin çapraz sistemli tasarımları için ileri analiz yöntemleri sunulmuştur.[22].

Mamaghani, Usami ve Mizuno tarafından yapılan çalışmada, kiriş-kolon elemanlar için malzeme ve geometrik nonlinearlığı hesaba katan elastoplastik sonlu elemanlar formülasyonu kullanılarak bir bilgisayar programı geliştirilmiştir. Geometrik nonlinearlık updated Lagrange formülasyonu ile, malzeme nonlinearlığı ise iki-yüzeyli plastikleşme (two-surface plasticity) modeli ile tanımlanmıştır.[23].

Al-Bermani ve Zhu tarafından yapılan çalışmada, dinamik yükler altındaki üç boyutlu yapıların elastoplastik analizi için Updated Lagrange formülasyonu kullanılarak elde edilen bir yöntem sunulmuştur.[24].

Perotti, De-Amici ve Venturini tarafından yapılan çalışmada, deprem yükleri altındaki merkezi çaprazlı çelik çerçevelerin sayısal analizi verilmiştir.[25].

Tin-Loi ve Vimonsatit tarafından yapılan çalışmada, yarı-rijit birleşimli düzlemsel çerçevelerin elastoplastik analizi Lagrange formülasyonu kullanılarak yapılmıştır.[26].

Lui ve Lopes tarafından yapılan çalışmada, yarı-rijit birleşimli çerçevelerin dinamik analizi verilmiştir. Birleşimler dönel yaylarla, iki doğrulu moment-dönme ilişkisiyle tanımlanmıştır. Geometrik nonlinearlık stabilite fonksiyonlarıyla, malzeme nonlinearlığı ise tanjant modülü yöntemi kullanılarak hesaba katılmıştır.[27].

Barsan ve Chiorean tarafından yapılan çalışmada, esnek birleşimli çelik çerçevelerin elastik olmayan analizleri için geliştirilmiş bir yöntem sunulmuştur. Malzeme nonlinearlığı; Ramberg-Osgood formülasyonu ile, geometrik açıdan nonlinearlık; updated Lagrange formülasyonu ile ve birleşim nonlinearlığı Kishi-Chen'nin üç parametrelili kuvvet modeliyle tanımlanmıştır.[28].

Li ve Shen tarafından yapılan çalışmada, tanımlanan akma fonksiyonu ile deformasyon parametresi arasında histeresis bir ilişki tanımlanmıştır. Bu histeresis

model kullanılarak deprem yükleri altında çelik yapıların elasto-plastik analizi yapılmıştır.[29].

Awkar ve Lui tarafından yapılan çalışmada, deprem yükleri altında çok katlı esnek birleşimli çerçevelerin davranışı incelenmiştir. Geometrik nonlinearlık; stabilite fonksiyonlarıyla, malzeme nonlinearlığı ise tanjant modülü kavramıyla tanımlanmıştır. Analizde, geometrik ve malzeme nonlinearlığı yanında birleşimlerin esnekliğide gözönüne alınmıştır. Birleşimler, dönel yaylar olarak, histerisis iki doğrulu moment-dönme ilişkisine sahip olacak şekilde modellenmiştir.[30].

Salazar ve Halder tarafından yapılan çalışmada, yarı-rijit birleşimli çelik çerçevelerin deprem yüklerine nonlinear cevabı incelenmiştir. Birleşimlerin nonlinear moment-dönme ilişkisi Richard modeliyle tanımlanmıştır.[31].

Araki ve Hjelmstad tarafından yapılan çalışmada, elastoplastik yapısal sistemlerin dinamik analizi sonucunda oluşabilecek göçmenin tespitine yönelik bir kriter sunulmuştur. Bunun için ilk olarak hareket denklemi lineerleştirilmiş, daha sonra sistemin seçilen bir referans zamanından sonraki serbest titreşimi çalışılmış ve son olarak da modal analiz ile çok serbestlik dereceli sistemlere geçiş yapılmıştır.[32].

Kim ve Chen tarafından yapılan çalışmada, tekrarlı şekil değiştirmenin etkisini gözönüne alan rafine plastik mafsalları analizi sunulmuştur. Analizde, sisteme uygulanan ardışık yüklemeler altında malzeme ve geometrik bakımdan nonlinearlık incelenmiştir.[33].

Liew, Shanmugam ve Chen tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu çerçeve yapıların ikinci mertebe plastik mafsalları analizi anlatılmıştır. Malzeme nonlinearlığı plastik mafsalları yaklaşımıyla modellenmiştir. Plastik mafsalların oluşumu için gerekli plastikleşme kriteri olarak, Orbison tarafından verilen plastik etkileşim fonksiyonu kullanılmıştır. Kiriş-kolon elemanların formülasyonunda, stabilite interpolasyon fonksiyonları esas alınmıştır.[34].

Usami ve Gao tarafından yapılan çalışmada, düzlemsel çelik çerçevelerin tekrarlı yükler altındaki ikinci mertebe elastoplastik analizi sunulmuştur. Analizde malzeme nonlinearlığı Nagoya üniversitesinde geliştirilmiş olan two-surface modeli ile tanımlanmıştır.[35].

Li ve Mativo tarafından yapılan çalışmada, yarı-rijit birleşimli çelik çerçevelerin taşıyabileceği maksimum yükü belirleyebilmek için verilmiş bir yöntem anlatılmıştır.[36].

Gupta ve Krawinkler tarafından yapılan çalışmada, depremsel yer hareketleri etkisinde büyük yerdeğiştirmeler yapan rijit birleşimli çelik çerçeveli yapıların elastik olmayan cevabına $P-\Delta$ etkisinin katkısı incelenmiştir.[37].

Hori ve Sasagawa tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu çerçeveli sistemlerin malzeme ve geometri açısından nonlinear analizleri için liflerden oluşan bir eleman modeli geliştirilmiştir. Lif elemanların gerilme-şekil değiştirme ilişkisi Ramberg-Osgood modeliyle tanımlanmıştır.[38].

Kim ve Engelhardt tarafından yapılan çalışmada, deprem yer hareketlerine maruz çelik çerçevelerin nonlinear analizi incelenmiştir. Malzemenin gerilme-şekil değiştirme ilişkisinde pekleşmenin etkisi dikkate alınmıştır.[39].

Ju, Liu ve Wu tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu yapıların depremlerin düşey ivme bileşeni etkisi altındaki dinamik analizi incelenmiştir.[40].

Liew ve Chen tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu çerçeveli sistemlerin elastik olmayan analiz yöntemiyle çözülmüş örnekleri verilmiştir. Yarı-rijit birleşimlerin nonlinear moment-dönme ilişkisi dört parametrelili kuvvet modeliyle tanımlanmıştır.[41].

Chen, Liew ve Shanmugam tarafından yapılan çalışmada, ince cidarlı çekirdeğe sahip çerçeveli yapıların ikinci mertebeden elastik olmayan analizi sunulmuştur. Çelik çerçevedeki kiriş-kolon elemanlar plastik mafsallarla yaklaşımıyla, çekirdek kesiti ise ince cidarlı kiriş-kolon yaklaşımıyla modellenmiştir.[42].

Shen ve Astaneh-Asl tarafından yapılan çalışmada, yarı-rijit birleşimli çelik çerçevelerin dinamik analizinde, korniyerli birleşimler için geliştirilmiş bir histeresis model sunulmuştur.[43].

Aristizabal-Ochoa tarafından yapılan çalışmada, elemandaki kusurluluk ve eksenel yük eksantrikliği etkilerini içeren uç kuvvetleri altında, yarı-rijit birleşimli simetrik enkesitli elemanların nonlinear büyük yerdeğiştirme-küçük şekil değiştirme analizi için bir araştırma sunulmuştur. Merkezi çapraz sistemlerin davranışı doğrusal hareket eden yaylarla, yarı-rijit birleşimler ise dönel yaylar kullanılarak modellenmiştir.[44]. Yayılı eksenel yükler altındaki yarı-rijit birleşimli elemanlar için rijitlik ve geometrik rijitlik matrisleri ile yük vektörü verilmiştir.[45].

Kim ve Choi tarafından yapılan çalışmada, yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sistemleri için geliştirilmiş, pratik olarak uygulanabilen bir ileri analiz yöntemi sunulmuştur. Yarı-rijit birleşimlerin nonlinear davranışını tanımlamak için Kishi-Chen' nin üç parametrelili kuvvet modeli (three-parameter power model) kullanılmıştır. Stabilitate fonksiyonlarıyla, $P-\delta$ ve $P-\Delta$ etkileriyle ilgili ikinci mertebe etkiler gözönüne alınmıştır. Malzeme nonlinearlığı ise tanjant modülü yöntemi ile hesaba katılmıştır.[46].

Kim ve Choi tarafından yapılan diğer bir çalışmada ise, üç boyutlu nonlinear analiz yöntemi geliştirilmiştir. Bu yöntemde malzeme nonlinearlığı, sistem elemanlarını

oluşturan liflerin gerilme-şekil değiştirme ilişkisiyle hesaba katılmıştır. Geometrik nonlineerlik ise eksenel kuvvet ile eğilme momentleri arasındaki ilişkiye dayanan stabilite fonksiyonlarının kullanımıyla sağlanmıştır.[47].

Sekulovic ve Slatice tarafından yapılan çalışmada, düzlemsel çelik çerçevelerin dinamik davranışı üzerinde, birleşimlerdeki esnekliğin ve sönümün etkileri araştırılmıştır. Birleşimler nonlineer davranan dönel yaylarla idealize edilmiştir. Yapının geometrik nonlineerliğini ve birleşimlerin nonlineer davranışını gözönüne alan nümerik bir model geliştirilmiştir. Dinamik yükler altında birleşimlerin nonlineer davranışını tanımlayabilmek için bağımsız pekleşme modeli (independent hardening model) kullanılmıştır.[48].

Mofid, Asl ve McCabe tarafından yapılan çalışmada, enine uç levhalı kiriş-kolon birleşimlerinin lineer ve nonlineer bölgelerdeki davranışını belirlemek için geliştirilen analitik bir yöntem sunulmuştur.[49].

Kim ve Lee tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu çerçeve sistemlerde yanal burulmalı burkulmanın etkisini dikkate alan ikinci mertebeden plastik mafsalları analizi yapılmıştır.[50]. Diğer bir çalışmada ise buruşmanın etkisini dikkate alan ikinci mertebeden plastik mafsalları analizi verilmiştir.[51]. Başka bir çalışmada, çelik uzay çerçeve sistemlerin ikinci mertebeden yayılı plastikleşme analizi sunulmuştur. Bu çalışmada modelleme ve analiz Abaqus sonlu elemanlar analiz programı kullanılarak yapılmıştır.[52].

Izzuddin tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu çerçeveli sistemlerin geometrik açıdan nonlineer analizi için geliştirilmiş bir yöntem verilmiştir.[53].

Liew ve Shanmugam tarafından yapılan çalışmada, düşey ve yanal yüklere maruz kompozit elemanlı çelik çerçevelerin elastik olmayan analizine ait bir yöntem tanımlanmıştır.[54].

Torkamani ve Sonmez tarafından yapılan çalışmada, düzlemsel çelik çerçeve sistemlerin elastik olmayan analizi için liflerden oluşan yeni bir kiriş-kolon eleman modeli sunulmuştur.[55].

Lee ve Moon tarafından yapılan çalışmada, korniyerli yarı-rijit birleşimlerin nonlineer moment-dönme ilişkisini tanımlamak için iki-parametrelili logaritmik model kullanılmıştır. Bu modelin moment-dönme davranışını tanımlayan parametrelerin birleşim tiplerine göre nasıl hesaplandığı açıklanmıştır.[56].

Jiang ve Liew tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu çelik çerçeve sistemlerin ikinci mertebe plastik alan analizi için bir program geliştirilmiştir. Malzeme nonlineerliği, izotropik pekleşme ve akma kuralı esasında Von Mises akma koşulu ile modellenmiştir. Plastikleşme yayılımının etkisini gözönüne alabilmek için eleman

enkesiti lif elemanlara ayrılmıştır. Bu liflerin akması Von Mises akma kriterine göre modellenmiştir.[57].

Wongkaew ve Chen tarafından yapılan çalışmada, düzlemsel çelik çerçevelerin tasarımında, elastik olmayan eğilmeli-burulmalı burkulmanın etkisini dikkate alan bir ileri analiz tekniği verilmiştir. İkinci merteye rijitlik matrisini oluşturmak için sonlu eleman analiz yöntemi kullanılmıştır.[58].

Ziemian ve McGuire tarafından yapılan çalışmada, ikinci mertebeden plastik mafsallı analizi eleman üzerindeki artık gerilmelerin nonlinear etkileride hesaba katılacak şekilde geliştirilmiştir. Artık gerilmeler tanjant modülü yaklaşımıyla tanımlanmıştır.[59].

Hasan, Xu ve Grierson tarafından yapılan çalışmada, deprem yüklerine maruz çelik çerçeveli sistemlerin performansa dayalı tasarımı için geliştirilmiş push-over tekniği sunulmuştur. Çerçeve sistemin elastik ve geometrik rijitlik matrisleri, artan yanal yükler ve sabit düşey yükler altında nonlinear elastik-plastik davranışı hesaba katabilmek için plastikleşme derecesini gösteren bir plastikleşme katsayısı kullanılarak oluşturulmuştur. Yarı-rijit birleşimler için lineer rijitlik katsayısı kullanılmıştır.[60].

Shugyo tarafından yapılan çalışmada, yarı-rijit birleşimli üç boyutlu çelik çerçevelerin ikinci merteye elastoplastik analizi için bir kiriş eleman modeli sunulmuştur. Bu modelde burulma ve çarpılmadan dolayı oluşan plastik deformasyonlar da hesaba katılmıştır.[61].

Jin ve El-Tawil tarafından yapılan çalışmada, çelik çapraz sistemlerin tekrarlı yükler altındaki elastik olmayan davranışı modellenmiştir. Nonlinear gerilme-şekil değiştirme ilişkisi bounding surface modeliyle tanımlanmıştır.[62].

Calado tarafından yapılan çalışmada, üst ve alt flanşlar ile gövdeden çift korniyerli yarı-rijit kiriş-kolon birleşimlerinin tekrarlı yükler altındaki nonlinear moment-dönme ilişkisini tanımlayan bir model geliştirilmiştir.[63].

Abolmaali, Kukreti ve Razavi tarafından yapılan çalışmada, gövdeden çift korniyerli yarı-rijit birleşimlerin tekrarlı yükler altındaki davranışı incelenmiştir.[64].

Fragiacomo, Amadio ve Macorini tarafından yapılan çalışmada, merkezi çaprazlı rijit yada yarı-rijit birleşimli moment aktaran çelik çerçevelerin deprem yükleri altındaki davranışı incelenmiştir.[65].

Kim ve Choi tarafından yapılan çalışmada, üç boyutlu çelik çerçevelerin yayılı yükler altında ikinci mertebeden elastik olmayan analizi sunulmuştur. İkinci merteye etkiler stabilite fonksiyonlarıyla tanımlanmıştır. Malzeme nonlinearlığı için plastik

mafsal yaklaşımı kullanılmıştır. Eleman üzerindeki artık gerilmelerden dolayı oluşan etkiler tanjant modülü yöntemiyle dikkate alınmıştır.[66].

Kim ve Choi tarafından yapılan çalışmada, açıklıkları ve kat adetleri farklı oluşturulmuş model yapılarının pushover analizi yapılarak merkezi çaprazlı çerçevelerin dayanımüstü, süneklik ve yapı davranış katsayıları hesaplanmıştır. Yapı davranış katsayısı, R ,

$$R = R_o \cdot R_\mu \cdot R_r \quad (1.1)$$

olarak hesaplanmıştır. Burada,

R_o ; dayanımüstü (overstrength) katsayısı,

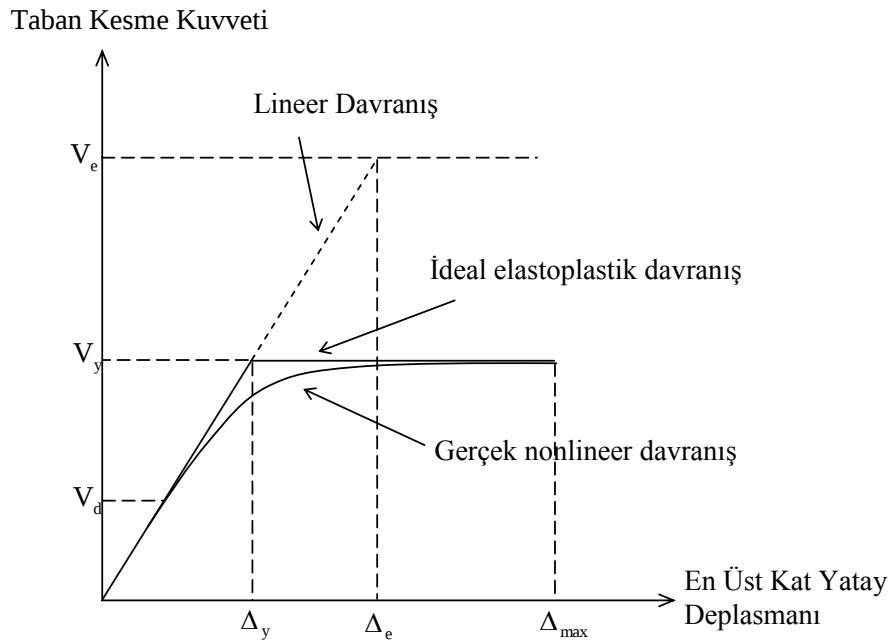
R_μ ; süneklik katsayısı,

R_r ; hiperstatiklik katsayısıdır.

V_e ; sistemin elastik olarak taşıyabileceği maksimum taban kesme kuvvetini, V_y ; sistemin maksimum elastoplastik yerdeğiştirmesine karşı gelen taban kesme kuvvetini ve V_d ; tasarım taban kesme kuvvetini göstermek üzere (Şekil 1.1), R_μ ve R_o katsayıları bu değerlere bağlı olarak,

$$R_\mu = \frac{V_e}{V_y} \text{ ve } R_o = \frac{V_y}{V_d}$$

şeklinde hesaplanmıştır.[67].



Şekil 1.1: Bir yapıya ait yanal kuvvet-yatay kat deplasmanı arasındaki ilişki [67]

1.3 Tez Çalışmasının Amacı

Konuyla ilgili yapılan literatür araştırmasında, düzlem ve uzay çerçeve sistemlerin göçme durumlarının sadece statik yükler için incelendiği görülmüştür. Gerçek deprem yükleri etkisi altındaki sistemlerin davranışının ve göçme durumlarının statik eşdeğer yüklemelere göre daha farklı olacağı açıktır. Bu eksikliği gidermek amacıyla, bu çalışmada, uzay çerçeve sistemlerinin gerçek üç boyutlu deprem yükleri etkisi altındaki davranışı ve göçme durumları araştırılmış ve süneklik gereksinim değerleri belirlenmiştir.

Bu çalışmada üç boyutlu çelik çerçeve sistemlerin üç bileşenli deprem yükleri altındaki göçme mekanizmalarının ve buna bağlı olarak sistemin yatay kat deplasman zarf eğrileri kullanılarak sistemin göçerken ne tarafa yıkılacağına saptanması ve duktillik kapasitelerinin belirlenmesi için bir algoritmanın geliştirilmesi ve etkin bir yazılım dili kullanılarak bu algoritmaya uygun dinamik analiz yapabilen bir bilgisayar programının üretilmesi amaçlanmıştır.

Günümüze kadar yapılmış olan ileri analiz çalışmalarında malzeme akma yüzeyi olarak genelde Tebedge ve Chen tarafından verilen yaklaşık formülasyonlar kullanılmıştır. Bu çalışmada ise malzeme akma yüzeyi, eleman enkesitindeki tarafsız eksenin her bir konumu için Morris ve Fenves tarafından belirlenmiş olan gerçeğe en yakın akma yüzey eğrileriyle tanımlanmıştır. Bu yüzey eğrileri kullanılarak elde edilen analiz sonuçlarının, Tebedge ve Chen tarafından verilen akma yüzey tanımları kullanılarak elde edilen analiz sonuçlarıyla karşılaştırılması yapılmıştır.

Analizde kiriş-kolon birleşimleri yarı-rijit olarak modellenip, sonuçlar, rijit birleşimli analiz sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Yarı-rijit birleşim tipi olarak üst ve alt flanşlar ile gövdeden çift korniyerli birleşim tipi ve birleşim modeli olarak da Kishi ve Chen tarafından, tekrarlı yük durumları için geliştirilen bağımsız pekleşme modeli kullanılmıştır.

Üç boyutlu çerçeve sistem elemanlarındaki ikinci mertebe etkilerin, eleman uç noktalarının farklı yer değiştirmesi sonucu oluşan ikinci mertebe etkileri ($P - \Delta$ etkisi) için geometrik rijitlik matrisi, eleman uzunluğu boyunca elemanda oluşan ikinci mertebe etkileri ($P - \delta$ etkisi) için ise stabilite fonksiyonları kullanılarak gözönüne alınması amaçlanmıştır.

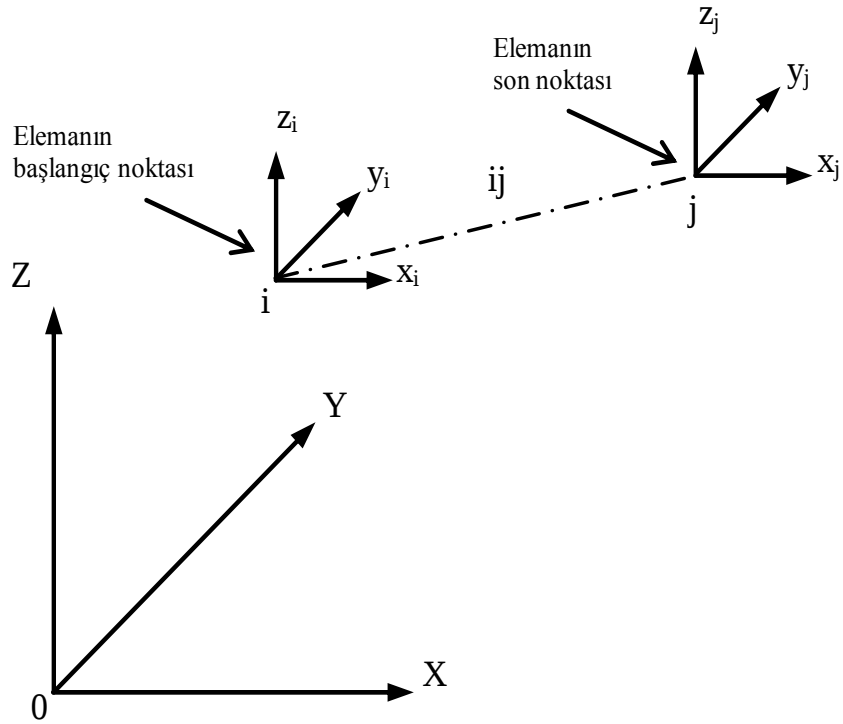
Konuyla ilgili literatür araştırmasından görölmüştür ki, malzemenin akma yüzeyi tanımlarında sadece eksenel kuvvet ve eğilme momentlerinin etkileri gözönüne alınmaktadır. Bu çalışmada, eksenel kuvvet ve eğilme momentlerinin malzeme akma yüzeyine olan etkilerine ilaveten burulma momentinin etkisi de dahil edilmiştir.

2. LİNEER ELASTİK SİSTEM ÇÖZÜMÜ

Bu çalışmada, direkt deplasman yönteminin Wang [68] tarafından önerilmiş bir uygulaması kullanılmıştır. Bu uygulamaya ait eleman rijitlik matrisinin oluşturulması ve oluşturulan eleman rijitlik matrislerinden sistem rijitlik matrisine nasıl geçileceği aşağıda anlatılmıştır.

2.1 Eleman Eksenlerinin Doğrultularının Saptanması

Eleman boyuna eksenlerine ait doğrultuların saptanması için bir ij elemanın (Şekil 2.1) bir ucu çubuğun başlangıç noktası, diğer ucuda son noktası olarak seçilir.



Şekil 2.1: Bir ij elemanın XYZ uzayındaki konumu

Eleman boyuna ekseninin ortak koordinat sistemine göre doğrultu kosinüsleri, elemanın başlangıç ve son noktalarına ait koordinatlardan yararlanılarak aşağıdaki gibi hesaplanır.

$$L = \sqrt{\Delta X^2 + \Delta Y^2 + \Delta Z^2} \quad (2.1)$$

Burada,

$$\Delta X = x_j - x_i \quad (2.2a)$$

$$\Delta Y = y_j - y_i \quad (2.2b)$$

$$\Delta Z = z_j - z_i \quad (2.2c)$$

Şekil 2.1’de görülen elemanın başlangıç noktasında pozitif x_i , y_i , z_i eksenlerinden başlanarak, elemanın boyuna eksenine kadar ölçülen α , β ve γ açılarına ait kosinüs fonksiyonları,

$$A = \cos \alpha = \Delta X / L \quad (2.3a)$$

$$B = \cos \beta = \Delta Y / L \quad (2.3b)$$

$$C = \cos \gamma = \Delta Z / L \quad (2.3c)$$

olarak bulunur. Bunlar elemanın doğrultu kosinüsleridir.

Bu açılar 0° ile 180° arasındaki değerleri alırlar, dolayısıyla A, B ve C katsayılarında +1 ile -1 arasındaki değerler olacaktır. Bu katsayılar arasında her zaman için,

$$A^2 + B^2 + C^2 = 1 \quad (2.4)$$

bağıntısı mevcuttur.

Eleman boyuna ekseninin doğrultusunu tanımlamak için diğer bir yol ise; 0° ile 360° arasında değer alabilen ϕ açısı ve 0° ile 180° arasında değer alabilen γ açısından yararlanmaktır. Şekil 2.2’den görüldüğü gibi, ϕ açısı, pozitif x_i ekseninden başlanarak elemanın yatay düzlem üzerindeki izdüşümüne kadar ve γ açısı da, pozitif z_i ekseninden başlanarak eleman eksenine kadar ölçülen açıdır. Böylece A ve B doğrultman kosinüsleri,

$$A = \cos \phi \cdot \sin \gamma \quad (2.5a)$$

$$B = \sin \phi \cdot \sin \gamma \quad (2.5b)$$

olarak hesaplanabilir. Yazımda sadelik için,

$$D = \sin \phi \quad (2.6a)$$

$$G = \cos \phi \quad (2.6b)$$

$$P = \sin \gamma \quad (2.6c)$$

denilirse, doğrultman kosinüsleri,

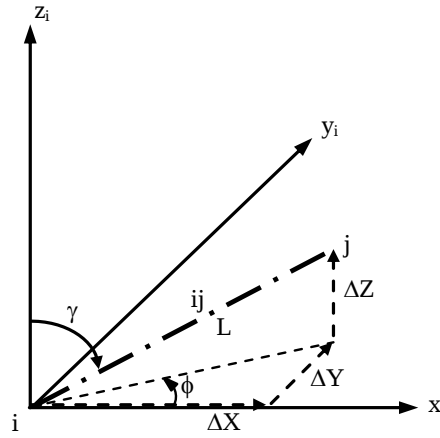
$$A = PG \quad (2.7a)$$

$$B = PD \quad (2.7b)$$

olarak yazılabilir. A ve B doğrultman kosinüslerini kullanarak D ve G değerlerini aşağıdaki gibi yeniden yazabiliriz.

$$D = B / \sqrt{A^2 + B^2} \quad (2.8a)$$

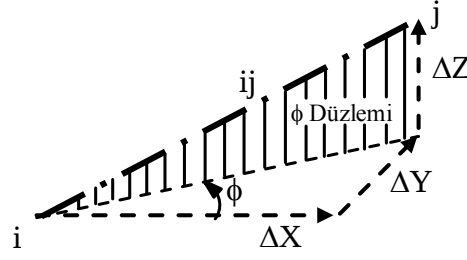
$$G = A / \sqrt{A^2 + B^2} \quad (2.8b)$$



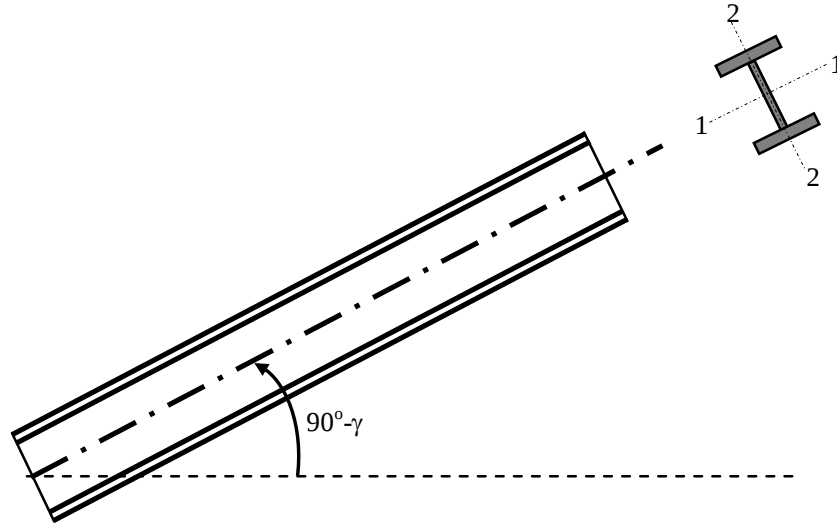
Şekil 2.2: Bir ij elemanın $x_i y_i z_i$ uzayındaki konumu

Elemanın enkesitine ait 1-1 ve 2-2 asal eksenlerinin doğrultularının belirlenmesinin istenmesi durumunda, Şekil 2.3' de görüldüğü gibi 1-1 asal eksenini her zaman yatay düzleme paralel, 2-2 asal eksenini ise düşey ϕ düzlemi içinde olacaktır.

Örneğin, geniş başlıklı I enkesitlerinin başlıkları, yatay düzlemle $(90^\circ - \gamma)$ 'lık bir açı yapan, birbirlerine paralel iki düzlem içinde bulunurken, gövdesi her zaman düşey ϕ düzlemi içinde olacaktır. (Şekil 2.4).



Şekil 2.3: ϕ Düzleminin gösterimi



Şekil 2.4: I enkesitli bir ij elemanında ϕ düzleminin yandan görünüşü

Eğer eleman düşey doğrultuda ise, gövde levhasını içeren ϕ düzlemi $x-z$ düzlemine paralel seçilecektir.

Böylece, 1-1 asal ekseninin doğrultman kosinüsleri, bu eksenin yönü ϕ düzleminin içine doğru olması halinde $(-D, +G, 0)$ olarak, dışına doğru olması halinde ise $(+D, -G, 0)$ olarak hesaplanacaktır. Benzer şekilde, 2-2 asal ekseninin doğrultman kosinüsleri, bu eksenin yönü ϕ düzlemi içinde aşağıdan yukarıya doğru olması halinde $(-CG, -CD, +P)$ olarak, yukarıdan aşağıya doğru olması halinde ise $(+CG, +CD, -P)$ olarak hesaplanacaktır. Bu şekilde tanımlanan eleman eksenleri, elemanın özel eksenleri olarak kullanılacaktır.

2.2 Eleman Eksenleri Doğrultusundaki Uç Kuvvet ve Uç Deplasman Bileşenleri

Uzay çerçeve sisteminin bir ij elemanına özel eksenleri doğrultusunda iki ucundan etkiyen uç kuvvetlerinin sayısı oniki adettir. (Şekil 2.5). Bu uç kuvvetlerinden,

bağımsız uç kuvvetleri adını alan altı adedi bilinecek olursa, diğer uç kuvvetleri bunlara bağlı olarak hesaplanabilir. Şekil 2.5’de bu bağımsız uç kuvvetleri $N, T, M_{1i}, M_{1j}, M_{2i}$ ve M_{2j} olarak, bu kuvvetlere karşı gelen uç deplasmanları da $\Delta L, \theta_T, \phi_{1i}, \phi_{1j}, \phi_{2i}$ ve ϕ_{2j} olarak pozitif yönleriyle ve ortak koordinat sistemine göre belirlenmiş doğrultman kosinüsleriyle birlikte verilmiştir. Bu bağımsız uç kuvvetleri matrisi $\tilde{F}$ ve karşı gelen uç deplasmanları matrisi de $\tilde{e}^{(r)}$ ile gösterilecektir. Böylece (r) numaralı bir ij elemanı için $\tilde{F}$ ve $\tilde{e}$ matrisleri,

$$\tilde{F}^{(r)} = \begin{bmatrix} N \\ T \\ M_{1i} \\ M_{1j} \\ M_{2i} \\ M_{2j} \end{bmatrix}_{6 \times 1}, \quad \tilde{e}^{(r)} = \begin{bmatrix} \Delta L \\ \theta_T \\ \phi_{1i} \\ \phi_{1j} \\ \phi_{2i} \\ \phi_{2j} \end{bmatrix}_{6 \times 1} \quad (2.9)$$

olacaktır.

Sözü edilen oniki uç kuvveti, doğrultman kosinüsleriyle birlikte aşağıdaki gibi tariflenecektir.

Eksenel kuvvetler, elemanın başlangıç noktası için $N(-A, -B, -C)$, elemanın son noktası için $N(+A, +B, +C)$ olarak tanımlanacaktır. Çubukta çekme kuvveti olması halinde pozitif işaretli, basınç kuvveti olması halinde negatif işaretli olacaktır.

Burulma momentleri, elemanın başlangıç noktası için $T(-A, -B, -C)$, elemanın son noktası için $T(+A, +B, +C)$ olarak tanımlanacaktır. Açısal deplasman vektörünün pozitif yönü Şekil 2.5’de verildiği gibi olacaktır.

Enkesitin 1-1 asal eksen etrafındaki eğilme momentleri, elemanın başlangıç noktası için $M_{1i}(-D, +G, 0)$, elemanın son noktası için $M_{1j}(-D, +G, 0)$ olarak tanımlanacaktır. Bunlara ait pozitif yönler Şekil 2.5’de verildiği gibi olacaktır.

Enkesitin 2-2 asal eksen etrafındaki eğilme momentleri, elemanın başlangıç noktası için $M_{2i}(+CG, +CD, -P)$, elemanın son noktası için $M_{2j}(+CG, +CD, -P)$ olarak tanımlanacaktır. Bunlara ait pozitif yönler Şekil 2.5’de verildiği gibi olacaktır.

$V_{1i} = V_{1j} = (M_{1i} + M_{1j})/L$ şeklinde hesaplanan kesme kuvvetleri, elemanın başlangıç noktası için $V_{1i}(+CG,+CD,-P)$, elemanın son noktası için $V_{1j}(-CG,-CD,+P)$ olarak tanımlanacaktır. Bunlara ait pozitif yönler Şekil 2.5’de verildiği gibi olacaktır.

$V_{2i} = V_{2j} = (M_{2i} + M_{2j})/L$ şeklinde hesaplanan kesme kuvvetleri, elemanın başlangıç noktası için $V_{2i}(+D,-G, 0)$, elemanın son noktası için $V_{2j}(-D,+G, 0)$ olarak tanımlanacaktır. Bunlara ait pozitif yönler Şekil 2.5’de verildiği gibi olacaktır.

Bağımsız uç kuvvetlerine karşı gelen bağımsız uç deplasmanlarında, uç kuvvetlerine benzer şekilde aşağıdaki gibi tariflenecektir.

ΔL , elemanın boyuna eksenine doğrultusunda, iki ucu arasındaki relatif doğrusal deplasmandır.

θ_T , elemanın boyuna ekseninin etrafında, iki ucu arasındaki relatif açısal deplasmandır.

ϕ_{1i} ve ϕ_{1j} , yerdeğiştirmiş eleman boyuna ekseninden başlanarak, saat akrebi yönünde ve elemanın her iki ucunda, elastik eğrinin düşey ϕ düzlemi içindeki teğetine kadar ölçülen açısal deplasmanlardır.

ϕ_{2i} ve ϕ_{2j} , yerdeğiştirmiş eleman boyuna ekseninden başlanarak, saat akrebi yönünde ve elemanın her iki ucunda, elastik eğrinin yatay düzlemle $(90^\circ - \gamma)$ ’lık açı yapan düzlem içindeki teğetine kadar ölçülen açısal deplasmanlardır.

Şekil 2.5’de görülen bir ij elemanı için, bağımsız uç kuvvetleri ile karşı gelen uç deplasmanları arasında,

$$\tilde{F}^{(r)} = \tilde{S}^{(r)} \cdot \tilde{e}^{(r)} \quad (2.10)$$

bağıntısı yazılabilir.

Burada, $\tilde{S}^{(r)}$, (r) numaralı bir ij elemanının özel eksenlerine göre yazılmış rijitlik matrisidir ve aşağıdaki gibi tanımlanır;

$$\bar{S}^{(r)} = \begin{bmatrix} SN & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & ST & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 4S1 & 2S1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2S1 & 4S1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 4S2 & 2S2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2S2 & 4S2 \end{bmatrix}_{6 \times 6} \quad (2.11)$$

Burada,

$$SN = EA / L \quad (2.11a)$$

$$ST = GJ / L \quad (2.11b)$$

$$S1 = EI_1 / L \quad (2.11c)$$

$$S2 = EI_2 / L \quad (2.11d)$$

'dir. Bu ifadelerdeki,

E : Malzemeye ait elastisite modülü,

G : Malzemeye ait kayma modülü,

A : Eleman enkesit alanı,

J : Eleman enkesit polar atalet momenti,

I₁ : Eleman enkesitinin 1-1 asal eksenini etrafındaki atalet momenti,

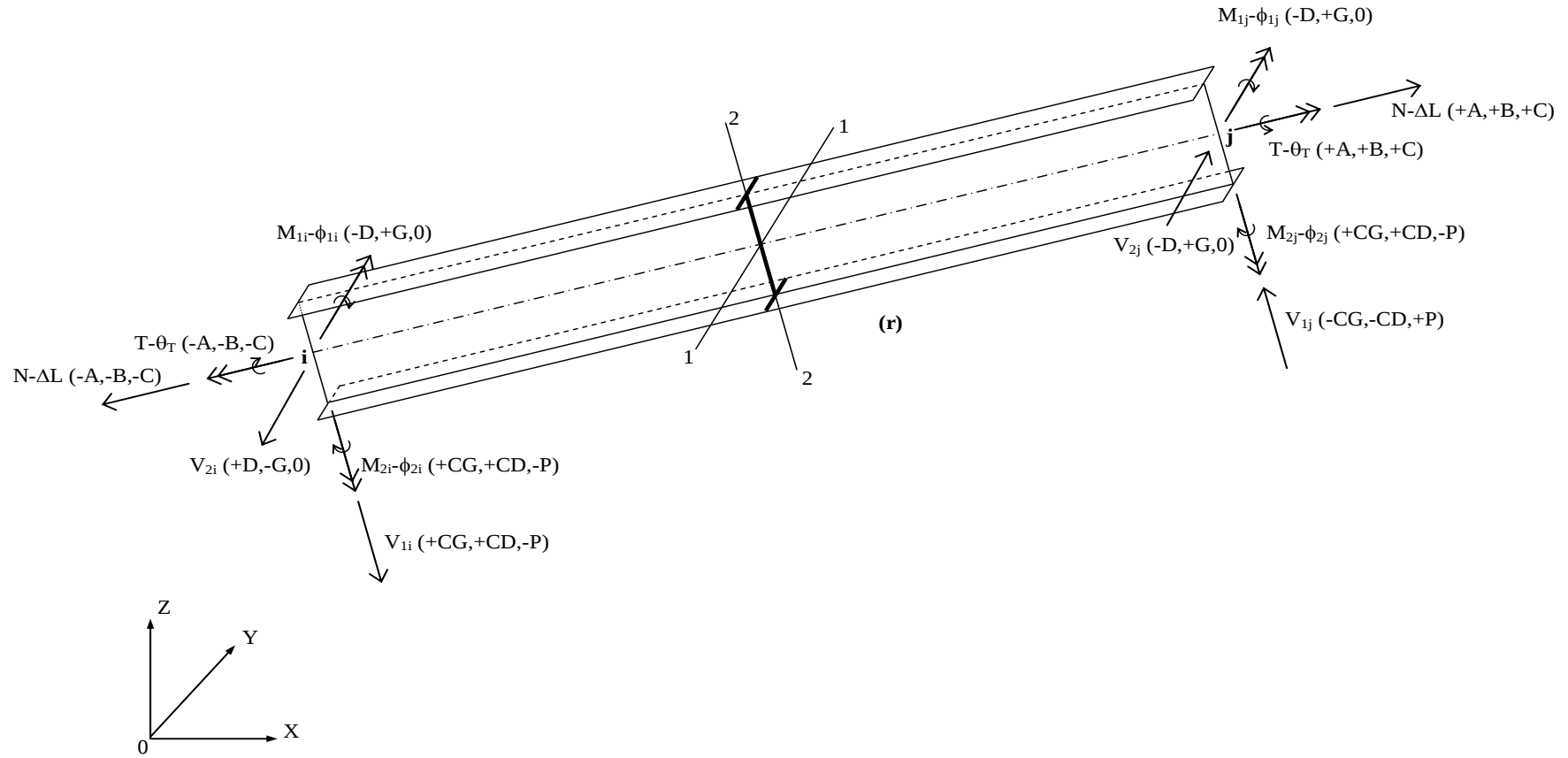
I₂ : Eleman enkesitinin 2-2 asal eksenini etrafındaki atalet momenti,

L : Eleman boyudur.

2.3 Ortak Koordinat Eksenleri Doğrultusundaki Uç Kuvvet ve Uç Deplasman Bileşenleri

Eleman özel eksenlerinde tanımlanmış olan eleman rijitlik matrisinden sistem rijitlik matrisine geçebilmek, bir başka deyişle eleman rijitliklerinin süperpoze edilebilmesi için, eleman rijitlik matrisinin ortak koordinat sistemine göre yazılması gerekmektedir. Bu amaçla, ortak koordinat eksenleri doğrultusundaki eleman uç kuvvet ve uç deplasman bileşenleri Şekil 2.6' da verilmiştir.

Böylece, (r) numaralı bir elemanın ortak koordinat eksenleri doğrultusundaki uç kuvvet ve uç deplasman bileşenleri, aşağıdaki gibi $\tilde{P}^{(r)}$ ve $\tilde{X}^{(r)}$ kolon matrisleri şeklinde yazılabilir.



Şekil 2.5: Eleman eksenlerinde pozitif uç kuvvet ve uç deplasman bileşenleri

$$\underset{\sim}{P}^{(r)} = \begin{bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ P_3 \\ P_4 \\ P_5 \\ P_6 \\ P_7 \\ P_8 \\ P_9 \\ P_{10} \\ P_{11} \\ P_{12} \end{bmatrix}_{12 \times 1}, \quad \underset{\sim}{X}^{(r)} = \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \\ X_4 \\ X_5 \\ X_6 \\ X_7 \\ X_8 \\ X_9 \\ X_{10} \\ X_{11} \\ X_{12} \end{bmatrix}_{12 \times 1} \quad (2.12)$$

Eleman ortak koordinat eksenleri doğrultusundaki uç kuvvet ve uç deplasmanları ile özel eksenleri doğrultusundaki uç kuvvet ve uç deplasmanları arasında,

$$\underset{\sim}{P}^{(r)} = \underset{\sim}{A}^{(r)} \cdot \underset{\sim}{F}^{(r)} \quad (2.13)$$

ve

$$\underset{\sim}{e}^{(r)} = \underset{\sim}{A}^{(r)T} \cdot \underset{\sim}{X}^{(r)} \quad (2.14)$$

bağıntıları kolayca yazılabilir.

Bu ifadelerdeki $\underset{\sim}{A}^{(r)}$ matrisi, eleman özel eksenleri doğrultusundan, ortak koordinat eksenleri doğrultusuna geçişi sağlayan dönüştürme matrisidir ve aşağıdaki gibi tanımlanabilir.

$$\underline{\underline{A}}^{(r)} = \begin{bmatrix} 0 & -A & -D & 0 & +CG & 0 \\ 0 & -B & +G & 0 & +CD & 0 \\ 0 & -C & 0 & 0 & -P & 0 \\ 0 & +A & 0 & -D & 0 & +CG \\ 0 & +B & 0 & +G & 0 & +CD \\ 0 & +C & 0 & 0 & 0 & -P \\ -A & 0 & +CG/L & +CG/L & +D/L & +D/L \\ -B & 0 & +CD/L & +CD/L & -G/L & -G/L \\ -C & 0 & -P/L & -P/L & 0 & 0 \\ +A & 0 & -CG/L & -CG/L & -D/L & -D/L \\ +B & 0 & -CD/L & -CD/L & +G/L & +G/L \\ +C & 0 & +P/L & +P/L & 0 & 0 \end{bmatrix}_{12 \times 6} \quad (2.15)$$

2.4 Ortak Koordinat Sisteminde Eleman Rijitlik Matrisi

Ortak koordinat sistemine göre eleman rijitlik matrisi aşağıdaki gibi saptanabilir. (2.10) ifadesinde (2.14) ifadesi yerine konursa, uzay çerçeve sistemin (r) numaralı bir ij elemanı için,

$$\underline{\underline{F}}^{(r)} = \left[\underline{\underline{S}} \cdot \underline{\underline{A}}^T \right]^{(r)} \cdot \underline{\underline{X}}^{(r)} \quad (2.16)$$

yazılabilir. (2.16) ifadesi (2.13) ifadesinde yerine konulursa,

$$\underline{\underline{P}}^{(r)} = \left[\underline{\underline{A}} \cdot \underline{\underline{S}} \cdot \underline{\underline{A}}^T \right]^{(r)} \cdot \underline{\underline{X}}^{(r)} \quad (2.17)$$

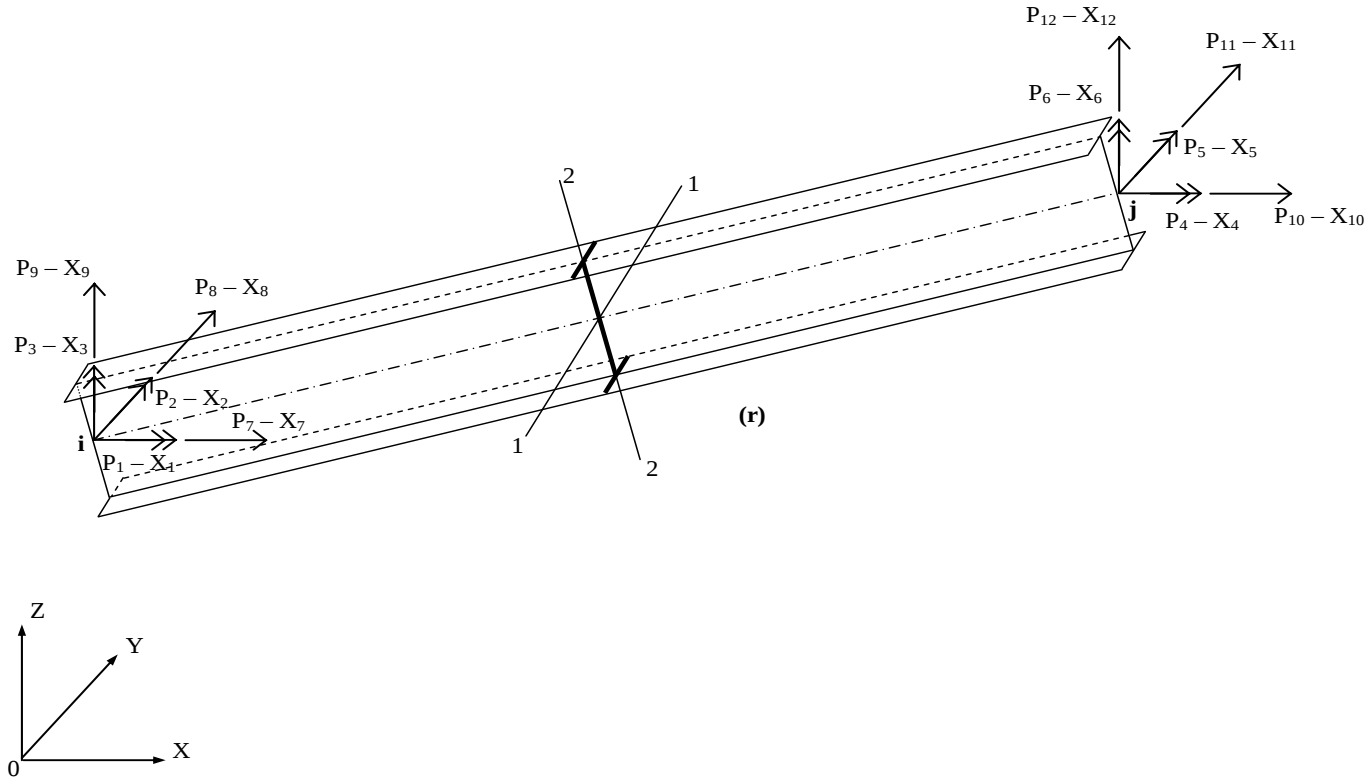
ifadesi elde edilir. Burada,

$$\underline{\underline{K}}^{(r)} = \left[\underline{\underline{A}} \cdot \underline{\underline{S}} \cdot \underline{\underline{A}}^T \right]^{(r)} \quad (2.18)$$

elemanın ortak koordinat sistemine göre rijitlik matrisini göstermektedir. Bu matris Tablo 2.1' de verilmiştir.

Tablo 2.1: Ortak koordinat sisteminde eleman rijitlik matrisi

$\begin{matrix} X \\ P \end{matrix}$	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	+ STAA +4S1DD +4S2CCGG											
2	+STAB -4S1DG +4S2CCDG	+STBB -4S1GG +4S2CCDD										
3	+STAC -4S2PCG	+STBC -4S2PCD	+STCC +4S2PP									
4	-STAA +2S1DD +2S2CCGG	-STAB -2S1DG +2S2CCDG	-STAC -2S2PCG	+STAA +4S1DD +4S2CCGG								
5	-STAB -2S1DG +2S2CCDG	-STBB +2S1GG +2S2CCDD	-STBC -2S2PCD	+STAB -4S1DG +4S2CCDG	+STBB +4S1GG +4S2CCDD							
6	-STAC -2S2PCG	-STBC -2S2PCD	-STCC +2S2PP	+STAC -4S2PCG	+STBC -4S2PCD	+STCC +4S2PP						
7	-6S1CDG/L +6S2CDG/L	+6S1CGG/L +6S2CDD/L	-6S2PD/L	-6S1CDG/L +6S2CDG/L	+6S1CGG/L +6S2CDD/L	-6S2PD/L	+SNAA +12S1CCGG/LL +12S2DD/LL					
8	-6S1CDD/L -6S2CGG/L	+6S1CDG/L -6S2CDG/L	+6S2PD/L	-6S1CDD/L -6S2CGG/L	+6S1CDG/L -6S2CDG/L	+6S2PG/L	+SNAB +12S1CCDG/LL -12S2DG/LL	+SNBB +12S1CCDD/LL +12S2GG/LL				
9	+6S1PD/L	-6S1PG/L	0	+6S1PD/L	-6S1PG/L	0	+SNAC -12S1PCG/LL	+SNBC -12S1PCD/LL	+SNCC +12S1PP/LL			
10	+6S1CDG/L -6S2CDG/L	-6S1CGG/L -6S2CDD/L	+6S2PD/L	+6S1CDG/L -6S2CDG/L	-6S1CGG/L -6S2CDD/L	+6S2PD/L	-SNAA -12S1CCGG/LL -12S2DD/LL	-SNAB -12S1CCDG/LL +12S2DG/LL	-SNAC +12S1PCG/LL	+SNAA +12S1CCGG/LL +12S2DD/LL		
11	+6S1CDD/L +6S2CGG/L	-6S1CDG/L -6S2CDG/L	-6S2PD/L	+6S1CDD/L +6S2CGG/L	-6S1CDG/L +6S2CDG/L	-6S2PG/L	-SNAB -12S1CCDG/LL +12S2DG/LL	-SNBB -12S1CCDD/LL -12S2GG/LL	-SNBC +12S1PCD/LL	+SNAB +12S1CCDG/LL -12S2DG/LL	+SNBB +12S1CCDD/LL +12S2GG/LL	
12	-6S1PD/L	+6S1PG/L	0	-6S1PD/L	+6S1PG/L	0	-SNAC +12S1PCG/LL	-SNBC +12S1PCD/LL	-SNCC -12S1PP/LL	+SNAC -12S1PCG/LL	+SNBC -12S1PCD/LL	+ SNCC +12S1PP/LL



Şekil 2.6: Ortak koordinat eksenlerinde pozitif uç kuvvet bileşenleri

2.5 Sistem Rijitlik Matrisine Geçiş

(2.17) ifadesi uzay ereve sistemin tümü için aşağıdaki gibi yazılabilir;

$$\underline{\tilde{P}} = \underline{\tilde{K}} \cdot \underline{\tilde{X}} \quad (2.19)$$

Burada $\underline{\tilde{P}}$, sisteme düğüm noktalarından etkidiğı varsayılan tekil dış yüklere ait kolon matrisini; $\underline{\tilde{K}}$, sistemin rijitlik matrisini; $\underline{\tilde{X}}$, sistemin düğüm noktası deplasmanlarına ait kolon matrisini göstermektedir.

Kşegenine göre simetrik olan eleman rijitlik matrisinden, yine köşegenine göre simetrik olan sistem rijitlik matrisine geçmek için, her bir elemanın Tablo 2.1’de görülen rijitlik matrisinin sadece köşegeninin üstünde kalan üçgen kısmının elemanları direkt olarak hesaplanıp, etkin bir yöntemle sistemin rijitlik matrisindeki yerlerine yerleştirilirler.

Eleman rijitlik matrisinin hesaplanmış değerlerinin, sistem rijitlik matrisindeki yerlerine yerleşimi için Wang [68] tarafından önerilmiş bir yöntem kullanılacaktır. Bu yöntem, şekil 2.7’de görülen uzay ereve sistemi ele alınarak aşağıdaki şekilde özetlenebilir;

1. Sistemin elemanlarına şekil 2.8’de görüldüğü gibi belirli bir sıra izlenerek numara verilir.
2. Sistemin elemanlarının sistem içinde başlangıç ve son noktalarını belirlemek amacıyla, elemanın başlangıç noktasından son noktasına doğru ve elemanın boyuna eksenine paralel oklar konur.
3. Elemanların başlangıç ve son noktaları ile sistemin düğüm noktalarının ortak koordinat sistemindeki serbestlik derecelerine şekil 2.9 ve şekil 2.8’ de gösterilen sırada numara verilir. Bu numaraların verililişine önce açısal deplasmanlardan başlanılır. Düğüm noktalarının serbestlik derecelerine numara verirken sistem rijitlik matrisinin band genişliğinin en az olmasına dikkat edilmelidir. Bir düğüm noktasında, mesnet veya başka bir nedenle bazı deplasmanlar sıfır ise, o deplasmanlara ait serbestlik derecelerine, sistemin toplam serbestlik derecesinin bir fazlasına eşit değerde numara verilir.

4. Eleman rijitlik matrisinin s'inci kolon ve l'inci satırındaki elemanını, sistem rijitlik matrisindeki yerine yerleştirmek için, eleman uçlarına ait serbestlik derecesi numaraları içinden bu sayı çifti bulunur ve bunlara sistemin düğüm noktalarına ait serbestlik derecesi numaraları içinde karşı gelen sayı çifti i ve j belirlenir. Bu işlem, Şekil 2.7'de verilen sistemin 1 nolu elemanına ait rijitlik matrisinin 8'inci kolon ve 11'inci satırındaki eleman için, Tablo 2.2'de görüldüğü gibi yapılır.

Tablo 2.2: 1 nolu elemanın rijitlik matrisinin sistem rijitlik matrisine yerleşimi

Eleman Numarası	1											
Elemanın Serbestlik Derecesi Numaraları	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Sistemin Serbestlik Derecesi Numaraları	13	13	13	1	2	3	13	13	13	4	5	6

Böylece eleman rijitlik matrisinin s'inci kolon ve l'inci satırındaki eleman alınarak, sistem rijitlik matrisinde j' inci kolon ve i' inci satırına yerleştirilir. Bu işleme, sisteme ait her elemanın rijitlik matrisi elemanları, sistem rijitlik matrisindeki yerlerine yerleştirilinceye kadar devam edilir. Mesnet veya diğer bir nedenle deplasmanların sıfır olduğu doğrultulara ait serbestlik derecesi numaraları ile ilişkili eleman rijitlik matrisi elemanları, sistem rijitlik matrisine ait iki boyutlu alanın bu iş için ayrılmış (NP+1)' inci kolon veya (NP+1)' inci satırına yerleştirilirler. Bu şekilde NPxNP boyutundaki sistem rijitlik matrisinin bu elemanları içermesi önlenir. Burada NP, sistemin toplam serbestlik derecesini gösterir. (r) numaralı elemanın rijitlik matrisinin $k_{l,s}^{(r)}$ elemanından, sistem rijitlik matrisinin karşı gelen $k_{i,j}$ elemanına geçiş,

$$k_{ij} = \sum_{r=1}^{NM} k_{l,s}^{(r)} \quad (2.20)$$

$$l = 1, \dots, 12$$

$$s = 1, \dots, 12$$

olarak hesaplanır. Burada, NM sistemi oluşturan eleman sayısını göstermektedir.

Bellek gereksinmesini azaltmak amacıyla, sistem rijitlik matrisini $NP \times NP$ boyutunda bir matris olarak oluşturmak yerine, sadece köşegeni üzerinde kalan yarım band genişliğinin içerdiği elemanları için, $NP \times YBG$ boyutunda bir dikdörtgen matris oluşturulmuştur. Burada YBG, sistem rijitlik matrisinin yarım band genişliğini göstermektedir. Bu durumda, $k_{l,s}^{(r)}$ elemanı, $NP \times NP$ boyutlu sistem rijitlik matrisinin j' inci kolon ve i' inci satırına yerleştirilmeyerek, doğrudan doğruya $NP \times YBG$ dikdörtgen matrisinin n' inci kolon ve m' inci satırına yerleştirilecektir. Böylece 2.5.3 bağıntısı yerine,

$$k_{m,n} = \sum_{r=1}^{NM} k_{l,s}^{(r)} \quad (2.21)$$

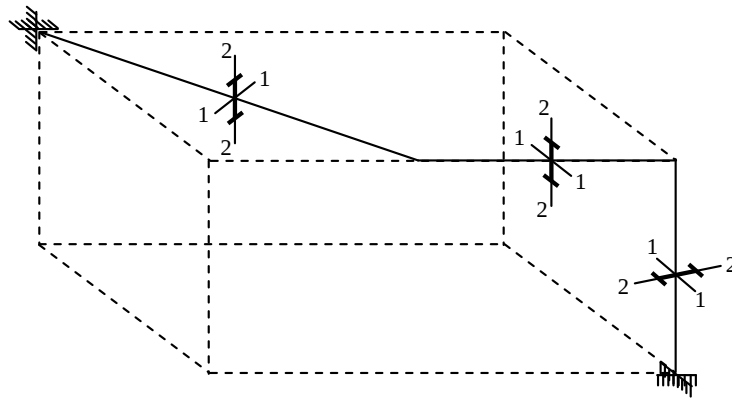
bağıntısı kullanılacaktır. Burada m ve n indisleri,

$$n = j - i + 1 \quad (2.21a)$$

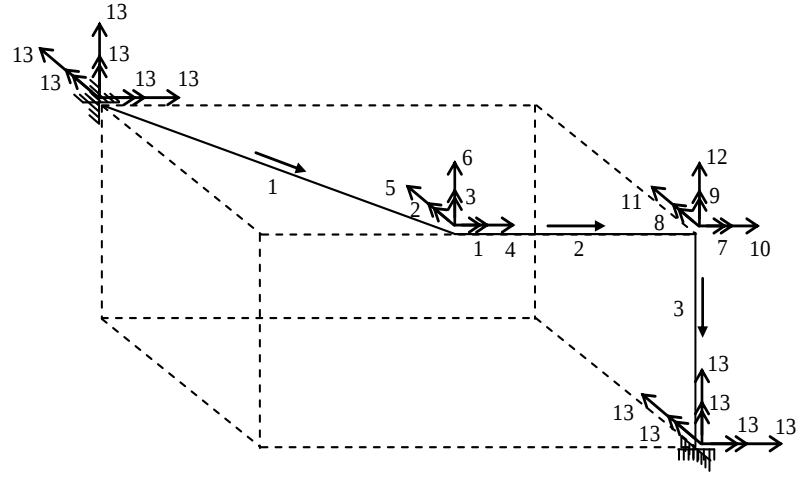
$$m = i \quad (2.21b)$$

olarak hesaplanacaktır.

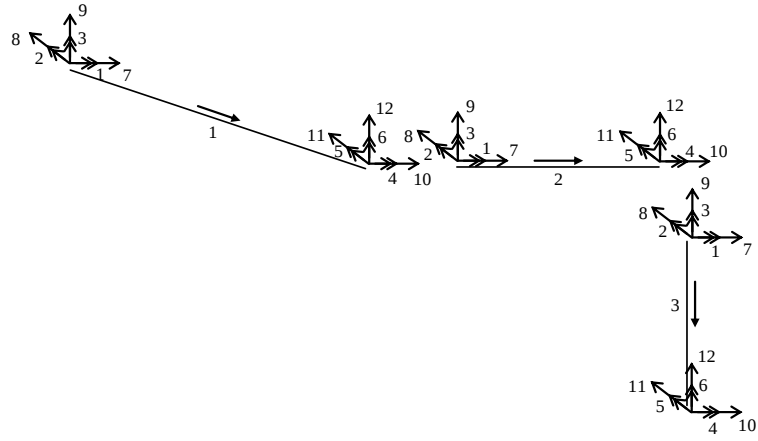
Mesnet veya diğer bir nedenle, deplasmanların sıfır olduğu doğrultulara ait serbestlik derecesi numaraları ile ilişkili eleman rijitlik matrisi elemanları, dikdörtgen alanın $(YBG+1)$ ' inci kolonuna yerleştirilir.



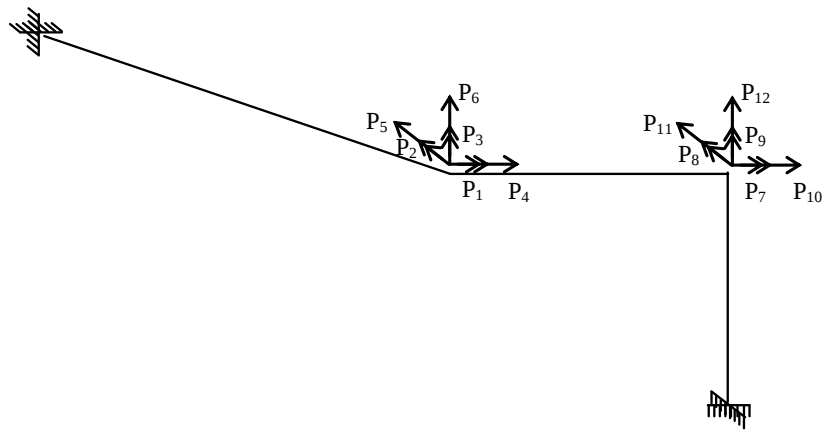
Şekil 2.7: Örnek olarak seçilen uzay çerçeve sistemi



Şekil 2.8: Sistemin serbestlik derecesinin belirlenmesi



Şekil 2.9: Elemanların uç noktalarının serbestlik dereceleri



Şekil 2.10: Sistem düğüm noktalarına etkiyen tekil dış yükler

2.6 P Yükleme Kolon Matrisinin Belirlenmesi

Bu çalışmada, dış yüklerin sistemin düğüm noktalarına etkiyen tekil yüklerden oluştuğu kabul edilmiştir. Bu tekil yüklerin etkidikleri düğüm noktalarına ait serbestlik derecelerine karşı gelmek üzere ortak koordinat sistemi eksenleri üzerindeki bileşenleri ele alınacaktır. Bunlar Şekil 2.10'da görüldüğü gibi, pozitif yönleri, düğüm noktası deplasman bileşenleri ile aynı olmak üzere, altışar adet tekil kuvvet ve momentten oluşabilirler. Bu yükleme matrisi, bir kolon ve herbiri bir düğüm noktası serbestlik derecesine karşı gelmek üzere NP adet satırdan oluşur. Böylece yükleme matrisi,

$$\underset{\sim}{P} = \begin{bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ P_3 \\ P_4 \\ P_5 \\ P_6 \\ M \\ M \\ M \\ P_{NP} \end{bmatrix}_{NP \times 1} \quad (2.22)$$

şeklinde yazılabilir.

2.7 Statik Çözüm

Bölüm 2.5'de elde edilen sistem rijitlik matrisine bölüm 5.2'de hesaplanacak $\underset{\sim}{K}_g$ geometrik rijitlik matrisi de eklenerek (2.19) ifadesi aşağıdaki gibi yazılabilir,

$$\underset{\sim}{P} = \underset{\sim}{K}' \cdot \underset{\sim}{X} \quad (2.23)$$

Burada,

$$\underset{\sim}{K}' = \underset{\sim}{K} + \underset{\sim}{K}_g \quad (2.24)$$

olarak ifade edilir.

(2.23) ifadesinde verilmiş olan lineer denklem sisteminin çözümünden düğüm noktası deplasman bileşenleri hesaplanır, daha sonra hesaplanan bu deplasman

bileşenleri vektörünün (2.16) ifadesinde $\left[\tilde{S} \cdot \tilde{A}^T \right]$ matrisi ile çarpımından, eleman uç kuvvetlerinin özel koordinat sistemindeki bileşenleri bulunur. $\left[\tilde{S} \cdot \tilde{A}^T \right]$ matrisi açık olarak Tablo 2.3’ de verilmiştir.

2.8 $\tilde{P} = \tilde{K}' \cdot \tilde{X}$ Lineer Denklem Sisteminin Çözümü

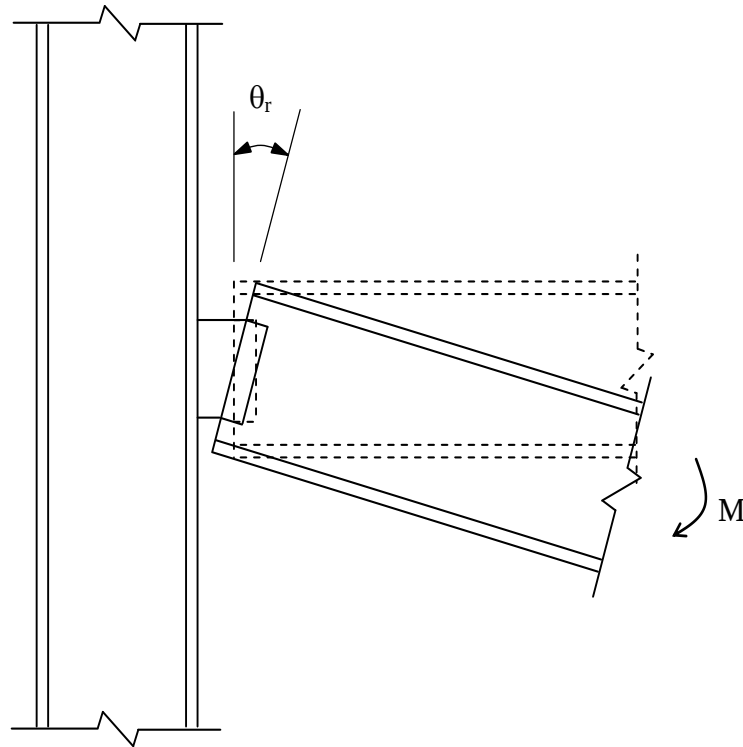
(2.23) bağıntısında verilen $\tilde{P} = \tilde{K}' \cdot \tilde{X}$ lineer denklem sisteminin çözümü için, Mondkar ve Powell [69,70] tarafından önerilen ve esas olarak Gauss indirgemesine dayanan bir yöntem kullanılmıştır. “Geliştirilmiş CROUT indirgemesi” adı verilen bu yöntemde, katsayılar matrisinin band genişliğinin değişimi gözönünde tutulmaktadır. Böylece, sabit band genişliği kullanılarak, indirgeme işleminde gereksiz hesaplamalara neden olan ve sabit band çizgisi ile değişken band sınırı arasındaki sıfır terimler hesaba katılmayarak, hesaplama süresi azaltılmış, etkinliği ve doğruluğu artırılmıştır. Bu yöntem için geliştirilmiş, katsayılar matrisini $NP \times YBG$ boyutunda dikdörtgen bir matris olarak ele alan NUMSYM isimli bir bilgisayar programı, bu çalışmaya ait programın yapısına uyarlanmıştır.[8].

Tablo 2.3: $\left[\tilde{\mathbf{S}} \cdot \tilde{\mathbf{A}}^T \right]$ Matrisi [8]

$\begin{smallmatrix} \text{X} \\ \text{F} \end{smallmatrix}$	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
N							-SNA	-SNB	-SNC	+SNA	+SNB	+SNC
T	-STA	-STB	-STC	+STA	+STB	+STC						
M_{1i}	-4S1D	+4S1G		-2S1D	+2S1G		+6S1CG/L	+6S1CD/L	-6S1P/L	+6S1CG/L	+6S1CD/L	-6S1P/L
M_{1j}	-2S1D	+2S1G		-4S1D	+4S1G		+6S1CG/L	+6S1CD/L	-6S1P/L	+6S1CG/L	+6S1CD/L	-6S1P/L
M_{2i}	+4S2CG	+4S2CD	-4S2P	+2S2CG	+2S2CD	-2S2P	+6S2D/L	-6S2G/L		-6S2D/L	+S2G/L	
M_{2j}	+2S2CG	+2S2CD	-2S2P	+4S2CG	+4S2CD	-4S2P	+6S2D/L	-6S2G/L		-6S2D/L	+S2G/L	

3. YARI-RİJİT BİRLEŞİMLER

Birleşim, bir elemandaki kesit tesirlerini diğer bir elemana aktarmaya çalışan araçtır, şeklinde tanımlanabilir. Bir kiriş-kolon birleşimine uzay ortamında, eksenel kuvvet, kesme kuvvetleri, eğilme momentleri ve burulma momenti tesir edebilir. Eksenel kuvvet, kesme kuvvetleri ve burulma momentinin birleşim üzerinde oluşturdukları deformasyonlar, eğilme momentlerinin oluşturduğu deformasyonlar yanında çok küçüktür. Bundan dolayı, birleşimlerde sadece eğilme momentlerinden dolayı oluşan açısai yerdeğıştirmeler gözönüne alınacaktır. [71,72,73,74,75]. Şekil 3.1’de birleşime etkiyen M eğilme momentini ve bu tesirden dolayı birleşimde oluşan θ_r açısai yerdeğıştirmesi gösterilmiştir. Buradaki θ_r değeri, birleşimdeki kiriş ve kolon elemanları arasındaki rölatif açısai yerdeğıştirmeyi ifade eder. [76,77,78,79].

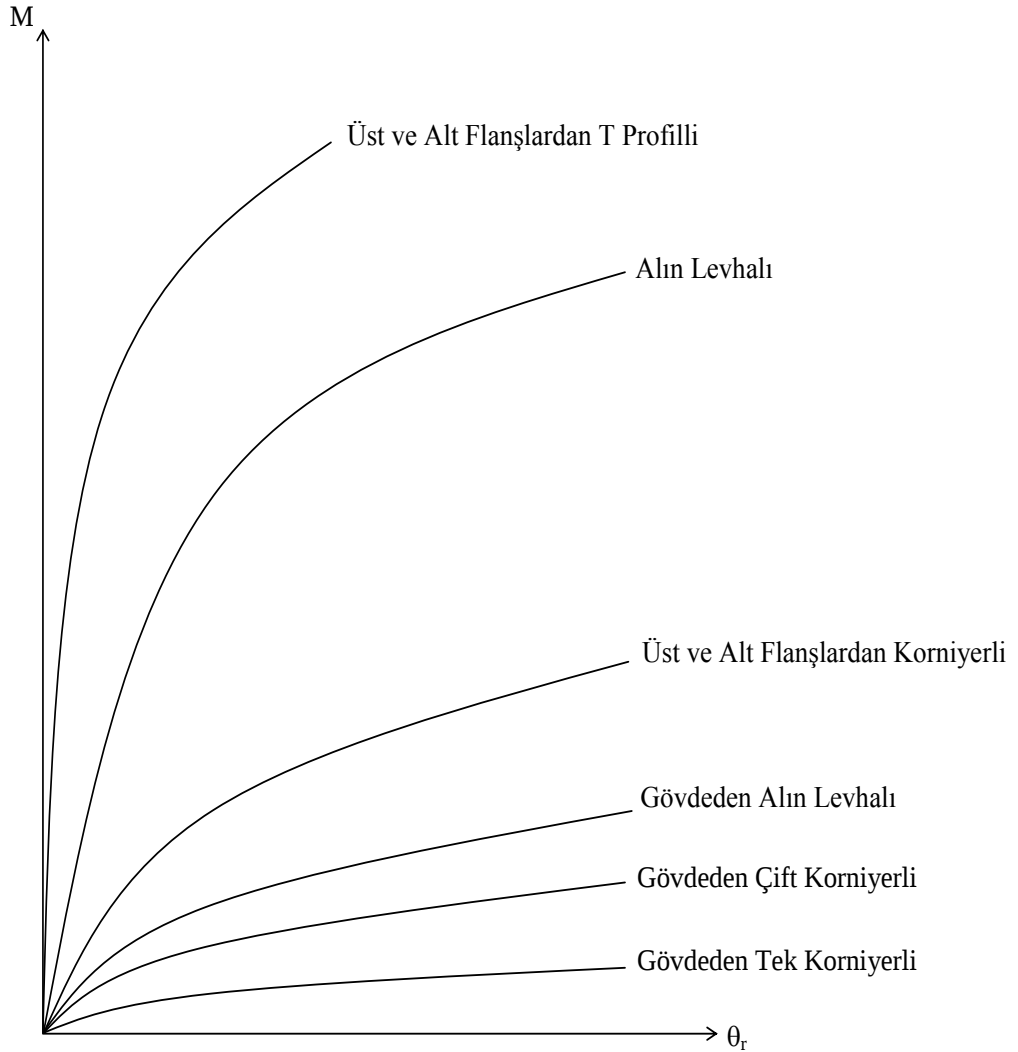


Şekil 3.1: Birleşimdeki açısai yerdeğıştirme [73]

Sonuçta, yarı-rijit birleşimin düzlem içindeki davranışı, moment-açısai yerdeğıştirme ($M - \theta_r$) davranışıyla tanımlanabilir. Şekil 3.2’de, yaygın olarak kullanılan yarı-rijit

birleşimlere ait moment-açısal yerdeğiştirme davranışları verilmiştir. Şekil 3.2’den de görüldüğü üzere, birleşimlerin bütün tiplerine ait moment-açısal yerdeğiştirme eğrileri, yüklemenin her aşamasında nonlineerdir. Yarı-rijit birleşimler, eğer imalatında ciddi hatalar yapılmamış ise gayet sünek davranış gösterirler. Birleşim sünekliği, yapıların maksimum yük taşıma kapasitelerini etkilediği gibi, özellikle deprem kuvvetlerine karşı etkili bir tasarım içinde kullanılması gereken önemli bir özelliktir. [76]

Bölüm 3.1’de, bu çalışmada kullanılacak olan yarı-rijit birleşim modeli ve bölüm 3.2’de ise, bu modelin birleşim tipi ile ilgili olan parametrelerinin hesaplanması anlatılacaktır.



Şekil 3.2: Birleşim moment-açısal yerdeğiştirme eğrileri [76]

3.1 Bağımsız Pekleşme Modeli

Birleşimlerle ilgili yapılan pek çok deneysel çalışmaların sonuçları [71,80,81], bir çok birleşim tipi için yüklemenin her evresinde, birleşim moment-dönme ilişkisinin nonlinear olduğunu göstermiştir. Birleşim davranışını tanımlamak için farklı matematiksel modeller önerilmiştir. [71,82,83,84,85,86]. Bu çalışmada, tekrarlı yükler altındaki birleşimin davranışını tanımlayabilen bağımsız pekleşme modeli (independent hardening model) kullanılmıştır. Bu modelde; ilk yükleme, yük boşalması ve ters yönde yükleme evrelerine ait moment-dönme eğrisinin diğer yükleme tekrarlarında da değişmeden aynı kaldığı kabul edilmiştir. Bu modelin iskelet eğrisi olarak üç parametrelili kuvvet modelinin (three parameter power model) eğrisi (Şekil 3.3) kullanılmıştır. Bu modeli esas alan tekrarlı moment-dönme eğrisi Şekil 3.4’ de gösterilmiştir. Bağımsız pekleşme modelinin kullanımı basittir ve her tip çelik çerçeve birleşim modellerine kolaylıkla uygulanabilir. [48, 87, 88].

Üç parametrelili kuvvet modeli (three parameter power model), sürekli artan yükler altında birleşimin moment-dönme davranışını tanımlamak için Richard ve Abbott [89] ile Chen ve Kishi [71] tarafından önerilmiş analitik bir modeldir. Bu modelin genel formu,

$$M = \frac{R_{ki} \cdot \theta_r}{\left[1 + (\theta_r / \theta_0)^n\right]^{1/n}} \quad (3.1)$$

olarak verilebilir. Burada,

R_{ki} : Birleşimin başlangıç rijitliği,

n : Şekil katsayısı,

θ_0 : Referans açısai yerdeğiştirme, ($\theta_0 = M_u / R_{ki}$),

M_u : Maksimum moment taşıma kapasitesi,

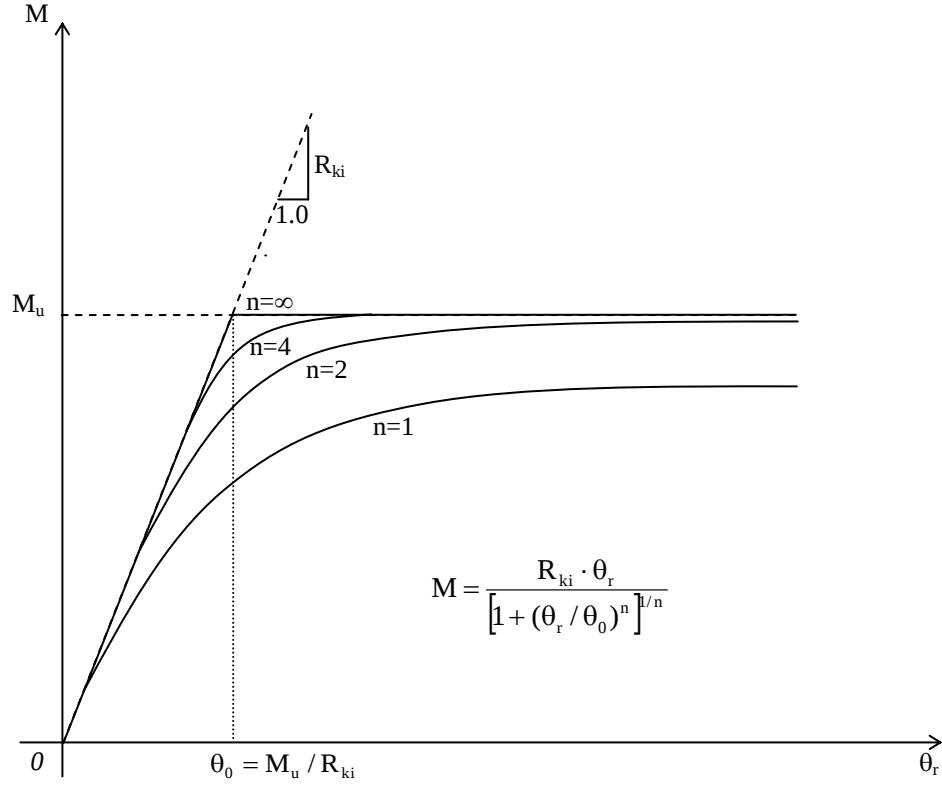
Bu modelde, birleşimin tanjant rijitliği R_{kt} ve rölatif açısai yerdeğiştirme θ_r değerleri iterasyona gerek kalmadan direkt olarak hesaplanabilir. Birleşimin tanjant rijitliği R_{kt} ,

$$R_{kt} = \frac{dM}{d\theta_r} = \frac{R_{ki}}{\left[1 + (\theta_r / \theta_0)^n\right]^{(1+n)/n}} \quad (3.2)$$

ve açısal yerdeğiştirme θ_r ,

$$\theta_r = \frac{M}{R_{ki} \left[1 - (M/M_u)^n \right]^{1/n}} \quad (3.3)$$

şeklinde hesaplanabilir.[71,87,90,91,92,93].



Şekil 3.3: Üç parametrelili kuvvet modeli (Three parameter power model)

Bağımsız pekleşme modelinde (independent hardening model), iskelet eğrisindeki moment-dönme ilişkisi ($M - \theta_r$) sembolik olarak,

$$M = k_c(\theta_r, M) \cdot \theta_r \quad (3.4)$$

şeklinde ifade edilebilir. Buradaki $k_c(\theta_r, M)$ değeri, θ_r ve M 'nin fonksiyonu olarak birleşimin sekant rijitliğini gösterir.[48,87,88].

Yük boşalması durumunda moment-dönme ilişkisi ($M - \theta_r$), birleşimin başlangıç rijitliği R_{ki} eğiminde lineer bir doğru olarak davrandığı ve yük boşalmasının başladığı (M_0, θ_{r0}) noktasından itibaren,

$$M = R_{ki} \cdot (\theta_r - \theta_0) + M_0 \quad (3.5)$$

olarak tanımlanabilir.

Ters yönde yükleme durumunda moment-dönme ilişkisi $(M - \theta_r)$, önceki yük boşalması durumundan kaynaklanan kalıcı plastik deformasyon θ_r^p değerini orijin olarak alan iskelet eğrisiyle,

$$M = k_c(|\theta_r - \theta_r^p|, M) \cdot (\theta_r - \theta_r^p) \quad (3.6)$$

şeklinde tanımlanabilir.

(3.4), (3.5) ve (3.6) ifadeleri,

$$M = k_c \cdot \theta_r + M_c \quad (3.7)$$

formunda yeniden yazılırlarsa, k_c ve M_c değerleri,

Yükleme durumunda,

$$k_c = k_c(\theta_r, M) \text{ ve } M_c = 0 \quad (3.8)$$

Yük boşalması durumunda,

$$k_c = R_{ki} \text{ ve } M_c = M_0 - R_{ki} \cdot \theta_{r0} \quad (3.9)$$

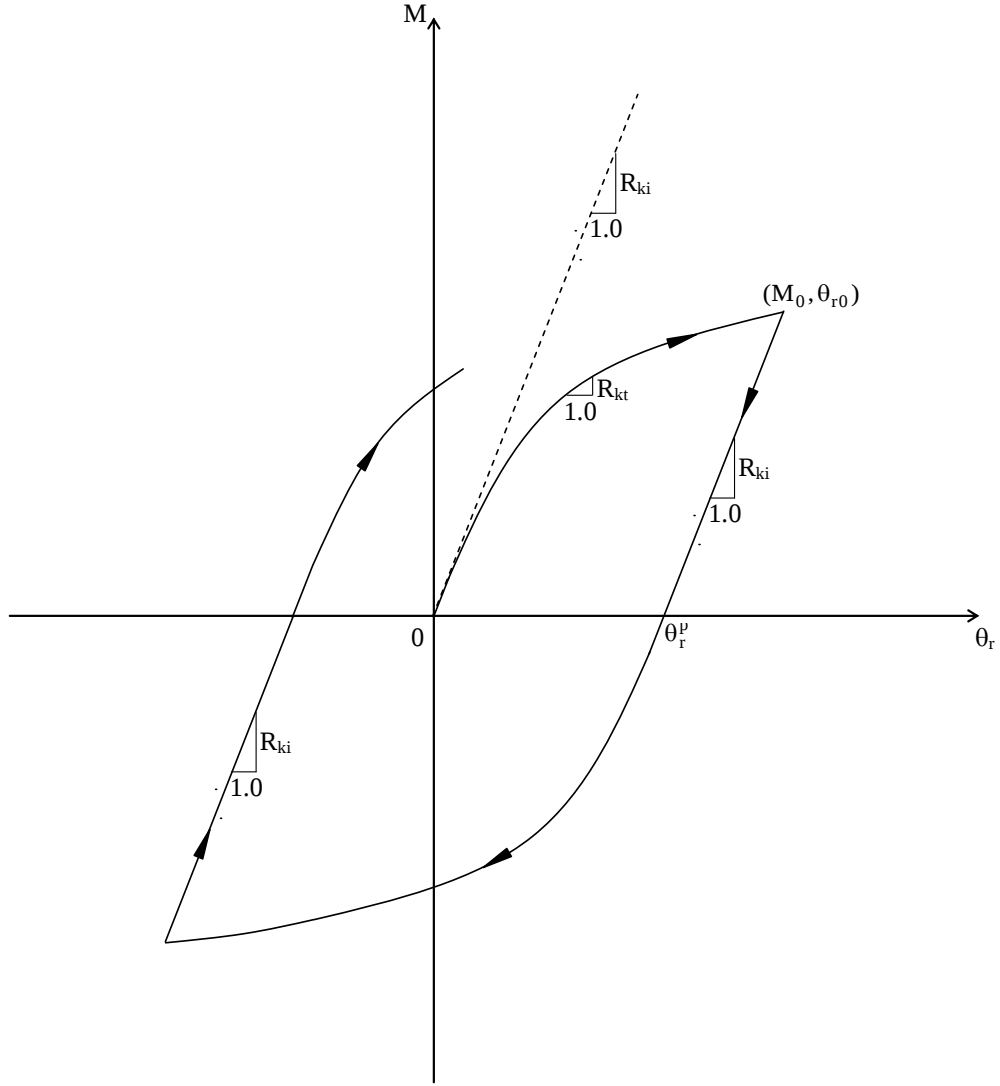
Ters yönde yükleme durumunda,

$$k_c = k_c(|\theta_r - \theta_r^p|, M) \text{ ve } M_c = -k_c \cdot \theta_r^p \quad (3.10)$$

olarak tanımlanırlar.[87,88].

Bağımsız pekleşme modelinin (independent hardening model) tanımlanabilmesi için verilen bu formülasyonlar ile birleşimlerin tekrarlı yükler altındaki elastik olmayan davranışları kolaylıkla modellenebilmiştir.

Bu modele ait; birleşim başlangıç rijitliği R_{ki} , maksimum moment taşıma kapasitesi M_u ve şekil parametresi n' nin değerleri, Üst ve Alt Flanşlar ile Gövdeden Çift Korniyerli birleşim tipi için bölüm 3.2' de hesaplanacaktır.



Şekil 3.4: Bağımsız pekleşme modeli (Independent hardening model)

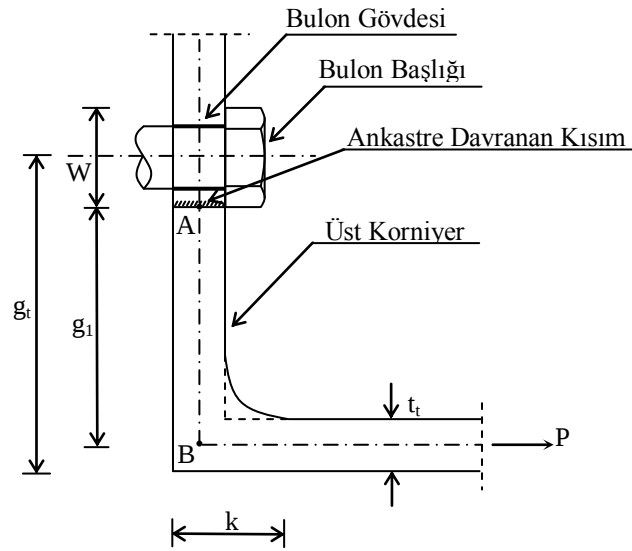
3.2 Birleşim Parametrelerinin Belirlenmesi

Bu modelin oluşturulabilmesinde, kullanılacak birleşim tipleri için üç adet parametrenin (birleşimin başlangıç rijitliği, maksimum moment taşıma kapasitesi ve şekil parametresi) belirlenmesi gereklidir. Bu çalışmada birleşim tipi olarak, üst ve alt flanşlar ile gövdeden çift korniyerli birleşim tipi kullanılmıştır. Birleşime ait başlangıç rijitliği ve maksimum moment taşıma kapasitesi analitik olarak hesaplanırken şekil parametresi eğri geçirme (curve fitting) tekniği kullanılarak belirlenebilir.[87,94].

3.2.1 Birleşimin başlangıç rijitliği

Altman ve Aziznamini'nin elde ettiği deneysel sonuçlar, W.F. Chen tarafından esas alınarak birleşimin modellenmesinde aşağıdaki kabuller yapılmıştır [94]:

1. Kiriş ve kirişe bağlı korniyer kolları rijit olarak davranırlar.
2. Birleşimin dönme merkezi, kirişin basınç başlığına bağlı korniyer kolundaki C noktasıdır.
3. Üst flanş korniyeri, Üst ve Alt Flanşlardan Korniyerli birleşim tipindekine benzer şekilde, ankastre kiriş gibi davranır. (Şekil 3.5).
4. Gövde korniyeri de, üst flanş korniyerinin davranışına benzer şekilde ankastre kiriş gibi davranır. (Şekil 3.6).
5. Birleşimin dönme merkezindeki açısıl yerdeğiştirmeye karşı koyan moment ihmal edilmiştir.



Şekil 3.5: Üst korniyer [94]

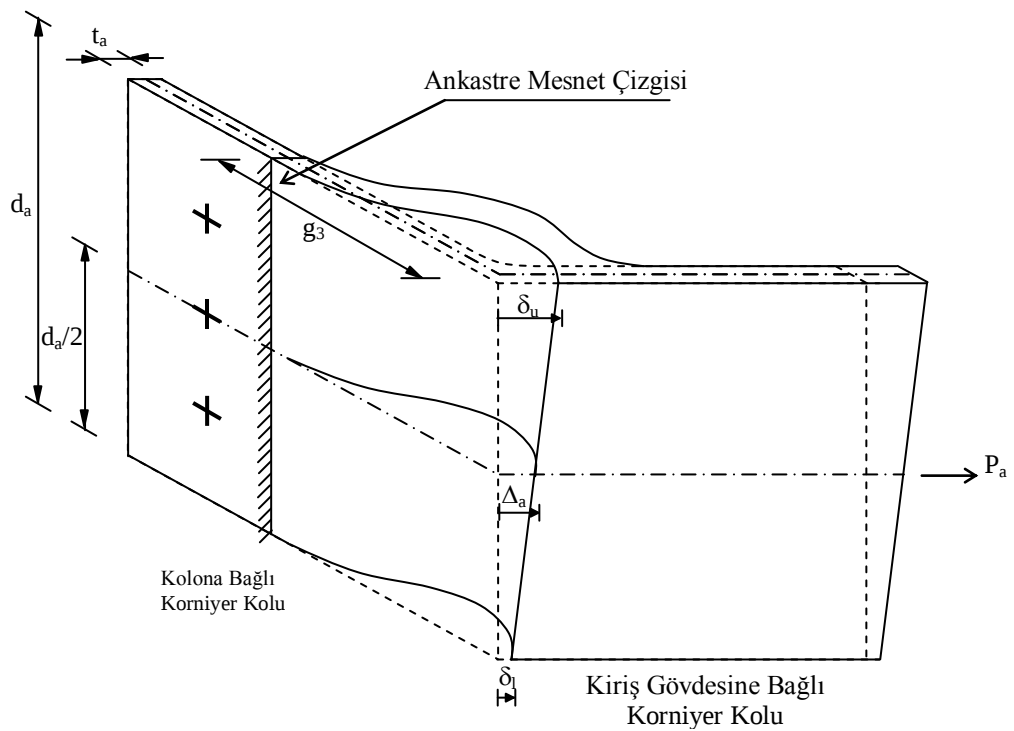
Bu kabuller gözönünde tutularak ve üst flanş korniyerinin kolundaki kayma deformasyonu dikkate alınarak, P_t kiriş flanş kuvvetinden dolayı üst flanş korniyeri köşesinin yatay deplasmanı Δ_t (Şekil 3.5) ve tek bir gövde korniyerine etkiyen P_a kuvvetinden dolayı gövde korniyeri köşesinin yatay deplasmanı Δ_a (Şekil 3.6) aşağıdaki gibi hesaplanabilir.[94].

$$\Delta_t = \frac{P_t \cdot g_1^3}{3EI_t} \cdot \left(1 + \frac{0.78 \cdot t_t^2}{g_1^2} \right) \quad (3.11)$$

ve,

$$\Delta_a = \frac{P_a \cdot g_3^3}{3EI_a} \cdot \left(1 + \frac{0.78 \cdot t_a^2}{g_3^2} \right) \quad (3.12)$$

- EI_t, EI_a : Üst flanş korniyerinin ve gövde korniyerinin kolona bağlı kollarının eğilme rijitlikleri,
 g_1 : $g_t - D/2 - t_t / 2$
 t_t : Üst flanş korniyerinin kalınlığı,
 g_3 : $g_a - W/2 - t_a / 2$,
 W : Bulonun başlık çapı,
 t_a : Gövde korniyerinin kalınlığı,



Şekil 3.6: Gövde korniyerinin şekil değiştirmiş hali [94]

P_a 'nın gövde korniyerinin ortasına etkidiği ve Şekil 3.7'de görüldüğü gibi birleşimin şekil değiştirmiş durumu dikkate alınarak Δ_t ve Δ_a yerdeğiştirmelerinin birleşimin θ_r dönmesi cinsinden kinematik bağıntıları aşağıdaki gibi verilebilir [94]:

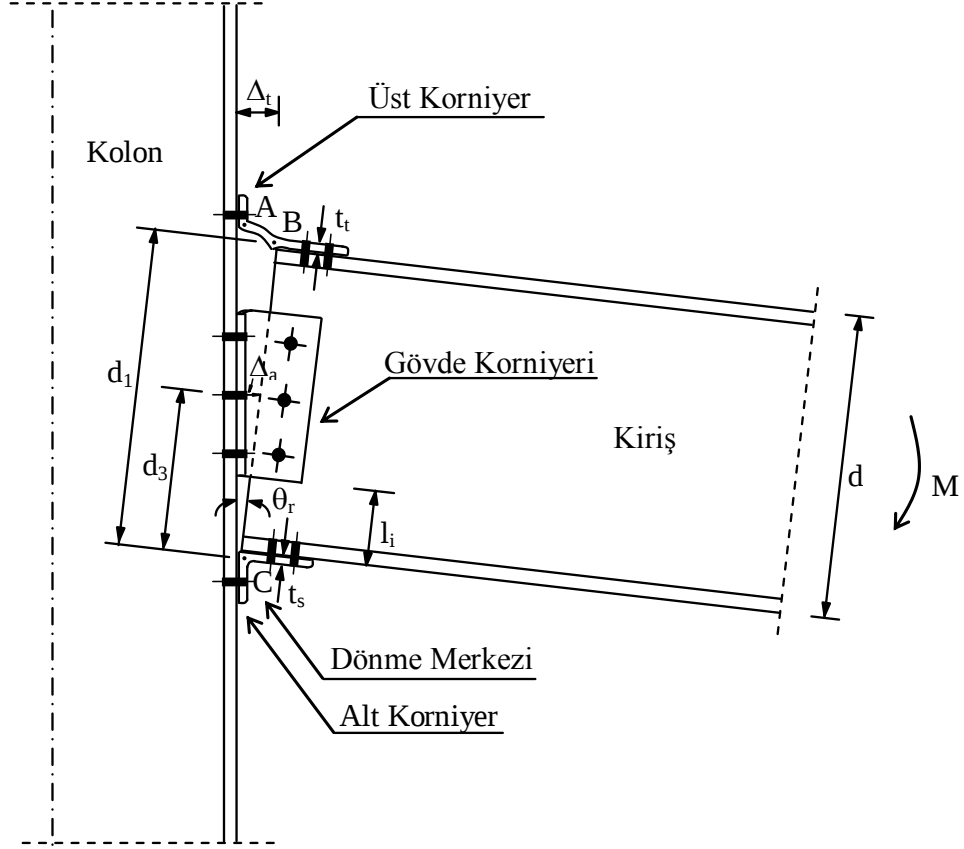
$$\Delta_t = d_1 \cdot \theta_r \quad (3.13)$$

$$\Delta_a = d_3 \cdot \theta_r \quad (3.14)$$

Burada,

$$d_3 = d/2 + t_s/2 \quad (3.15)$$

'dir. d_1 , d_3 , d ve t_s değerleri Şekil 3.7' de gösterilmiştir.



Şekil 3.7: Birleşim korniyerlerinin şekil değiştirmiş hali [94]

Şekil 3.7' de görülen alt flanş korniyerinin C noktasına göre hesaplanan momentlerin toplamından, birleşimin moment değeri,

$$M = P_t \cdot d_1 + 2P_a \cdot d_3 \quad (3.16)$$

olarak hesaplanabilir.

(3.13) ve (3.14) eşitliklerindeki Δ_t ve Δ_a değerleri, (3.11) ve (3.12) ifadelerindeki yerlerine konulursa,

$$\Delta_t = d_1 \cdot \theta_r = \frac{P_t \cdot g_1^3}{3EI_t} \cdot \left(1 + \frac{0.78 \cdot t_t^2}{g_1^2} \right) \quad (3.17)$$

ve,

$$\Delta_a = d_3 \cdot \theta_r = \frac{P_a \cdot g_3^3}{3EI_a} \cdot \left(1 + \frac{0.78 \cdot t_a^2}{g_3^2}\right) \quad (3.18)$$

olur, buradan da P_t ve P_a değerleri,

$$P_t = \frac{3EI_t \cdot d_1}{g_1(g_1^2 + 0.78 \cdot t_t^2)} \cdot \theta_r \quad (3.19a)$$

$$P_a = \frac{3EI_a \cdot d_3}{g_3(g_3^2 + 0.78 \cdot t_a^2)} \cdot \theta_r \quad (3.19b)$$

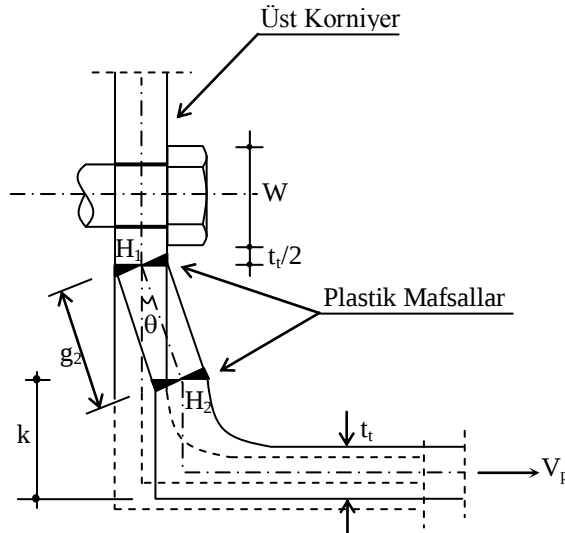
olarak yazılır ve P_t ile P_a 'nın bulunan bu değerleri (3.16) ifadesindeki yerlerine konulursa, birleşimin başlangıç rijitliği,

$$R_{ki} = \frac{M}{\theta_r} = \frac{3(EI_t)d_1^2}{g_1(g_1^2 + 0.78t_t^2)} + \frac{6(EI_a)d_3^2}{g_3(g_3^2 + 0.78t_a^2)} \quad (3.20)$$

olarak elde edilir. [94].

3.2.2 Maksimum moment taşıma kapasitesi

Altman et.al. ve Azizinamini et.al.'nin elde ettiği deneysel sonuçlar, W.F. Chen tarafından değerlendirilerek, Üst ve Alt Flanşlar ile Gövdeden Çift Korniyerli birleşimlerin göçme mekanizmasının, Üst ve Alt Flanşlardan Korniyerli birleşimlerin göçme mekanizması ile Gövdeden Çift Korniyerli birleşimlerin göçme mekanizmasının bir bileşkesi olduğu varsayılmıştır.[94]



Şekil 3.8: Üst korniyerin mekanizma durumu [94]

İlk olarak, üst flanş korniyerinin maksimum moment taşıma kapasitesi hesaplanacaktır. Şekil 3.8' e göre H_1 ve H_2 plastik mafsallarının oluşumundaki eğilme momenti M_{pt} ile kesme kuvveti V_{pt} ' nin etkisi Drucker'ın akma kriterine göre belirlenebilir.

$$\left(\frac{V_{pt}}{V_{0t}}\right)^4 + \left(\frac{M_{pt}}{M_{0t}}\right) = 1.0 \quad (3.21)$$

Burada,

M_{0t} :Üst Flanş Korniyerinin plastik eğilme momentinin değeridir ve $(\sigma_y l_t t_t^2 / 4)$ olarak hesaplanır.

V_{0t} :Üst Flanş Korniyerinin plastik kesme kuvvetinin değeridir ve $(\sigma_y l_t t_t / 2)$ olarak hesaplanır.

M_{pt} :Üst Flanş Korniyerinin maksimum moment taşıma kapasitesidir ve

$$M_{pt} = V_{pt} g_2 / 2 \quad (3.22)$$

olarak hesaplanır. Benzer şekilde M_{0t} değeri de,

$$M_{0t} = V_{0t} t_t / 2 \quad (3.23)$$

olarak yeniden yazılabilir.

t_t :Üst Flanş Korniyerinin kalınlığıdır.

l_t :Üst Flanş Korniyerinin uzunluğudur.

g_2 : H_1 ve H_2 plastik mafsalları arasındaki uzaklıktır. (Şekil 3.8).

(3.22) ve (3.23) ifadeleri (3.21) denklemindeki yerlerine yerleştirilirse, (3.21) denklemi,

$$\left(\frac{V_{pt}}{V_{0t}}\right)^4 + \frac{g_2}{t_t} \left(\frac{V_{pt}}{V_{0t}}\right) - 1.0 = 0.0 \quad (3.24)$$

olarak yeniden yazılabilir. Bu denklem çözülerek V_{pt} 'nin değeri bulunur ve (3.22) ifadesinde yerine konulursa, üst flanş korniyerinin maksimum moment taşıma kapasitesi M_{pt} hesaplanabilir.

Diğer yandan, alt flanş korniyerinin C noktasındaki maksimum moment taşıma kapasitesi,

$$M_{0s} = \sigma_y I_s t_s^2 / 4 \quad (3.25)$$

olarak hesaplanabilir. Burada,

t_s :Alt Flanş Korniyerinin kalınlığıdır.

I_s :Alt Flanş Korniyerinin uzunluğudur.

Birleşimin maksimum moment taşıma kapasitesi değerine, üst ve alt flanş korniyerlerinin yaptığı katkıya ilave olarak gövdedeki korniyerlerin katkısı da eklenecektir. Gövdedeki korniyerler içinde benzer bir göçme mekanizması kullanılarak, tek bir gövde korniyeri için plastik kesme kuvveti V_{pa} aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

$$V_{pa} = \frac{(V_{pu} + V_{0a})}{2} \cdot d_a \quad (3.26)$$

Burada,

V_{pu} :Gövde korniyerinin üst tarafındaki kesme kuvveti değeri,

V_{0a} :Gövde korniyerinin alt tarafındaki kesme kuvveti değeri,

Tek bir gövde korniyeri için olan V_{pa} değeri, gövdeden çift korniyerli birleşimler için $2 V_{pa}$ değeri olacaktır.

Şekil 8.9’da birleşimin göçme durumunda birleşime etkiyen kuvvetler gösterilmiştir. Birleşimin dönme merkezi olan C noktasına göre oluşan momentlerin toplamı, (3.22), (3.25) ve (3.26) ifadeleri de kullanılarak yazıldığında, birleşimin maksimum moment taşıma kapasitesi M_u değeri hesaplanmış olur.

$$M_u = M_{0s} + M_{pt} + V_{pt} \cdot d_2 + 2 \cdot V_{pa} \cdot d_4 \quad (3.27)$$

Burada,

$$d_4 = \frac{(2 \cdot V_{pu} + V_{0a})}{3 \cdot (V_{pu} + V_{0a})} \cdot d_a + l_i + t_s / 2 \quad (3.28)$$

l_i :Kirişin alt flanşının dış kenarı ile gövde korniyerinin alt kenarı arasındaki mesafedir.

σ_y : Korniyerin malzeme akma gerilmesi,

E :Elastisite modülü,

k_t :Üst flanş korniyerinin k değeri,

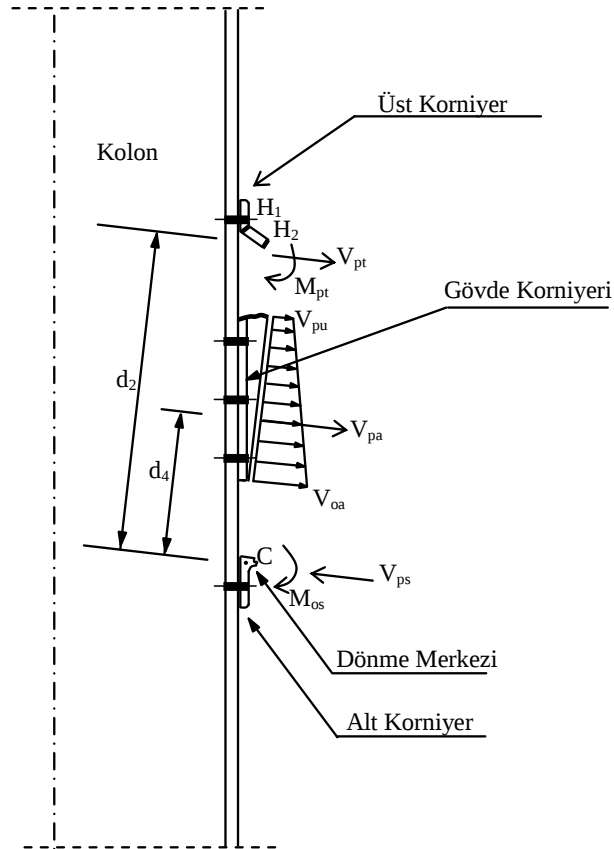
g_t :Üst flanş korniyerinin g değeri,

k_a :Gövde korniyerinin k değeri,

g_a :Gövde korniyerinin g değeri,

k_s :Alt flanş korniyerinin k değeri,

g_s :Alt flanş korniyerinin g değeri,



Şekil 3.9: Birleşimin şekil değiştirmiş haline ait korniyerlere etkiyen kuvvetler [94]

3.2.3 Şekil katsayısı

Şekil katsayısının belirlenebilmesi için Wu ve Chen [95] tarafından, birleşimlerin deneysel sonuç eğrilerinin istatistiksel analizlerinden elde edilmiş ampriksel formüller verilmiştir. Bu formüller, referans dönme açısının ($\theta_0 = M_u / R_{ki}$) lineer bir fonksiyonudur. Kishi ve Chen [72]' de şekil katsayısı için ampriksel formüller önermişlerdir. Wu ve Chen' nin verdiği formüller sadece Üst ve Alt Flanşlardan Korniyerli birleşimler ile Üst ve Alt Flanşlar ile Gövdeden Çift Korniyerli birleşimler için geçerliken, Kishi ve Chen' nin verdiği formüller Üst ve Alt Flanşlardan Korniyerli, Üst ve Alt Flanşlar ile Gövdeden Çift Korniyerli, Gövdeden Tek/Çift Korniyerli birleşim tiplerinin hepsi için geçerlidir. Bu çalışma da Kishi ve Chen' nin verdiği formüller kullanılacaktır. Kishi ve Chen tarafından verilen formülasyon ile, Üst ve Alt Flanşlar ile Gövdeden Çift Korniyerli birleşim tipi için şekil katsayısı n 'nin hesabı,

$$\theta_0 = M_u / R_{ki} \quad (3.29)$$

olmak üzere,

$$\log_{10} \theta_0 > -2.721 \quad \text{ise} \quad n = 1.398 \cdot \log_{10} \theta_0 + 4.631 \quad (3.30a)$$

$$\log_{10} \theta_0 < -2.721 \quad \text{ise} \quad n = 0.827 \quad (3.30b)$$

olarak yapılabilir. [94].

3.3 Birleşimlerin Dönme Kapasitesi

Bjorhovde tarafından, test dataları ile doğrulanmış, birleşimlerin dönme kapasitelerinin hesaplanması için aşağıdaki ifade verilmiştir:

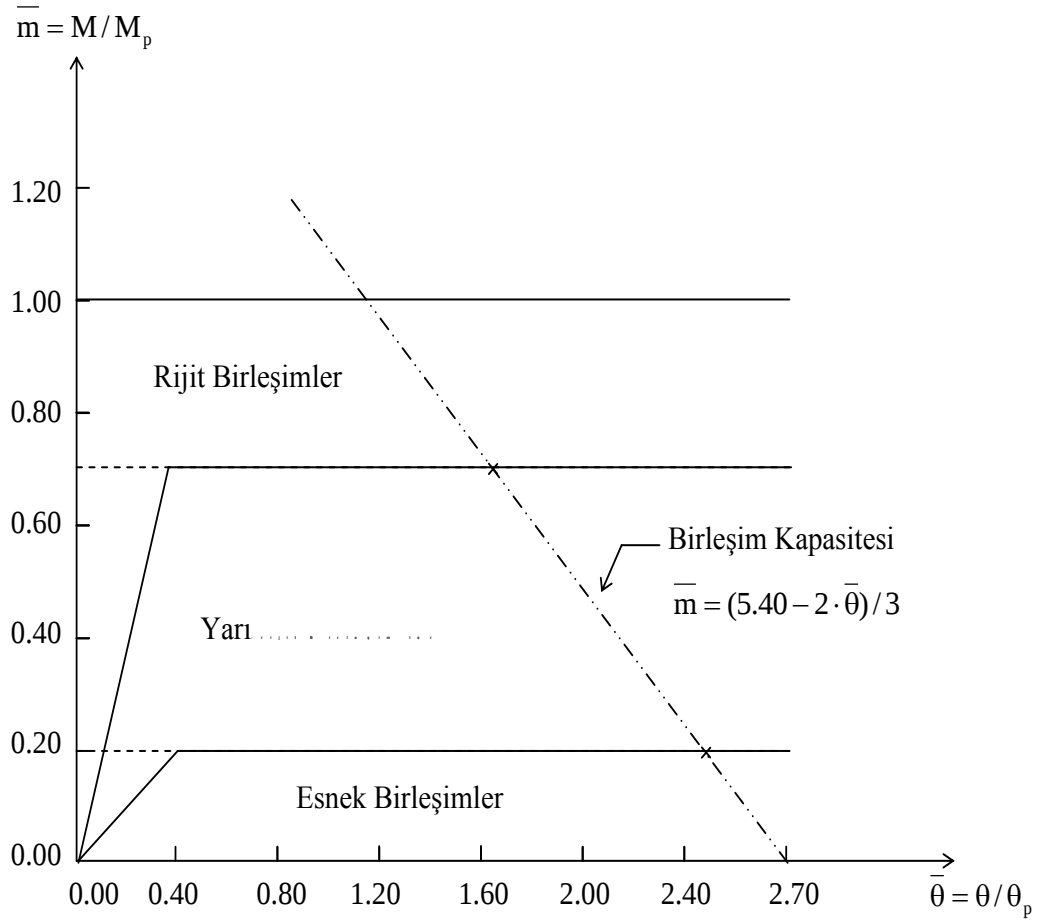
$$\bar{m} = \frac{5.40 - 2 \cdot \bar{\theta}}{3} \quad (3.31)$$

Bu ifadedeki,

$$\bar{m} = \frac{M}{M_p} \quad \text{ve} \quad \bar{\theta} = \frac{\theta}{\theta_p} \quad \text{olarak tanımlıdır.}$$

Bjorhovde, boyutsuz $\bar{m}$ ve $\bar{\theta}$ parametrelerini kullanarak birleşimlerin rijit, yarı-rijit ve esnek olarak şekil 3.10'deki gibi sınıflandırılabilirliğini önermiştir. Burada θ_p değeri, $5M_p d / EI_b$ olarak tanımlanmıştır. d olarak kiriş yüksekliği alınmıştır.[87].

Analizde rijit ve yarı-rijit birleşimler için Bjorhovde tarafından önerilen şekil 3.10'daki sınıflandırmaya göre, işaretli değerler kullanılmıştır.



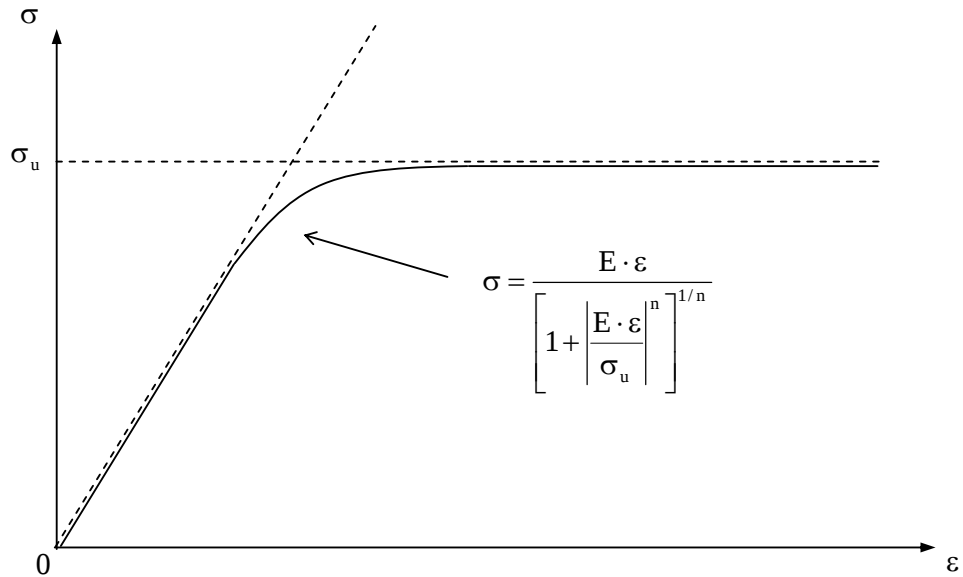
Şekil 3.10: Bjorhovde'ye göre birleşimlerin sınıflandırılması [87]

4. MALZEME AÇISINDAN NONLİNEERLİK

Malzemenin lineer olmayan gerilme-şekil değiştirme bağıntısı, Ramberg-Osgood ifadesinin tersine karşı gelen, Goldberg ve Richard [96] ile Jonatowski ve Brinstiel [97] tarafından kullanılmış ifade ile modellenmiştir.

$$\sigma = \frac{E \cdot \varepsilon}{\left[1 + \left| \frac{E \cdot \varepsilon}{\sigma_u} \right|^n \right]^{1/n}} \quad (4.1)$$

Bu bağıntıda; n , gerilme-şekil değiştirme bağıntısının şekil parametresi (Şekil 4.1’de görüldüğü gibi), σ_u , malzemenin dayanabileceği en büyük gerilmeyi, ε , şekil değiştirmeyi ve E , elastisite modülünü ifade eder. $n \geq 10$ seçilirse, (4.1) ifadesi elastoplastik malzemenin gerilme-şekil değiştirme bağıntısını uygun şekilde tanımlar.[98,99,100,101,102,103].



Şekil 4.1: Gerilme-şekil değiştirme bağıntısı [8]

4.1 Uç Kuvvetleri ile Uç Deplasmanları Arasındaki Lineer Olmayan Bağıntılar

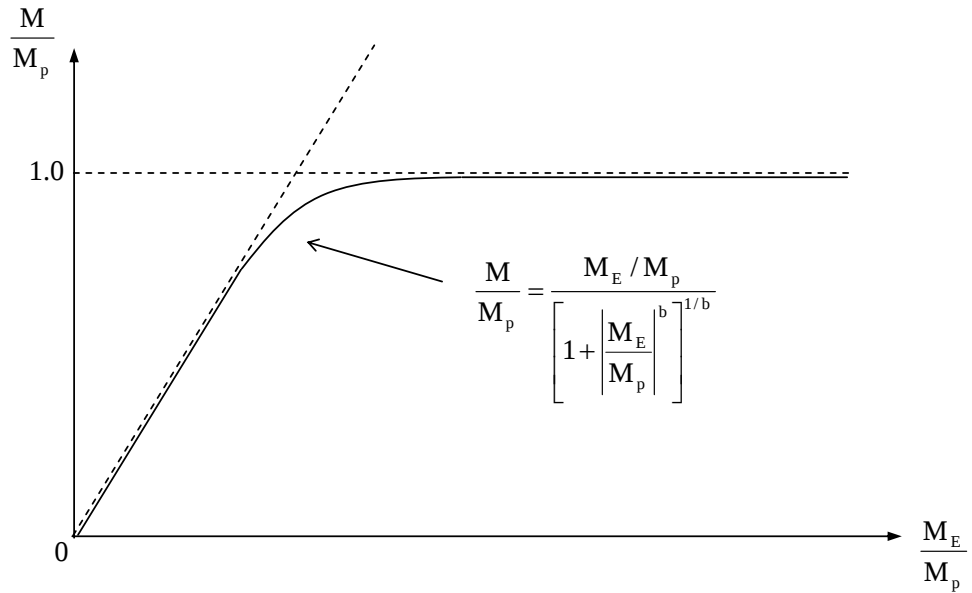
Bu çalışmada, Goldberg ve Richard [96], Jonatowski ve Brinstiel [97] ile Uzgider [8]’ in çalışmalarında olduğu gibi, uzay çerçeve sistemlerinin elemanları, plastik

mafsal yaklaşımı ile, yani lineer olmayan malzeme davranışlarının yığıldığı uç noktaları dışında her yerde elastik olduğu kabul edilen modelle tanımlanacaktır. Yükler sadece düğüm noktalarından sisteme etkidiği için, bu noktalar en büyük eğilme momentlerinin olduğu yerlerdir.

Enkesitinin asal eksenlerinden biri etrafında sadece eğilme etkisinde olan bir elemanda uç momentleri (4.1) ifadesine benzer şekilde aşağıdaki gibi yazılacaktır.

$$M = \frac{M_E}{\left[1 + \left| \frac{M_E}{M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.2)$$

Burada, M_E , verilen bir açısal uç deplasmanı için, elemanın tamamen elastik olduğu varsayılarak hesaplanan uç momentini; M_p , söz konusu asal eksen etrafında elemanın enkesitinin plastik moment taşıma kapasitesini; b , malzemenin gerilme-şekil değiştirme eğrisinin tanımlanması için seçilecek olan bir sabiti ifade etmektedir. Bu bağıntıya ait eğri Şekil 4.2’de boyutsuz olarak verilmiştir.



Şekil 4.2: Eleman uç momentlerinin elasto-plastik davranışı

Benzer şekilde, sadece uç noktaları arasında oluşan aksel deplasman farkının etkisindeki bir elemanda, aksel uç kuvvetleri de aşağıdaki gibi ifade edilir.

$$N = \frac{N_E}{\left[1 + \left| \frac{N_E}{N_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.3)$$

Burada, N_E , eleman uç noktaları arasındaki eksenel deplasman farkları için, elemanın tamamen elastik olduğu varsayılarak hesaplanan eksenel uç kuvvetini; N_p , elemanın plastik eksenel yük taşıma kapasitesini ifade etmektedir.

Bir ij elemanı için (4.1) bağıntısı; eleman uç momentleri ve karşı gelen etkili açısallık uç deplasmanları arasında, Goldberg ve Richard [96]' ın verdiği şekilde aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$M_{1i} = \frac{K_1 \cdot \theta_{1i}}{\left[1 + \left| \frac{K_1 \cdot \theta_{1i}}{M_{1p}} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.4a)$$

$$M_{2i} = \frac{K_2 \cdot \theta_{2i}}{\left[1 + \left| \frac{K_2 \cdot \theta_{2i}}{M_{2p}} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.4b)$$

$$M_{1j} = \frac{K_1 \cdot \theta_{1j}}{\left[1 + \left| \frac{K_1 \cdot \theta_{1j}}{M_{1p}} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.4c)$$

$$M_{2j} = \frac{K_2 \cdot \theta_{2j}}{\left[1 + \left| \frac{K_2 \cdot \theta_{2j}}{M_{2p}} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.4d)$$

Bu ifadelerde; K_1 ve K_2 sırasıyla prizmatik elemanın enkesitinin 1-1 ve 2-2 asal eksenleri etrafındaki $4EI_1/L$ ve $4EI_2/L$ rijitlik katsayılarını, θ_{1i} , θ_{2i} ve θ_{1j} , θ_{2j} sırasıyla i ve j uçlarında, enkesitin 1-1 ve 2-2 asal eksenleri etrafındaki elemanın etkili açısallık uç deplasmanlarını, M_{1p} ve M_{2p} ise enkesitin 1-1 ve 2-2 asal eksenleri etrafındaki moment taşıma kapasitelerini gösterir.

Bu etkili açısai uç deplasmanları, prizmatik elemanlar için, elemanın iki uç noktası dışında her yerde lineer elastik bir modelle temsil edildiği bilinerek şöyle ifade edilirler;

$$\theta_{1i} = \phi_{1i} + \frac{1}{2} \cdot \phi_{1j} \quad (4.5a)$$

$$\theta_{2i} = \phi_{2i} + \frac{1}{2} \cdot \phi_{2j} \quad (4.5b)$$

$$\theta_{1j} = \phi_{1j} + \frac{1}{2} \cdot \phi_{1i} \quad (4.5c)$$

$$\theta_{2j} = \phi_{2j} + \frac{1}{2} \cdot \phi_{2i} \quad (4.5d)$$

Bu ifadelerde; ϕ_{1i} , ϕ_{2i} ve ϕ_{1j} , ϕ_{2j} sırasıyla i ve j uçlarında, enkesitin 1-1 ve 2-2 asal eksenleri etrafındaki elemanın açısai uç deplasmanlarıdır.

Benzer şekilde (4.3) bağıntısında,

$$N = \frac{K_N \cdot \Delta L}{\left[1 + \left| \frac{K_N \cdot \Delta L}{N_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.6)$$

olarak ifade edilmiştir. Burada, K_N elemanın boyuna eksenine doğrultusundaki AE/L eksenel rijitliğini, ΔL elemanın iki ucunun birbirlerine göre eksenel deplasman farkını göstermektedir.

4.2 Plastik Mafsallarda Histerik Davranışın Tanımlanması

Bu çalışmada, sistem zamana bağıli değışken dış yüklerin etkisinde olduğu için, plastik mafsallarda birçok yükleme, elastik boşalma ve tekrar yükleme evreleri olabilir. Bu nedenle, $M-\theta$ ve $N-\Delta L$ bağıntılarına ait histerik davranışın tanımlanması gereklidir.[104,105,106].

Eleman uç momenti ve karşı gelen etkili açısai uç deplasmanı arasındaki bağıntı,

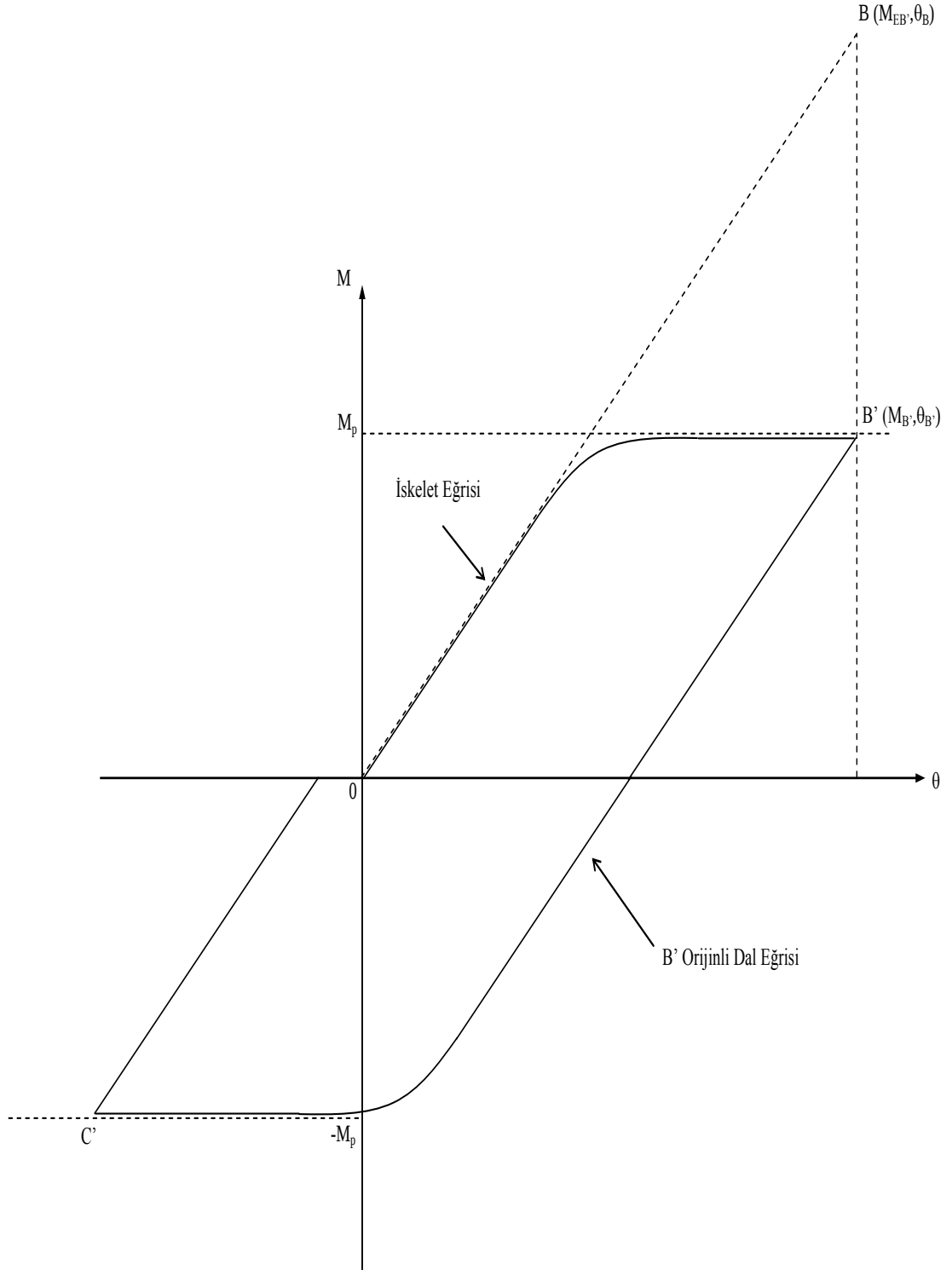
$$M = \frac{K \cdot \theta}{\left[1 + \left| \frac{K \cdot \theta}{M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.7)$$

$$M = M_{B'} + \frac{K \cdot (\theta - \theta_{B'})}{\left[1 + \left| \frac{K \cdot (\theta - \theta_{B'})}{2M_p} \right|^b\right]^{1/b}} \quad (4.8)$$

Şekil 4.3’de görüldüğü gibi, İskelet eğrisi üzerindeki bir B’ noktasından başlayan ve C noktasında sonuçlanan bir elastik boşalma evresini izleyen tekrar yükleme evresinde $M-\theta$ bağıntısı için,

$$M = \frac{K \cdot (\theta - \theta_c)}{\left[1 + \left| \frac{K \cdot (\theta - \theta_c)}{M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.9)$$

51



Şekil 4.4: İskelet ve dal eğrileri

Yukarıda verilen İskelet ve Dal eğrilerinden yararlanılarak plastik mafsalda söz konusu olabilecek yükleme, elastik boşalma ve tekrar yükleme evreleri aşağıdaki gibi incelenebilir.

- i) İlk yükleme evresinde, Şekil 4.5' de görülen (a) noktasına erişilsin. Bu durumda İskelet eğrisi üzerinde yer alacak $M-\theta$ davranışı (4.7) ifadesi ile tanımlanır.
- ii) (a) noktasından sonra elastik boşalma olsun. Bu durumda $M-\theta$ davranışı, (a) orijinli Dal eğrisi üzerinde yer alacaktır. Bu eğri (4.8) ifadesinden yararlanılarak şu şekilde tanımlanır;

$$M = M_a + \frac{K \cdot \theta - M_{EA}}{\left[1 + \left| \frac{M_E - M_{EA}}{2M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.10)$$

Burada,

$$M_E = K \cdot \theta \quad (4.10a)$$

$$M_{EA} = K \cdot \theta_A \quad (4.10b)$$

$$M_a = \frac{K \cdot \theta_A}{\left[1 + \left| \frac{K \cdot \theta_A}{M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.10c)$$

- iii) (a') noktasından itibaren tekrar yükleme başlasın. Bu durumda $M-\theta$ davranışı, a'C' arasındaki eğri üzerinde yer alacaktır. Bu eğri, (0) ile (a) noktaları arasında yer alan ve (4.7) bağıntısı ile tanımlanan eğrinin (b) noktasını orijin alacak şekilde θ ekseninde kaydırılmasıyla elde edilir ve (4.9) ifadesinden yararlanılarak şu şekilde tanımlanır;

$$M = \frac{K \cdot \theta - \Delta M_{aA}}{\left[1 + \left| \frac{M_E - M_{aA}}{M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.11)$$

Burada,

$$\Delta M_{aA} = M_{EA} - M_a \quad (4.11a)$$

- iv) (C') noktasından başlayan elastik tam boşalma ve tekrar yükleme evresinde $M-\theta$ davranışı, (C') noktasından başlayan ve (C'')

noktasından geçerek (d) noktasına kadar devam eden eğri üzerinde yer alacaktır. Bu eğri, ii) evresinde olduğu gibi (C') noktasını orijin olarak alır ve (4.8) ifadesinden yararlanılarak şu şekilde tanımlanır;

$$M = M_{C'} + \frac{K \cdot \theta - M_{EC}}{\left[1 + \left| \frac{M_E - M_{EC}}{2M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.12)$$

Burada,

$$M_E = K \cdot \theta \quad (4.12a)$$

$$M_{EC} = K \cdot \theta_C \quad (4.12b)$$

$$M_{C'} = \frac{K \cdot \theta_C - \Delta M_{aA}}{\left[1 + \left| \frac{K \cdot \theta_C - \Delta M_{aA}}{M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.12c)$$

- v) (d) noktasından sonra bir elastik boşalma olsun. Bu durumda $M-\theta$ davranışı (d) orijinli eğri üzerinde (d') noktasına kadar devam etsin. Bu boşalma eğrisi ii) ve iv) evrelerinde olduğu gibi (4.8) ifadesinden yararlanılarak şu şekilde tanımlanır;

$$M = M_d + \frac{K \cdot \theta - M_{EB}}{\left[1 + \left| \frac{M_E - M_{EB}}{2M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.13)$$

Burada,

$$M_{EB} = -K \cdot \theta_D \quad (4.13a)$$

$$M_d = \frac{-K \cdot \theta_d - M_{EC}}{\left[1 + \left| \frac{-K \cdot \theta_d - M_{EC}}{2M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.13b)$$

- vi) (d') noktasından sonra tekrar yükleme başlayıp (F'') noktasına kadar devam etsin. Bu durumda $M-\theta$ davranışı (d'') ve (F'') noktaları arasından geçen (d'') orijinli eğri üzerinde yer alacaktır. Bu eğri, iv)

evresi için (4.12) ifadesiyle tanımlanan eğrinin (d'') noktasını orijin alacak şekilde θ eksenini üzerinde kaydırılmasıyla elde edilir ve (4.9) ifadesinden yararlanılarak şu şekilde tanımlanır;

$$M = M_{C'} + \frac{K \cdot \theta - M_{EC} - \Delta M_{dD}}{\left[1 + \left| \frac{M_E - M_{EC} - \Delta M_{dD}}{2M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.14)$$

Burada,

$$\Delta M_{dD} = -M_{ED} - M_D \quad (4.14a)$$

$$M_{ED} = K \cdot \theta_D + M_{EC} - M_{C'} \quad (4.14b)$$

- vii) (F'') noktasından elastik tam boşalma ve tekrar yükleme evresi başlasın. Bu durumda $M-\theta$ davranışı (F''), (f) ve (f') noktalarından geçen ve iv) evresine benzer şekilde tanımlanan (F'') orijinli eğri üzerinde yer alacaktır. Bu eğri (4.8) ifadesinden yararlanılarak şu şekilde tanımlanır;

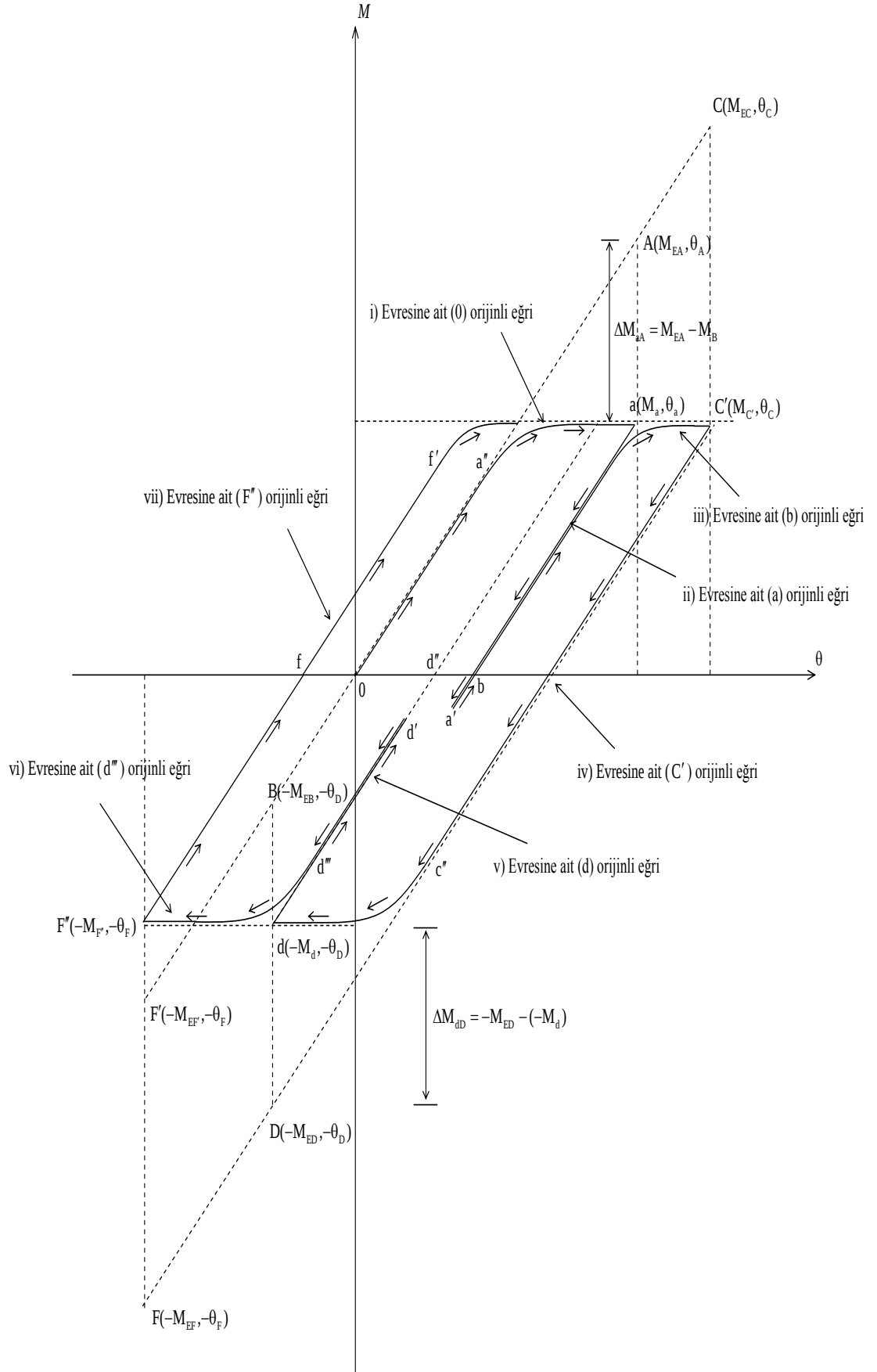
$$M = M_{F''} + \frac{K \cdot \theta - M_{EF'}}{\left[1 + \left| \frac{M_E - M_{EF'}}{2M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.15)$$

Burada,

$$M_{EF'} = -K \cdot \theta_F \quad (4.15a)$$

$$M_{F''} = \frac{-K \cdot \theta_F - M_{EC} - \Delta M_{dD}}{\left[1 + \left| \frac{-K \cdot \theta_F - M_{EC} - \Delta M_{dD}}{2M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (4.15b)$$

Bu bölümde $M-\theta$ davranışı ele alınarak yapılan tüm tanımlamalar benzer şekilde $N-\Delta L$ davranışı içinde geçerlidir.



Şekil 4.5: Uç momenti ile etkili açılal uç deplasmanı arasındaki histerik davranış

4.3 Sonlu Küçük Uç Kuvvet Artımları ile Uç Deplasman Artımları Arasındaki Lineer Olmayan Bağlılıklar

Bölüm 4.2'deki histerik davranış tanımlamaları, sonlu küçük uç deplasmanları nedeniyle uç kuvvetlerindeki değişimi verir hale getirilecektir.

Bu nedenle (4.7), (4.8) ve (4.9) ifadelerinin türevleri sonlu küçük artımlar için alınarak yeniden yazıldıklarında,

İskelet eğrisi için (4.7) ifadesinden,

$$\Delta M = \frac{K \cdot \Delta \theta}{\left[1 + \left| \frac{K \cdot \theta}{M_p} \right|^b \right]^{(1+b)/b}} \quad (4.16)$$

Dal eğrisi için (4.8) ifadesinden,

$$\Delta M = \frac{K \cdot \Delta \theta}{\left[1 + \left| \frac{K \cdot (\theta - \theta_{B'})}{2M_p} \right|^b \right]^{(1+b)/b}} \quad (4.17)$$

Tekrar yükleme eğrisi için (4.9) ifadesinden,

$$\Delta M = \frac{K \cdot \Delta \theta}{\left[1 + \left| \frac{K \cdot (\theta - \theta_C)}{M_p} \right|^b \right]^{(1+b)/b}} \quad (4.18)$$

sonlu küçük artımlar için kullanılabilir ifadeler elde edilmiş olunur. Şekil 2.5' deki bir ij elemanı için (4.4) ifadeleri sonlu küçük artımlar için aşağıdaki gibi yazılabilir;

$$\Delta M_{1i} = \frac{K_1 \cdot \Delta \theta_{1i}}{\left[1 + \left| \frac{\overline{M}_{1i(E)}}{\overline{M}_{1p}} \right|^b \right]^{(1+b)/b}} \quad (4.19a)$$

$$\Delta M_{2i} = \frac{K_2 \cdot \Delta \theta_{2i}}{\left[1 + \left| \frac{\overline{M}_{2i(E)}}{\overline{M}_{2p}} \right|^b \right]^{(1+b)/b}} \quad (4.19b)$$

$$\Delta M_{1j} = \frac{K_1 \cdot \Delta \theta_{1j}}{\left[1 + \left| \frac{\overline{M}_{1j(E)}}{\overline{M}_{1p}} \right|^b \right]^{(1+b)/b}} \quad (4.19c)$$

$$\Delta M_{2j} = \frac{K_2 \cdot \Delta \theta_{2j}}{\left[1 + \left| \frac{\overline{M}_{2j(E)}}{\overline{M}_{2p}} \right|^b \right]^{(1+b)/b}} \quad (4.19d)$$

Bu ifadelerdeki;

$$\Delta \theta_{1i} = \Delta \phi_{1i} + \frac{1}{2} \cdot \Delta \phi_{1j} \quad (4.20a)$$

$$\Delta \theta_{2i} = \Delta \phi_{2i} + \frac{1}{2} \cdot \Delta \phi_{2j} \quad (4.20b)$$

$$\Delta \theta_{1j} = \Delta \phi_{1j} + \frac{1}{2} \cdot \Delta \phi_{1i} \quad (4.20c)$$

$$\Delta \theta_{2j} = \Delta \phi_{2j} + \frac{1}{2} \cdot \Delta \phi_{2i} \quad (4.20d)$$

Benzer şekilde,

$$\Delta N = \frac{K_N \cdot \Delta(\Delta L)}{\left[1 + \left| \frac{\overline{N}_E}{\overline{N}_p} \right|^b \right]^{(1+b)/b}} \quad (4.21)$$

Yukarıdaki $\Delta M - \Delta \theta$ ve $\Delta N - \Delta(\Delta L)$ ifadeleri, önceki bölümde tanımlanan $M - \theta$ ve $N - \Delta L$ eğrilerinin herhangi bir noktasındaki teğetlerinin eğimini yaklaşık olarak ifade etmektedir.

Bu ifadelerdeki, $\overline{M}_{1i(E)}$, $\overline{M}_{2i(E)}$, $\overline{M}_{1j(E)}$ ve $\overline{M}_{2j(E)}$ momentleri ile $\overline{M}_{1p}$ ve $\overline{M}_{2p}$ moment taşıma kapasiteleri bölüm 4.2’de tanımlanan evreler için açıklandığı şekilde hesaplanacaktır. Buna göre;

a) (i) şıkkında tanımlanan evre için;

$$\overline{M}_{1p} = M_{1p} \quad (4.22a)$$

$$\overline{M}_{2p} = M_{2p} \quad (4.22b)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{1i(E)} = \mathbf{M}_{1i(E)} \quad (4.23a)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{2i(E)} = \mathbf{M}_{2i(E)} \quad (4.23b)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{1j(E)} = \mathbf{M}_{1j(E)} \quad (4.23c)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{2j(E)} = \mathbf{M}_{2j(E)} \quad (4.23d)$$

b) (ii), (iv), (v) ve (vii) şıklarında tanımlanan evreler için;

$$\overline{\mathbf{M}}_{1p} = 2\mathbf{M}_{1p} \quad (4.24a)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{2p} = 2\mathbf{M}_{2p} \quad (4.24b)$$

$\overline{\mathbf{M}}_{1i(E)}$, $\overline{\mathbf{M}}_{2i(E)}$, $\overline{\mathbf{M}}_{1j(E)}$ ve $\overline{\mathbf{M}}_{2j(E)}$ momentleri ise,

(ii) şıkkı için (4.10) ifadesinden,

$$\overline{\mathbf{M}}_{1i(E)} = \mathbf{M}_{1i(E)} - \mathbf{M}_{1i(EA)} \quad (4.25a)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{2i(E)} = \mathbf{M}_{2i(E)} - \mathbf{M}_{2i(EA)} \quad (4.25b)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{1j(E)} = \mathbf{M}_{1j(E)} - \mathbf{M}_{1j(EA)} \quad (4.25c)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{2j(E)} = \mathbf{M}_{2j(E)} - \mathbf{M}_{2j(EA)} \quad (4.25d)$$

(iv) şıkkı için (4.12) ifadesinden,

$$\overline{\mathbf{M}}_{1i(E)} = \mathbf{M}_{1i(E)} - \mathbf{M}_{1i(EC)} \quad (4.26a)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{2i(E)} = \mathbf{M}_{2i(E)} - \mathbf{M}_{2i(EC)} \quad (4.26b)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{1j(E)} = \mathbf{M}_{1j(E)} - \mathbf{M}_{1j(EC)} \quad (4.26c)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{2j(E)} = \mathbf{M}_{2j(E)} - \mathbf{M}_{2j(EC)} \quad (4.26d)$$

(v) şıkkı için (4.13) ifadesinden,

$$\overline{\mathbf{M}}_{1i(E)} = \mathbf{M}_{1i(E)} - \mathbf{M}_{1i(EB)} \quad (4.27a)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{2i(E)} = \mathbf{M}_{2i(E)} - \mathbf{M}_{2i(EB)} \quad (4.27b)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{1j(E)} = \mathbf{M}_{1j(E)} - \mathbf{M}_{1j(EB)} \quad (4.27c)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_{2j(E)} = \mathbf{M}_{2j(E)} - \mathbf{M}_{2j(EB)} \quad (4.27d)$$

(vii) şıkkı için (4.15) ifadesinden,

$$\overline{M}_{1i(E)} = M_{1i(E)} - M_{1i(EF')} \quad (4.28a)$$

$$\overline{M}_{2i(E)} = M_{2i(E)} - M_{2i(EF')} \quad (4.28b)$$

$$\overline{M}_{1j(E)} = M_{1j(E)} - M_{1j(EF')} \quad (4.28c)$$

$$\overline{M}_{2j(E)} = M_{2j(E)} - M_{2j(EF')} \quad (4.28d)$$

c) (iii) ve (vi) şıklarında tanımlanan evreler için;

(iii) şıkkı için (4.11) ifadesinden,

$$\overline{M}_{1p} = M_{1p} \quad (4.29a)$$

$$\overline{M}_{2p} = M_{2p} \quad (4.29b)$$

$$\overline{M}_{1i(E)} = M_{1i(E)} - (M_{1i(EA)} - M_{1i(a)}) \quad (4.30a)$$

$$\overline{M}_{2i(E)} = M_{2i(E)} - (M_{2i(EA)} - M_{2i(a)}) \quad (4.30b)$$

$$\overline{M}_{1j(E)} = M_{1j(E)} - (M_{1j(EA)} - M_{1j(a)}) \quad (4.30c)$$

$$\overline{M}_{2j(E)} = M_{2j(E)} - (M_{2j(EA)} - M_{2j(a)}) \quad (4.30d)$$

(vi) şıkkı için (4.14) ifadesinden,

$$\overline{M}_{1p} = 2M_{1p} \quad (4.31a)$$

$$\overline{M}_{2p} = 2M_{2p} \quad (4.31b)$$

$$\overline{M}_{1i(E)} = M_{1i(E)} - M_{1i(EC)} - \Delta M_{1i(dD)} \quad (4.32a)$$

$$\overline{M}_{2i(E)} = M_{2i(E)} - M_{2i(EC)} - \Delta M_{2i(dD)} \quad (4.32b)$$

$$\overline{M}_{1j(E)} = M_{1j(E)} - M_{1j(EC)} - M_{1j(dD)} \quad (4.32c)$$

$$\overline{M}_{2j(E)} = M_{2j(E)} - M_{2j(EC)} - M_{2j(dD)} \quad (4.32d)$$

a), b) ve c) şıklarında verilen düzeltmeler (4.21)'de verilen $\Delta N - \Delta(\Delta L)$ ifadesi içinde benzer şekilde yapılacaktır.

4.4 Elemanın Elasto-Plastik Tanjant Rijitlik Matrisi

(4.20) ifadelerini, (4.19) ifadelerindeki yerlerine koyarak ve bu çalışmada elasto-plastik düzeltme katsayıları adı verilecek olan aşağıdaki katsayılar tanımlanarak,

$$g = \left[1 + \left| \frac{\overline{N}_E}{\overline{N}_p} \right|^b \right]^{(1+b)/b} \quad (4.33a)$$

$$p = \left[1 + \left| \frac{\overline{M}_{1i(E)}}{\overline{M}_{1p}} \right|^b \right]^{(1+b)/b} \quad (4.33b)$$

$$h = \left[1 + \left| \frac{\overline{M}_{2i(E)}}{\overline{M}_{2p}} \right|^b \right]^{(1+b)/b} \quad (4.33c)$$

$$s = \left[1 + \left| \frac{\overline{M}_{1j(E)}}{\overline{M}_{1p}} \right|^b \right]^{(1+b)/b} \quad (4.33d)$$

$$d = \left[1 + \left| \frac{\overline{M}_{2j(E)}}{\overline{M}_{2p}} \right|^b \right]^{(1+b)/b} \quad (4.33e)$$

(4.19) ifadeleri tekrar yazıldıklarında,

$$\Delta M_{1i} = \left(\frac{4EI_1}{L} \cdot \Delta \phi_{1i} + \frac{2EI_1}{L} \cdot \Delta \phi_{1j} \right) / p \quad (4.34a)$$

$$\Delta M_{2i} = \left(\frac{4EI_2}{L} \cdot \Delta \phi_{2i} + \frac{2EI_2}{L} \cdot \Delta \phi_{2j} \right) / h \quad (4.34b)$$

$$\Delta M_{1j} = \left(\frac{4EI_1}{L} \cdot \Delta \phi_{1j} + \frac{2EI_1}{L} \cdot \Delta \phi_{1i} \right) / s \quad (4.34c)$$

$$\Delta M_{2j} = \left(\frac{4EI_2}{L} \cdot \Delta \phi_{2j} + \frac{2EI_2}{L} \cdot \Delta \phi_{2i} \right) / d \quad (4.34d)$$

$$\Delta N = \frac{EA}{L} \cdot \Delta(\Delta L) / g \quad (4.34e)$$

eşitlikleri elde edilir.

(r) numaralı bir eleman için (4.34) ifadeleri matris formunda,

$$\Delta \tilde{F}^{(r)} = \underline{\tilde{S}}_T^{(r)} \cdot \Delta \tilde{e}^{(r)} \quad (4.35)$$

olarak yazılabilir.[107,108].

Bu ifadede, $\Delta \tilde{\mathbf{F}}^{(r)}$, özel koordinat sisteminde sonlu küçük eleman uç kuvvetlerini içeren kolon matrisini,

$$\Delta \tilde{\mathbf{F}}^{(r)} = \begin{Bmatrix} \Delta N \\ \Delta T \\ \Delta M_{1i} \\ \Delta M_{1j} \\ \Delta M_{2i} \\ \Delta M_{2j} \end{Bmatrix}^{(r)} \quad (4.36)$$

$\Delta \tilde{\mathbf{e}}^{(r)}$, özel koordinat sisteminde sonlu küçük eleman uç deplasmanlarını içeren kolon matrisini,

$$\Delta \tilde{\mathbf{e}}^{(r)} = \begin{Bmatrix} \Delta(\Delta L) \\ \Delta \theta_T \\ \Delta \phi_{1i} \\ \Delta \phi_{1j} \\ \Delta \phi_{2i} \\ \Delta \phi_{2j} \end{Bmatrix}^{(r)} \quad (4.37)$$

$\underline{\mathbf{S}}_T^{(r)}$ ise, elemanın özel koordinat sistemine göre elasto-plastik tanjant rijitlik matrisini göstermektedir.

$$\underline{\mathbf{S}}_T^{(r)} = \begin{bmatrix} SN/g & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & ST & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 4S1/p & 2S1/p & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2S1/s & 4S1/s & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 4S2/h & 2S2/h \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2S2/d & 4S2/d \end{bmatrix}^{(r)} \quad (4.38)$$

Yukarıda görüldüğü gibi bu tanjant rijitlik matrisi simetrik değildir. Jonatowski ve Brinstiel [97]' in çalışmasında da karşılaşılan bu simetri bozukluğu, daha önce Morris N.F. [109] tarafından kullanılmış olan bir yaklaşımla, köşegene göre simetrik konumlardaki elemanların ortalamaları alınarak giderilmiştir. Böylece elde edilen simetrik tanjant rijitlik matrisi aşağıdaki gibi yazılabilmektedir.[8]

$$\underline{S}_T^{(r)} = \begin{bmatrix} SN/g & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & ST & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 4S1/p & 2S1/r_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2S1/r_1 & 4S1/s & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 4S2/h & 2S2/r_2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2S2/r_2 & 4S2/d \end{bmatrix}^{(r)} \quad (4.39)$$

Burada,

$$r_1 = \frac{2ps}{p+s} \quad (4.39a)$$

$$r_2 = \frac{2hd}{h+d} \quad (4.39b)$$

Özel koordinat sisteminde yazılan eleman tanjant rijitlik matrisinden ortak koordinat sisteminde yazılan eleman tanjant rijitlik matrisine aşağıdaki gibi geçilebilir.

$$\underline{K}_T^{(r)} = \left[\underline{A} \cdot \underline{S}_T \cdot \underline{A}^T \right]^{(r)} \quad (4.40)$$

Böylece elde edilen eleman tanjant rijitlik matrisi, tablo 4.1’de verilmiştir. Bu tabloda verilen rijitlik matrisinde,

$$B1 = \frac{S1}{L} \left(\frac{4}{p} + \frac{2}{r_1} \right) \quad (4.41a)$$

$$B2 = \frac{S1}{L} \left(\frac{4}{s} + \frac{2}{r_1} \right) \quad (4.41b)$$

$$C1 = \frac{S2}{L} \left(\frac{4}{h} + \frac{2}{r_2} \right) \quad (4.41c)$$

$$C2 = \frac{S2}{L} \left(\frac{4}{d} + \frac{2}{r_2} \right) \quad (4.41d)$$

olarak tanımlıdır. Tablo 4.1’ de verilen eleman tanjant rijitlik matrisinde ki g, p, h, s ve d elasto-plastik düzeltme katsayıları “1.00” değerine eşitlenirse, tablo 2.1’de verilen eleman elastik rijitlik matrisine geçilir.

Tablo 4.1: Ortak koordinat sisteminde elasto-plastik eleman tanjant rijitlik matrisi

$\frac{\Delta X}{\Delta P}$	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	+ STAA +4S1DD/p +4S2CCGG/h											
2	+STAB -4S1DG/p +4S2CCDG/h	+STBB -4S1GG/p +4S2CCDD/h										
3	+STAC -4S2PCG/h	+STBC -4S2PCD/h	+STCC +4S2PP/h									
4	-STAA +2S1DD/r ₁ +2S2CCGG/r ₂	-STAB -2S1DG/r ₁ +2S2CCDG/r ₂	-STAC -2S2PCG/r ₂	+STAA +4S1DD/s +4S2CCGG/d								
5	-STAB -2S1DG/r ₁ +2S2CCDG/r ₂	-STBB +2S1GG/r ₁ +2S2CCDD/r ₂	-STBC -2S2PCD/r ₂	+STAB -4S1DG/s +4S2CCDG/d	+STBB +4S1GG/s +4S2CCDD/d							
6	-STAC -2S2PCG/r ₂	-STBC -2S2PCD/r ₂	-STCC +2S2PP/r ₂	+STAC -4S2PCG/d	+STBC -4S2PCD/d	+STCC +4S2PP/d						
7	-B1CDG +C1CDG	+B1CGG +C1CDD	-C1PD	-B2CDG +C2CDG	+B2CGG +C2CDD	-C2PD	+SNAA/g +(B1+B2)CCGG/L +(C1+C2)DD/L					
8	-B1CDD -C1CGG	+B1CDG -C1CDG	+C1PD	-B2CDD -C2CGG	+B2CDG -C2CDG	+C2PG	+SNAB/g +(B1+B2)CCDG/L -(C1+C2)DG/L	+SNBB/g +(B1+B2)CCDD/L +(C1+C2)GG/L				
9	+B1PD	-B1PG	0	+B2PD	-B2PG	0	+SNAC/g -(B1+B2)PCG/L	+SNBC/g -(B1+B2)PCD/L	+SNCC/g +(B1+B2)PP/L			
10	+B1CDG -C1CDG	-B1CGG -C1CDD	+C1PD	+B2CDG -C2CDG	-B2CGG -C2CDD	+C2PD	-SNAA/g -(B1+B2)CCGG/L -(C1+C2)DD/L	-SNAB/g -(B1+B2)CCDG/L +(C1+C2)DG/L	-SNAC/g +(B1+B2)PCG/L	+SNAA/g +(B1+B2)CCGG/L +(C1+C2)DD/L		
11	+B1CDD +C1CGG	-B1CDG -C1CDG	-C1PD	+B2CDD +C2CGG	-B2CDG +C2CDG	-C2PG	-SNAB/g -(B1+B2)CCDG/L +(C1+C2)DG/L	-SNBB/g -(B1+B2)CCDD/L -(C1+C2)GG/L	-SNBC/g +(B1+B2)PCD/L	+SNAB/g +(B1+B2)CCDG/L -(C1+C2)DG/L	+SNBB/g +(B1+B2)CCDD/L +(C1+C2)GG/L	
12	-B1PD	+B1PG	0	-B2PD	+B2PG	0	-SNAC/g +(B1+B2)PCG/L	-SNBC/g +(B1+B2)PCD/L	-SNCC/g -(B1+B2)PP/L	+SNAC/g -(B1+B2)PCG/L	+SNBC/g -(B1+B2)PCD/L	+SNCC/g +(B1+B2)PP/L

4.5 Karşılıklı Etki Yüzeylerinin Tanımı

Plastik moment ve eksenel yük kapasitelerinin değerleri, eleman enkesitine etkiyen iç kuvvet bileşenleri arasındaki karşılıklı etkiye bağlıdır. Üç boyutlu elemanın herhangi bir ucundaki kesitte altı uç kuvveti (eksenel kuvvet, iki adet kesme kuvveti, burulma momenti ve 1-1 ile 2-2 asal eksenleri etrafındaki eğilme momentleri) arasındaki karşılıklı etki, plastik moment ve eksenel yük kapasitelerinin hesabında gözönünde bulundurulmalıdır.

Bu çalışmada, M_{1p} , M_{2p} ve N_p değerlerinin her bir yük artımı için hesabında, kesme kuvvetlerinin etkisi, bu kuvvetlerden dolayı oluşan kayma deformasyonlarının çok küçük olması nedeniyle ihmal edilmiştir.[110,111,112,113].

Akma şartı, gerilme cinsinden veya gerilmenin enkesit üzerinde integre edilmesiyle kuvvet cinsinden ifade edilebilir. Çerçeve sistemlerin analizinde, akma şartının normalleştirilmiş (boyutsuz) kuvvet bileşenleri cinsinden ifade edilmesi en uygunudur. Kuvvet cinsinden ifade edilmiş bir akma şartı, eleman enkesitinde plastik deformasyonu başlatmak için gerekli olan iç kuvvet bileşenlerinin kombinasyonunu ifade eden bir bağıntıdır. Benzer şekilde, eleman enkesitinin tamamıyla plastikleşmesi için gerekli olan iç kuvvet bileşenlerinin bir kombinasyonunu ifade eden bağıntıya da karşılıklı etki bağıntısı adı verilir. Kesite ait şekil katsayısı (Shape Factor) 1.0 kabul edilmişse, kesitte akmanın başladığı hal ile, kesitin tamamının plastikleşmesi hali üst üste düşer ve bu durumda akma şartı karşılıklı etki bağıntısını verir. Stabil elasto-plastik malzeme için, karşılıklı etki yüzeyi, Drucker [114]' ın tanımladığı gibi, daima kapalı ve dışbükeydir. Akma şartının normalleştirilmiş (boyutsuz) parametreleri aşağıdaki gibi verilebilir;

$$m_1 = \frac{M_1}{M_{1p}} \quad (4.41a)$$

$$m_2 = \frac{M_2}{M_{2p}} \quad (4.41b)$$

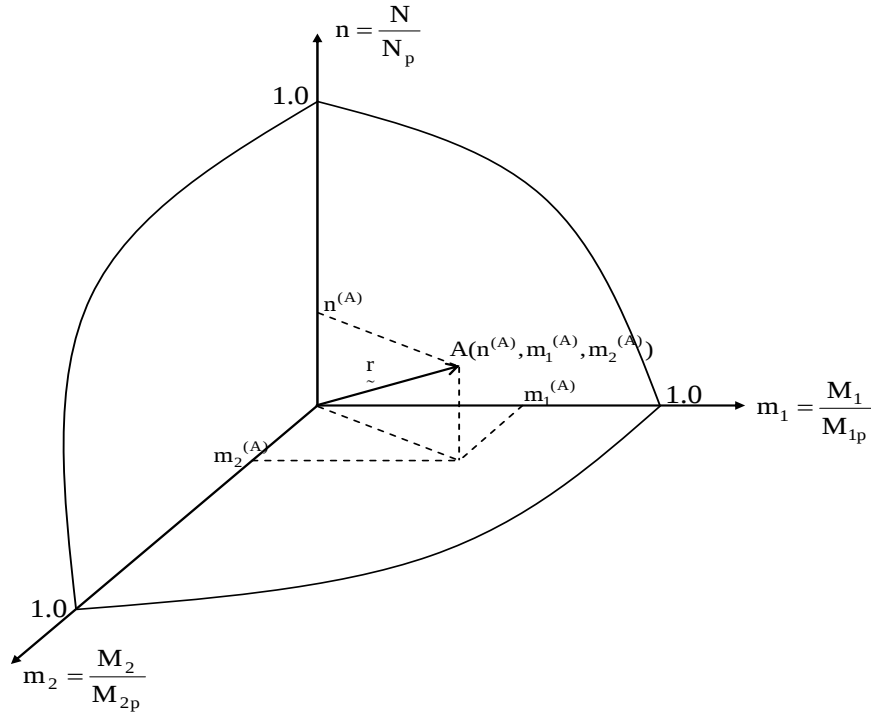
$$n = \frac{N}{N_p} \quad (4.41c)$$

$$t = \frac{T}{T_p} \quad (4.41d)$$

Normalleştirilmiş m_1, m_2 ve n parametrelerinin oluşturduğu koordinat sistemiyle tanımlanan uzayda, bir I enkesitine ait karşılıklı etki yüzeyi Şekil 4.6'da gösterilmiştir. Enkesite etkiyen kuvvet vektörünün N, M_1 ve M_2 bileşenlerine n, m_1 ve m_2 uzayında bir nokta karşı gelir. (Şekil 4.6' da A noktası). Aynı zamanda bu bileşenler, A noktası ile orijin arasında bir $\tilde{r}$ vektörünü tanımlar.

$$\tilde{r}^{(A)} = \begin{bmatrix} n^{(A)} \\ m_1^{(A)} \\ m_2^{(A)} \end{bmatrix} \quad (4.42)$$

n, m_1 ve m_2 koordinat eksenlerinin orijini, sıfır kuvvet bileşenlerine karşı gelir. Eğer normalleştirilmiş kuvvet vektörü $\tilde{r}$ karşılıklı etki yüzeyine ulaşmamışsa, kesit tamamen elastik ve plastik deformasyon oluşmamıştır. Eğer vektörün ucu yüzeye değmişse, enkesitteki liflerin tamamında, gerilmenin akma noktasına ulaştığı ve plastik deformasyonun olduğu kabul edilmiştir. Sonuç olarak, normalleştirilmiş kuvvet vektörü, kesitte karşı gelen gerilmenin hiçbir zaman akma gerilmesini geçemeyecek olması nedeniyle, karşılıklı etki yüzeyinin dışına taşamaz.[113,115].



Şekil 4.6: Karşılıklı etki yüzeyi

Bu çalışmada, Tebedge ve Chen [116] tarafından önerilmiş karşılıklı etki bağıntıları ile Morris ve Fenves [117] tarafından önerilmiş olan karşılıklı etki bağıntıları, sistem çözümlerinde ayrı ayrı kullanılmış ve sonuçlar birbirleriyle kıyaslanmıştır. Her iki yaklaşıma ait karşılıklı etki bağıntıları özet olarak verilecektir.

4.5.1 Tebedge ve chen tarafından önerilen karşılıklı etki bağıntıları

Tebedge ve Chen [116] tarafından, geniş başlıklı I kesitlere ait karşılıklı etki yüzeyi, sabit N değerlerine karşı gelen yatay karşılıklı etki eğrilerinin oluşturduğu bir eğri ailesiyle yaklaşık olarak ifade edilmiştir. Bu eğrilerin genel formu,

$$\left(\frac{M_1}{M_{1pN}} \right)^\alpha + \left(\frac{M_2}{M_{2pN}} \right)^\alpha = 1.0 \quad (4.43)$$

boyutsuz karşılıklı etki denklemiyle ifade edilmiştir. (Şekil 4.7). Bu denklemde M_{1pN} ve M_{2pN} , eksenel kuvvetin etkisini içerecek şekilde düzeltilmiş plastik moment taşıma kapasitelerini ifade etmektedir. M_{1pN} ve M_{2pN} değerleri, 1-1 ve 2-2 asal eksenleri için, ASCE plastik boyutlandırma kılavuzunda verilen formüllerle aşağıdaki gibi hesaplanabilir. (Şekil 4.6).

$$M_{1pN} = 1.18 M_{1p} \left[1 - \frac{N}{N_p} \right] \leq M_{1p} \quad (4.44a)$$

$$M_{2pN} = 1.19 M_{2p} \left[1 - \left(\frac{N}{N_p} \right)^2 \right] \leq M_{2p} \quad (4.44b)$$

4.43 denklemindeki α katsayısı, eksenel kuvvetin şiddetine ve elemanın narinliğine bağlı bir sabiti göstermektedir ve aşağıdaki yaklaşık bağıntı ile ifade edilmiştir.

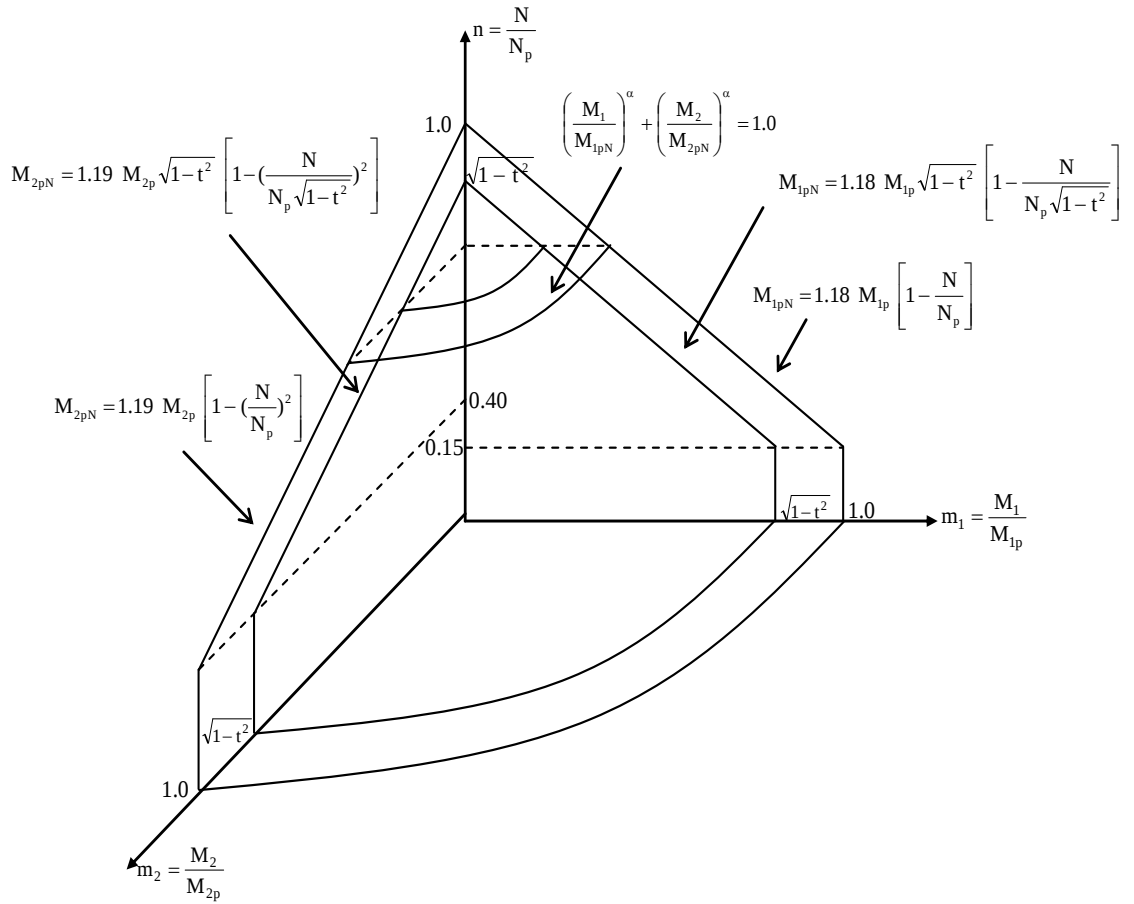
$$\alpha = 1.60 - \frac{N / N_p}{2 \ln(N / N_p)} \quad (4.45)$$

Eğer karşılıklı etki yüzeyine burulma momentinin etkisi de dahil edilecek olursa, n , m_1 ve m_2 uzayındaki mevcut yüzey ile aynı şekilde, fakat tüm koordinatları $\sqrt{1-t^2}$ katsayısı ile azaltılmış yeni bir akma yüzeyi elde edilir. Bu halde ki M_{1pN} ve M_{2pN} değerleri,

$$M_{1pN} = 1.18 M_{1p} \sqrt{1-t^2} \left[1 - \frac{N}{N_p \sqrt{1-t^2}} \right] \leq M_{1p} \quad (4.46a)$$

$$M_{2pN} = 1.19 M_{2p} \sqrt{1-t^2} \left[1 - \left(\frac{N}{N_p \sqrt{1-t^2}} \right)^2 \right] \leq M_{2p} \quad (4.46b)$$

olarak yeniden hesaplanabilir.[111,117,118].



Şekil 4.7: Tebedge ve Chen tarafından önerilen karşılıklı etki bağıntıları

4.5.2 Morris ve fenves tarafından önerilen karşılıklı etki bağıntıları

En geniş anlamda, bir enkesit için akma yüzeyinin, enkesit tarafsız ekseninin tüm pozisyonları için tanımlanabiliyor olmasıdır. Eksenel kuvvet, eğilme momentleri ve burulma momentine maruz bir enkesit için kesin bir akma yüzeyi ifadesinin elde edilmesi gerçekten çok zordur. Morris ve Fenves [117] tarafından, I kesitlere ait karşılıklı etki yüzeylerinin tanımlanabilmesi, enkesite ait tarafsız eksen

pozisyonlarının tümüne karşı gelen beş değişik tarafsız eksen konumuna (Şekil 4.8) ait alt-sınır akma yüzeyi ifadelerinin elde edilebilmesiyle olmuştur. Şekil 4.9’ da gösterilen herhangi bir I kesitine ait akma yüzeylerinin ifadeleri aşağıda verilmiştir.[111,117]. Kesitin geometrisi aşağıdaki parametreler ile tanımlıdır:

A_F = Tek bir flanşın alanı,

A_W = Gövde alanı,

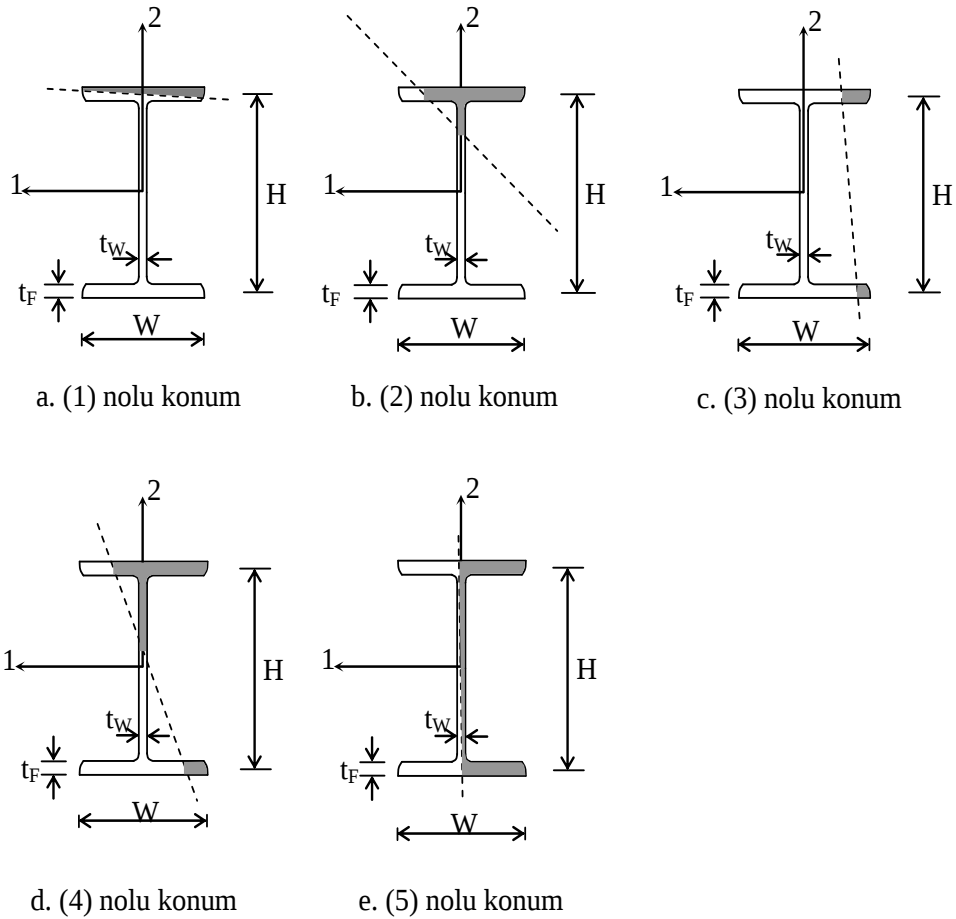
$C = A_W/A_F$,

H = Kesit yüksekliği,

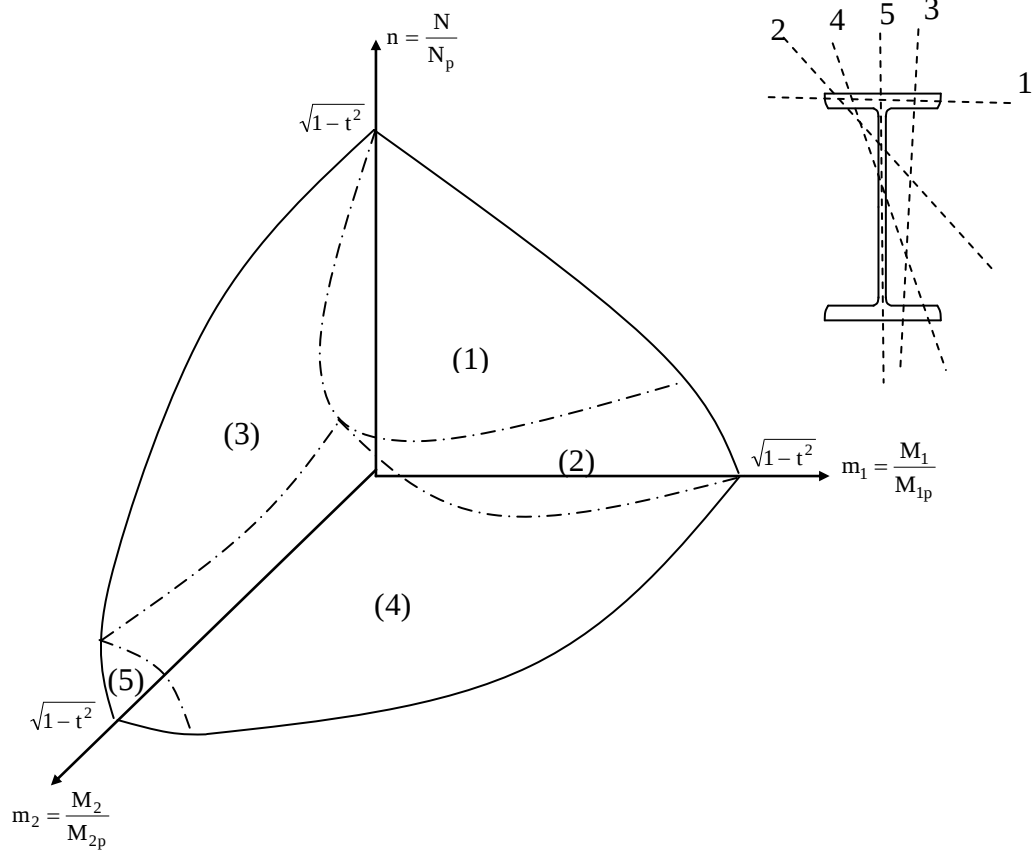
W = Flanş genişliği,

t_F = Flanş kalınlığı,

t_W = Gövde kalınlığı.



Şekil 4.8: I kesitine ait tarafsız eksen pozisyonları [111,117]



Şekil 4.9: Morris ve Fenves tarafından önerilen karşılıklı etki yüzeyleri [111,117]

(1) nolu akma yüzeyi ifadesi;

$$n + \frac{4+C}{4+2C} m_1 - \sqrt{1-t^2} = 0. \quad (4.47a)$$

(2) nolu akma yüzeyi ifadesi;

$$\frac{(4+C)m_1}{\sqrt{1-t^2}} - 2\sqrt{1-\frac{2m_2}{\sqrt{1-t^2}}} + \left(\frac{n(2+C)}{1-t^2} + \sqrt{1-\frac{2m_2}{\sqrt{1-t^2}}} - 1 \right)^2 / C = 2+C \quad (4.47b)$$

(3) nolu akma yüzeyi ifadesi;

$$m_2 \sqrt{1-t^2} + \left[n(1+C/2) - C/2\sqrt{1-t^2} \right]^2 + m_1^2 [1+C/4]^2 + t^2 - 1 = 0. \quad (4.47c)$$

(4) nolu akma yüzeyi ifadesi;

$$K1 = \sqrt{(C^2 - 12)(1 - t^2) + (12m_2 - (4C + C^2)m_1)\sqrt{1 - t^2} + (4 + C)^2 m_1^2 + 3n^2 (C + 2)^2}$$

$$K2 = 54C(1 - t^2)^{3/2} - 54m_2(1 - t^2)$$

olmak üzere,

$$(2 + C/2)m_1 - C\sqrt{1 - t^2} - K1 + K2 / ((4 + C)m_1 - 2C\sqrt{1 - t^2} + K1)^2 = 0. \quad (4.47d)$$

(5) nolu akma yüzeyi ifadesi;

$$m_2^2 + t^2 - 1 = 0. \quad (4.47e)$$

4.6 Plastik Karşılıklı Etkiyi İçeren Azaltılmış Moment Kapasitelerinin Hesabı

M_{1p} ve M_{2p} moment taşıma kapasiteleri, karşılıklı etki eğrilerinden yararlanılarak, her bir Δt zaman artımı sonunda, plastik karşılıklı etkiyi içerecek şekilde hesaplanacaktır. Bu amaçla, ilgili Δt zaman artımı için, hareket denklemi integre edildikten sonra elde edilen uç kuvveti değerlerinden yararlanılır.

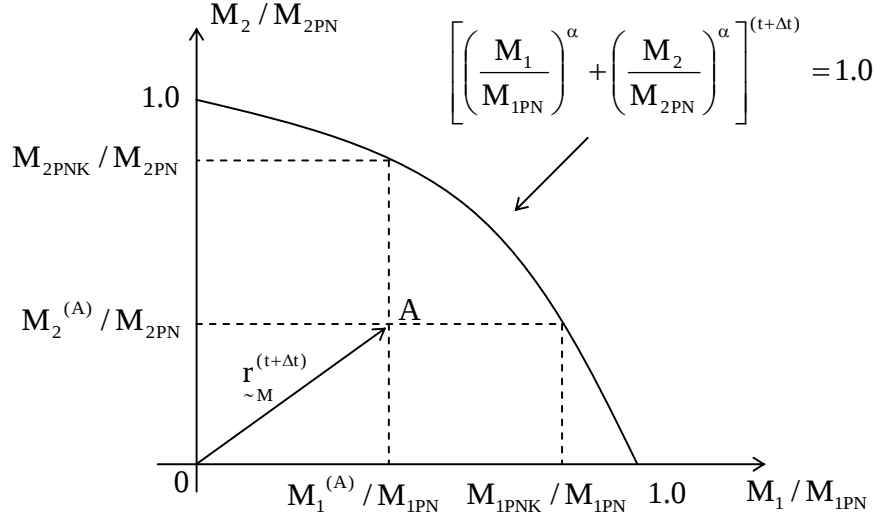
4.6.1 Tebedge ve chen tarafından önerilen akma yüzeyine göre

Herhangi bir t zamanını izleyen Δt zaman artımı sonucunda, sistemin herhangi bir elemanının uç noktalarından birisinde oluşan uç kuvvet değerleri $N^{(t+\Delta t)}$, $M_1^{(t+\Delta t)}$ ve $M_2^{(t+\Delta t)}$ olacak ve bu uç kuvvet durumuna $M_1 / M_{1pN} - M_2 / M_{2pN}$ düzleminde 0 ve A noktaları arasında yer alan $r_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörü karşı gelecektir.

$$r_{\sim M}^{(t+\Delta t)} = \begin{bmatrix} M_1^{(t+\Delta t)} / M_{1pN} \\ M_2^{(t+\Delta t)} / M_{2pN} \end{bmatrix}_{(2 \times 1)} \quad (4.48)$$

Bu düzlemde $N^{(t+\Delta t)}$ aksenal kuvvetine karşı gelen karşılıklı etki eğrisi (Şekil 4.10),

$$\left[\left(\frac{M_1}{M_{1pN}} \right)^\alpha + \left(\frac{M_2}{M_{2pN}} \right)^\alpha \right]^{(t+\Delta t)} = 1.0 \quad (4.49)$$



Şekil 4.10: Tebedge ve Chen tarafından önerilen akma yüzeyine göre

$M_1 / M_{1pN} - M_2 / M_{2pN}$ düzleminde $r_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörü

olarak yazılabilir. $r_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörünün karşılıklı etki eğrisi içindeki (Şekil 4.10) ilk yükleme veya tekrar yükleme evrelerine karşı gelen konumu ile, bu vektörün ele alınan elemanın uç noktasında plastik mafsallın tam olarak oluştuğu uç kuvvet durumuna karşı gelen konumu için (Şekil 4.11), kesitin moment taşıma kapasiteleri (4.49) denkleminde ve $r_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörünün bileşenlerinden yararlanılarak aşağıdaki gibi hesaplanabilir;

$$M_{1pNK} = \alpha_1 \cdot M_{1pN} \quad (4.50a)$$

$$M_{2pNK} = \alpha_2 \cdot M_{2pN} \quad (4.50b)$$

Bu ifadelerdeki,

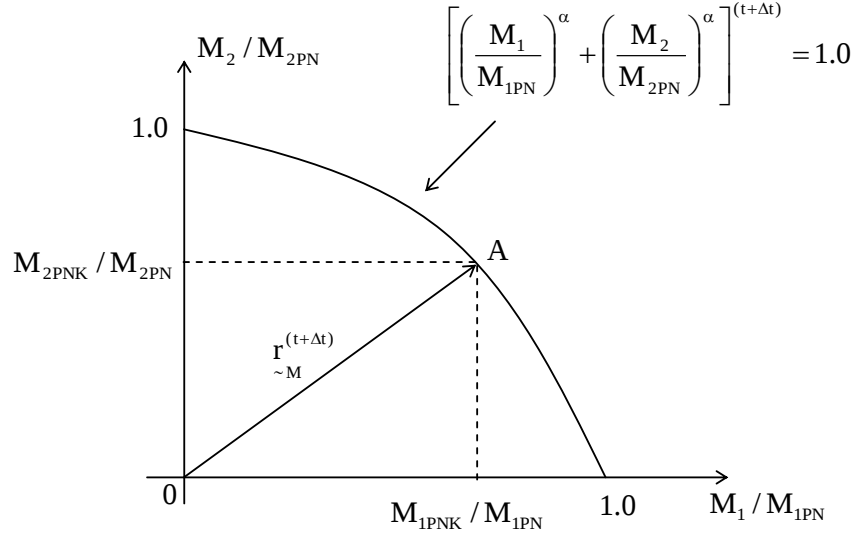
$$\alpha_1 = \left[1.0 - \left(\frac{M_2^{(t+\Delta t)}}{M_{2pN}} \right)^\alpha \right]^{1/\alpha} \quad (4.51a)$$

$$\alpha_2 = \left[1.0 - \left(\frac{M_1^{(t+\Delta t)}}{M_{1pN}} \right)^\alpha \right]^{1/\alpha} \quad (4.51b)$$

$$M_{1pN} = 1.18 M_{1p} \left[1 - \frac{N^{(t+\Delta t)}}{N_p} \right] \quad (4.52a)$$

$$M_{2pN} = 1.19 M_{2p} \left[1 - \left(\frac{N^{(t+\Delta t)}}{N_p} \right)^2 \right] \quad (4.52b)$$

$$\alpha = 1.60 - \frac{N^{(t+\Delta t)} / N_p}{2 \ln(N^{(t+\Delta t)} / N_p)} \quad (4.52c)$$



Şekil 4.11: Tebedge ve Chen tarafından önerilen akma yüzeyine göre azaltılmış plastik moment taşıma kapasiteleri ve karşılıklı etki eğrisi

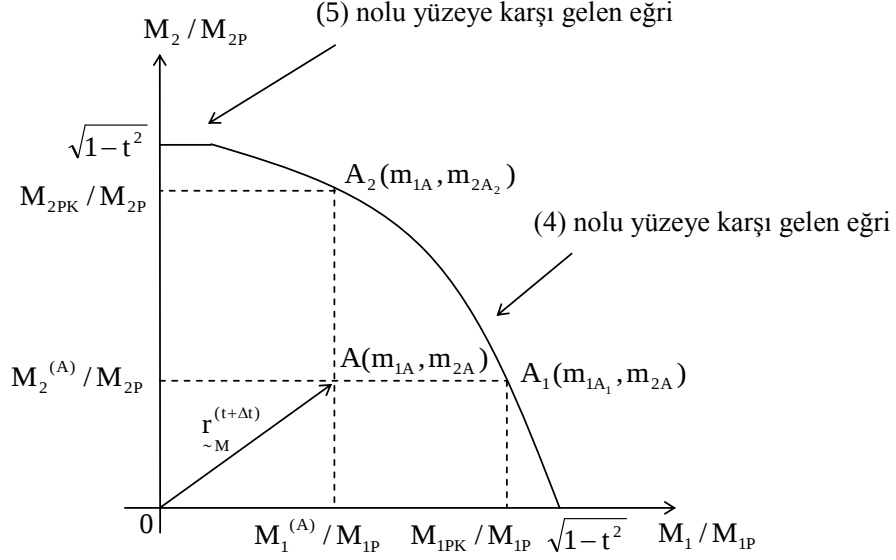
(4.50a, b) ifadelerinde $t + \Delta t$ zamanı için hesaplanan M_{1pNK} ve M_{2pNK} moment taşıma kapasiteleri, bu zamanı izleyen Δt zaman artımı için tanjant rijitlik matrisinin elasto-plastik düzeltme katsayılarının hesabında M_{1p} ve M_{2p} 'nin yerlerine kullanılacaklardır. Bu bölümde tanımlanan azaltılmış moment taşıma kapasitelerinin hesabına ait işlemler her bir Δt zaman artımı için tekrarlanacaktır.

4.6.2 Morris ve fenves tarafından önerilen akma yüzeyine göre

Herhangi bir t zamanını izleyen Δt zaman artımı sonucunda, sistemin herhangi bir elemanının uç noktalarından birisinde oluşan uç kuvvet değerleri $N^{(t+\Delta t)}$, $M_1^{(t+\Delta t)}$ ve $M_2^{(t+\Delta t)}$ olacak ve bu uç kuvvet durumuna $M_1 / M_{1p} - M_2 / M_{2p}$ düzleminde 0 ve A noktaları arasında yer alan $r^{(t+\Delta t)}_{\sim M}$ vektörü karşı gelecektir.

$$r^{(t+\Delta t)}_{\sim M} = \begin{bmatrix} M_1^{(t+\Delta t)} / M_{1p} \\ M_2^{(t+\Delta t)} / M_{2p} \end{bmatrix}_{(2 \times 1)} \quad (4.53)$$

Bu düzlemde $N^{(t+\Delta t)}$ aksenal kuvvetine karşı gelen karşılıklı etki eğrisi, bölüm 4.5.2’de anlatıldığı üzere ve şekil 4.9’a göre birden fazla karşılıklı etki eğrisinden meydana gelebilir. (Şekil 4.12).



Şekil 4.12: Morris ve Fenves tarafından önerilen akma yüzeyine göre $M_1 / M_{1pN} - M_2 / M_{2pN}$ düzleminde $r^{(t+\Delta t)}_{\sim M}$ vektörü

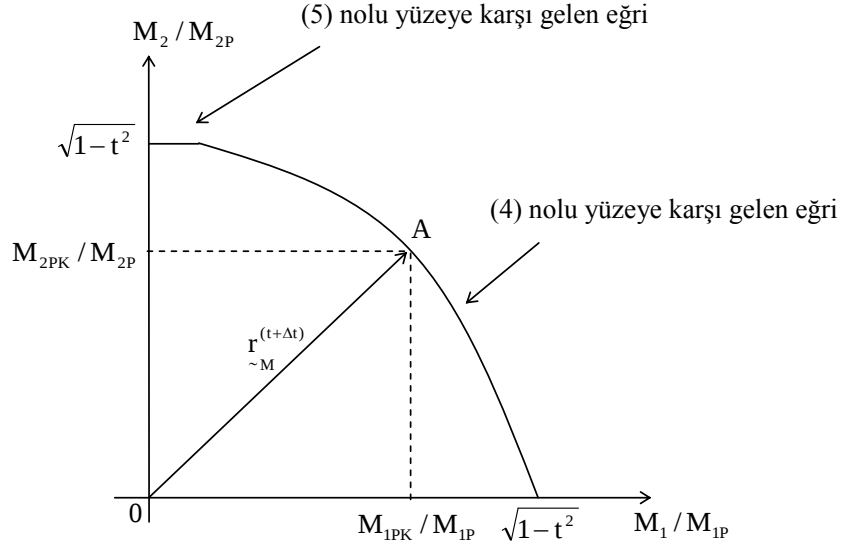
$r^{(t+\Delta t)}_{\sim M}$ vektörünün karşılıklı etki eğrisi içindeki (Şekil 4.12) ilk yükleme veya tekrar yükleme evrelerine karşı gelen konumu ile, bu vektörün ele alınan elemanın uç noktasında plastik mafsallın tam olarak oluştuğu uç kuvvet durumuna karşı gelen konumu için (Şekil 4.13), kesitin moment taşıma kapasiteleri, herbir karşılıklı etki eğrisi denklemlerinden ve $r^{(t+\Delta t)}_{\sim M}$ vektörünün bileşenlerinden yararlanılarak aşağıdaki gibi hesaplanabilir;

A noktasından geçen yatay ve düşey doğruların akma yüzey eğrisini kestiği noktalar A_1 ve A_2 olsun. Herbir akma yüzey eğrisi için $m_{2A} = M_2^{(A)} / M_{2p}$ değerine karşı gelen m_{1A_1} değeri ile $m_{1A} = M_1^{(A)} / M_{1p}$ değerine karşı gelen m_{2A_2} değeri hesaplanır. Sonuçta, herbir akma yüzey eğrisi için azaltılmış moment kapasiteleri,

$$M_{1pK} = m_{1A_1} \cdot M_{1p} \quad (4.54a)$$

$$M_{2pK} = m_{2A_2} \cdot M_{2p} \quad (4.54b)$$

olarak hesaplanır.



Şekil 4.13: Morris ve Fenves tarafından önerilen akma yüzeyine göre azaltılmış plastik moment taşıma kapasiteleri ve karşılıklı etki eğrisi

(4.54a, b) ifadelerinde $t + \Delta t$ zamanı için hesaplanan M_{1pK} ve M_{2pK} moment taşıma kapasiteleri, bu zamanı izleyen Δt zaman artımı için tanjant rijitlik matrisinin elasto-plastik düzeltme katsayılarının hesabında M_{1p} ve M_{2p} 'nin yerlerine kullanılacaklardır. Bu bölümde tanımlanan azaltılmış moment taşıma kapasitelerinin hesabına ait işlemler her bir Δt zaman artımı için tekrarlanacaktır.

4.7 Elasto-Plastik Eleman Tanjant Rijitlik Matrisinin Düzeltilmesi

Bu çalışmada, her bir Δt sonlu küçük zaman artımı başlangıcında bölüm 4.6'da verilen yöntemle hesaplanan azaltılmış plastik moment taşıma kapasitelerinden yararlanılarak bölüm 4.3 uyarınca sistem elasto-plastik tanjant rijitlik matrisi hesaplanır ve bu Δt sonlu küçük zaman artımında kullanılarak elde edilen ve sistemin herhangi bir elemanının uçlarından birine ait uç momentlerine karşı gelen $\Delta \mathbf{r}_{\sim M}$ normalleştirilmiş moment artım vektörünün Şekil 4.14a'da görüldüğü gibi karşılıklı etki eğrisini izlemesinin yaklaşık olarak gerçekleşebileceği düşüncesinden hareket edilmiştir. Şekil 4.14a'da görüldüğü gibi $\mathbf{r}_{\sim M}$ vektörünün ucunun karşılıklı etki eğrisi üzerinde t zamanına karşı gelen A noktasından, $t + \Delta t$ zamanına karşı gelen B noktasına doğru kayması, kesitin tarafsız ekseninin A konumundan B konumuna doğru dönmesine karşı gelir. Böyle bir tarafsız eksen dönmesi ise, Şekil 4.14b'de görüldüğü gibi, $M_1 - \theta_1$ eğrisinde A noktası ile B noktası arasında yer alan

bir elastik boşalma veya A noktası ile B' noktası arasında yer alan düşüş ve $M_2 - \theta_2$ eğrisinde A noktası ile B noktası arasında yer alan bir plastik yükleme ile gerçekleşir.

Buna karşılık, bu yöntemle elde edilen $\Delta \mathbf{r}_{\sim M}$ normalleştirilmiş moment artımı vektörünün karşılıklı etki eğrisi üzerinde sağlaması gereken,

$$\begin{bmatrix} \partial f / \partial m_1 \\ \partial f / \partial m_2 \end{bmatrix}^T \cdot \begin{bmatrix} dm_1 \\ dm_2 \end{bmatrix} = 0 \quad (4.55)$$

Diklik koşulunu (Orthogonality Condition) her bir Δt zaman artımı sonunda tam olarak sağlamayabilir. (Şekil 4.15).

(4.55) ifadesindeki f fonksiyonu,

$$f(m_1, m_2) = 1.0 \quad (4.56)$$

olarak tanımlanabilir.

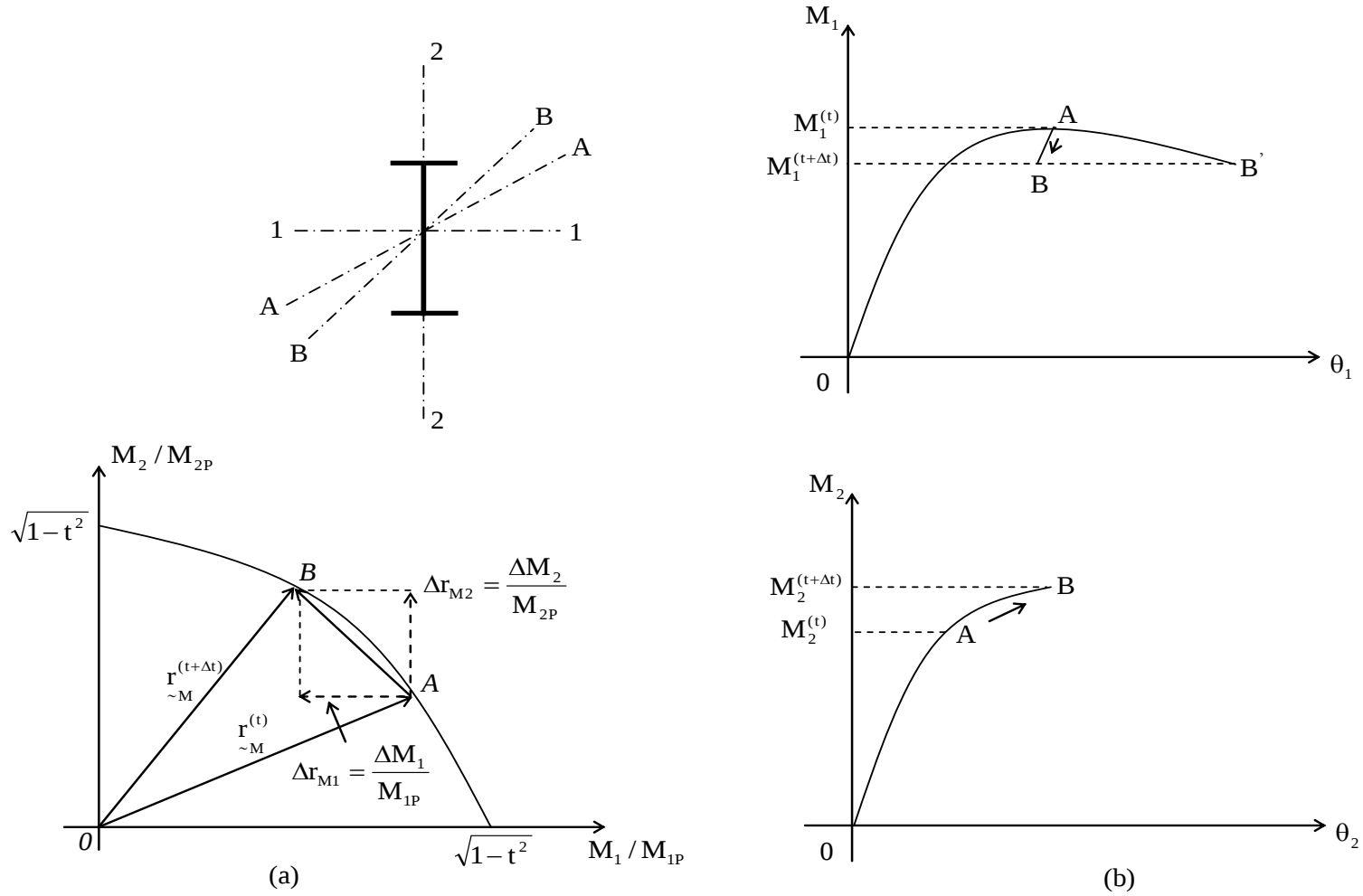
Bu koşul tam olarak sağlanma bile Δt zaman artımları sonlu küçük olduğu için, $\Delta \mathbf{r}_{\sim M}$ normalleştirilmiş moment artımı vektörü karşılıklı etki yüzeyi dışına taşabilir.

(Şekil 4.15). Bu ise, akma olayının fiziği ile bağdaşmaz. Ayrıca, sayısal hesap yönteminde Δt zaman artımlarının sonlu küçük olması nedeniyle, Δt zaman aralığının başlangıcındaki koşullara göre hesaplanmış azaltılmış moment taşıma kapasitelerini ve bunlara göre hesaplanmış sistem tanjant rijitlik matrisini, bu Δt zaman aralığı için kullanmanın, bu zaman aralığındaki plastik karşılıklı etki nedeniyle moment taşıma kapasitelerinde oluşacak değişimin hesaba katılmamasına neden olacağı açıktır. Bu nedenlerle, $\Delta \mathbf{r}_{\sim M}$ normalleştirilmiş moment artımı vektörü zaman zaman karşılıklı etki eğrisinin dışına taşar. Bu durum, $t + \Delta t$ zamanında sistemin herhangi bir elemanının ucunda yer aldığı düşünülen plastik mafsal için,

$$f(m_1, m_2)^{(t+\Delta t)} = a > 1.0 \quad (4.57)$$

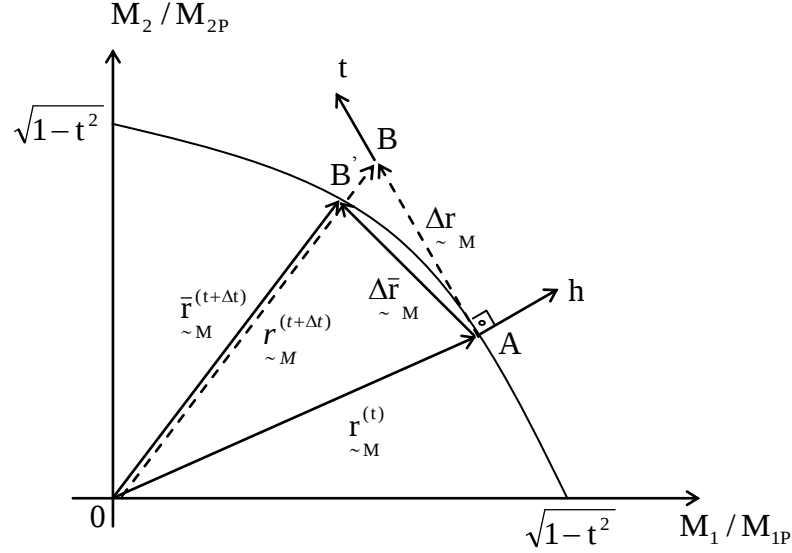
olarak ifade edilir.

Bu aksaklığı gidermek amacıyla, her bir Δt zaman artımı sonunda karşılıklı etki denklemini sağlayan veya Şekil 4.14a'daki gibi karşılıklı etki eğrisini izleyen sonuçlar elde etmek için, hangi elemanda bu aksaklık ortaya çıkmış ise bu elemana ait tanjant rijitlik matrisi düzeltilerek Δt zaman aralığı için integrasyon işlemi tekrarlanır.



Şekil 4.14: Uç moment-etkili açısai uç deplasmanı bağıntısı ve karşılıklı etki eğrisi

Böyle bir düzeltme işlemi için, Uzgider [8] tarafından geliştirilmiş bir yöntem kullanılmıştır. Bu yöntem, herhangi bir elemanın uç noktası ve bir t zamanını izleyen Δt zaman artımı için, aşağıda verildiği gibi dört grupta özetlenecektir.



Şekil 4.15: Karşılıklı etki eğrisi üzerindeki diklik koşulu

- i. Herhangi bir t zamanında, ele alınan elemanın uç noktasında enkesit tamamen elastik olsun. Bu t zamanına ait uç kuvvetlerinden $M_1^{(t)}$ ve $M_2^{(t)}$ momentlerinin oluşturduğu $r_{\sim M}^{(t)}$ normalleştirilmiş moment vektörü, bu uç kuvvetlerinden $N^{(t)}$ 'ye karşı gelen karşılıklı etki eğrisi içinde Şekil 4.16'da görüldüğü gibi 0,A noktaları arasında yer alsın. t zamanını izleyen Δt zaman artımı sonunda elde edilen uç kuvvet artımlarından ΔM_1 ve ΔM_2 'nin oluşturduğu $\Delta r_{\sim M}$ normalleştirilmiş moment artımı vektörünün $r_{\sim M}^{(t)}$ vektörü ile toplanması sonucu,

$$r_{\sim M}^{(t+\Delta t)} = r_{\sim M}^{(t)} + \Delta r_{\sim M} \quad (4.58)$$

elde edilen $r_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörü, $t+\Delta t$ zamanına ait uç kuvvetlerinden $N^{(t+\Delta t)}$ 'ye karşı gelen karşılıklı etki yüzeyinin dışına taşsın. Bu durumda, $r_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörüne ait $M_1^{(t+\Delta t)}$ ve $M_2^{(t+\Delta t)}$ moment değerleri karşılıklı etki denklemini sağlamayacaklardır.

$$f(m_1, m_2)^{(t+\Delta t)} = a > 1.0 \quad (4.59)$$

Bu durumda, $\vec{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörünü Şekil 4.16'da görüldüğü gibi $\vec{OB}'$ olacak şekilde geri çekmek gerekir. Geri çekilmiş normalleştirilmiş moment vektörü $\vec{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ ile gösterilecek olursa, bu vektöre ait bileşenler şu şekilde hesaplanır:

B noktasının bilinen koordinat değerleri (m_{1B}, m_{2B}) olsun. O halde 0 ile B noktasını birleştiren doğru denklemi,

$$m_2(m_1) = \frac{m_{2B}}{m_{1B}} \cdot m_1 \quad (4.60)$$

olarak elde edilebilir. B' noktasının koordinat değerleri $(m_{1B'}, m_{2B'})$; akma yüzey eğrisi $f(m_1, m_2)$ ile $m_2(m_1)$ doğrusunun kesişim değerleridir. Her bir yüzey eğrisi için bulunan $m_{1B'}$ ve $m_{2B'}$ değerlerinden, $\vec{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ düzeltilmiş moment vektörünün bileşenleri,

$$\overline{M}_1^{(t+\Delta t)} = m_{1B'} \cdot M_{1p}^{(t+\Delta t)} \quad (4.61a)$$

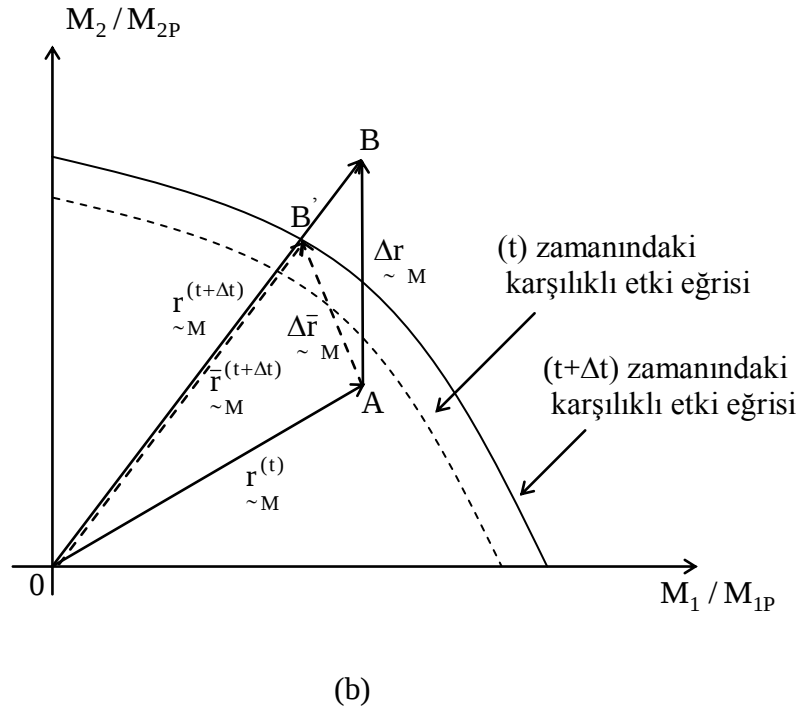
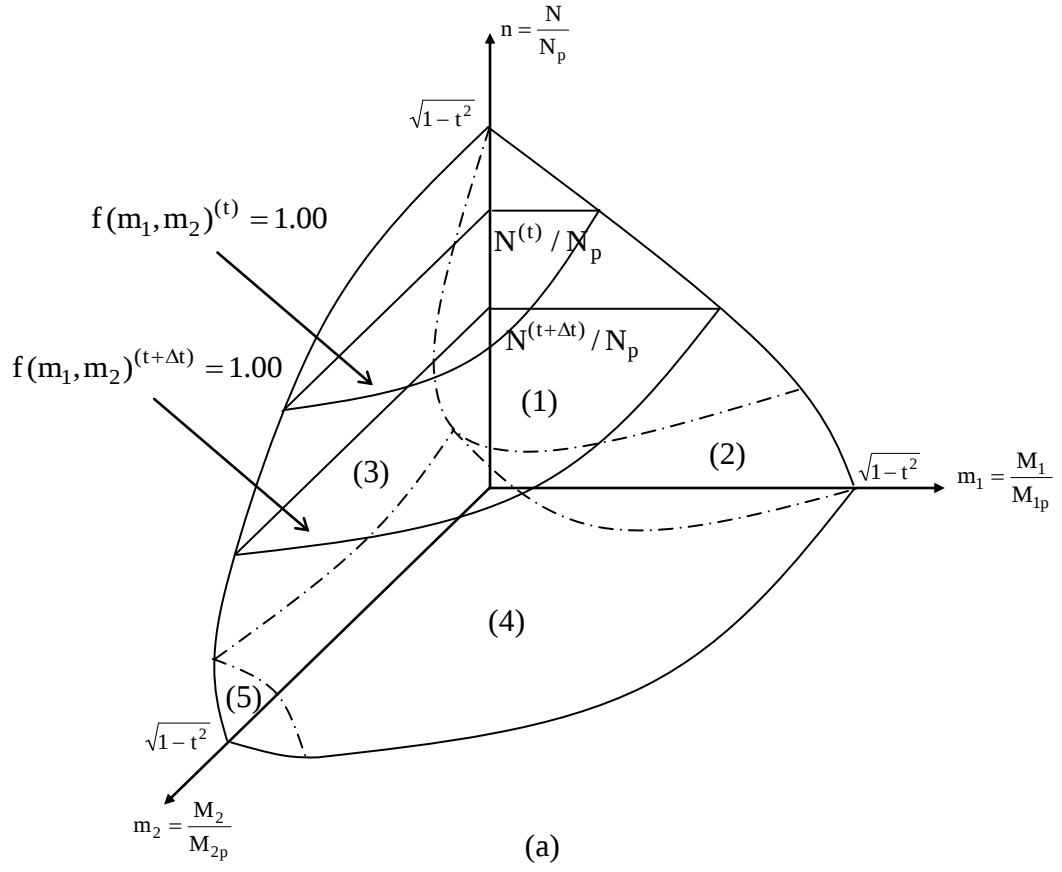
$$\overline{M}_2^{(t+\Delta t)} = m_{2B'} \cdot M_{2p}^{(t+\Delta t)} \quad (4.61b)$$

olarak hesaplanmış olur. Bu durumda $\Delta \vec{r}_{\sim M}$ düzeltilmiş moment artımı vektörünün bileşenleri,

$$\Delta \overline{M}_1 = \overline{M}_1^{(t+\Delta t)} - M_1^{(t)} \quad (4.62a)$$

$$\Delta \overline{M}_2 = \overline{M}_2^{(t+\Delta t)} - M_2^{(t)} \quad (4.62b)$$

olarak ifade edilir.



Şekil 4.16: Normalleştirilmiş moment vektörünün karşılıklı etki eğrisine göre düzeltilmesi (i. Grup)

- ii. Herhangi bir t zamanında, ele alınan elemanın uç noktasında enkesit tamamen plastik olsun. Bu t zamanına ait $\mathbf{r}_{\sim M}^{(t)}$ normalleştirilmiş moment vektörü, t zamanına ait uç kuvvetlerinden $\mathbf{N}^{(t)}$ 'ye karşı gelen karşılıklı etki eğrisine degecek şekilde Şekil 4.17a'da görüldüğü gibi 0,A noktaları arasında yer alsın. Bu t zamanını izleyen Δt zaman artımı sonunda elde edilen $\Delta \mathbf{r}_{\sim M}$ normalleştirilmiş moment artımı vektörünün $\mathbf{r}_{\sim M}^{(t)}$ vektörü ile toplanması sonucu,

$$\mathbf{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)} = \mathbf{r}_{\sim M}^{(t)} + \Delta \mathbf{r}_{\sim M} \quad (4.63)$$

elde edilen $\mathbf{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörü, $t + \Delta t$ zamanına ait uç kuvvetlerinden $\mathbf{N}^{(t+\Delta t)}$ 'ye karşı gelen karşılıklı etki eğrisinin dışına çıkarak 0,B noktaları arasında yer alsın. (Şekil 4.17b). $\mathbf{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörüne ait $M_1^{(t+\Delta t)}$ ve $M_2^{(t+\Delta t)}$ moment değerleri karşılıklı etki denklemini sağlamayacaklardır. Bu durumda, eğer kesitin 1-1 veya 2-2 asal eksenleri etrafında bir elastik boşalma yoksa 0,B noktaları arasındaki $\mathbf{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörünü karşılıklı etki denklemini sağlayacak şekilde geriye çekerken i) grubunda önerilen yol izlenecektir. Eğer kesitin 1-1 asal ekseni etrafında bir elastik boşalma varsa, karşı gelen moment artımında herhangi bir düzeltme söz konusu olmayacak, buna karşılık 2-2 asal ekseni etrafındaki moment artımının hesabı için, B noktasının bilinen koordinat değerleri (m_{1B}, m_{2B}) olsun. B ile B' noktalarından geçen düşey doğru denklemi,

$$m_1 = m_{1B} \quad (4.64)$$

'dir. B' noktasının koordinat değerleri $(m_{1B'}, m_{2B'})$; akma yüzey eğrisi $f(m_1, m_2)$ ile m_1 doğrusunun kesişim değerleridir. Her bir yüzey eğrisi için bulunan $m_{1B'}$ ve $m_{2B'}$ değerlerinden, $\bar{\mathbf{r}}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ düzeltilmiş moment vektörünün bileşenleri,

$$\overline{\mathbf{M}}_1^{(t+\Delta t)} = \mathbf{M}_1^{(t+\Delta t)} \quad (4.65a)$$

$$\overline{\mathbf{M}}_2^{(t+\Delta t)} = \mathbf{m}_{2B'} \cdot \mathbf{M}_{2p}^{(t+\Delta t)} \quad (4.65b)$$

olarak hesaplanmış olur.

Bu durumda $\Delta \vec{\mathbf{r}}_{\sim M}$ düzeltilmiş moment artımı vektörünün bileşenleri,

$$\Delta \overline{\mathbf{M}}_1 = 0.00 \quad (4.66a)$$

$$\Delta \overline{\mathbf{M}}_2 = \overline{\mathbf{M}}_2^{(t+\Delta t)} - \mathbf{M}_2^{(t)} \quad (4.66b)$$

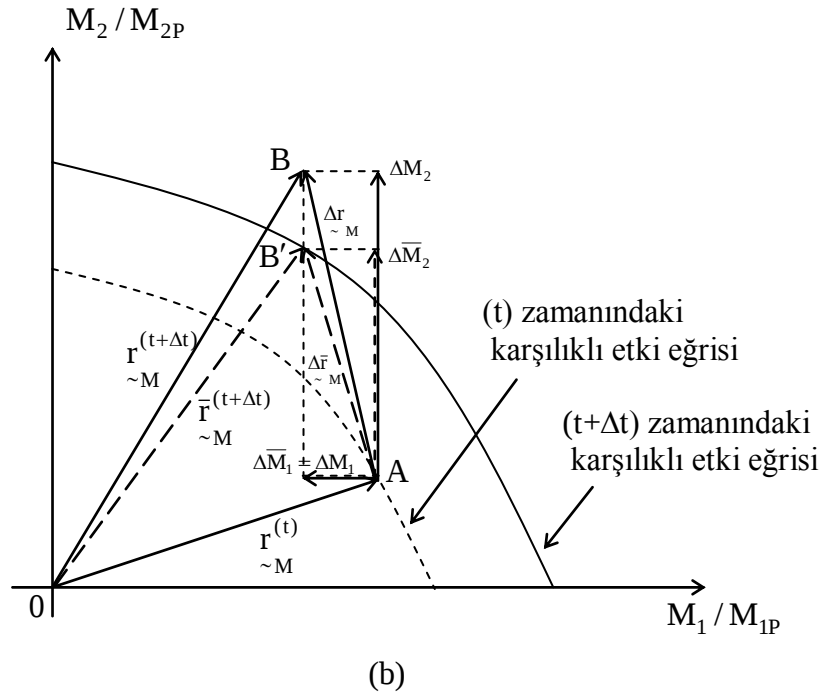
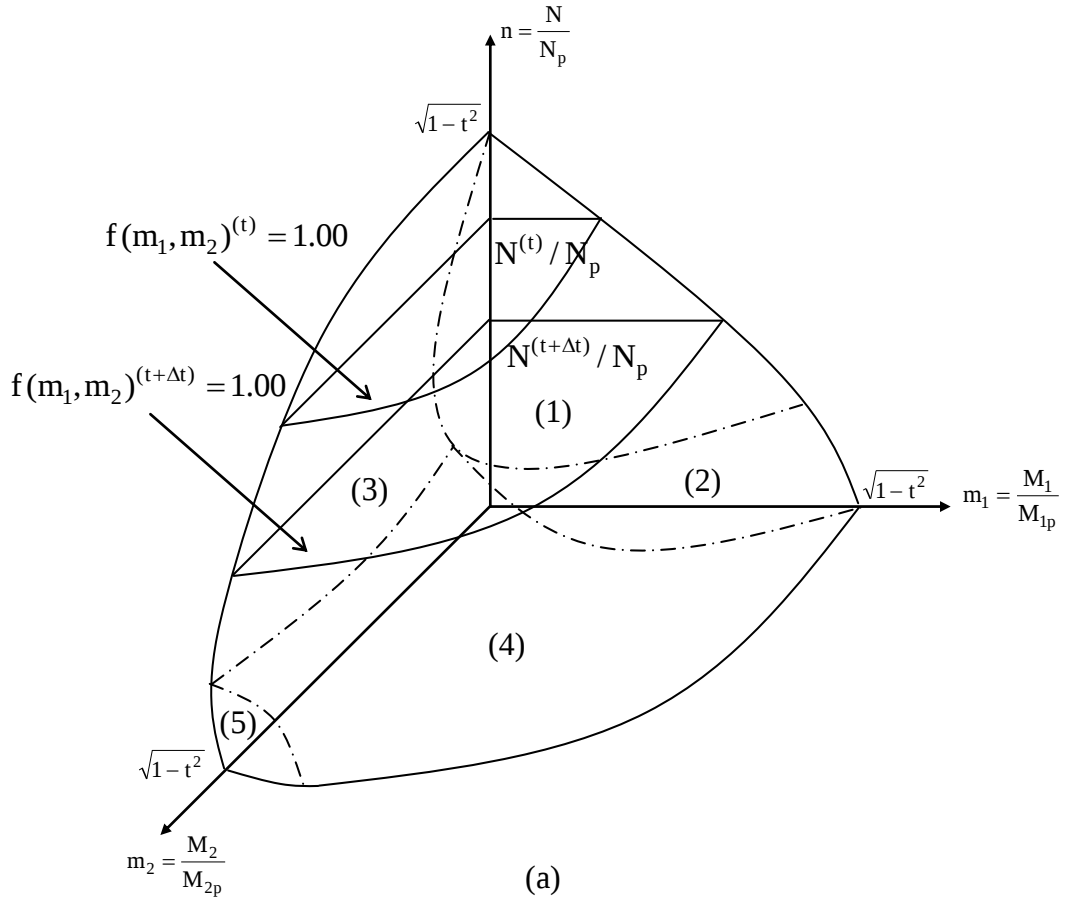
olarak ifade edilir.

$\vec{\mathbf{r}}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörünün moment bileşenleri bu şekilde düzeltilerek elde edilen,

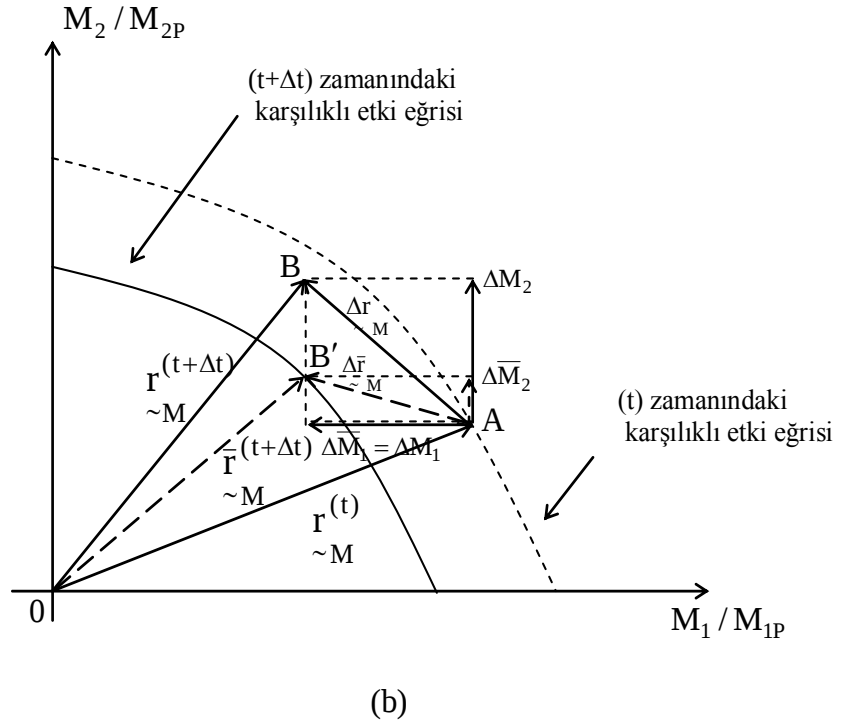
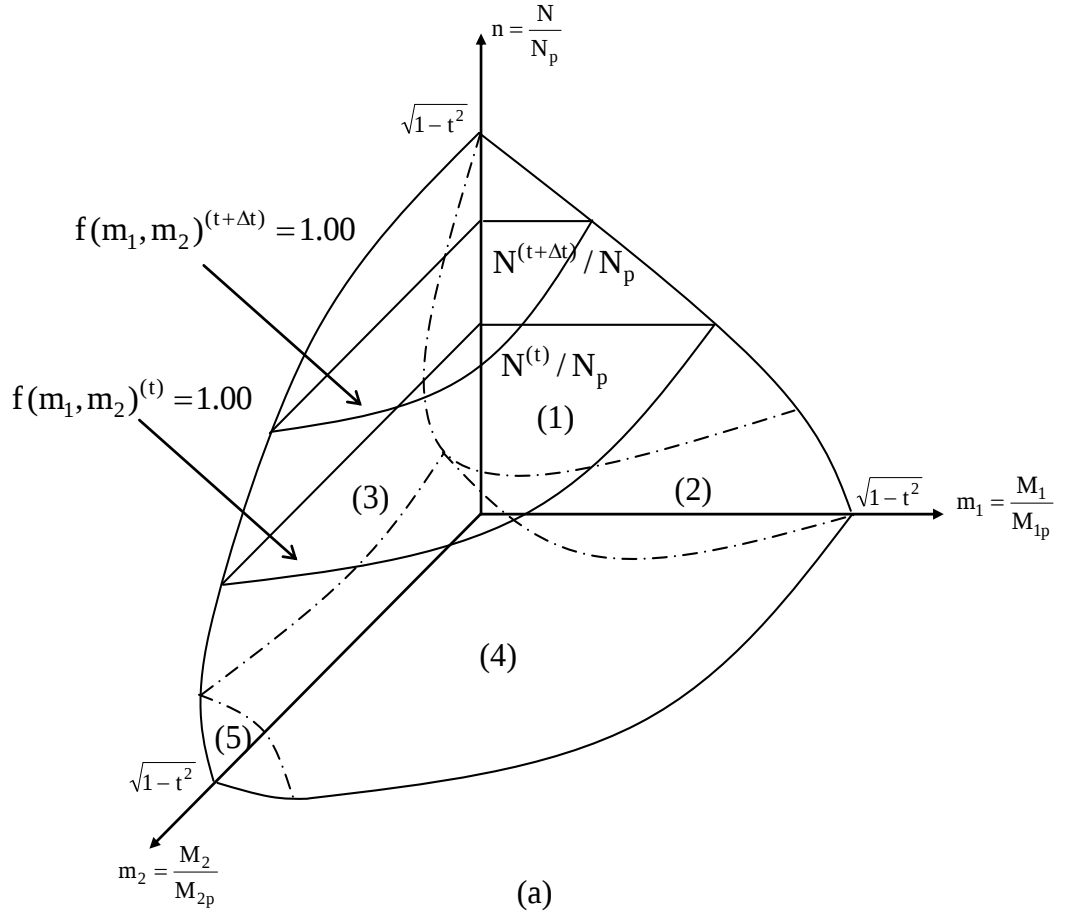
$$\vec{\mathbf{r}}_{\sim M}^{(t+\Delta t)} = \vec{\mathbf{r}}_{\sim M}^{(t)} + \Delta \vec{\mathbf{r}}_{\sim M} \quad (4.67)$$

$\vec{\mathbf{r}}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ düzeltilmiş moment vektörü, $t + \Delta t$ zamanına karşı gelen karşılıklı etki eğrisine degecek şekilde 0, B' noktaları arasında yer alır. (Şekil 4.17b).

- iii. Bu grupta ele alınan ve Şekil 4.18a ve b'de belirtilen durumun ii. grupta incelenen durum ile arasındaki fark sadece, $t + \Delta t$ zamanına ait uç kuvvetlerinden $\mathbf{N}^{(t+\Delta t)}$, ye karşı gelen karşılıklı etki eğrisinin, t zamanına ait karşılıklı etki eğrisinin sınırları içinde kalmış olmasıdır. Bu nedenle ii. grubunda verilen bağıntılar bu grup içinde geçerlidir.



Şekil 4.17: Normalleştirilmiş moment vektörünün karşılıklı etki eğrisine göre düzeltilmesi (ii. Grup)

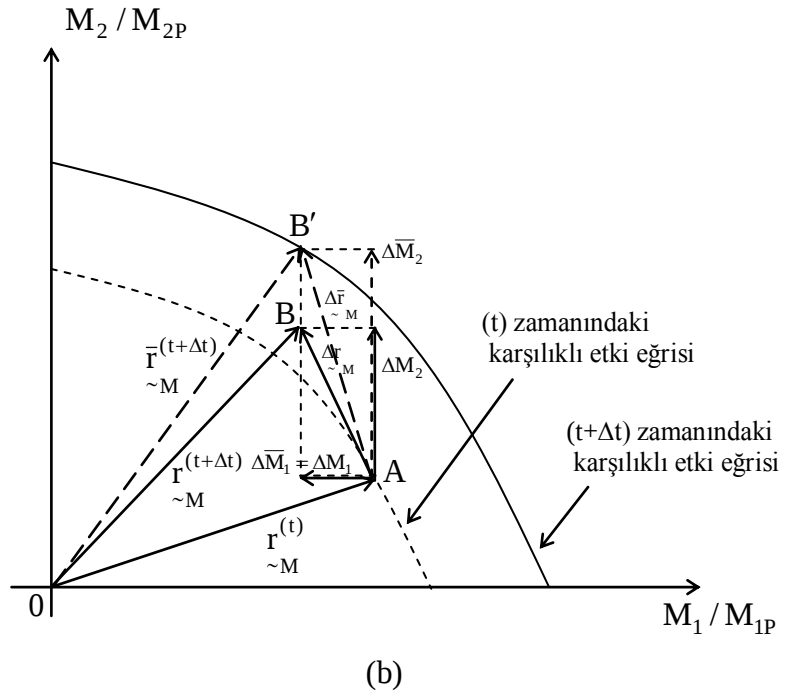
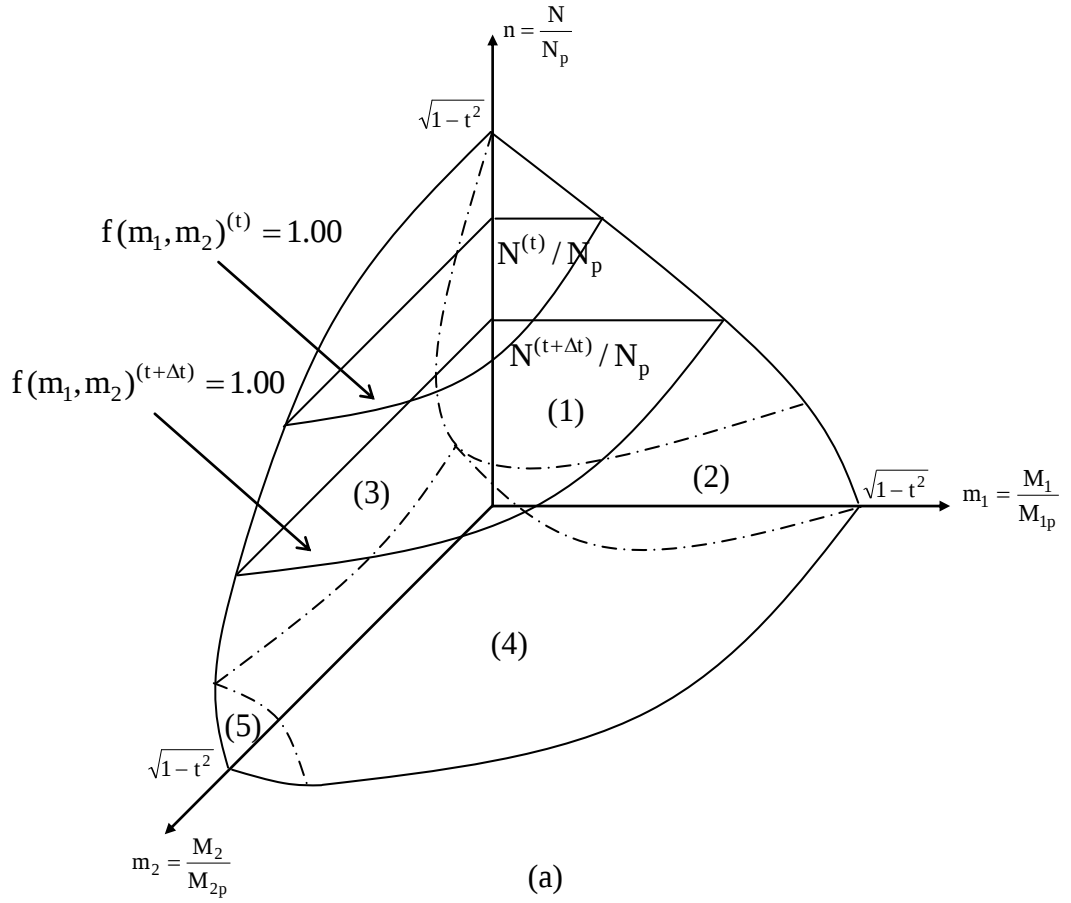


Şekil 4.18: Normalleştirilmiş moment vektörünün karşılıklı etki eğrisine göre düzeltilmesi (iii. Grup)

iv. Aynı şekilde bu grupta ele alınan durum ile ii) grubundaki durum birbirine benzerdir. Yalnız bu grupta N eksenel kuvveti t ile t+Δt zamanı arasında öyle azalmıştır ki, Şekil 4.19'da görüldüğü gibi 0,B noktaları arasında yer alan $\vec{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ normalleştirilmiş moment vektörü, ii) grubundakinin tersine, t+Δt zamanına ait uç kuvvetlerinden $N^{(t+\Delta t)}$ 'ye karşı gelen karşılıklı etki eğrisinin dışına çıkmamaktadır. Bu durum, eğer kesitin asal eksenlerinden herhangi biri etrafında bir elastik boşalma yoksa, her iki asal eksen etrafındaki moment taşıma kapasitelerinde eksenel uç kuvvetindeki azalmadan dolayı artma olacağı şeklinde değerlendirilerek $\vec{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörü i) grubu uyarınca düzeltililecektir. Eğer kesitin 1-1 asal eksen etrafında bir elastik boşalma varsa bu durum, eksenel uç kuvvetindeki azalmadan dolayı kesitin 2-2 asal eksen etrafında moment taşıma kapasitesinde artmaya neden olacaktır. Böylece 0 ile B noktaları arasında yer alan $\vec{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ normalleştirilmiş moment vektörü ii) grubunda verilen bağıntılarla 0 ile B' noktaları arasında yer alacak şekilde düzeltilerek $\vec{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörüne geçilecektir. Bu grupta $\vec{r}_{\sim M}^{(t+\Delta t)}$ vektörü için karşılıklı etki denklemi,

$$f(m_1, m_2)^{(t+\Delta t)} = a < 1.0 \quad (4.68)$$

şeklinde sonuç verir.



Şekil 4.19: Normalleştirilmiş moment vektörünün karşılıklı etki eğrisine göre düzeltilmesi (iv. Grup)

Böylece, bu bölümde dört grupta incelenen, normalleştirilmiş moment vektörünün karşılıklı etki denklemini sağlaması için düzeltilmesi, ilgili elemanın karşı gelen rijitliklerine bu düzeltmelerin yansıtılmasıyla gerçekleştirilebilir. Bunun için Δt zaman artımı başlangıcında hesaplanan p , h , s ve d elasto-plastik düzeltme katsayıları yerine, Δt zaman aralığının bu bölümde verilen düzeltmelerle tekrardan integre edilebilmesi için, sistem tanjant rijitlik matrisinin hesaplanmasında kullanılacak yeni elasto-plastik düzeltme katsayıları, elemanın başlangıç ve son noktaları için,

$$p = \frac{\frac{4EI_1}{L} \cdot \Delta\theta_{1i}}{\Delta\bar{M}_{1i}} \quad (4.69a)$$

$$h = \frac{\frac{4EI_2}{L} \cdot \Delta\theta_{2i}}{\Delta\bar{M}_{2i}} \quad (4.69b)$$

$$s = \frac{\frac{4EI_1}{L} \cdot \Delta\theta_{1j}}{\Delta\bar{M}_{1j}} \quad (4.69c)$$

$$d = \frac{\frac{4EI_2}{L} \cdot \Delta\theta_{2j}}{\Delta\bar{M}_{2j}} \quad (4.69d)$$

ifadeleriyle hesaplanır. Bu ifadelerdeki $\Delta\bar{M}_{1i}$, $\Delta\bar{M}_{2i}$, $\Delta\bar{M}_{1j}$ ve $\Delta\bar{M}_{2j}$ değerleri, ele alınan elemanın başlangıç ve son noktaları için söz konusu olan, düzeltilmiş moment artımlarıdır.

5. İKİNCİ MERTEBEDEN ETKİLER

Eleman formülasyonunda, eleman uç noktalarının farklı yer değiştirmesi sonucu oluşan ikinci mertebe etkiler ($P - \Delta$ etkisi) geometrik rijitlik matrisiyle, eleman uzunluğu boyunca elemanda oluşan ikinci mertebe etkiler ($P - \delta$ etkisi) ise stabilite fonksiyonları kullanılarak dikkate alınmıştır.[119].

5.1 Kabuller

1. Bütün elemanların doğru eksenli ve prizmatik olduğu, düzlem enkesitlerin deformasyon sonrası da düzlem kaldığı kabul edilmiştir.
2. Bütün eleman enkesitlerinin kompakt olduğu, dolayısıyla yerel burkulmanın etkileri ihmal edilmiştir.
3. Bütün elemanlar için yanal burulmalı burkulmanın önlenildiği düşünülmüştür.
4. Enkesit şekil değiştirmelerinin çok küçük olduğu, bu nedenle ihmal edilebileceği düşünülmüştür.
5. Kayma deformasyonları gözönüne alınmamıştır.
6. Çarpılmanın (Warping) etkisi ihmal edilmiştir.
7. Elemanın eğilmesinden dolayı oluşan eksenel rijitlik kayıpları (bowing effects) dikkate alınmıştır.

5.2 Geometrik Rijitlik Matrisi

Eleman geometrik rijitlik matrisi $K_g^{(r)}$, elemanın rijit bir cisim gibi yaptığı varsayılan dönme hareketi nedeniyle, elemana etkiyen eksenel uç kuvvetlerinin ortaya çıkardığı ikinci mertebe etkilerinin ($P - \Delta$ etkisi) oluşturduğu düğüm noktası kuvvetlerindeki değişimi içerir.[120,121,122,123].

Uzay çerçeve sistemlerinin herhangi bir elemanı için, uygun şekilde seçilen özel koordinat sistemine göre, geometrik rijitlik matrisi, Şekil 5.1'den yararlanılarak çıkarılabilir. Şekil 5.1'de eleman özel koordinat sistemi $(\bar{X}_1, \bar{X}_2, K K K, \bar{X}_{12})$ ve ortak koordinat sistemi $(X_1, X_2, K K K, X_{12})$ pozitif yönleriyle verilmiştir. Eleman

uç noktalarının özel koordinat sistemindeki yanal deplasmanlarından dolayı, bu uç noktalarında H_{10}, H_{12} ve H_7, H_9 ilave uç kuvvetleri meydana gelir. (Şekil 5.1). Elemanın yer değiştirmiş konumu için bu oluşan uç kuvvetleri,

$$H_{10} = -H_7 = \frac{N}{L} \cdot (\bar{X}_{10} - \bar{X}_7) \quad (5.1a)$$

$$H_{12} = -H_9 = \frac{N}{L} \cdot (\bar{X}_{12} - \bar{X}_9) \quad (5.1b)$$

veya,

$$\underset{\sim}{H}^{(r)} = \underset{\sim}{S}^{(r)} \cdot \underset{\sim}{\bar{X}}^{(r)} \quad (5.2)$$

olarak tanımlanır. Burada,

$$\underset{\sim}{H}^{(r)} = \begin{bmatrix} H_1 \\ H_2 \\ H_3 \\ H_4 \\ H_5 \\ H_6 \\ H_7 \\ H_8 \\ H_9 \\ H_{10} \\ H_{11} \\ H_{12} \end{bmatrix}_{12 \times 1}, \quad \underset{\sim}{\bar{X}}^{(r)} = \begin{bmatrix} \bar{X}_1 \\ \bar{X}_2 \\ \bar{X}_3 \\ \bar{X}_4 \\ \bar{X}_5 \\ \bar{X}_6 \\ \bar{X}_7 \\ \bar{X}_8 \\ \bar{X}_9 \\ \bar{X}_{10} \\ \bar{X}_{11} \\ \bar{X}_{12} \end{bmatrix}_{12 \times 1} \quad (5.3)$$

$$\underset{\sim}{S}^{(r)} = \underset{\sim}{N}^{(r)} \cdot \begin{array}{c|cccccc} & \begin{matrix} 0 \\ \sim \end{matrix} & \begin{matrix} 0 \\ \sim \end{matrix} & & & & \\ \hline & \begin{matrix} 0 \\ \sim \end{matrix} & \begin{matrix} 1/L & 0 & 0 & -1/L & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1/L & 0 & 0 & -1/L \\ -1/L & 0 & 0 & 1/L & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1/L & 0 & 0 & 1/L \end{matrix} & & & & & \end{array} \quad (5.4)$$

(r) numaralı elemana ait özel koordinat sisteminde yazılan (5.2) ifadesi, ortak koordinat sisteminde,

$$\underset{\sim}{P}^{(r)} = (\underset{\sim}{T} \cdot \underset{\sim}{S}^{(r)} \cdot \underset{\sim}{T}^T) \cdot \underset{\sim}{X}^{(r)} \quad (5.5)$$

şeklinde yazılabilir. Buradan, elemana ait geometrik rijitlik matrisi $\underset{\sim}{S}^{(r)}$ 'nin ortak koordinat sistemindeki ifadesi $\underset{\sim}{K}^{(r)}$ bulunur.

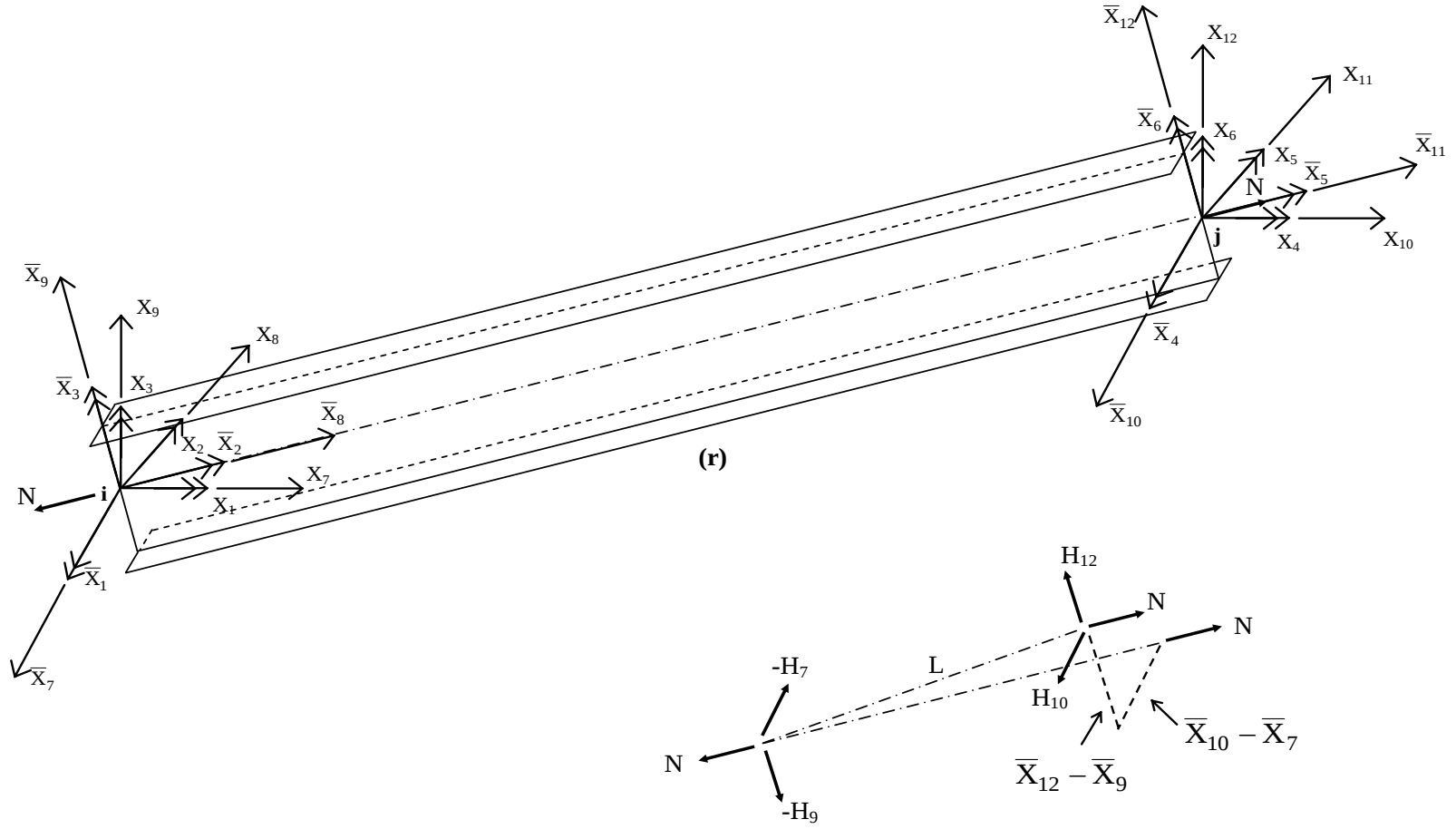
$$\underset{\sim}{K}^{(r)} = \underset{\sim}{T} \cdot \underset{\sim}{S}^{(r)} \cdot \underset{\sim}{T}^T \quad (5.6)$$

Bu ifadelerde $\underset{\sim}{T}$, (r) numaralı elemanın özel koordinat sistemi ile ortak koordinat sistemi arasındaki dönüştürme matrisidir. $\underset{\sim}{K}^{(r)}$ rijitlik matrisi Tablo 5.1'de verilmiştir. Ortak koordinat sistemine göre yazılmış $\underset{\sim}{K}^{(r)}$ eleman rijitlik matrisinden, bölüm 2.5'de verilen yöntem uyarınca sistemin geometrik rijitlik matrisine geçilir.

Böylece, uzay çerçeve sisteminin tamamı için (5.5) ifadesi,

$$\underset{\sim}{P} = \underset{\sim}{K} \cdot \underset{\sim}{X} \quad (5.7)$$

olarak yazılabilir. Burada, $\underset{\sim}{P}$ sistemin düğüm noktalarında oluşan ilave kuvvetlere ($P - \Delta$ etkisinden dolayı) ait vektörü, $\underset{\sim}{K}$ sistemin geometrik rijitlik matrisini ve $\underset{\sim}{X}$ sistemin düğüm noktalarına ait deplasman vektörünü göstermektedir.[8].



Şekil 5.1: Eksenel uç kuvvetlerinin P- Δ etkisi [8]

Tablo 5.1: Ortak koordinat sisteminde eleman geometrik rijitlik matrisi [8]

$$\mathbf{K}_{\sim g} =$$

0 ~	0 ~
0 ~	$\mathbf{K}_{\sim g}^4$

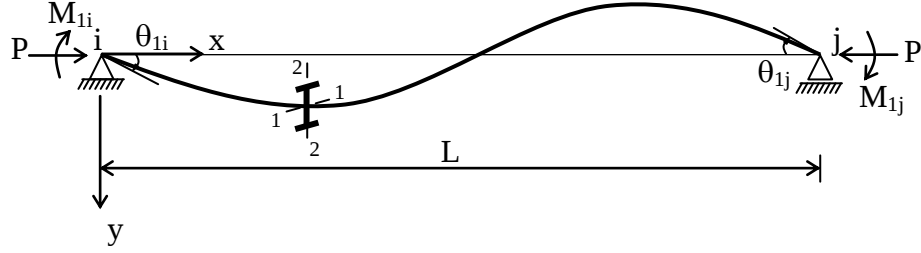
$$\mathbf{K}_{\sim g}^4 =$$

	7	8	9	10	11	12	
+DDN/L +CCGGN/L							7
-DGN/L +CCDGN/L	+GGN/L +CCDDN/L						8
-PCGN/L	-PCDN/L	+PPN/L					9
-DDN/L -CCGGN/L	+DGN/L -CCDGN/L	+PCGN/L	+DDN/L +CCGGN/L				10
+DGN/L +CCDGN/L	-GGN/L -CCDDN/L	+PCDN/L	-DGN/L +CCDGN/L	+GGN/L +CCDDN/L			11
+PCGN/L	+PCDN/L	-PPN/L	-PCGN/L	-PCDN/L	+PPN/L		12

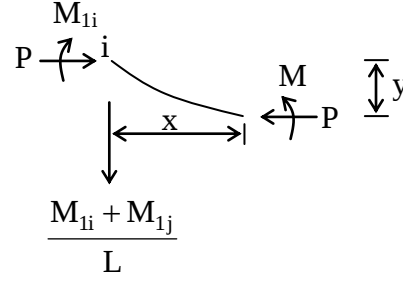
5.3 Stabilite Fonksiyonları

5.3.1 Rijit birleşimli elemanlar için

Şekil 5.2a’da bir ij elemanına etkiyen uç momentleri M_{1i} ve M_{1j} ile eksenel uç kuvveti P gösterilmiştir.



(a)



(b)

Şekil 5.2: Uç kuvvetlerin etkiği bir ij elemanı

ij elemanının i ucundan itibaren x uzunluğundaki parçası için serbest-cisim diyagramı çıkarılıp (Şekil 5.2b) denge denklemi yazılırsa,

$$M = M_{1i} + P \cdot y - \frac{M_{1i} + M_{1j}}{L} \cdot x \quad (5.8)$$

eşitliği elde edilir. Burada, M değeri yerine $M = -EI_1 \cdot y''$ konulur ve düzenlenirse,

$$\frac{d^2 y}{dx^2} + \frac{P}{EI_1} \cdot y = \frac{M_{1i} + M_{1j}}{EI_1 L} \cdot x - \frac{M_{1i}}{EI_1} \quad (5.9)$$

diferansiyel denklemi bulunur. Bu denklemde $\alpha^2 = P/EI_1$ yazılarak denklemin genel çözümü aşağıdaki gibi elde edilebilir.[124,125,126,127].

$$y(x) = A \cdot \sin(\alpha x) + B \cdot \cos(\alpha x) + \frac{M_{1i} + M_{1j}}{PL} \cdot x - \frac{M_{1i}}{P} \quad (5.10)$$

Buradaki A ve B katsayıları,

$$y(0) = 0, \quad y(L) = 0 \quad (5.11)$$

şeklindeki sınır şartları kullanılarak bulunabilir.

$$A = -\frac{M_{1i}}{P} \cdot \frac{\cos(\alpha L)}{\sin(\alpha L)} - \frac{M_{1j}}{P} \cdot \frac{1}{\sin(\alpha L)} \quad (5.12a)$$

$$B = \frac{M_{1i}}{P} \quad (5.12b)$$

Sonuç olarak, uç kuvvetleri altındaki bir ij elemanın elastik eğrisinin denklemi,

$$y(x) = \left[-\frac{\cos(\alpha L)}{\sin(\alpha L)} \sin(\alpha x) + \cos(\alpha x) + \frac{x}{L} - 1 \right] \frac{M_{1i}}{P} + \left[\frac{x}{L} - \frac{\sin(\alpha x)}{\sin(\alpha L)} \right] \frac{M_{1j}}{P} \quad (5.13)$$

olarak yazılabilir.

Uç noktadaki açısal yerdeğiştirmeler de elastik eğrinin türevi alınarak ve sınır değerler kullanılarak elde edilebilir.

$$\theta_{1i} = \frac{dy}{dx} \Big|_{x=0} = \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L \cdot \cos(\alpha L)}{\sin(\alpha L)} \right] \cdot \frac{M_{1i}}{PL} + \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L}{\sin(\alpha L)} \right] \cdot \frac{M_{1j}}{PL} \quad (5.14a)$$

$$\theta_{1j} = \frac{dy}{dx} \Big|_{x=L} = \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L}{\sin(\alpha L)} \right] \cdot \frac{M_{1i}}{PL} + \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L \cdot \cos(\alpha L)}{\sin(\alpha L)} \right] \cdot \frac{M_{1j}}{PL} \quad (5.14b)$$

(5.14a) ve (5.14b) eşitliklerinden M_{1i} ve M_{1j} değerleri, θ_{1i} ve θ_{1j} açısal yerdeğiştirmeleri cinsinden,

$$M_{1i} = \frac{EI_1}{L} \frac{(\alpha L) \sin(\alpha L) - (\alpha L)^2 \cos(\alpha L)}{2 - 2\cos(\alpha L) - (\alpha L) \sin(\alpha L)} \theta_{1i} + \frac{EI_1}{L} \frac{(\alpha L)^2 - (\alpha L) \sin(\alpha L)}{2 - 2\cos(\alpha L) - (\alpha L) \sin(\alpha L)} \theta_{1j} \quad (5.15a)$$

$$M_{1j} = \frac{EI_1}{L} \frac{(\alpha L)^2 - (\alpha L) \sin(\alpha L)}{2 - 2\cos(\alpha L) - (\alpha L) \sin(\alpha L)} \theta_{1i} + \frac{EI_1}{L} \frac{(\alpha L) \sin(\alpha L) - (\alpha L)^2 \cos(\alpha L)}{2 - 2\cos(\alpha L) - (\alpha L) \sin(\alpha L)} \theta_{1j} \quad (5.15b)$$

olarak elde edilebilir. Bu M_{1i} ve M_{1j} ifadeleri,

$$M_{1i} = \frac{4EI_1}{L} \cdot s_2 \cdot \theta_{1i} + \frac{2EI_1}{L} \cdot s_3 \cdot \theta_{1j} \quad (5.16a)$$

$$M_{1j} = \frac{2EI_1}{L} \cdot s_3 \cdot \theta_{1i} + \frac{4EI_1}{L} \cdot s_2 \cdot \theta_{1j} \quad (5.16b)$$

şekilde yeniden yazılır ve buradaki s_2 ve s_3 ifadeleri, stabilite fonksiyonları olarak isimlendirilir.

$$s_2 = \frac{1}{4} \cdot \frac{(\alpha L) \cdot \sin(\alpha L) - (\alpha L)^2 \cdot \cos(\alpha L)}{2 - 2 \cdot \cos(\alpha L) - (\alpha L) \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.17a)$$

$$s_3 = \frac{1}{2} \cdot \frac{(\alpha L)^2 - (\alpha L) \cdot \sin(\alpha L)}{2 - 2 \cdot \cos(\alpha L) - (\alpha L) \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.17b)$$

Eksenel kuvvetin basınç ($-P$) değilde, çekme ($+P$) olması halinde s_2 ve s_3 ifadeleri,

$$s_2 = \frac{1}{4} \cdot \frac{(\alpha L)^2 \cdot \cosh(\alpha L) - (\alpha L) \cdot \sinh(\alpha L)}{2 - 2 \cdot \cosh(\alpha L) + (\alpha L) \cdot \sinh(\alpha L)} \quad (5.18a)$$

$$s_3 = \frac{1}{2} \cdot \frac{(\alpha L) \cdot \sinh(\alpha L) - (\alpha L)^2}{2 - 2 \cdot \cosh(\alpha L) + (\alpha L) \cdot \sinh(\alpha L)} \quad (5.18b)$$

olurlar.[128,129,130,131,132,133].

Eksenel kuvvetin çok küçük olması halinde, $0 \leq (\alpha L) < 0.01$, ve $\rho_1 = P/(\pi^2 EI_1 / L^2)$

Eksenel kuvvet basınç ise,

$$s_2 = 1 - \frac{\pi^2}{30} \rho_1 - \frac{11\pi^4}{25200} \rho_1^2 - \frac{\pi^6}{108000} \rho_1^3 - \frac{509\pi^8}{2328480000} \rho_1^4 - \frac{14617\pi^{10}}{2724321600000} \rho_1^5 \quad (5.19a)$$

$$s_3 = 1 + \frac{\pi^2}{60} \rho_1 - \frac{13\pi^4}{25200} \rho_1^2 - \frac{11\pi^6}{756000} \rho_1^3 - \frac{907\pi^8}{2328480000} \rho_1^4 - \frac{27641\pi^{10}}{2724321600000} \rho_1^5 \quad (5.19b)$$

Eksenel kuvvet çekme ise;

$$s_2 = 1 + \frac{\pi^2}{30} \rho_1 - \frac{11\pi^4}{25200} \rho_1^2 + \frac{\pi^6}{108000} \rho_1^3 - \frac{509\pi^8}{2328480000} \rho_1^4 + \frac{14617\pi^{10}}{2724321600000} \rho_1^5 \quad (5.20a)$$

$$s_3 = 1 - \frac{\pi^2}{60} \rho_1 + \frac{13\pi^4}{25200} \rho_1^2 - \frac{11\pi^6}{756000} \rho_1^3 + \frac{907\pi^8}{2328480000} \rho_1^4 - \frac{27641\pi^{10}}{2724321600000} \rho_1^5 \quad (5.20b)$$

Benzere şekilde, ij elemanın 2-2 asal eksen etrafındaki yerdeğiştirmesinde M_{2i} ve M_{2j} ifadeleri,

$$M_{2i} = \frac{4EI_2}{L} \cdot s_5 \cdot \theta_{2i} + \frac{2EI_2}{L} \cdot s_6 \cdot \theta_{2j} \quad (5.21a)$$

$$M_{2j} = \frac{2EI_2}{L} \cdot s_6 \cdot \theta_{2i} + \frac{4EI_2}{L} \cdot s_5 \cdot \theta_{2j} \quad (5.21b)$$

şeklinde yazılabilir, buradaki s_5 ve s_6 ifadeleri, $\beta^2 = P/EI_2$ olmak üzere,

$$s_5 = \frac{1}{4} \cdot \frac{(\beta L) \cdot \sin(\beta L) - (\beta L)^2 \cdot \cos(\beta L)}{2 - 2 \cdot \cos(\beta L) - (\beta L) \cdot \sin(\beta L)} \quad (5.22a)$$

$$s_6 = \frac{1}{2} \cdot \frac{(\beta L)^2 - (\beta L) \cdot \sin(\beta L)}{2 - 2 \cdot \cos(\beta L) - (\beta L) \cdot \sin(\beta L)} \quad (5.22b)$$

Eksenel kuvvetin basınç ($-P$) değilse, çekme ($+P$) olması halinde s_5 ve s_6 ifadeleri,

$$s_5 = \frac{1}{4} \cdot \frac{(\beta L)^2 \cdot \cosh(\beta L) - (\beta L) \cdot \sinh(\beta L)}{2 - 2 \cdot \cosh(\beta L) + (\beta L) \cdot \sinh(\beta L)} \quad (5.23a)$$

$$s_6 = \frac{1}{2} \cdot \frac{(\beta L) \cdot \sinh(\beta L) - (\beta L)^2}{2 - 2 \cdot \cosh(\beta L) + (\beta L) \cdot \sinh(\beta L)} \quad (5.23b)$$

olurlar.[134,135,136,137,138,139,140,141].

Eksenel kuvvetin çok küçük olması halinde, $0 \leq (\beta L) < 0.01$, ve $\rho_2 = P/(\pi^2 EI_2 / L^2)$

Eksenel kuvvet basınç ise;

$$s_5 = 1 - \frac{\pi^2}{30} \rho_2 - \frac{11\pi^4}{25200} \rho_2^2 - \frac{\pi^6}{108000} \rho_2^3 - \frac{509\pi^8}{2328480000} \rho_2^4 - \frac{14617\pi^{10}}{2724321600000} \rho_2^5 \quad (5.24a)$$

$$s_6 = 1 + \frac{\pi^2}{60} \rho_2 - \frac{13\pi^4}{25200} \rho_2^2 - \frac{11\pi^6}{756000} \rho_2^3 - \frac{907\pi^8}{2328480000} \rho_2^4 - \frac{27641\pi^{10}}{2724321600000} \rho_2^5 \quad (5.24b)$$

Eksenel kuvvet çekme ise;

$$s_5 = 1 + \frac{\pi^2}{30} \rho_2 - \frac{11\pi^4}{25200} \rho_2^2 + \frac{\pi^6}{108000} \rho_2^3 - \frac{509\pi^8}{2328480000} \rho_2^4 + \frac{14617\pi^{10}}{2724321600000} \rho_2^5 \quad (5.25a)$$

$$s_6 = 1 - \frac{\pi^2}{60} \rho_2 + \frac{13\pi^4}{25200} \rho_2^2 - \frac{11\pi^6}{756000} \rho_2^3 + \frac{907\pi^8}{2328480000} \rho_2^4 - \frac{27641\pi^{10}}{2724321600000} \rho_2^5 \quad (5.25b)$$

Böylece, bölüm 4.3’de tanımlanan, (4.39) ifadesindeki eleman özel koordinat sistemine göre elasto-plastik tanjant rijitlik matrisi $\underline{S}_T^{(r)}$, aşağıdaki gibi yeniden yazılabilir:

$$\underline{S}_T^{(r)} = \begin{bmatrix} SNs_1 / g & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & ST & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 4S1s_2 / p & 2S1s_3 / r_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2S1s_3 / r_1 & 4S1s_4 / s & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 4S2s_5 / h & 2S2s_6 / r_2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2S2s_6 / r_2 & 4S2s_7 / d \end{bmatrix}^{(r)} \quad (5.26)$$

$s_4 = s_2$ ve $s_7 = s_5$ ’dir.

Bölüm 4.3’deki tablo 4.1’de verilen ortak koordinat sistemindeki eleman tanjant rijitlik matrisi, (5.26) ifadesindeki özel koordinat sistemindeki eleman tanjant rijitlik matrisine göre yeniden tablo 5.2’deki gibi yazılabilir. Bu tabloda verilen rijitlik matrisinde,

$$B1 = \frac{S1}{L} \left(\frac{4s_2}{p} + \frac{2s_3}{r_1} \right) \quad (5.27a)$$

$$B2 = \frac{S1}{L} \left(\frac{4s_4}{s} + \frac{2s_3}{r_1} \right) \quad (5.27b)$$

$$C1 = \frac{S2}{L} \left(\frac{4s_5}{h} + \frac{2s_6}{r_2} \right) \quad (5.27c)$$

$$C2 = \frac{S2}{L} \left(\frac{4s_7}{d} + \frac{2s_6}{r_2} \right) \quad (5.27d)$$

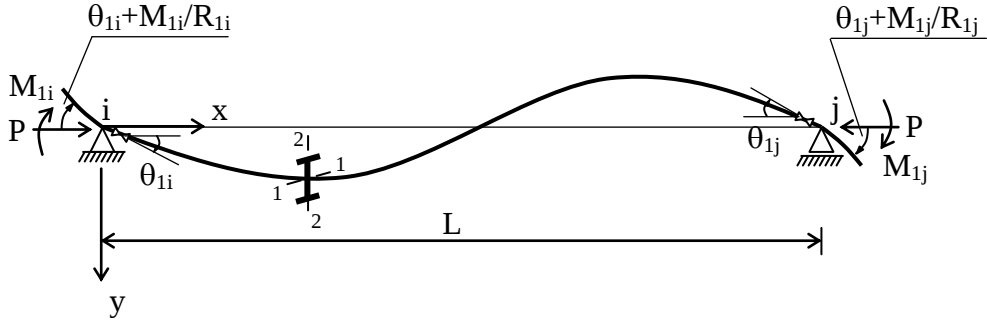
olarak tanımlıdır.

Tablo 5.2: Ortak koordinat sisteminde elasto-plastik eleman tanjant rijitlik matrisi (stabilite fonksiyonları dahil)

$\frac{\Delta X}{\Delta P}$	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	+ STAA +4S1DD _{s₂/p} +4S2CCGG _{s₇/h}											
2	+STAB -4S1DG _{s₂/p} +4S2CCDG _{s₇/h}	+STBB -4S1GG _{s₂/p} +4S2CCDD _{s₇/h}										
3	+STAC -4S2PCG _{s₇/h}	+STBC -4S2PCD _{s₇/h}	+STCC +4S2PP _{s₇/h}									
4	-STAA +2S1DD _{s₃/r₁} +2S2CCGG _{s₆/r₂}	-STAB -2S1DG _{s₃/r₁} +2S2CCDG _{s₆/r₂}	-STAC -2S2PCG _{s₆/r₂}	+STAA +4S1DD _{s₄/s} +4S2CCGG _{s₇/d}								
5	-STAB -2S1DG _{s₃/r₁} +2S2CCDG _{s₆/r₂}	-STBB +2S1GG _{s₃/r₁} +2S2CCDD _{s₆/r₂}	-STBC -2S2PCD _{s₆/r₂}	+STAB -4S1DG _{s₄/s} +4S2CCDG _{s₇/d}	+STBB +4S1GG _{s₄/s} +4S2CCDD _{s₇/d}							
6	-STAC -2S2PCG _{s₆/r₂}	-STBC -2S2PCD _{s₆/r₂}	-STCC +2S2PP _{s₆/r₂}	+STAC -4S2PCG _{s₇/d}	+STBC -4S2PCD _{s₇/d}	+STCC +4S2PP _{s₇/d}						
7	-B1CDG +C1CDD	+B1CGG +C1CDD	-C1PD	-B2CDG +C2CDG	+B2CGG +C2CDD	-C2PD	+SNAAs ₁ /g +(B1+B2)CCGG/L +(C1+C2)DD/L					
8	-B1CDD -C1CGG	+B1CDG -C1CDG	+C1PD	-B2CDD -C2CGG	+B2CDG -C2CDG	+C2PG	+SNABs ₁ /g +(B1+B2)CCDG/L -(C1+C2)DG/L	+SNBBs ₁ /g +(B1+B2)CCDD/L +(C1+C2)GG/L				
9	+B1PD	-B1PG	0	+B2PD	-B2PG	0	+SNACs ₁ /g -(B1+B2)PCG/L	+SNBCs ₁ /g -(B1+B2)PCD/L	+SNCCs ₁ /g +(B1+B2)PP/L			
10	+B1CDG -C1CDG	-B1CGG -C1CDD	+C1PD	+B2CDG -C2CDG	-B2CGG -C2CDD	+C2PD	-SNAAs ₁ /g -(B1+B2)CCGG/L -(C1+C2)DD/L	-SNABs ₁ /g -(B1+B2)CCDG/L +(C1+C2)DG/L	-SNACs ₁ /g +(B1+B2)PCG/L	+SNAAs ₁ /g +(B1+B2)CCGG/L +(C1+C2)DD/L		
11	+B1CDD +C1CGG	-B1CDG -C1CDG	-C1PD	+B2CDD +C2CGG	-B2CDG +C2CDG	-C2PG	-SNABs ₁ /g -(B1+B2)CCDG/L +(C1+C2)DG/L	-SNBBs ₁ /g -(B1+B2)CCDD/L -(C1+C2)GG/L	-SNBCs ₁ /g +(B1+B2)PCD/L	+SNABs ₁ /g +(B1+B2)CCDG/L -(C1+C2)DG/L	+SNBBs ₁ /g +(B1+B2)CCDD/L +(C1+C2)GG/L	
12	-B1PD	+B1PG	0	-B2PD	+B2PG	0	-SNACs ₁ /g +(B1+B2)PCG/L	-SNBCs ₁ /g +(B1+B2)PCD/L	-SNCCs ₁ /g -(B1+B2)PP/L	+SNACs ₁ /g -(B1+B2)PCG/L	+SNBCs ₁ /g -(B1+B2)PCD/L	+SNCCs ₁ /g +(B1+B2)PP/L

5.3.2 Yarı-rijit birleşimler için

Birleşimlerin yarı-rijit olması halinde, i ve j uçlarında ilave açısal yerdeğiştirmelerin gözönüne alınması gerekir. (Şekil 5.3). Birleşimlerin tanjant rijitlik değerleri, R_{1i} , R_{1j} , R_{2i} ve R_{2j} değerleri herbir zaman artımı için bölüm 3’de anlatıldığı şekilde hesaplanır.



Şekil 5.3: Uç kuvvetlerin etkidiği yarı-rijit birleşimli bir ij elemanı

Bunun için (5.14a) ve (5.14b) eşitlikleri,

$$\theta_{1i} = \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L \cdot \cos(\alpha L)}{\sin(\alpha L)} \right] \cdot \frac{M_{1i}}{PL} + \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L}{\sin(\alpha L)} \right] \cdot \frac{M_{1j}}{PL} + \frac{M_{1i}}{R_{1i}} \quad (5.28a)$$

$$\theta_{1j} = \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L}{\sin(\alpha L)} \right] \cdot \frac{M_{1i}}{PL} + \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L \cdot \cos(\alpha L)}{\sin(\alpha L)} \right] \cdot \frac{M_{1j}}{PL} + \frac{M_{1j}}{R_{1j}} \quad (5.28b)$$

olarak yeniden yazılabilir.

Burada, $\lambda_{ij} = \frac{M_{1j}}{M_{1i}}$ şeklinde bir geçiş katsayısı tanımlanır ve j düğüm noktası açısal yerdeğiştirmeye karşı tutulursa, (5.28b) eşitliğinde $\theta_{1j} = 0$ olur.

$$0 = \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L}{PL \cdot \sin(\alpha L)} \right] + \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L \cdot \cos(\alpha L)}{PL \cdot \sin(\alpha L)} \right] \cdot \lambda_{ij} + \frac{\lambda_{ij}}{R_{1j}} \quad (5.29)$$

(5.29) eşitliğinden λ_{ij} değeri çözülürse,

$$\lambda_{ij} = - \frac{R_{1j} \cdot [\sin(\alpha L) - (\alpha L)]}{R_{1j} [\sin(\alpha L) - (\alpha L) \cdot \sin(\alpha L)] + PL \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.30)$$

$m_{1ii} = \frac{M_{1i}}{\theta_{1i}}$ şeklinde bir rijitlik katsayısı tanımlanarak (5.28a) eşitliği yeniden yazılırsa,

$$1 = \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L \cdot \cos(\alpha L)}{PL \cdot \sin(\alpha L)} \right] \cdot m_{1ii} + \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L}{PL \cdot \sin(\alpha L)} \right] \cdot \lambda_{ij} \cdot m_{1ii} + \frac{m_{1ii}}{R_{1i}} \quad (5.31)$$

olur ve m_{1ii} değeri çözülürse,

$$m_{1ii} = \frac{PL \cdot \sin(\alpha L) \cdot R_{1i}}{\left\{ [\sin(\alpha L) - (\alpha L)\cos(\alpha L)] + [\sin(\alpha L) - (\alpha L)]\lambda_{ij} \right\} R_{1j} + PL \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.32)$$

elde edilir. (5.32) ifadesindeki λ_{ij} değerinin yerine (5.30)' deki karşılığı konulursa, m_{1ii} değeri,

$$H_1 = 2 - 2\cos(\alpha L) - (\alpha L)\sin(\alpha L) \quad (5.33a)$$

$$H_2 = \sin(\alpha L) - (\alpha L)\cos(\alpha L) \quad (5.33b)$$

$$m_{1ii} = \frac{EI_1}{L} \frac{((\alpha L)\sin(\alpha L) - (\alpha L)^2 \cos(\alpha L))R_{1i}R_{1j} + (\alpha L)PL \cdot \sin(\alpha L) \cdot R_{1i}}{R_{1i}R_{1j}H_1 + \alpha EI_1 H_2 (R_{1i} + R_{1j}) + \alpha EI_1 PL \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.34)$$

olarak elde edilir. Buradan da m_{1ji} değeri,

$$m_{1ji} = m_{1ij} = \lambda_{ij} \cdot m_{1ii} \quad (5.35)$$

şeklinde hesaplanabilir.

(5.35) eşitliğindeki λ_{ij} ve m_{1ii} değerlerinin karşılıkları konulur ve oluşan ifade düzenlenirse,

$$m_{1ji} = \frac{EI_1}{L} \frac{(\alpha L)R_{1i}R_{1j}((\alpha L) - \sin(\alpha L))}{R_{1i}R_{1j}H_1 + \alpha EI_1 H_2 (R_{1i} + R_{1j}) + \alpha EI_1 PL \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.36)$$

elde edilir. m_{1jj} değerinin belirlenmesi ise m_{1ii} değerinkine benzer şekilde yapılacaktır.

Bunun için, $\lambda_{ji} = \frac{M_{1i}}{M_{1j}}$ şeklinde bir geçiş katsayısı tanımlanır ve i düğüm noktası açısız yerdeğiştirmeye karşı tutulursa, (5.28a) eşitliğinde $\theta_{1i} = 0$ olur.

$$0 = \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L \cdot \cos(\alpha L)}{PL \cdot \sin(\alpha L)} \right] \cdot \lambda_{ji} + \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L}{PL \cdot \sin(\alpha L)} \right] + \frac{\lambda_{ji}}{R_{1i}} \quad (5.37)$$

(5.37) eşitliğinden λ_{ji} değeri çözülürse,

$$\lambda_{ji} = - \frac{R_{1i} \cdot [\sin(\alpha L) - (\alpha L)]}{R_{1i} [\sin(\alpha L) - (\alpha L) \cdot \sin(\alpha L)] + PL \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.38)$$

$m_{1jj} = \frac{M_{1j}}{\theta_{1j}}$ şeklinde bir rijitlik katsayısı tanımlanarak (5.28b) eşitliği yeniden yazılırsa,

$$1 = \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L}{PL \cdot \sin(\alpha L)} \right] \cdot \lambda_{ji} \cdot m_{1jj} + \left[\frac{\sin(\alpha L) - \alpha L \cdot \cos(\alpha L)}{PL \cdot \sin(\alpha L)} \right] \cdot m_{1jj} + \frac{m_{1jj}}{R_{1j}} \quad (5.39)$$

olur ve m_{1jj} değeri çözülürse,

$$m_{1jj} = \frac{PL \cdot \sin(\alpha L) \cdot R_{1j}}{\{[\sin(\alpha L) - (\alpha L)\cos(\alpha L)] + [\sin(\alpha L) - (\alpha L)]\lambda_{ji}\}R_{1j} + PL \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.40)$$

elde edilir. (5.40) ifadesindeki λ_{ji} değerinin yerine (5.38)'deki karşılığı konulursa, m_{1jj} değeri,

$$m_{1jj} = \frac{EI_1}{L} \frac{((\alpha L)\sin(\alpha L) - (\alpha L)^2 \cos(\alpha L))R_{1i}R_{1j} + (\alpha L)PL \cdot \sin(\alpha L) \cdot R_{1j}}{R_{1i}R_{1j}H_1 + \alpha EI_1 H_2 (R_{1i} + R_{1j}) + \alpha EI_1 PL \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.41)$$

olarak elde edilir. M_{1i} ve M_{1j} ifadeleri,

$$M_{1i} = \frac{4EI_1}{L} \cdot s_2 \cdot \theta_{1i} + \frac{2EI_1}{L} \cdot s_3 \cdot \theta_{1j} \quad (5.42a)$$

$$M_{1j} = \frac{2EI_1}{L} \cdot s_3 \cdot \theta_{1i} + \frac{4EI_1}{L} \cdot s_4 \cdot \theta_{1j} \quad (5.42b)$$

şeklinde yazılır ise, buradaki s_2 , s_3 ve s_4 ifadeleri,

$$s_2 = \frac{1}{4} \frac{((\alpha L)\sin(\alpha L) - (\alpha L)^2 \cos(\alpha L))R_{1i}R_{1j} + (\alpha L)PL \cdot \sin(\alpha L) \cdot R_{1i}}{R_{1i}R_{1j}H_1 + \alpha EI_1 H_2 (R_{1i} + R_{1j}) + \alpha EI_1 PL \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.43a)$$

$$s_3 = \frac{1}{2} \frac{(\alpha L) R_{1i} R_{1j} ((\alpha L) - \sin(\alpha L))}{R_{1i} R_{1j} H_1 + \alpha EI_1 H_2 (R_{1i} + R_{1j}) + \alpha EI_1 PL \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.43b)$$

$$s_4 = \frac{1}{4} \frac{((\alpha L) \sin(\alpha L) - (\alpha L)^2 \cos(\alpha L)) R_{1i} R_{1j} + (\alpha L) PL \cdot \sin(\alpha L) \cdot R_{1j}}{R_{1i} R_{1j} H_1 + \alpha EI_1 H_2 (R_{1i} + R_{1j}) + \alpha EI_1 PL \cdot \sin(\alpha L)} \quad (5.43c)$$

olarak ifade edilebilir.

Eksenel kuvvetin basınç $(-P)$ değilde, çekme $(+P)$ olması halinde s_2 , s_3 ve s_4 ifadeleri,

$$H_1 = 2 - 2\cosh(\alpha L) + (\alpha L) \sinh(\alpha L) \quad (5.44a)$$

$$H_2 = -\sinh(\alpha L) + (\alpha L) \cosh(\alpha L) \quad (5.44b)$$

$$s_2 = \frac{1}{4} \frac{(-(\alpha L) \sinh(\alpha L) + (\alpha L)^2 \cosh(\alpha L)) R_{1i} R_{1j} + (\alpha L) PL \cdot \sinh(\alpha L) \cdot R_{1i}}{R_{1i} R_{1j} H_1 + \alpha EI_1 H_2 (R_{1i} + R_{1j}) + \alpha EI_1 PL \cdot \sinh(\alpha L)} \quad (5.45a)$$

$$s_3 = \frac{1}{2} \frac{(\alpha L) R_{1i} R_{1j} (-(\alpha L) + \sinh(\alpha L))}{R_{1i} R_{1j} H_1 + \alpha EI_1 H_2 (R_{1i} + R_{1j}) + \alpha EI_1 PL \cdot \sinh(\alpha L)} \quad (5.45b)$$

$$s_4 = \frac{1}{4} \frac{(-(\alpha L) \sinh(\alpha L) + (\alpha L)^2 \cosh(\alpha L)) R_{1i} R_{1j} + (\alpha L) PL \cdot \sinh(\alpha L) \cdot R_{1j}}{R_{1i} R_{1j} H_1 + \alpha EI_1 H_2 (R_{1i} + R_{1j}) + \alpha EI_1 PL \cdot \sinh(\alpha L)} \quad (5.45c)$$

Eksenel kuvvetin sıfır olması halinde,

$$r_{1i} = \frac{R_{1i} L}{EI_1} \text{ ve } r_{1j} = \frac{R_{1j} L}{EI_1} \text{ olmak üzere,}$$

$$m_{1ii} = \frac{r_{1i} (r_{1j} + 3)}{r_{1i} r_{1j} + 4(r_{1i} + r_{1j} + 3)} \quad (5.46a)$$

$$m_{1jj} = \frac{r_{1j} (r_{1i} + 3)}{r_{1i} r_{1j} + 4(r_{1i} + r_{1j} + 3)} \quad (5.46b)$$

$$m_{1ij} = \frac{r_{1i} r_{1j}}{r_{1i} r_{1j} + 4(r_{1i} + r_{1j} + 3)} \quad (5.46c)$$

Benzere şekilde, ij elemanın 2-2 asal eksenini etrafındaki yerdeğiştirmesinde M_{2i} ve M_{2j} ifadeleri,

$$M_{2i} = \frac{4EI_2}{L} \cdot s_5 \cdot \theta_{2i} + \frac{2EI_2}{L} \cdot s_6 \cdot \theta_{2j} \quad (5.47a)$$

$$M_{2j} = \frac{2EI_2}{L} \cdot s_6 \cdot \theta_{2i} + \frac{4EI_2}{L} \cdot s_7 \cdot \theta_{2j} \quad (5.47b)$$

şeklinde yazılabilir, buradaki s_5 , s_6 ve s_7 ifadeleri, $\beta^2 = P/EI_2$ olmak üzere,

$$H_1 = 2 - 2\cos(\beta L) - (\beta L)\sin(\beta L) \quad (5.48a)$$

$$H_2 = \sin(\beta L) - (\beta L)\cos(\beta L) \quad (5.48b)$$

$$s_5 = \frac{1}{4} \frac{((\beta L)\sin(\beta L) - (\beta L)^2 \cos(\beta L))R_{2i}R_{2j} + (\beta L)PL \cdot \sin(\beta L) \cdot R_{2i}}{R_{2i}R_{2j}H_1 + \beta EI_2 H_2 (R_{2i} + R_{2j}) + \beta EI_2 PL \cdot \sin(\beta L)} \quad (5.49a)$$

$$s_6 = \frac{1}{2} \frac{(\beta L)R_{2i}R_{2j}((\beta L) - \sin(\beta L))}{R_{2i}R_{2j}H_1 + \beta EI_2 H_2 (R_{2i} + R_{2j}) + \beta EI_2 PL \cdot \sin(\beta L)} \quad (5.49b)$$

$$s_7 = \frac{1}{4} \frac{((\beta L)\sin(\beta L) - (\beta L)^2 \cos(\beta L))R_{2i}R_{2j} + (\beta L)PL \cdot \sin(\beta L) \cdot R_{2j}}{R_{2i}R_{2j}H_1 + \beta EI_2 H_2 (R_{2i} + R_{2j}) + \beta EI_2 PL \cdot \sin(\beta L)} \quad (5.49c)$$

olarak ifade edilebilir.

Eksenel kuvvetin basınç ($-P$) değilde, çekme ($+P$) olması halinde s_5 , s_6 ve s_7 ifadeleri,

$$H_1 = 2 - 2\cos(\beta L) + (\beta L)\sinh(\beta L) \quad (5.50a)$$

$$H_2 = -\sinh(\beta L) + (\beta L)\cosh(\beta L) \quad (5.50b)$$

$$s_5 = \frac{1}{4} \frac{(-(\beta L)\sinh(\beta L) + (\beta L)^2 \cosh(\beta L))R_{2i}R_{2j} + (\beta L)PL \cdot \sinh(\beta L) \cdot R_{2i}}{R_{2i}R_{2j}H_1 + \beta EI_2 H_2 (R_{2i} + R_{2j}) + \beta EI_2 PL \cdot \sinh(\beta L)} \quad (5.51a)$$

$$s_6 = \frac{1}{2} \frac{(\beta L)R_{2i}R_{2j}(-(\beta L) + \sinh(\beta L))}{R_{2i}R_{2j}H_1 + \beta EI_2 H_2 (R_{2i} + R_{2j}) + \beta EI_2 PL \cdot \sinh(\beta L)} \quad (5.51b)$$

$$s_7 = \frac{1}{4} \frac{(-(\beta L)\sinh(\beta L) + (\beta L)^2 \cosh(\beta L))R_{2i}R_{2j} + (\beta L)PL \cdot \sinh(\beta L) \cdot R_{2j}}{R_{2i}R_{2j}H_1 + \beta EI_2 H_2 (R_{2i} + R_{2j}) + \beta EI_2 PL \cdot \sinh(\beta L)} \quad (5.51c)$$

Eksenel kuvvetin sıfır olması halinde,

$$r_{2i} = \frac{R_{2i}L}{EI_2} \text{ ve } r_{2j} = \frac{R_{2j}L}{EI_2} \text{ olmak üzere,}$$

$$m_{2ii} = \frac{r_{2i}(r_{2j} + 3)}{r_{2i}r_{2j} + 4(r_{2i} + r_{2j} + 3)} \quad (5.52a)$$

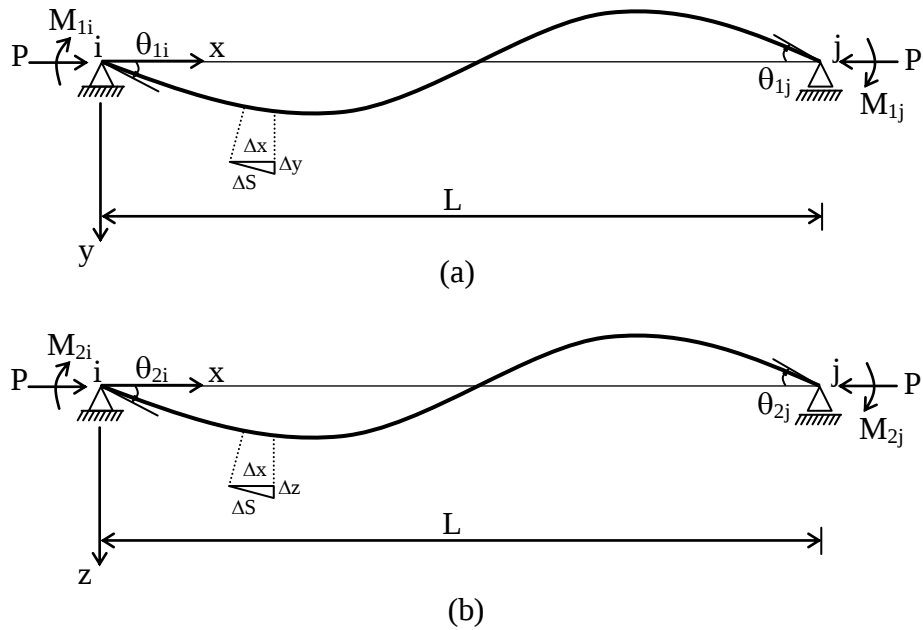
$$m_{2jj} = \frac{r_{2j}(r_{2i} + 3)}{r_{2i}r_{2j} + 4(r_{2i} + r_{2j} + 3)} \quad (5.52b)$$

$$m_{2ij} = \frac{r_{2i}r_{2j}}{r_{2i}r_{2j} + 4(r_{2i} + r_{2j} + 3)} \quad (5.52c)$$

Böylece, bölüm 5.3.1’de (5.26) ifadesindeki eleman özel koordinat sistemine göre elasto-plastik tanjant rijitlik matrisi $\underline{S}_T^{(r)}$ ’deki s_2 , s_3 , s_4 , s_5 , s_6 ve s_7 katsayıları yarı-rijit birleşimler için de belirlenmiştir.

5.3.3 Elemanın eğilmeden dolayı oluşan aksel rijitlik kayıplarının hesabı (bowing effects)

Uç momentlerinden dolayı eleman üzerinde ilave aksel deformasyon meydana gelir. Aksel deformasyon üzerindeki eğilmenin etkisini gözönüne alabilmek için elemanın aksel rijitlik ifadesinin düzeltilmesi gereklidir. Düzeltilmiş aksel rijitlik, $s_1(EA/L)$ olsun, buradaki s_1 değeri, eğilmenin aksel rijitlik üzerindeki etkisini gösteren stabilite fonksiyonunu ifade eder. s_1 düzeltme katsayısının ifadesi aşağıda anlatıldığı üzere elde edilebilir.[142,143,144].



Şekil 5.4: Eğilmenin aksel rijitliğe etkisi (Bowing Effect)

Şekil 5.4a ve b' ye göre,

$$ds^2 = dx^2 + dy^2 + dz^2 \quad (5.53)$$

eşitliği yazılabilir. Bu ifade,

$$\left(\frac{ds}{dx}\right)^2 = 1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2 + \left(\frac{dz}{dx}\right)^2 \quad (5.54)$$

şeklinde yeniden yazılabilir.

Eğilmeden dolayı oluşan eksenel yerdeğiştirme, yaklaşık olarak,

$$d\delta_b = ds - dx \quad (5.55)$$

veya,

$$\frac{d\delta_b}{dx} = \frac{ds}{dx} - 1 \quad (5.56)$$

şeklinde yazılabilir.

(5.54) ifadesi,

$$\frac{ds}{dx} = \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2 + \left(\frac{dz}{dx}\right)^2} \quad (5.57)$$

olarak yazılır ve $\sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2 + \left(\frac{dz}{dx}\right)^2}$ ifadesinin seriye açılımı yapıp yüksek dereceden terimleri ihmal edilirse, (5.57) ifadesi,

$$\frac{ds}{dx} = 1 + \frac{1}{2} \cdot \left[\left(\frac{dy}{dx}\right)^2 + \left(\frac{dz}{dx}\right)^2 \right] \quad (5.58)$$

ifadesine dönüşür. Buradan da,

$$\frac{d\delta_b}{dx} = \frac{1}{2} \cdot \left[\left(\frac{dy}{dx}\right)^2 + \left(\frac{dz}{dx}\right)^2 \right] \quad (5.59)$$

elde edilir. Böylece, eğilmeden dolayı oluşan eksenel yerdeğiştirme,

$$\delta_b = \int_0^L \frac{d\delta_b}{dx} \cdot dx = \frac{1}{2} \cdot \int_0^L \left[\left(\frac{dy}{dx}\right)^2 + \left(\frac{dz}{dx}\right)^2 \right] \cdot dx \quad (5.60)$$

olarak hesaplanabilir.

Sonuç olarak, toplam eksenel yerdeğiştirme (δ_t) = Eksenel kuvvetten dolayı oluşan yerdeğiştirme (δ_a) + Eğilmeden dolayı oluşan yerdeğiştirme (δ_b)

$$\delta_t = \frac{PL}{EA} + \frac{1}{2} \cdot \int_0^L \left[\left(\frac{dy}{dx} \right)^2 + \left(\frac{dz}{dx} \right)^2 \right] \cdot dx \quad (5.61a)$$

$$\delta_t = \frac{PL}{EA} \left\{ 1 + \frac{EA}{2PL} \cdot \int_0^L \left[\left(\frac{dy}{dx} \right)^2 + \left(\frac{dz}{dx} \right)^2 \right] \cdot dx \right\} \quad (5.61b)$$

veya,

$$\delta_t = \frac{P}{s_1 \cdot \left(\frac{EA}{L} \right)} \quad (5.61c)$$

olarak elde edilir. Burada,

$$s_1 = \frac{1}{1 + \frac{EA}{2PL} \cdot \int_0^L \left[\left(\frac{dy}{dx} \right)^2 + \left(\frac{dz}{dx} \right)^2 \right] \cdot dx} \quad (5.62)$$

'dir. (5.13) ifadesinden,

$$y(x) = \left[-\frac{\cos(\alpha L)}{\sin(\alpha L)} \sin(\alpha x) + \cos(\alpha x) + \frac{x}{L} - 1 \right] \frac{M_{1i}}{P} + \left[\frac{x}{L} - \frac{\sin(\alpha x)}{\sin(\alpha L)} \right] \frac{M_{1j}}{P} \quad (5.63)$$

ve benzer şekilde $\beta^2 = P/EI_2$ olmak üzere,

$$z(x) = \left[-\frac{\cos(\beta L)}{\sin(\beta L)} \sin(\beta x) + \cos(\beta x) + \frac{x}{L} - 1 \right] \frac{M_{2i}}{P} + \left[\frac{x}{L} - \frac{\sin(\beta x)}{\sin(\beta L)} \right] \frac{M_{2j}}{P} \quad (5.64)$$

elastik eğri ifadeleri kullanılarak,

$$\int_0^L \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 dx = \frac{1}{2P^2L} H_y \quad (5.65a)$$

$$H_y = [(\alpha L)(M_{1i}^2 + M_{1j}^2)H_1 - 2(M_{1i} + M_{1j})^2 + 2(\alpha L)M_{1i}M_{1j}H_2] \quad (5.65b)$$

$$H_1 = \frac{\cos(\alpha L)}{\sin(\alpha L)} + \frac{(\alpha L)}{\sin^2(\alpha L)} \quad (5.66a)$$

$$H_2 = \frac{1}{\sin(\alpha L)} + (\alpha L) \frac{\cos(\alpha L)}{\sin^2(\alpha L)} \quad (5.66b)$$

$$\int_0^L \left(\frac{dz}{dx} \right)^2 dx = \frac{1}{2P^2 L} H_z \quad (5.67a)$$

$$H_z = \left[(\beta L)(M_{2i}^2 + M_{2j}^2)H_3 - 2(M_{2i} + M_{2j})^2 + 2(\beta L)M_{2i}M_{2j}H_4 \right] \quad (5.67b)$$

$$H_3 = \frac{\cos(\beta L)}{\sin(\beta L)} + \frac{(\beta L)}{\sin^2(\beta L)} \quad (5.68a)$$

$$H_4 = \frac{1}{\sin(\beta L)} + (\beta L) \frac{\cos(\beta L)}{\sin^2(\beta L)} \quad (5.68b)$$

olarak hesaplanırlar. Sonuç olarak, s_1 değeri,

$$s_1 = \frac{1}{1 + \frac{EA}{4P^3 L^2} (H_y + H_z)} \quad (5.69)$$

olarak elde edilir.[142].

Eksenel kuvvetin basınç ($-P$) değilde, çekme ($+P$) olması halinde s_1 ifadesi,

$$s_1 = \frac{1}{1 - \frac{EA}{4P^3 L^2} (H_y + H_z)} \quad (5.70)$$

olur. Burada ki,

$$H_y = \left[(\alpha L)(M_{1i}^2 + M_{1j}^2)H_1 - 2(M_{1i} + M_{1j})^2 + 2(\alpha L)M_{1i}M_{1j}H_2 \right] \quad (5.71)$$

$$H_1 = \frac{\cosh(\alpha L)}{\sinh(\alpha L)} + \frac{(\alpha L)}{\sinh^2(\alpha L)} \quad (5.72a)$$

$$H_2 = \frac{1}{\sinh(\alpha L)} + (\alpha L) \frac{\cosh(\alpha L)}{\sinh^2(\alpha L)} \quad (5.72b)$$

$$H_z = \left[(\beta L)(M_{2i}^2 + M_{2j}^2)H_3 - 2(M_{2i} + M_{2j})^2 + 2(\beta L)M_{2i}M_{2j}H_4 \right] \quad (5.73)$$

$$H_3 = \frac{\cosh(\beta L)}{\sinh(\beta L)} + \frac{(\beta L)}{\sinh^2(\beta L)} \quad (5.74a)$$

$$H_4 = \frac{1}{\sinh(\beta L)} + (\beta L) \frac{\cosh(\beta L)}{\sinh^2(\beta L)} \quad (5.74b)$$

olarak hesaplanır.

5.4 Basınç Elemanlarının Kritik Burkulma Yüğü, P_{cr}

Basınç elemanlarının kritik burkulma yüklerinin (P_{cr}) hesaplanması için, yukarıdaki bölümlerde açıklanan ikinci mertebe etkileri de gözönüne alan, deneysel ve teorik çalışmaları esas alan, LRFD standardının kolon dayanım eğrileri kullanılmıştır.[94].

$$\lambda_c \leq 1.5 \text{ için, } P_{cr} = A \cdot \sigma_y \cdot (0.658^{\lambda_c^2}) \quad (5.75a)$$

$$\lambda_c > 1.5 \text{ için, } P_{cr} = A \cdot \sigma_y \cdot (0.877 / \lambda_c^2) \quad (5.75b)$$

Bu ifadelerdeki λ_c ,

$$\lambda_c = \frac{K \cdot L}{\pi \cdot r} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (5.76)$$

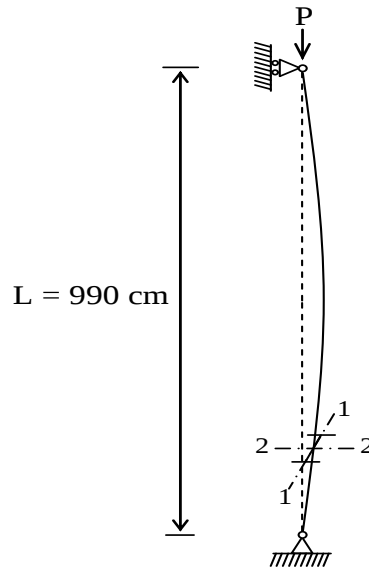
olarak verilmiştir.[94].

Burada; λ_c elemanın narinliğini, K elemanın efektif uzunluk katsayısını, r minimum atalet yarıçapını, L elemanın uzunluğunu, A elemanın brüt alanını, E elastisite modülünü ifade eder.[94].

Yukarıdaki bölümlerde verilen ikinci mertebe etkileri her iki ucundan mafsallı bir basınç elemanı üzerinde aşağıdaki örnekte gösterilmiştir.

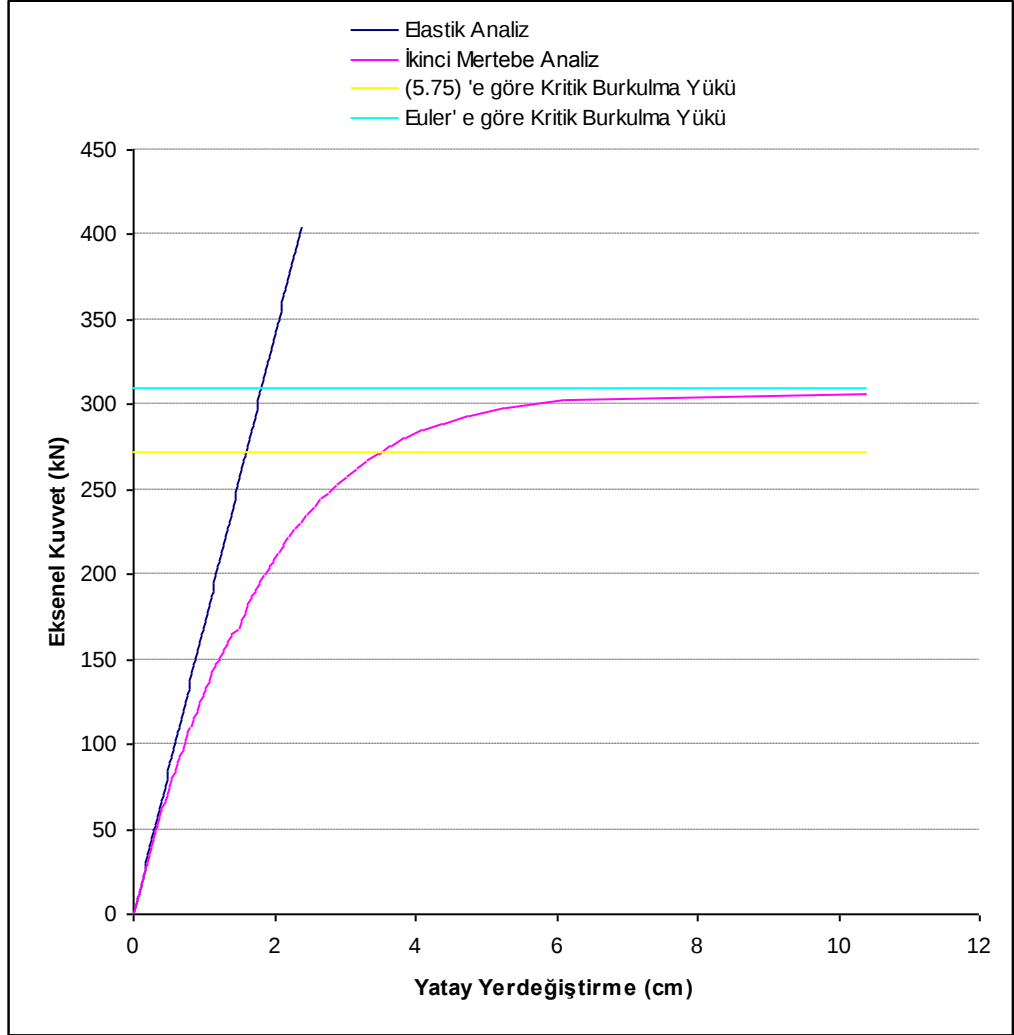
Örnek: W8x31 kesitli her iki ucundan mafsallı ve başlangıç kusurlu bir basınç elemanının (Şekil 5.5) artan eksenel yükler altındaki davranışı incelenmiştir.

Başlangıç kusuru olarak, $L / 500 \cdot \sin(\pi x / L)$ fonksiyonu kullanılmıştır.



Şekil 5.5: Uçları mafsallı kolon örneği

Kolon üzerindeki eksenel P yükü 0.50 t'luk adımlarla arttırılarak ve her adımda ikinci mertebe etkileri dikkate alınarak yazılan bilgisayar programı tarafından çözülmüştür. Ortaya çıkan sonuçlardan, kolonun orta noktasının yatay yerdeğiştirmesi ile kolon eksenel kuvveti arasındaki ilişki şekil 5.6'daki gibi grafikleştirilerek verilmiştir.



şekil 5.6: Yatay yerdeğiştirme-eksenel kuvvet ilişkisi

6. DİNAMİK ANALİZ YÖNTEMİ

6.1 Kütle Matrisi

Bu çalışmada, sistemin kütlelerinin düğüm noktalarındaki tekil kütlelerden oluştuğu kabul edilmiştir. Bu nedenle, kütle matrisi $\tilde{M}$ köşegen bir matristir. Bu matrisin elemanları, kendilerine karşı gelen düğüm noktası deplasman bileşenleri doğrusal olduğu zaman, düğüm noktasına birleşen elemanların kütlelerinin yarılarının toplamından oluştuğu ve bu kütlelerin ilgili düğüm noktasında toplandığı varsayılmıştır. Eğer karşı gelen düğüm noktası deplasman bileşenleri açısal ise, kütle matrisinin ilgili elemanları aşağıdaki gibi hesaplanacaktır [8];

- a. Sistemin herhangi bir düğüm noktasına birleşen elemanların bir kısmının (Şekil 6.1a'da n, n+1 ve n+3 numaralı elemanlar), bu düğüm noktasındaki ilgili açısal düğüm noktası deplasman bileşenine (Şekil 6.1a' da x_k) karşı gelen tekil kütleye katkısı, elemanın yarısının rijit bir cisim gibi düğüm noktası etrafında dönmesiyle,

$$m_r = \rho \int_0^{l_i/2} r^2 dr \quad (6.1)$$

olarak hesaplanır. Burada, ρ elemanın birim uzunluğunun kütlelerini göstermektedir.

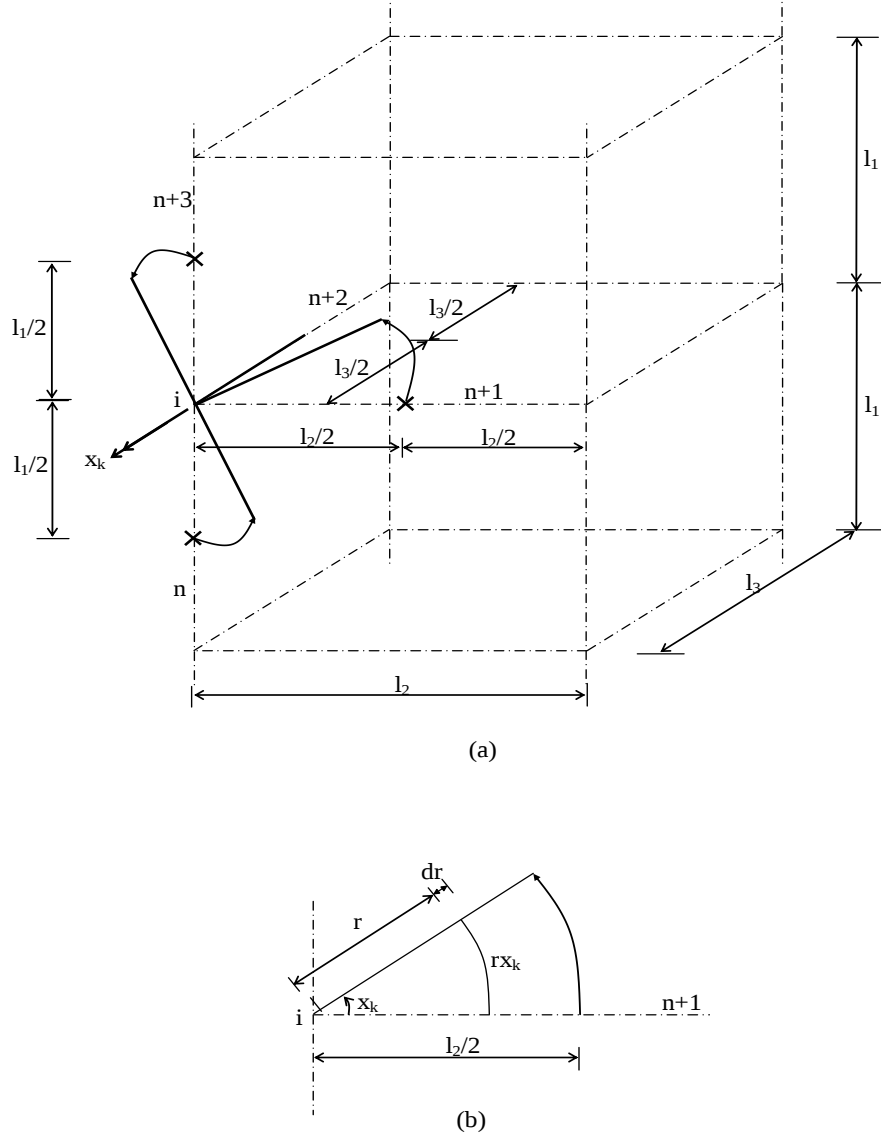
- b. Diğer bir kısmının (Şekil 6.1a'da n+2 numaralı eleman) katkısı ise, elemanın yarısının eleman boyuna eksen etrafında dönmesiyle,

$$m_I = \rho I_p \int_0^{l_i/2} dr \quad (6.2)$$

olarak hesaplanır. Burada, I_p eleman enkesitinin polar atalet momentini göstermektedir.

Böylece, Şekil 6.1a’da görülen x_k açısız düğüm noktası deplasman bileşenine karşı gelen tekil kütle; n , $n+1$, $n+2$ ve $n+3$ numaralı elemanların a) ve b) şıklarındaki gibi hesaplanan kütle katkılarının toplamından oluşur.

Yapının döşeme sistemine ait ölü yüklere ve ilave yüklere karşı gelen yayılı kütle, kirişlere uzunlukları boyunca yayılı olarak aktarılarak kiriş yayılı kütlesi ile birlikte değerlendirilir.[8].



Şekil 6.1: Açısız düğüm noktası deplasmanı ve karşı gelen tekil kütle yaklaşımı

6.2 Sönüm Katsayıları Matrisi

Sistemin sönüm katsayıları matrisi, sisteme ait kütle matrisine ve tanjant rijitlik matrisine lineer bağımlı olarak,

$$C_{-T} = \alpha M_{-} + \beta K_{-T} \quad (6.3)$$

tanımlanabilir. Burada, α ve β katsayıları, yapının tipine ve sönüm etkisinin cinsine bağlıdır. [8].

Sistemin i ' inci modu için kritik sönüm oranı,

$$\lambda_i = \frac{\alpha}{2\omega_i} + \frac{\beta\omega_i}{2} \quad (6.4)$$

olarak ifade edilebilir. Burada, ω_i sistemin i ' inci moduna ait açısal frekansını göstermektedir. α ve β katsayılarını bu denklemden elde etmek için, λ ile ω arasında başka bir bağıntının aranması gereklidir. Bu amaçla, α ve β ' nin herhangi bir değeri için kritik sönüm oranını minimum değerine ulaştıran frekans değerini bulmak için (6.4) ifadesinin frekansa göre türevi alınarak,

$$-\frac{\alpha}{2\omega_i^2} + \frac{\beta}{2} = 0 \quad (6.5)$$

yazılabilir. Bu eşitlikten frekans değeri,

$$\bar{\omega} = \omega_i = \sqrt{\alpha/\beta} \quad (6.6)$$

olarak bulunur. (6.4) ve (6.6)' den,

$$\bar{\lambda} = \frac{\alpha}{2\bar{\omega}} + \frac{\beta\bar{\omega}}{2} \text{ veya } \bar{\lambda} = \frac{\alpha}{\bar{\omega}} \quad (6.7)$$

ve sonuç olarak α ve β katsayıları,

$$\alpha = \bar{\lambda} \bar{\omega} \quad (6.8)$$

$$\beta = \bar{\lambda} / \bar{\omega} \quad (6.9)$$

bulunur. $\bar{\omega}$ sistemin birinci moduna ait açısal frekansı olarak tahmin edilecek ve $\bar{\lambda}$ içinde uygun bir değer seçilecektir.

Sönüm katsayıları matrisinin, sadece kütle matrisine bağlı olarak ifade edilmesi halinde, (6.4) ifadesinden,

$$\alpha = 2 \lambda \omega \quad (6.10a)$$

$$\beta = 0 \quad (6.10b)$$

Sönüm katsayıları matrisinin, sadece tanjant rijitlik matrisine bağlı olarak ifade edilmesi halinde, (6.4) ifadesinden,

$$\alpha = 0 \quad (6.11a)$$

$$\beta = 2 \lambda / \omega \quad (6.11b)$$

ω sistemin birinci moduna ait açısal frekansı olarak tahmin edilecek ve λ içinde uygun bir değer seçilecektir.

Sadece kütleyle bağlı sönüm etkisi sistemin frekansı ile doğru orantılı olarak artarken, sadece rijitliğe bağlı sönüm etkisi sistemin frekansı ile ters orantılı olarak artmaktadır. [8].

6.3 Sonlu Küçük Zaman Artımı İçin Hareket Denklemlerinin Sayısal İntegrasyonu

Sistemin dinamik dış yüklere karşı davranışı lineer olmadığından hareket denklemleri sonlu küçük zaman artımları için adım-adım integre edilecektir. Bunun için hareket denklemi sonlu küçük Δt zaman aralığı için ifade edilmelidir. Herhangi bir t zamanında başlayan Δt zaman artımı ele alınarak ve t zamanında tanımlanan $K_{-T}^{(t)}$ tanjant rijitlik matrisi ile $C_{-T}^{(t)}$ sönüm katsayıları matrisinin Δt zaman artımı süresince uygulanabileceği varsayılarak, bu sonlu küçük zaman artımı için hareket denklemi,

$$M_{-T} \cdot \Delta \tilde{X} + C_{-T}^{(t)} \cdot \Delta \tilde{X} + \bar{K}_{-T}^{(t)} \cdot \Delta \tilde{X} = \Delta \tilde{P} \quad (6.12)$$

olarak yazılabilir.[145,146]. Burada,

$$\Delta \tilde{X} = \tilde{X}(t + \Delta t) - \tilde{X}(t) \quad (6.13a)$$

$$\Delta \tilde{X} = \tilde{X}(t + \Delta t) - \tilde{X}(t) \quad (6.13b)$$

$$\Delta \tilde{X} = \tilde{X}(t + \Delta t) - \tilde{X}(t) \quad (6.13c)$$

'dir. $\bar{K}_{-T}^{(t)}$ ise,

$$\bar{K}_{-T}^{(t)} = K_{-T}^{(t)} + K_{-g}^{(t)} \quad (6.14)$$

olarak ifade edilir. $\bar{K}_{-g}^{(t)}$ sisteme ait geometrik rijitlik matrisidir. Bu matriste, düğüm noktalarına etkiyen düşey statik yükler ve ele alınan her bir Δt sonlu küçük zaman artımı başlangıcındaki t zamanına karşı gelen düşey dinamik yükler hesaba katılır. Sönüm katsayıları matrisi ise, t zamanı için

$$\bar{C}_{-T}^{(t)} = \alpha \bar{M}_{-} + \beta \bar{K}_{-T}^{(t)} \quad (6.15)$$

olarak ifade edilir.

$\Delta \bar{P}_{\sim}$, Δt sonlu küçük zaman aralığına karşı gelen ve sisteme düğüm noktalarından etkiyen dış kuvvetlere ait artımı göstermektedir ve

$$\Delta \bar{P}_{\sim} = \bar{P}_{\sim}(t + \Delta t) - \bar{P}_{\sim}(t) \quad (6.16)$$

olarak ifade edilir. Eğer deprem etkisi söz konusu ise $\Delta \bar{P}_{\sim}$,

$$\Delta \bar{P}_{\sim} = -\bar{M}_{\sim} \cdot \bar{II}_{\sim} \cdot \left[\bar{v}_{\sim g}(t + \Delta t) - \bar{v}_{\sim g}(t) \right] \quad (6.17)$$

olarak tanımlanır.

Burada $\bar{II}_{\sim}$, deprem ivme bileşenlerini uygun düğüm noktası serbestlik derecelerine denk getirmeye yarayan bir matristir.

$$\bar{II}_{\sim} = \begin{bmatrix} 0 \\ \bar{I}_{\sim} \\ 0 \\ \bar{I}_{\sim} \\ 0 \\ \bar{I}_{\sim} \\ M \\ M \\ M \\ 0 \\ \bar{I}_{\sim} \\ 0 \\ \bar{I}_{\sim} \end{bmatrix}_{(NP \times 3)} \quad (6.18)$$

$0_{\sim}$ alt matrisi, (3×3) boyutunda bir sıfır matrisidir ve her bir düğüm noktasındaki üç adet açıl serbestlik derecesine karşı gelir. $\bar{I}_{\sim}$ alt matrisi ise, (3×3) boyutunda bir

birim matrisidir ve her bir düğüm noktasındaki üç adet doğrusal serbestlik derecesine karşı gelir.[8].

$\tilde{\mathbf{g}}^{(t)}$ ise deprem ivme vektörüdür ve Şekil 6.2’ de görüldüğü gibi doğu-batı, kuzey-güney ve düşey doğrultulardaki bileşenleri cinsinden herhangi bir t zamanı için aşağıdaki gibi yazılır.

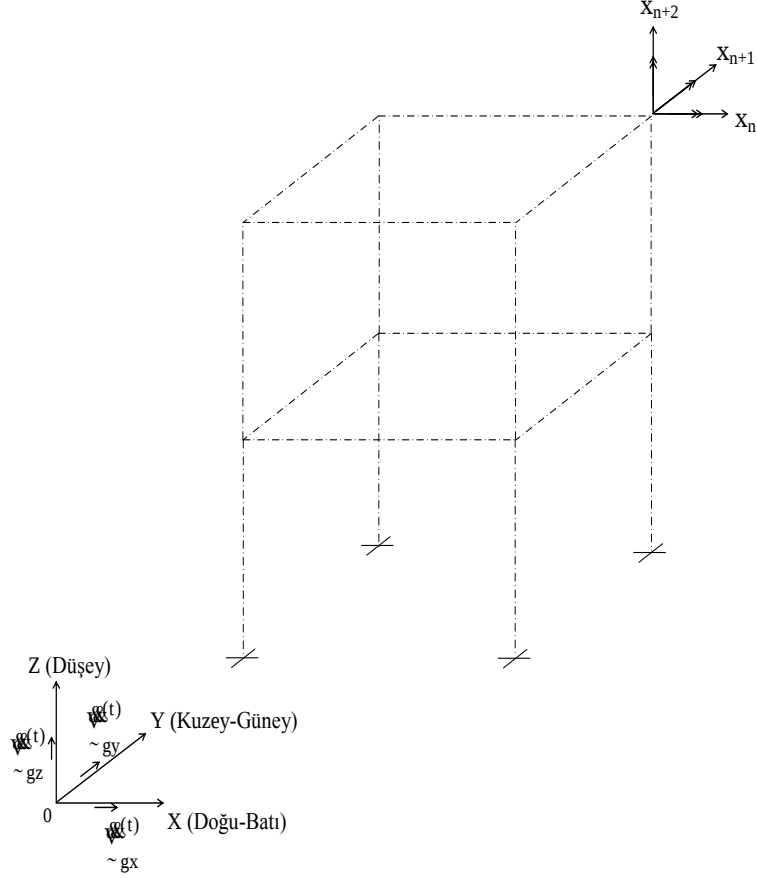
$$\tilde{\mathbf{g}}^{(t)} = \begin{bmatrix} \tilde{g}_x^{(t)} \\ \tilde{g}_y^{(t)} \\ \tilde{g}_z^{(t)} \end{bmatrix}_{(3 \times 1)} \quad (6.19)$$

Sonlu zaman artımlarında, (6.12) denkleminin sayısal integrasyonu için Δt zaman aralığında diferansiyel bir operatör yerine, yaklaşık bir operatör kullanmak gerekir. Bu çalışmada, Δt zaman aralığında düğüm noktası ivmelerinin değişimi ile ilgili varsayımlara dayanan integrasyon yöntemlerinden birisi olan, Newmark’ın geliştirilmiş ivme yöntemi uygulanmıştır. Bu yöntemde, düğüm noktası ivme ve hız bileşenleri ile deplasman bileşenleri arasındaki yaklaşık bağıntılar,

$$\tilde{\mathbf{X}}(t + \Delta t) = \tilde{\mathbf{X}}(t) + \left[(1 - \delta_1) \cdot \tilde{\mathbf{X}}(t) + \delta_1 \cdot \tilde{\mathbf{X}}(t + \Delta t) \right] \cdot \Delta t \quad (6.20a)$$

$$\tilde{\mathbf{X}}(t + \Delta t) = \tilde{\mathbf{X}}(t) + \tilde{\mathbf{X}}(t) \cdot \Delta t + \left[\left(\frac{1}{2} - \delta_2 \right) \cdot \tilde{\mathbf{X}}(t) + \delta_2 \cdot \tilde{\mathbf{X}}(t + \Delta t) \right] \cdot \Delta t^2 \quad (6.20b)$$

olarak verilmiştir. Bu bağıntılardaki δ_1 ve δ_2 , Δt zaman aralığında ivmenin varsayılan değişim şeklini ifade eden ve dolayısı ile integrasyon işleminin stabilitesi ile hassasiyeti üzerinde etkisi olan iki parametredir. İvmenin Δt zaman aralığında lineer olarak değiştiği varsayımına dayanan Lineer İvme (Linear Acceleration Method) yaklaşımında $\delta_1 = \frac{1}{2}$ ve $\delta_2 = \frac{1}{6}$ olurken, ivmenin Δt zaman aralığında sabit bir değerde kaldığı varsayımına dayanan Sabit İvme (Constant Acceleration Method) yaklaşımında $\delta_1 = \frac{1}{2}$ ve $\delta_2 = \frac{1}{4}$ olur. [147,148].



Şekil 6.2: Deprem ivme bileşenleri ve sistemin konumu

(6.20) ifadeleri sonlu küçük deplasman artırımları için tekrar yazılırsa,

$$\Delta \ddot{x} = CN1 \cdot \Delta X - CN3 \cdot \ddot{x}(t) - CN4 \cdot \ddot{y}(t) \quad (6.21a)$$

$$\Delta \ddot{y} = CN2 \cdot \Delta X - CN4 \cdot \ddot{x}(t) - CN5 \cdot \ddot{y}(t) \quad (6.21b)$$

elde edilir. (6.21) ifadelerindeki CN1, CN2, CN3, CN4 ve CN5 katsayıları her iki yaklaşım içinde aşağıda verilmiştir;

Lineer ivme yaklaşımı için,

$$CN1 = \frac{6}{\Delta t^2}, \quad CN2 = \frac{3}{\Delta t}, \quad CN3 = \frac{6}{\Delta t}, \quad CN4 = 3, \quad CN5 = \frac{\Delta t}{2} \quad (6.22a)$$

Sabit ivme yaklaşımı için,

$$CN1 = \frac{4}{\Delta t^2}, \quad CN2 = \frac{2}{\Delta t}, \quad CN3 = \frac{4}{\Delta t}, \quad CN4 = 2, \quad CN5 = 0 \quad (6.22b)$$

(6.21) ifadeleri (6.12) denklemindeki yerlerine koyulursa,

$$\begin{aligned}
& \left[(\text{CN1} + \alpha \cdot \text{CN2}) \underline{\underline{M}} + (1 + \beta \cdot \text{CN2}) \underline{\underline{K}}_{-T}^{(t)} \right] \cdot \Delta \underline{\underline{X}} = \\
& = \Delta \underline{\underline{P}} + \left[(\text{CN4} + \alpha \cdot \text{CN5}) \underline{\underline{X}}(t) + (\text{CN3} + \alpha \cdot \text{CN4}) \underline{\underline{X}}(t) \right] \cdot \underline{\underline{M}} \\
& + \beta \cdot (\text{CN4} \underline{\underline{X}}(t) + \text{CN5} \underline{\underline{X}}(t)) \underline{\underline{K}}_{-T}^{(t)} \quad (6.23)
\end{aligned}$$

Bu denklemdeki $\underline{\underline{K}}_{-T}^{(t)} \underline{\underline{X}}(t)$ matris çarpımı için Wilson [149] tarafından önerilmiş olan bir dönüşüm kullanılacaktır [8],

$$\Delta \underline{\underline{X}} = \Delta \underline{\underline{X}} + \beta \cdot \Delta \underline{\underline{X}} \quad (6.24)$$

(6.21b) ifadesi dönüşüm ifadesindeki yerine konulduğunda,

$$\Delta \underline{\underline{X}} = \frac{\Delta \underline{\underline{X}} + \beta \cdot \text{CN4} \cdot \underline{\underline{X}}(t) + \beta \cdot \text{CN5} \cdot \underline{\underline{X}}(t)}{1 + \beta \cdot \text{CN2}} \quad (6.25)$$

elde edilir.[8]. (6.25) ifadesindeki $\Delta \underline{\underline{X}}$ 'in değeri (6.23) denklemine yerine konulduğunda, (6.23) denklemi,

$$\begin{aligned}
& \left[\gamma \underline{\underline{M}} + \underline{\underline{K}}_{-T}^{(t)} \right] \cdot \Delta \underline{\underline{X}} = \Delta \underline{\underline{P}} + \left[(\text{CN4} + (\alpha - \gamma\beta) \cdot \text{CN5}) \cdot \underline{\underline{X}}(t) + \right. \\
& \quad \left. + (\text{CN3} + (\alpha - \gamma\beta) \cdot \text{CN4}) \cdot \underline{\underline{X}}(t) \right] \cdot \underline{\underline{M}} \quad (6.26)
\end{aligned}$$

olarak yeniden yazılır. Burada,

$$\gamma = \frac{\text{CN1} + \alpha \cdot \text{CN2}}{1 + \beta \cdot \text{CN2}} \quad (6.27)$$

Sonuç olarak (6.23) denklemi,

$$\underline{\underline{K}}_{-T}^{*(t)} \Delta \underline{\underline{X}} = \Delta \underline{\underline{P}}^* \quad (6.28)$$

olarak yazılabilir. Bu denklemdeki $\underline{\underline{K}}_{-T}^{*(t)}$, t zamanına ait etkili dinamik rijitlik matrisidir,

$$\underline{\underline{K}}_{-T}^{*(t)} = \gamma \underline{\underline{M}} + \underline{\underline{K}}_{-T}^{(t)} \quad (6.29)$$

olarak tanımlanır. $\Delta \underline{\underline{P}}^*$ ise, etkili yük artımı matrisidir ve aşağıdaki gibi tanımlanır[8].

$$\Delta \underline{\underline{P}}^* = \Delta \underline{\underline{P}} + \left[(\text{CN4} + (\alpha - \gamma\beta) \text{CN5}) \underline{\underline{X}}(t) + (\text{CN3} + (\alpha - \gamma\beta) \text{CN4}) \underline{\underline{X}}(t) \right] \underline{\underline{M}} \quad (6.30)$$

6.4 İntegrasyon Yönteminin Stabilitesi ve Hassasiyeti

Δt zaman aralığında ivmenin lineer olarak değiştiği varsayımına dayanan lineer ivme yaklaşımında, seçilen zaman artımının sistemin en küçük periyoduna oranının belirli sınırları geçmesi durumunda analiz sonuçları stabil olmayabilmektedir.[147]. Bu çalışmada, plastik mafsallar oluşukça sistemin rijitliği değiştiğinden dolayı peryodu da buna bağılı olarak değişeceği için lineer ivme yaklaşımının kullanılması uygun olmamıştır. Diğer yandan, sabit ivme yaklaşımının bütün periyotlar ve Δt zaman artımları için stabil çözüm değerleri verme özelliği olduğu için çalışmadaki uygulamalarda bu yaklaşım kullanılmıştır.[8].

Sabit ivme yönteminde Δt zaman artımı aralığı azaldıkça daha çok hassasiyet elde edilebilir. Fakat hesaplama süresini azaltmak açısından mümkün olduğu kadar büyük bir Δt zaman artımı aralığı seçmek gereklidir. Bunun için sayısal uygulama tecrübesi yeterlidir. Ayrıca, sisteme giren, sistemde sarf olan ve depolanan enerji tanımlarından yararlanarak her bir integrasyon adımının sonucuna ait hassasiyet yüzde olarak hesaplanır. Herhangi bir t zamanı için,

$$\% \text{ Hata} = \left[\frac{E_{TG} - (E_{TD} + E_{TS})}{E_{TG}} \right]^{(t)} \quad (6.31)$$

olarak tanımlanabilir. Burada,

E_{TG} , t zamanına kadar sisteme giren toplam enerjiyi,

E_{TD} , t zamanına kadar sistemde depolanan toplam enerjiyi,

E_{TS} , t zamanına kadar sistemde plastik şekil değiştirmeler ve sönüm etkisi ile sarf olan toplam enerjiyi,

göstermektedir.[8].

6.5 İntegrasyon Yöntemine Ait Hesap Sırası

Herhangi bir t zamanını izleyen sonlu küçük Δt zaman artımı için hareket denkleminin integrasyonuna ait hesaplama adımları aşağıdaki gibi verilebilir;

- i. $K_{-T}^{*(t)}$ etkili dinamik rijitlik matrisi t zamanı için hesaplanır.
- ii. $\Delta P_{\sim}^*$ etkili yük artımı matrisi Δt zaman aralığı için hesaplanır.

- iii. (6.22) ifadelerinde verilen integrasyon sabitleri hesaplanır.
- iv. (6.28) ifadesinde tanımlanan lineer denklem sistemi çözülerek $\Delta \bar{X}$ deplasman artımı vektörü elde edilir.
- v. (6.25) ifadesi kullanılarak $\Delta \tilde{X}$ düğüm noktalarının deplasman artımı vektörü elde edilir.
- vi. (6.21) ifadelerinden yararlanılarak $\Delta \tilde{X}$ 'e karşı gelen $\Delta \tilde{X}^{\otimes}$ ve $\Delta \tilde{X}^{\otimes \otimes}$ düğüm noktalarının hız ve ivme artımı vektörleri elde edilir.
- vii. t zamanı için daha önce elde edilmiş olan düğüm noktalarının deplasman, hız ve ivme vektörlerine, v. ve vi. adımlarda elde edilen $\Delta \tilde{X}$, $\Delta \tilde{X}^{\otimes}$ ve $\Delta \tilde{X}^{\otimes \otimes}$ düğüm noktalarının deplasman, hız ve ivme artımı vektörleri ilave edilerek bu vektörlerin t+ Δt zamanına karşı gelen değerleri elde edilir.[8].

7. ENERJİ

Bu bölümde, sisteme giren enerji, sistemde depolanan enerji ve sistemde sarf olan enerji bağıntıları tanımlanacaktır.[8].

7.1 Sisteme Giren Enerji

Sisteme giren enerji,

- Zamana bağlı dış yükler,
- Üç boyutlu deprem yükleri,
- Sistemin düğüm noktalarının yatay deplasmanları nedeniyle düşey yüklerin oluşturduğu ilave düğüm noktası kuvvetleri,

için ayrı ayrı ele alınmıştır.[8].

7.1.1 Zamana bağlı dış yükler nedeniyle sisteme giren enerji

Bir uzay çerçeve sisteminin düğüm noktalarına etkiyen zamana bağlı dış yükler için sisteme giren enerji, belirli bir Δt zaman artımında,

$$\Delta E_G = \sum_{i=1}^{NP} P_{ORT(i)} \cdot \Delta X_{(i)} \quad (7.1)$$

olarak hesaplanır. Burada, $P_{ORT(i)}$ (i) numaralı serbestlik derecesi doğrultusunda sisteme etkiyen dış yükün, t ve $t + \Delta t$ zamanlarına karşı gelen değerlerinin ortalamasıdır.(Şekil 7.1).

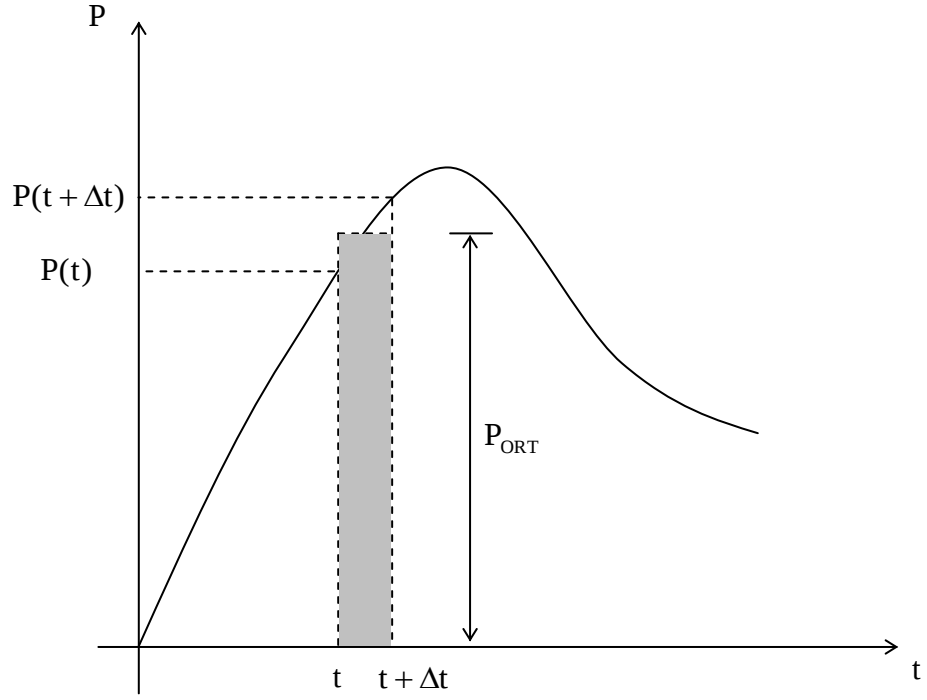
$$P_{ORT(i)} = [P_{(i)}(t) + P_{(i)}(t + \Delta t)] / 2 \quad (7.2)$$

$\Delta X_{(i)}$ ise, Δt zaman artımı için (i) numaralı serbestlik derecesine ait düğüm noktası deplasman artımı ve NP sistemin toplam serbestlik derecesi sayısıdır.

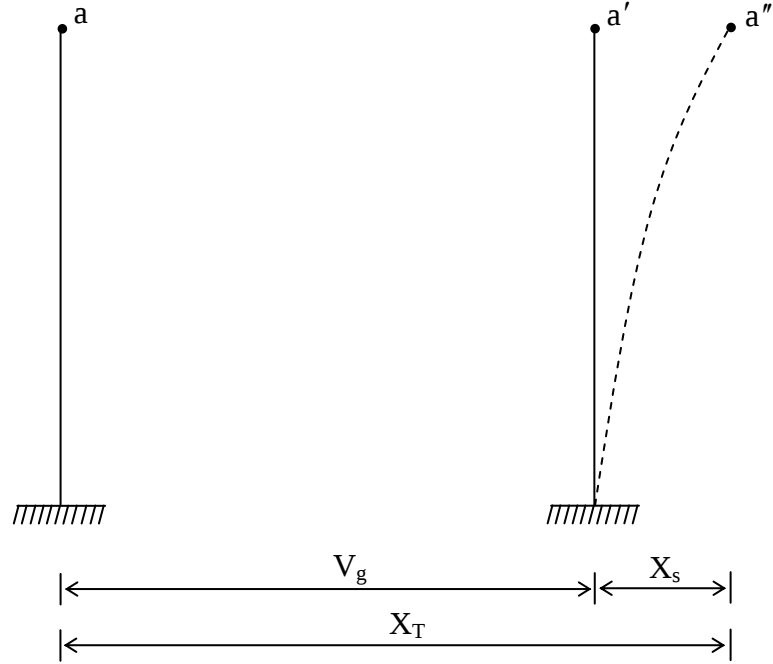
Böylece bir t' zamanında sisteme giren toplam enerji,

$$E_{TG} = \sum_{t=0}^{t=t'} \Delta E_G \quad (7.3)$$

olarak hesaplanır.[8,150,151,152].



Şekil 7.1: Sonlu küçük Δt zaman artımına karşı gelen ortalama değişken yük



Şekil 7.2: Sistem ve yer deplasmanları

7.1.2 Üç boyutlu deprem yükleri nedeniyle sisteme giren enerji

Üç boyutlu deprem yükleri etkisindeki uzay çerçeve sistemlere giren enerji aşağıdaki gibi hesaplanacaktır [8]:

$P_{\sim D}$: Üç boyutlu deprem ivmesi nedeniyle sistemin düğüm noktalarındaki tekil kütlelerin oluşturduğu kuvvetlere ait vektördür. Bu deprem kuvvetlerinin açısıl serbestlik dereceleri için sıfır olduğu kabul edilmiştir.

$P_{\sim S}$: Uzay çerçeve sisteminin düğüm noktalarına ait ivmeler nedeniyle tekil kütlelerde oluşan atalet kuvvetlerine ait vektördür.

$P_{\sim g}$: Sistemin düğüm noktalarının yatay deplasmanları nedeniyle düşey yüklerin oluşturduğu ilave düğüm noktası kuvvetlerine ait vektördür.

$X_{\sim S}, \dot{X}_{\sim S}, \ddot{X}_{\sim S}$: Sistemin düğüm noktalarının zemin seviyesine göre deplasman, hız ve ivme vektörleridir. (Şekil 7.2'deki sistemin a ucuna ait $X_{\sim S}$ deplasmanı gibi).

$X_{\sim T}, \dot{X}_{\sim T}, \ddot{X}_{\sim T}$: Sistemin düğüm noktalarının yer deplasmanlarını da içeren toplam deplasman, hız ve ivme vektörleridir. (Şekil 7.2'deki sistemin a ucuna ait $X_{\sim T}$ deplasmanı gibi).

Böylece herhangi bir t zamanı için, $P_{\sim D}$, $P_{\sim S}$ ve $P_{\sim g}$ kuvvetleri,

$$P_{\sim D}(t) = -M \cdot \ddot{X}_{\sim g}(t) \quad (7.4)$$

$$P_{\sim S}(t) = -M \cdot \ddot{X}_{\sim S}(t) \quad (7.5)$$

$$P_{\sim g}(t) = K_{\sim g} \cdot X_{\sim S}(t) \quad (7.6)$$

olarak hesaplanır.

Bu şekilde tanımlanan düğüm noktası kuvvetlerini kullanarak, bir t zamanında zeminin yapıya olan tepkisi,

$$P_{TX}(t) = -\sum_{i=1}^{NX} (P_{Dxi} + P_{Sxi} + P_{gxi}) \quad (7.7a)$$

$$P_{TY}(t) = -\sum_{i=1}^{NY} (P_{Dyi} + P_{Syi} + P_{gyi}) \quad (7.7b)$$

$$P_{TZ}(t) = -\sum_{i=1}^{NZ} (P_{Dzi} + P_{Szi} + P_{gzi}) \quad (7.7c)$$

olarak hesaplanır. Burada,

$P_{Dxi}, P_{Dyi}, P_{Dzi}$; x, y ve z doğrultularında $\tilde{P}_D$ vektörünün i ' inci bileşenlerini,

$P_{Sxi}, P_{Syi}, P_{Szi}$; x, y ve z doğrultularında $\tilde{P}_S$ vektörünün i ' inci bileşenlerini,

$P_{gxi}, P_{gyi}, P_{gzi}$; x, y ve z doğrultularında $\tilde{P}_g$ vektörünün i ' inci bileşenlerini,

NX, NY, NZ ; x, y ve z doğrultularındaki toplam doğrusal serbestlik derecelerinin sayısını,

göstermektedir.

Bu bileşmelerin t ve $t + \Delta t$ zamanlarına karşı gelen değerlerinin ortalaması alınarak,

$$P_{TX(ORT)} = [P_{TX}(t) + P_{TX}(t + \Delta t)] / 2 \quad (7.8a)$$

$$P_{TY(ORT)} = [P_{TY}(t) + P_{TY}(t + \Delta t)] / 2 \quad (7.8b)$$

$$P_{TZ(ORT)} = [P_{TZ}(t) + P_{TZ}(t + \Delta t)] / 2 \quad (7.8c)$$

deprem yükleri nedeniyle herhangi bir $t = t'$ zamanına kadar sisteme giren toplam enerji,

$$E_{TG} = \sum_{t=0}^{t=t'} (P_{TX(ORT)} \cdot \Delta V_{gx} + P_{TY(ORT)} \cdot \Delta V_{gy} + P_{TZ(ORT)} \cdot \Delta V_{gz}) \quad (7.9)$$

olarak hesaplanır. Burada,

$$\Delta V_{gx} = V_{gx}(t + \Delta t) - V_{gx}(t) \quad (7.10a)$$

$$\Delta V_{gy} = V_{gy}(t + \Delta t) - V_{gy}(t) \quad (7.10b)$$

$$\Delta V_{gz} = V_{gz}(t + \Delta t) - V_{gz}(t) \quad (7.10c)$$

değerleri zeminin Δt zaman aralığına karşı gelen deplasman artımı bileşenleridir. Zemin hareketine ait deplasman bileşenleri, sabit ivme veya lineer ivme yöntemleriyle, deprem ivme bileşenlerinin integrasyonundan elde edilirler. Bu integrasyon, sabit ivme yöntemi ile elde edilen,

$$\dot{V}_{gx}(t + \Delta t) = \dot{V}_{gx}(t) + \ddot{V}_{gx}(t) \cdot \frac{\Delta t}{2} + \ddot{V}_{gx}(t + \Delta t) \cdot \frac{\Delta t}{2} \quad (7.11a)$$

$$V_{gx}(t + \Delta t) = V_{gx}(t) + \dot{V}_{gx}(t) \cdot \Delta t + \ddot{V}_{gx}(t) \cdot \frac{\Delta t^2}{4} + \ddot{V}_{gx}(t + \Delta t) \cdot \frac{\Delta t^2}{4} \quad (7.11b)$$

bağıntılarından yararlanılarak x doğrultusunda hız ve deplasman bileşenleri için yapılır. Aynı işlemler y ve z doğrultuları içinde tekrarlanır.[8].

7.1.3 Sistemin düğüm noktalarının yatay deplasmanları nedeniyle düşey yüklerin oluşturduğu ilave düğüm noktası kuvvetleri için sisteme giren enerji

Herhangi bir t zamanı ve bunu izleyen t + Δt zamanı için,

$$P_{\sim g}(t) = K_{\sim g}^{(t)} \cdot X_{\sim S}(t) \quad (7.12a)$$

$$P_{\sim g}(t + \Delta t) = K_{\sim g}^{(t+\Delta t)} \cdot X_{\sim S}(t + \Delta t) \quad (7.12b)$$

kuvvetleri tanımlanır ve bu kuvvetlere ait ortalama,

$$P_{\sim g(ORT)} = \left[P_{\sim g}(t) + P_{\sim g}(t + \Delta t) \right] / 2 \quad (7.13)$$

olarak ifade edilebilir. Sistemin düğüm noktalarının yatay deplasmanları nedeniyle düşey yüklerin oluşturduğu ilave düğüm noktası kuvvetlerinden dolayı Δt zaman artımı için sisteme giren enerji,

$$\Delta E = P_{\sim g(ORT)} \cdot \Delta X_{\sim T} \quad (7.14)$$

olarak hesaplanır. Burada $\Delta \mathbf{X}_{\sim T}$, yer deplasmanlarını da içeren toplam düğüm noktası deplasman artımı vektörüdür. Böylece, bir $t = t'$ zamanına kadar sisteme giren toplam enerji,

$$E = \sum_{t=0}^{t=t'} \Delta E \quad (7.15)$$

olarak elde edilir. Eğer sisteme sadece zamana bağlı dış yükler etkiyorsa (7.14) ifadesinde $\Delta \mathbf{X}_{\sim T}$ yerine $\Delta \mathbf{X}_{\sim S}$ değeri kullanılacak ve sisteme giren toplam enerji, (7.15) ifadesi ile (7.3) ifadesinin toplamıdır. Deprem yükü söz konusu ise, sisteme giren toplam enerji, (7.15) ifadesi ile (7.9) ifadesinin toplamıdır.[8].

7.2 Sistemde Depolanan Enerji

Sistemde depolanan enerji, sistemde depolanan şekil değiştirme enerjisi ve kinetik enerji olarak ele alınmıştır.[8].

7.2.1 Sistemde depolanan şekil değiştirme enerjisi

Elasto-plastik şekil değiştirmenin herhangi bir evresinde, bir Δt zaman artımı için (r) numaralı bir elemanın uç deplasman artımı vektörü, elastik ve plastik bileşenlerin toplamından oluştuğu varsayımı ile,

$$\Delta \mathbf{e}_{\sim}^{(r)} = \Delta \mathbf{e}_{\sim e}^{(r)} + \Delta \mathbf{e}_{\sim p}^{(r)} \quad (7.16)$$

şeklinde ifade edilebilir. Burada $\Delta \mathbf{e}_{\sim e}^{(r)}$ vektörü, (r) numaralı elemanın uç deplasman artımı vektörünün elastik bileşenine, $\Delta \mathbf{e}_{\sim p}^{(r)}$ vektörü ise plastik bileşenine karşı gelir.

Böylece (r) numaralı bir elemanda depolanan şekil değiştirme enerjisi, $\Delta \mathbf{e}_{\sim e}^{(r)}$ elastik eleman uç deplasman artımı vektörüne karşı gelen Δt zaman artımı için,

$$\Delta E_E^{(r)} = \mathbf{F}_{\sim ORT}^{(r)T} \cdot \Delta \mathbf{e}_{\sim e}^{(r)} \quad (7.17)$$

olarak ifade edilir. Sistemin tümü için bu enerji,

$$\Delta E_E = \sum_{r=1}^{NM} \Delta E_E^{(r)} \quad (7.18)$$

olarak tanımlanır. Burada NM , sistemdeki toplam eleman sayısını göstermektedir. Böylece, bir $t = t'$ zamanına kadar sistemde depolanan şekil değiştirme enerjisi,

$$E_E = \sum_{t=0}^{t=t'} \Delta E_E \quad (7.19)$$

olarak hesaplanır.[8].

7.2.2 Kinetik enerji

Sistemde depolanan kinetik enerji, herhangi bir t zamanında, zamana bağlı dış yükler için,

$$E_K = \frac{1}{2} \cdot \underset{\sim S}{\mathbf{\ddot{x}}}^T \cdot \underset{\sim}{M} \cdot \underset{\sim S}{\mathbf{\ddot{x}}} \quad (7.20)$$

olarak, deprem yükleri için ise,

$$E_K = \frac{1}{2} \cdot \underset{\sim T}{\mathbf{\ddot{x}}}^T \cdot \underset{\sim}{M} \cdot \underset{\sim T}{\mathbf{\ddot{x}}} \quad (7.21)$$

olarak ifade edilir.

Böylece, bir t zamanında sistemde depolanan toplam enerji,

$$E_{TD} = E_E + E_K \quad (7.22)$$

olarak hesaplanır.[8].

7.3 Sistemde Sarf Olan Enerji

Sistemde sarf olan enerji, plastik şekil değiştirmeler ve sönüm etkisi nedeniyle oluştuğu varsayılmıştır.[8].

7.3.1 Plastik şekil değiştirmeler nedeniyle sarf olan enerji

Belirli bir Δt zaman artımına karşı gelen, sistemin elasto-plastik şekil değiştirme enerjisindeki artımı, (r) numaralı eleman için,

$$\Delta E_{EP}^{(r)} = \underset{\sim ORT}{\mathbf{F}}^{(r)T} \cdot \underset{\sim}{\Delta \mathbf{e}}^{(r)} \quad (7.23)$$

olarak ifade edilir. Burada $\tilde{F}_{ORT}^{(r)T}$ vektörü, t zamanına karşı gelen eleman uç kuvvetleri vektörü $\tilde{F}^{(r)}(t)$ ile $t + \Delta t$ zamanına karşı gelen $\tilde{F}^{(r)}(t + \Delta t)$ vektörünün ortalamasıdır,

$$\tilde{F}_{ORT}^{(r)} = \left[\tilde{F}^{(r)}(t) + \tilde{F}^{(r)}(t + \Delta t) \right] / 2 \quad (7.24)$$

olarak hesaplanır. Sistemin tümü için bu enerji,

$$\Delta E_{EP} = \sum_{r=1}^{NM} \Delta E_{EP}^{(r)} \quad (7.25)$$

olarak tanımlanır.[8]. Burada NM , sistemdeki toplam eleman sayısını göstermektedir.

Böylece, bir $t = t'$ zamanında toplam elasto-plastik şekil değiştirme enerjisi,

$$E_{EP} = \sum_{t=0}^{t=t'} \Delta E_{EP} \quad (7.26)$$

olarak hesaplanır.[8].

Plastik şekil değiştirmeler nedeniyle sistemin (r) numaralı elemanında, $t = t'$ zamanına kadar sarf olan şekil değiştirme enerjisi, karşı gelen elasto-plastik ve depolanan şekil değiştirme enerjisi ifadelerinden,

$$E_p^{(r)} = \sum_{t=0}^{t=t'} (\Delta E_{EP}^{(r)} - \Delta E_E^{(r)}) \quad (7.27)$$

olarak ifade edilir. Sistemin tümü için bu enerji,

$$E_p = \sum_{r=1}^{NM} E_p^{(r)} \quad (7.28)$$

olarak hesaplanır.[8].

7.3.2 Sönüm etkisi nedeniyle sarf olan enerji

Bir t zamanını izleyen Δt zaman artımında sistemde sönüm etkisi nedeniyle sarf olan enerji,

$$\Delta E_{SN} = \mathbf{P}_{\sim SN(ORT)}^T \cdot \mathbf{\dot{X}}_{\sim S(ORT)} \cdot \Delta t \quad (7.29)$$

ifadesiyle hesaplanır. Burada, $\mathbf{P}_{\sim SN(ORT)}$ vektörü, t zamanında sönüm etkisine karşı gelen fiktif düğüm noktası kuvvetleri vektörü $\mathbf{P}_{\sim SN}(t)$ ile $t + \Delta t$ zamanına karşı gelen $\mathbf{P}_{\sim SN}(t + \Delta t)$ vektörünün ortalamasıdır,

$$\mathbf{P}_{\sim SN(ORT)} = \left[\mathbf{P}_{\sim SN}(t) + \mathbf{P}_{\sim SN}(t + \Delta t) \right] / 2 \quad (7.30)$$

ve,

$$\mathbf{P}_{\sim SN}(t) = \sum_{t=0}^t \mathbf{C}_{\sim T}^{(t)} \cdot \Delta \mathbf{\dot{X}}_{\sim S} \quad (7.31)$$

$$\mathbf{P}_{\sim SN}(t + \Delta t) = \sum_{t=0}^{t+\Delta t} \mathbf{C}_{\sim T}^{(t)} \cdot \Delta \mathbf{\dot{X}}_{\sim S} \quad (7.32)$$

olarak ifade edilebilirler. Benzer şekilde, $\mathbf{\dot{X}}_{\sim S(ORT)}$ vektöründe,

$$\mathbf{\dot{X}}_{\sim S(ORT)} = \left[\mathbf{\dot{X}}_{\sim S}(t) + \mathbf{\dot{X}}_{\sim S}(t + \Delta t) \right] / 2 \quad (7.33)$$

olarak hesaplanabilir.

Böylece, bir $t = t'$ zamanına kadar sistemin tümü için sönüm etkisi nedeniyle sarf olan enerji,

$$E_{SN} = \sum_{t=0}^{t=t'} \Delta E_{SN} \quad (7.34)$$

olarak hesaplanır.[8].

Sonuç olarak, bir $t = t'$ zamanına kadar sistemin tümü için sarf olan enerji,

$$E_{TS} = E_P + E_{SN} \quad (7.35)$$

ifadesiyle hesaplanır.[8].

8. SÜNEKLİK ORANLARININ BELİRLENMESİ

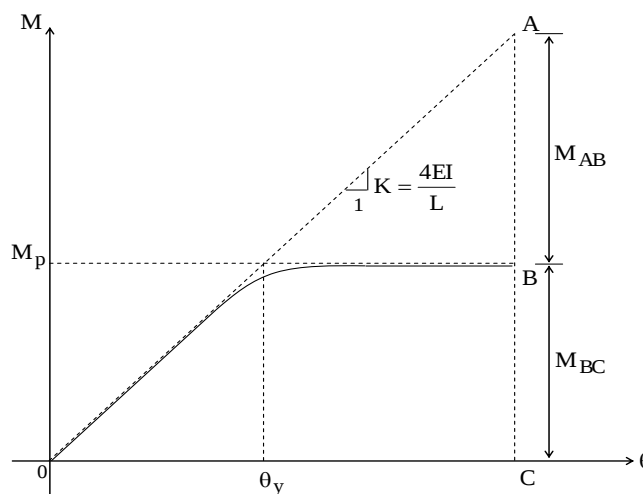
Bu çalışmada, sistemin elasto-plastik davranışını elemanların süneklik oranları ile ifade edebilmek için, üç boyutlu elemanlara uygun ve histerik davranışları içerecek şekilde eğrilik ve enerji ilkelerini esas alan süneklik tanımlamaları kullanılacaktır.[8].

8.1 Eğrilige Dayanan Süneklik Oranının Tanımı

Bölüm 4’den bilindiği üzere, sistemin elemanlarının uç noktalarındaki histerik davranış, eleman uç kuvvetleri ile bunlara karşı gelen etkili uç deplasmanları arasında tanımlanmıştır. Eleman uç kuvvetleri ile etkili uç deplasmanları arasındaki bağıntı, eleman uç momenti ile karşı gelen etkili açıs al uç deplasmanı arasındaki denklemden,

$$M = \frac{K \cdot \theta}{\left[1 + \left| \frac{K \cdot \theta}{M_p} \right|^b \right]^{1/b}} \quad (8.1)$$

şeklinde ifade edilebilir.[8]. Burada $K = 4EI/L$, elemanın söz konusu ucundaki rijitlik katsayısını gösterir. Bu bağıntı sistemin her elemanı için aynıdır ve diyagramı Şekil 8.1’ da tekrar verilmiştir.



Şekil 8.1: Eleman uç moment-açısal uç deplasmanı ilişkisi

(8.1) ifadesinde tanımlanan elasto-plastik davranışın herhangi bir evresine, örneğin Şekil 8.1’de B noktasına karşı gelen eğrilik,

$$\psi_B = \frac{M_{AB} + M_{BC}}{EI} \quad (8.2)$$

olarak hesaplanabilir. Diğer yandan, Şekil 8.1a ve (8.1) ifadesinden,

$$K \cdot \theta_B = M_{AB} + M_{BC} \quad (8.3)$$

bağıntısı elde edilir. Bu bağıntı (8.2) ifadesinde yerine konulursa,

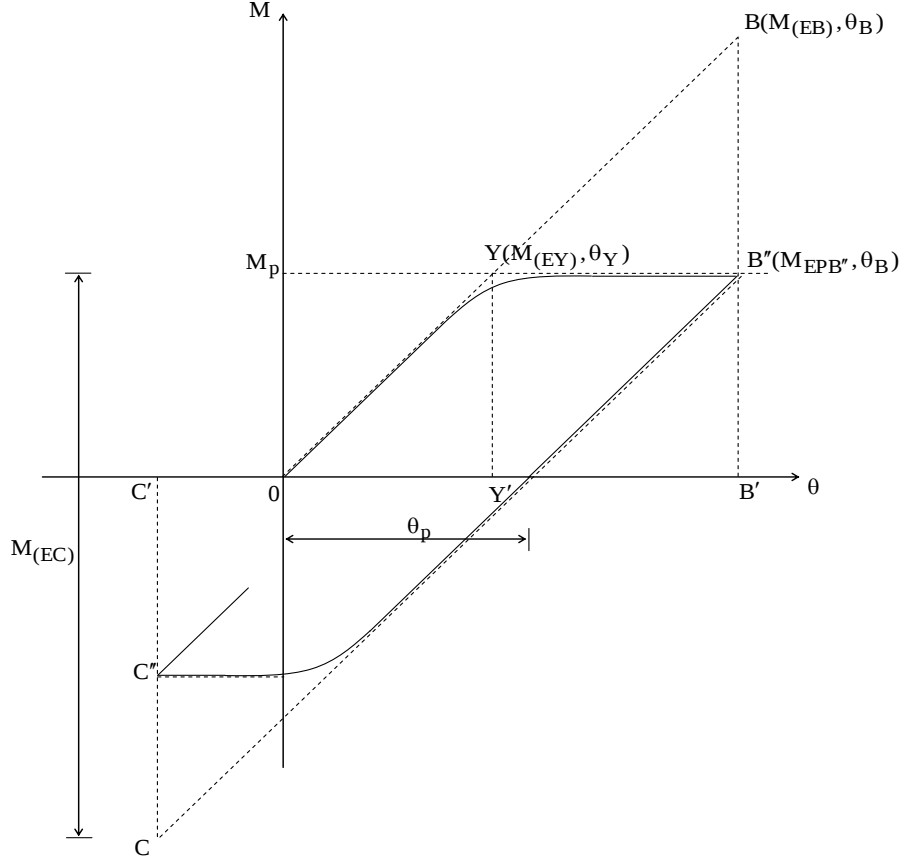
$$\psi_B = \frac{K \cdot \theta_B}{EI} \quad (8.4)$$

eğrilik bağıntısı elde edilir.[8].

(8.4) ifadesinden de görüldüğü gibi eğrilik ile etkili açısai deplasmanı arasında,

$$\theta_B = \lambda \cdot \psi_B \quad (8.5)$$

şeklinde bir ilişki vardır. Burada $\lambda = EI / K$ şeklinde tanımlanabilen bir katsayıdır.



Şekil 8.2: Eğrilığe dayanan süneklik oranı

Bu özellikten ve Şekil 8.2’de verilen eleman uç momenti ile etkili açısall uç deplasmanı arasındaki histeresis ilişkiden yararlanılarak eğriliğe dayanan süneklik oranı, eğri üzerinde ilk yükleme evresi sonundaki bir B'' elastik boşalma noktası için,

$$\mu = \frac{M_{EB}}{M_{EY}} = \frac{\theta_B}{\theta_Y} = \frac{\psi_B}{\psi_Y} \quad (8.6)$$

olarak elde edilir.[8]. Burada M_B ve M_Y değerleri, θ_B ve θ_Y etkili açısall uç deplasmanları için elemanın tamamen elastik olduğu varsayılarak hesaplanan uç momentleridir. Şekil 8.2’de görülen ve B'' ile C'' noktaları arasındaki elastik tam boşalma ve tekrar yükleme evresinde yer alan C'' elastik boşalma noktası için süneklik oranı, θ_p kalıcı plastik etkili açısall uç deplasmanını veya karşı gelen ψ_p kalıcı plastik eğriliği içerecek şekilde,

$$\mu^* = \frac{\bar{M}_{EC} - \bar{M}_{EPB''}}{M_{EY}} \quad (8.7)$$

olarak ifade edilir.[8]. Burada, $\bar{M}_{EC}$ elastik tam boşalma ve tekrar yükleme evresine karşı gelen elastik momenti, $\bar{M}_{EPB''}$ ise B'' elastik tam boşalma noktasına karşı gelen elasto-plastik momenttir.

Sonuç olarak, (r) numaralı üç boyutlu bir ij elemanı için ilk yükleme evresine ait süneklik oranları,

$$\mu_{ii}^{(r)} = \frac{M_{ii(E)}^{(r)}}{M_{ii(E)Y}^{(r)}} \quad (8.8a)$$

$$\mu_{ij}^{(r)} = \frac{M_{ij(E)}^{(r)}}{M_{ij(E)Y}^{(r)}} \quad (8.8b)$$

$$\mu_{2i}^{(r)} = \frac{M_{2i(E)}^{(r)}}{M_{2i(E)Y}^{(r)}} \quad (8.8c)$$

$$\mu_{2j}^{(r)} = \frac{M_{2j(E)}^{(r)}}{M_{2j(E)Y}^{(r)}} \quad (8.8d)$$

olarak elde edilirler.[8]. Burada, $M_{ii(E)}^{(r)}$, $M_{ij(E)}^{(r)}$, $M_{2i(E)}^{(r)}$ ve $M_{2j(E)}^{(r)}$ değerleri, (r) numaralı elemanın i ve j uçlarında enkesitin 1-1 ile 2-2 asal eksenleri etrafındaki

elastik uç momentlerini, $M_{1i(E)Y}^{(r)}$, $M_{1j(E)Y}^{(r)}$, $M_{2i(E)Y}^{(r)}$ ve $M_{2j(E)Y}^{(r)}$ değerleri ise, akma noktasında bu momentlere karşı gelen değerleri gösterir.

Benzer şekilde, elastik tam boşalma ve tekrar yükleme evresi için süneklik oranları,

$$\mu_{1i}^{*(r)} = \frac{\overline{M}_{1i(E)}^{(r)} - M_{1iEP}^{(r)}}{M_{1i(E)Y}^{(r)}} \quad (8.9a)$$

$$\mu_{1j}^{*(r)} = \frac{\overline{M}_{1j(E)}^{(r)} - M_{1jEP}^{(r)}}{M_{1j(E)Y}^{(r)}} \quad (8.9b)$$

$$\mu_{2i}^{*(r)} = \frac{\overline{M}_{2i(E)}^{(r)} - M_{2iEP}^{(r)}}{M_{2i(E)Y}^{(r)}} \quad (8.9c)$$

$$\mu_{2j}^{*(r)} = \frac{\overline{M}_{2j(E)}^{(r)} - M_{2jEP}^{(r)}}{M_{2j(E)Y}^{(r)}} \quad (8.9d)$$

olarak elde edilirler.[8]. Burada, $\overline{M}_{1i(E)}^{(r)}$, $\overline{M}_{1j(E)}^{(r)}$, $\overline{M}_{2i(E)}^{(r)}$ ve $\overline{M}_{2j(E)}^{(r)}$ değerleri, (r) numaralı elemanın i ve j uçlarında, elastik tam boşalma ve tekrar yükleme evresi için tanımlanmış olan, enkesitin 1-1 ile 2-2 asal eksenleri etrafındaki elastik uç momentlerini, $M_{1iEP}^{(r)}$, $M_{1jEP}^{(r)}$, $M_{2iEP}^{(r)}$ ve $M_{2jEP}^{(r)}$ değerleri ise, (r) numaralı elemanın i ve j uçlarında, ele alınan her bir elastik tam boşalma ve tekrar yükleme evresinin başladığı noktaya ait elasto-plastik uç momentlerini gösterir.

8.2 Enerjiye Dayanan Süneklik Oranının Tanımı

Sistemin elemanlarının uç noktalarında, plastik açısallık uç deplasmanları oluşmaya başlayınca, sisteme giren enerji de bu uç noktalarında harcanmaya başlar. Bir (r) numaralı elemanın uçlarında, lineer olmayan uç moment-açısallık uç deplasmanı bağıntısı söz konusu olduğunda, harcanan enerji, karşı gelen plastik açısallık uç deplasmanı ile orantılıdır denilebilir.[8]. Plastik açısallık uç deplasmanları nedeni ile harcanan enerji ve karşı gelen plastik açısallık uç deplasmanı arasındaki bu özellikten yararlanılarak yapılan süneklik oranı tanımına uygun olarak, şekil 8.3'den, ilk yükleme evresi için (r) numaralı bir elemanın uç noktalarında,

$$\mu^{(r)} = 1 + \frac{E_{p(1)}^{(r)}}{E_{E(1)}^{(r)}} \quad (8.10)$$

olarak tanımlanmıştır. Burada $E_{p(1)}^{(r)}$, elemanın ele alınan ucundaki plastik açısal deplasmanı nedeniyle ilk yükleme evresinde harcanan enerjiyi, $E_{E(1)}^{(r)}$ ise elastik açısal uç deplasmanı tarafından depolanan enerjiyi ifade etmektedir.[8].

Benzer şekilde, (r) numaralı elemanın ele alınan ucunda, elastik tam boşalmayı izleyen tekrar yükleme evresindeki (şekil 8.3’de B ile C arasındaki eğri) süneklik oranı,

$$\mu^{*(r)} = 1 + \frac{E_{p(2)}^{(r)}}{E_{E(2)}^{(r)}} \quad (8.11)$$

olarak ifade edilmiştir. Burada, $E_{p(2)}^{(r)}$ ve $E_{E(2)}^{(r)}$ elastik tam boşalmayı izleyen tekrar yükleme evresi için, $E_{p(1)}^{(r)}$ ve $E_{E(1)}^{(r)}$ ile eş anlamdadır.

Böylece (8.10) ve (8.11) ifadelerinde tanımlanan süneklik oranları, şekil 8.3’de görülen (r) numaralı üç boyutlu bir ij elemanının ilk yükleme evresi için,

$$\mu_{ii}^{(r)} = 1 + \frac{E_{pli(1)}^{(r)}}{E_{Eli(1)}^{(r)}} \quad (8.12a)$$

$$\mu_{ij}^{(r)} = 1 + \frac{E_{p1j(1)}^{(r)}}{E_{E1j(1)}^{(r)}} \quad (8.12b)$$

$$\mu_{2i}^{(r)} = 1 + \frac{E_{p2i(1)}^{(r)}}{E_{E2i(1)}^{(r)}} \quad (8.12c)$$

$$\mu_{2j}^{(r)} = 1 + \frac{E_{p2j(1)}^{(r)}}{E_{E2j(1)}^{(r)}} \quad (8.12d)$$

olarak tanımlanmıştır. Burada, $E_{pli(1)}^{(r)}$, $E_{p1j(1)}^{(r)}$, $E_{p2i(1)}^{(r)}$, $E_{p2j(1)}^{(r)}$ ve $E_{Eli(1)}^{(r)}$, $E_{E1j(1)}^{(r)}$, $E_{E2i(1)}^{(r)}$, $E_{E2j(1)}^{(r)}$ değerleri, (r) numaralı elemanın i ve j uçlarındaki kesitlerin 1-1 ve 2-2 asal eksenleri etrafında, $E_{p(1)}^{(r)}$ ve $E_{E(1)}^{(r)}$ ile eş anlamdadır.[8].

Elastik tam boşalmayı izleyen tekrar yükleme evresi için süneklik oranları,

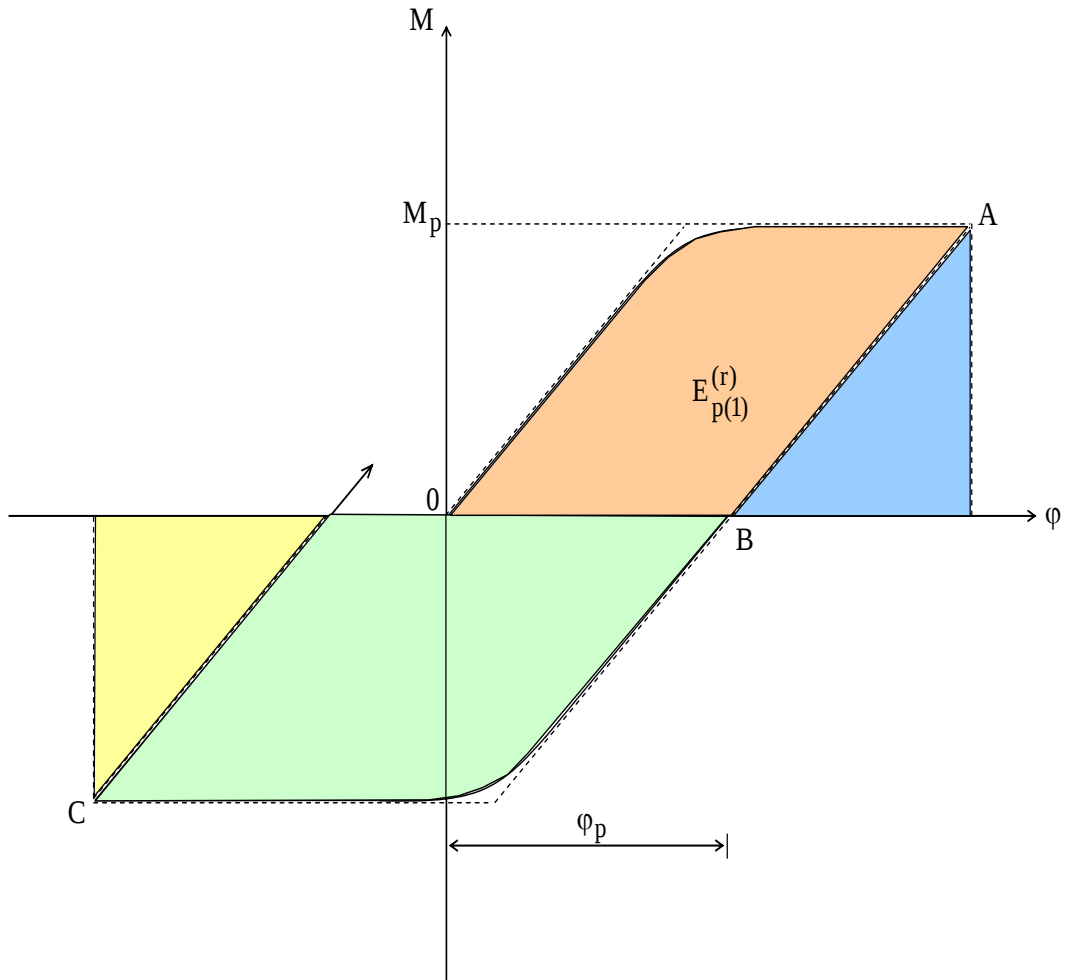
$$\mu_{li}^{*(r)} = 1 + \frac{E_{pli(2)}^{(r)}}{E_{Eli(2)}^{(r)}} \quad (8.13a)$$

$$\mu_{lj}^{*(r)} = 1 + \frac{E_{plj(2)}^{(r)}}{E_{E1j(2)}^{(r)}} \quad (8.13b)$$

$$\mu_{2i}^{*(r)} = 1 + \frac{E_{p2i(2)}^{(r)}}{E_{E2i(2)}^{(r)}} \quad (8.13c)$$

$$\mu_{2j}^{*(r)} = 1 + \frac{E_{p2j(2)}^{(r)}}{E_{E2j(2)}^{(r)}} \quad (8.13d)$$

olarak verilmiştir. Burada, $E_{pli(2)}^{(r)}$, $E_{plj(2)}^{(r)}$, $E_{p2i(2)}^{(r)}$, $E_{p2j(2)}^{(r)}$ ve $E_{Eli(1)}^{(r)}$, $E_{E1j(2)}^{(r)}$, $E_{E2i(2)}^{(r)}$, $E_{E2j(2)}^{(r)}$ değerleri, ilk yükleme evresinde tanımlananlar ile eş anlamdadır.[8].

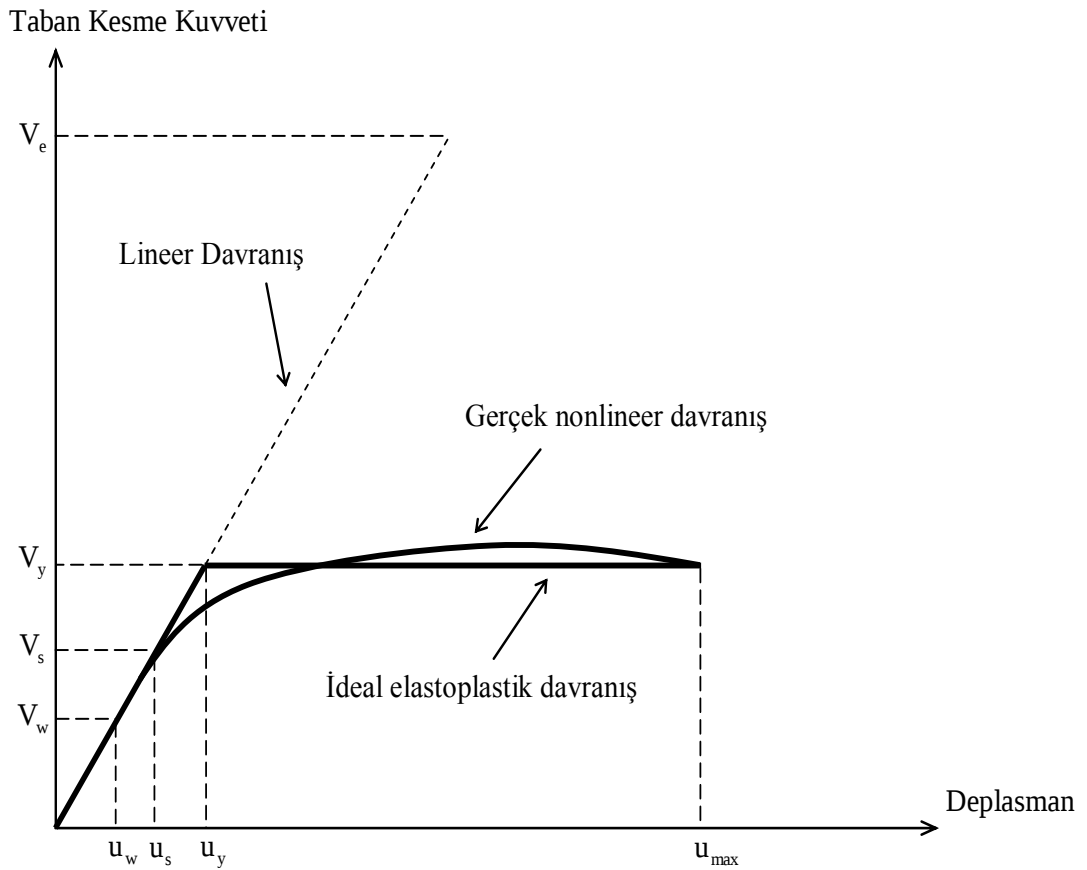


Şekil 8.3: Enerjiye dayanan süneklik oranı

8.3 Sistem Seviyesinde Süneklik Oranının Tanımı

Sistem seviyesinde süneklik değeri, yapıların depreme dayanıklı tasarımı için önemli bir faktördür. Çünkü bu değer sismik tasarım yöntemlerinde yaygın olarak kullanılan Yapı Davranış Katsayısı (veya Kuvvet Azaltma Katsayısı) ile alakalı bir değerdir.

Depreme uygun tasarımda, yapının süneklik kapasitesinin, deprem tasarım yükü ile elde edilen süneklik değerinden büyük olması gereklidir. UBC (Uniform Building Code) gibi bir çok depreme dayanıklı yapı tasarım standartında, deprem yükünü azaltma katsayısı, yapının elastik olmayan bölgede harcayabileceği enerji yeteneğini yansıtmak için kullanılmıştır. [153].



Şekil 8.4: Yapının elastik olmayan davranışı [153]

Deprem yükünü azaltma katsayısı R , UBC'ye göre; süneklik azaltma katsayısı (R_μ), sistem akma yükünün ilk plastik mafsallın olduğu yüke oranını gösteren dayanım ötesi katsayısı (R_s) ve ilk plastik mafsallın olduğu yükün elastik tasarım yüküne oranını ifade eden emniyet gerilmesi katsayısının (Y) çarpımıyla tanımlanmıştır. (Şekil 8.4).

$$R = R_{\mu} \cdot R_s \cdot Y \quad (8.14)$$

$$R_{\mu} = V_e / V_y, \quad R_s = V_y / V_s, \quad Y = V_s / V_w \quad (8.15)$$

Sistem seviyesinde süneklik değeri, maksimum sistem yerdeğiştirmesinin (u_{max}) akma yerdeğiştirmesine (u_y) oranı olarak tanımlanmıştır.

$$\mu_{sys} = \frac{u_{max}}{u_y} \quad (8.16)$$

Süneklik azaltma katsayısı R_{μ} ; yapının periyoduna, süneklik ve sönüm değerlerine bağlı bir fonksiyon olarak tanımlanmıştır. Ancak esas olarak süneklik değerine bağlıdır. Süneklik gereksinim değeri artarsa, süneklik azaltma katsayısı da artar. Newmark ve Hall tarafından yapılan çalışmada, $T > 0.50$ sn olması durumunda R_{μ} 'nin, sistem süneklik değerine eşit alınabileceği gösterilmiştir.

Çok katlı çelik yapıların sistem seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri, eleman seviyesindeki maksimum süneklik gereksinim değerlerinin yaklaşık olarak 1/2-1/3'ü oranında olduğu araştırmalar sonucunda belirlenmiştir. Bu çalışmada eleman seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri eğrilik ve enerjiye göre iki değişik şekilde hesaplanmıştır. Sistem seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri (sistemin maksimum yerdeğiştirmesi/akma yerdeğiştirmesi) ise, sistemde kat mekanizmasının olduğu kata ait yanal yerdeğiştirmeler ile taban kesme kuvvetleri arasındaki ilişkiden faydalanılarak hesaplanmıştır.

8.4 Görelî Kat Öteleme Gereksinim Değerinin Tanımı

Maksimum görelî kat ötelemesi, yapının katları arasındaki rölâtif yerdeğiştirmelere duyarlı olan yapısal hasarların tespiti için uygun bir parametre olarak tanımlanmıştır. Bu çalışmada, görelî kat öteleme gereksinim değeri, yaygın olarak kullanılan bir parametre olan görelî kat öteleme açısı (görelî kat ötelemesi/kat yüksekliği) ile ifade edilmiştir. Bu şekilde, sistemin dinamik instabilite (yanal dayanımın sıfıra yaklaşması) durumu görelî kat öteleme gereksinim değeriyle belirlenmiştir. [154].

$$\text{Görelî Kat Öteleme Açısı} = \frac{\text{Görelî Kat Ötelemesi}}{\text{Kat Yüksekliği}}$$

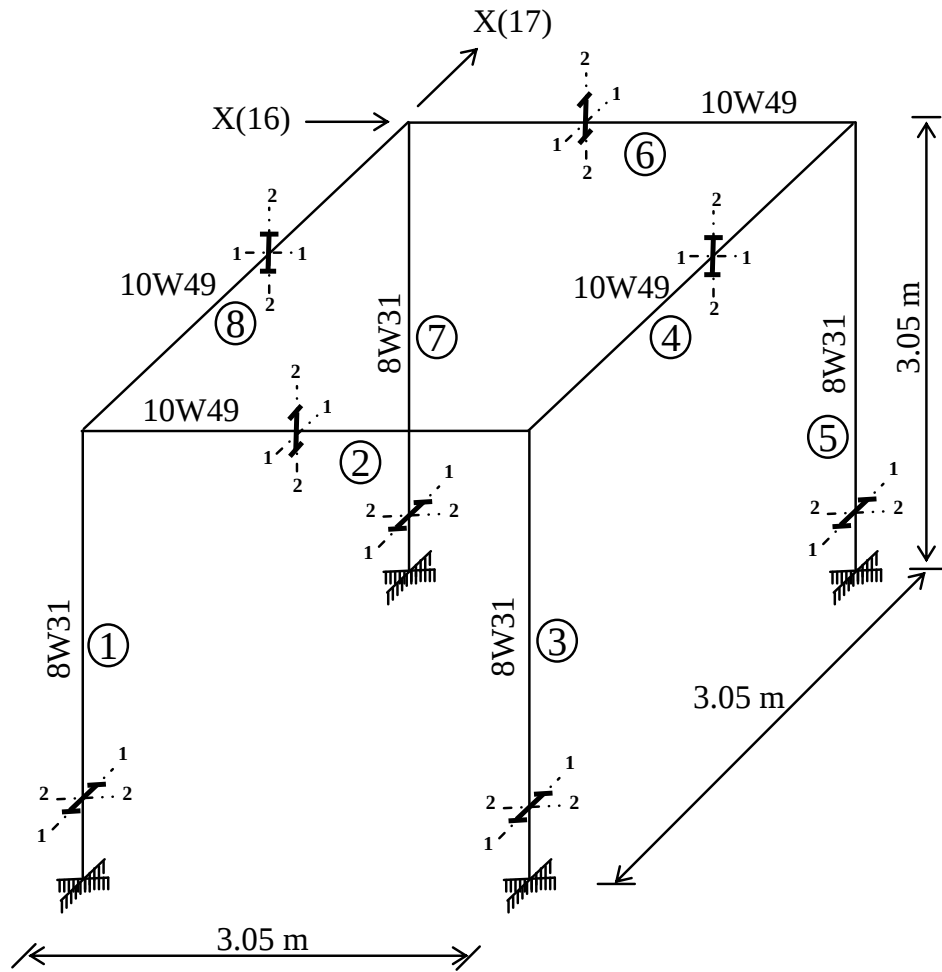
Örnek olarak, Gupta ve Krawinkler [37] tarafından yapılan çalışmada, elastik olmayan dinamik analiz için oluşturulmuş çeşitli çerçeve modellerin deprem yükleri altındaki dinamik instabilitesi incelenmiştir. Model M1’de (20 katlı, moment aktaran çerçeve) arakat görelî kat öteleme açısı 0.16 değerine ulaştığında dinamik instabilite oluşmuştur. Model M2’de (20 katlı, panel bölge etkisi gözönüne alınmış moment aktaran çerçeve) ise dinamik instabilite görelî kat öteleme açısı 0.235 değerine ulaştığında oluşmuştur.

9. SAYISAL UYGULAMALAR

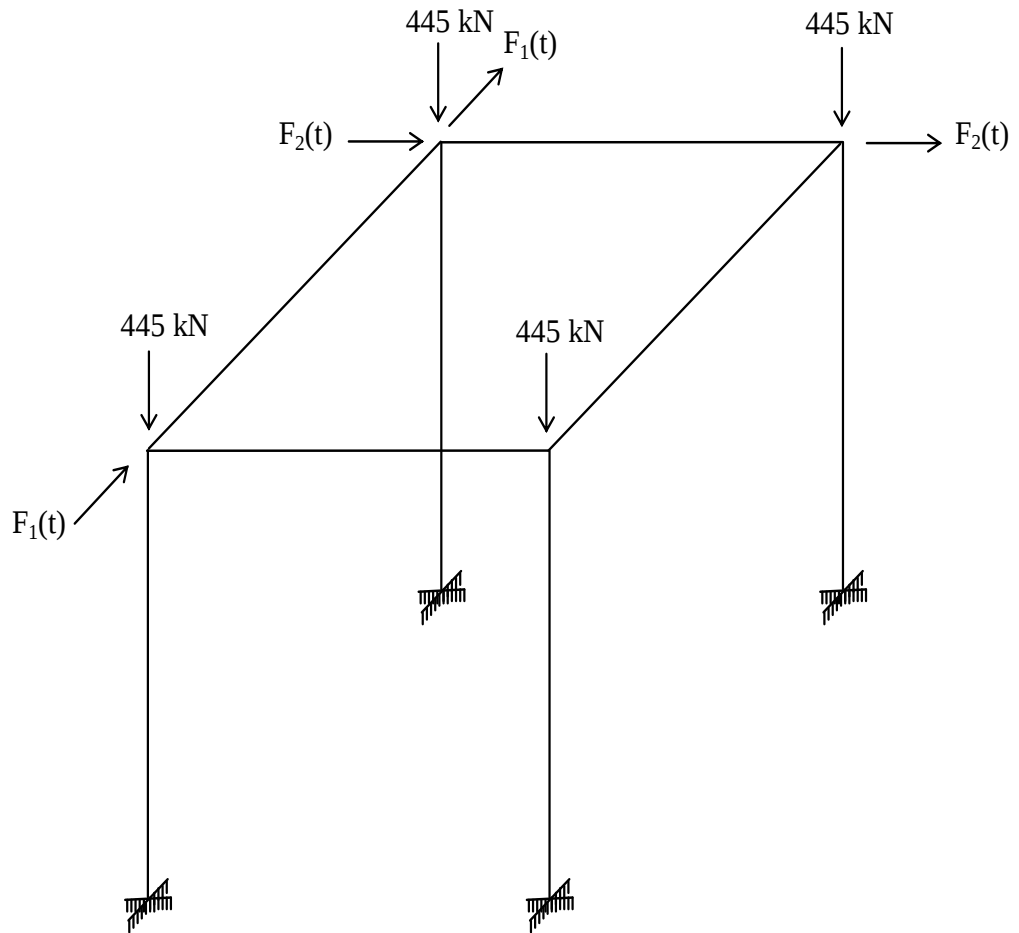
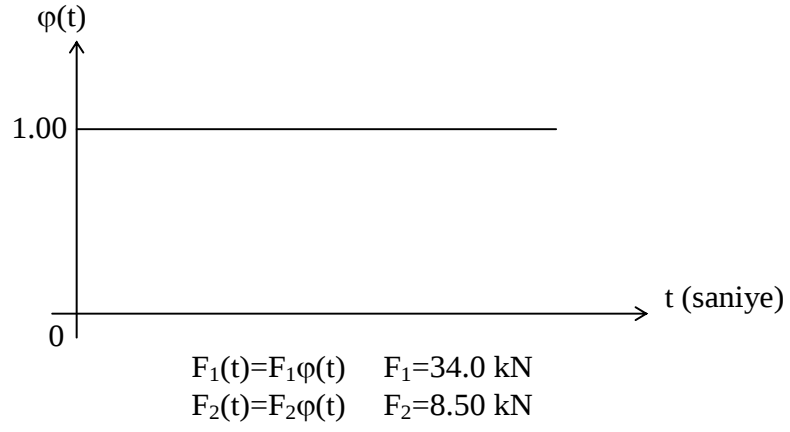
9.1 Tek Açıklıklı ve Tek Katlı Uzay Çerçeve Sistemi

Bu uygulamada, şekil 9.1’de görülen tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sisteminin şekil 9.2’de tanımlı dış yükler altındaki elastik ve elasto-plastik davranışı incelenmiştir. Ele alınan uzay çerçeve sisteminin rijitliğine döşeme sisteminin etkisi gözönünde tutulmamıştır.

Malzeme olarak ASTM A36 (St 37) çeliği kullanılmıştır ve b değeri 10 olarak hesaba katılmıştır.

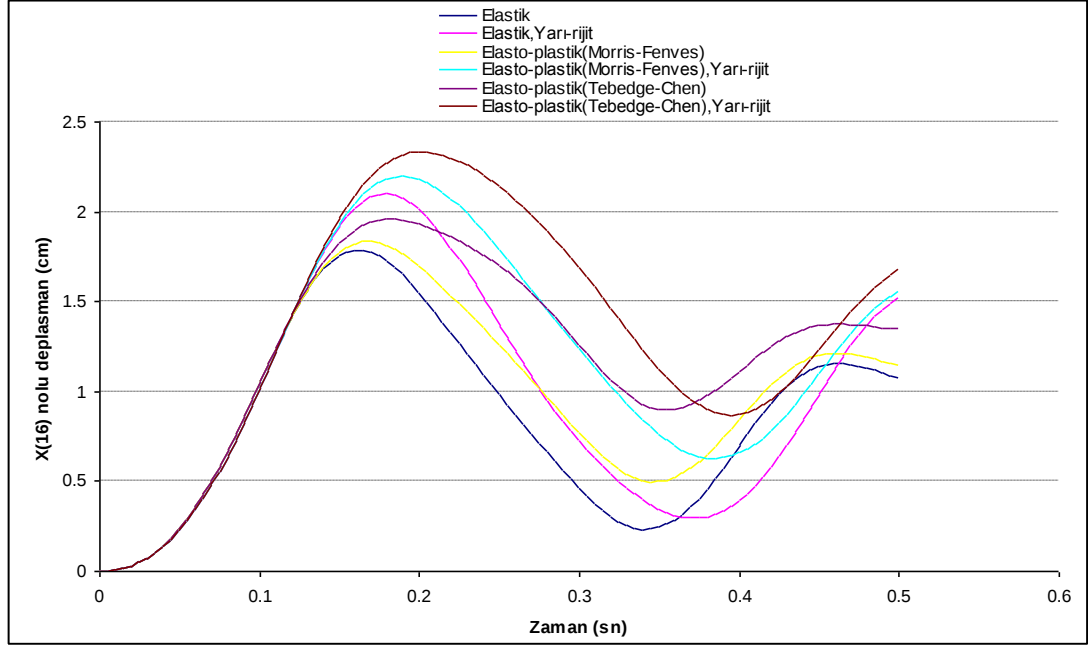


Şekil 9.1: Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sistemi

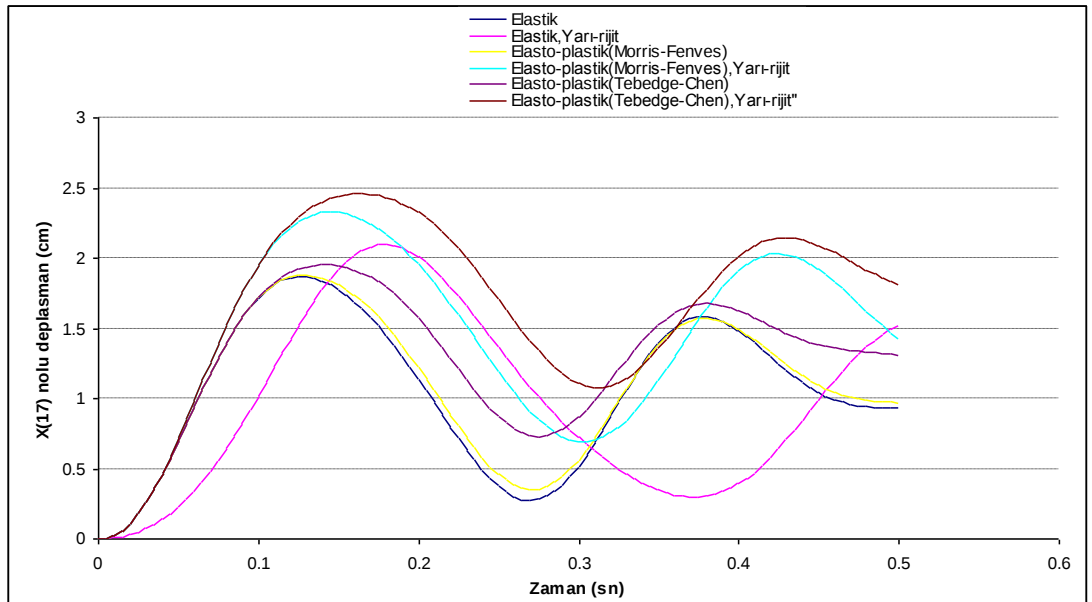


Şekil 9.2: Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sistemine ait yük durumu

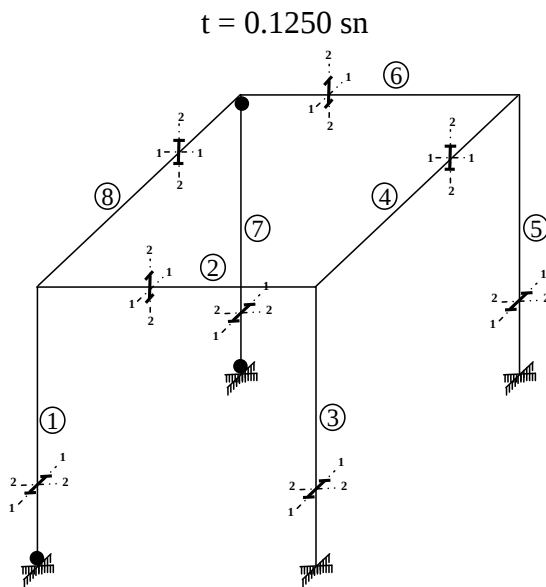
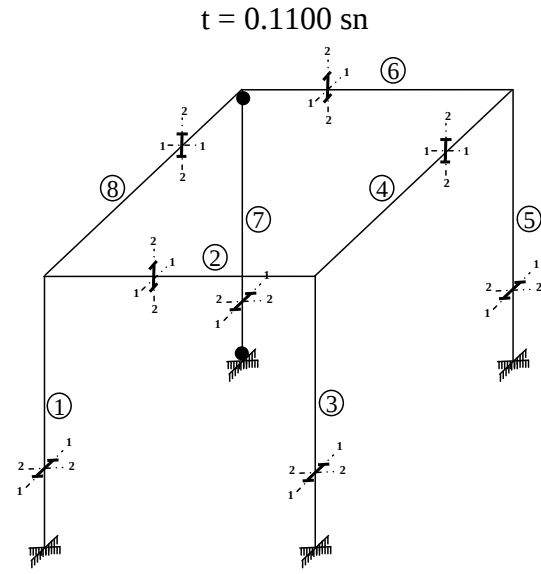
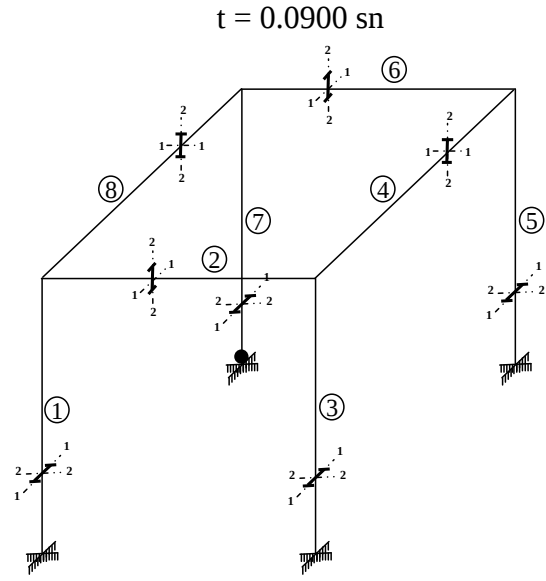
Şekil 9.3 ve 9.4’de sistemin X_{16} ve X_{17} düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik cevaplar verilmiştir.



Şekil 9.3: $X_{16}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

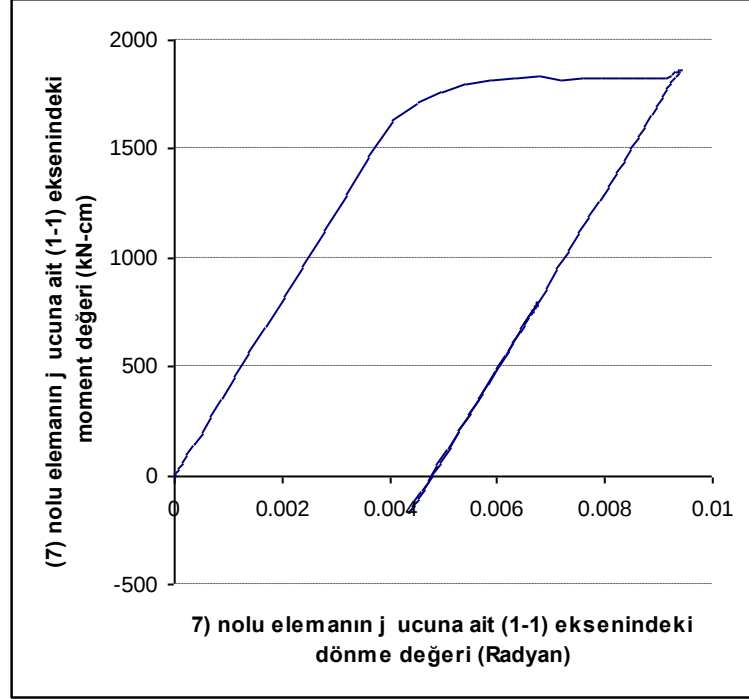


Şekil 9.4: $X_{17}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

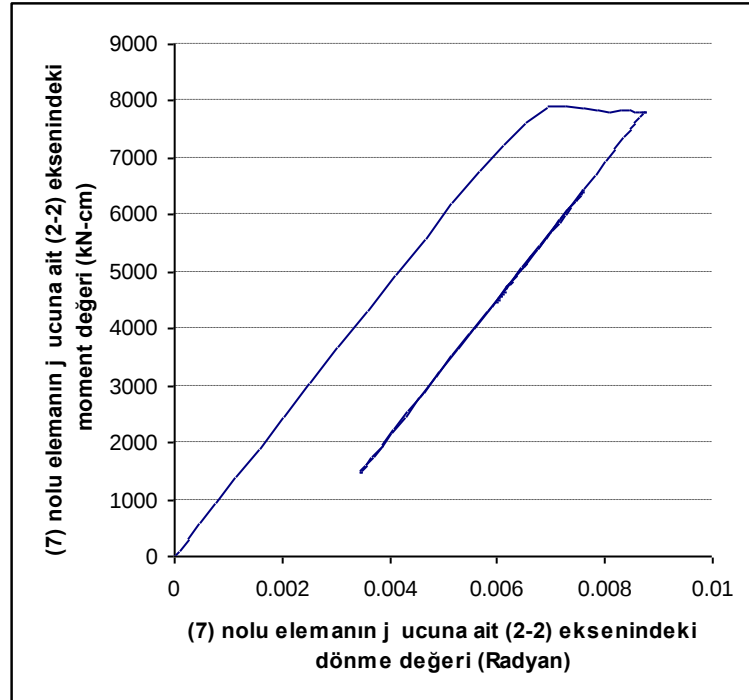


Şekil 9.5: Tek katlı sisteme ait plastik mafsall yerleşimi (Tebedge&Chen)

Şekil 9.5’de sistemin elasto-plastik analizinde malzemenin akma yüzeyi olarak Tebedge&Chen yaklaşımı kullanılarak elde edilen çözümüne ait sistemde oluşan plastik mafsalların konumları ve oluşum zamanları belirtilmiştir.



Şekil 9.6: (7) nolu elemanın j ucunda ve 1-1 eksenindeki moment-dönme ilişkisi (Tebedge&Chen)

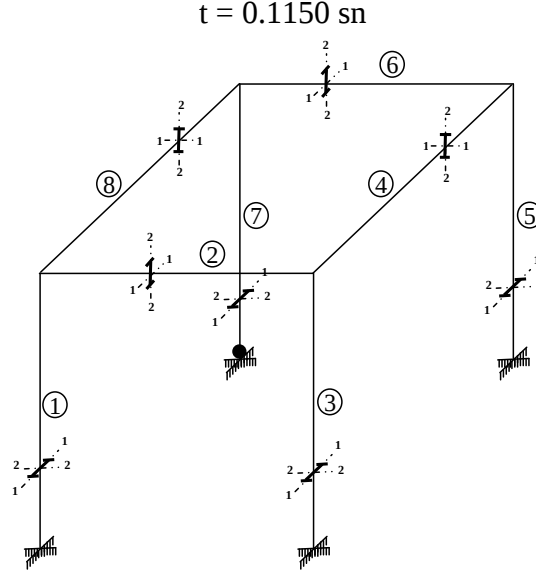


Şekil 9.7: (7) nolu elemanın j ucunda ve 2-2 eksenindeki moment-dönme ilişkisi (Tebedge&Chen)

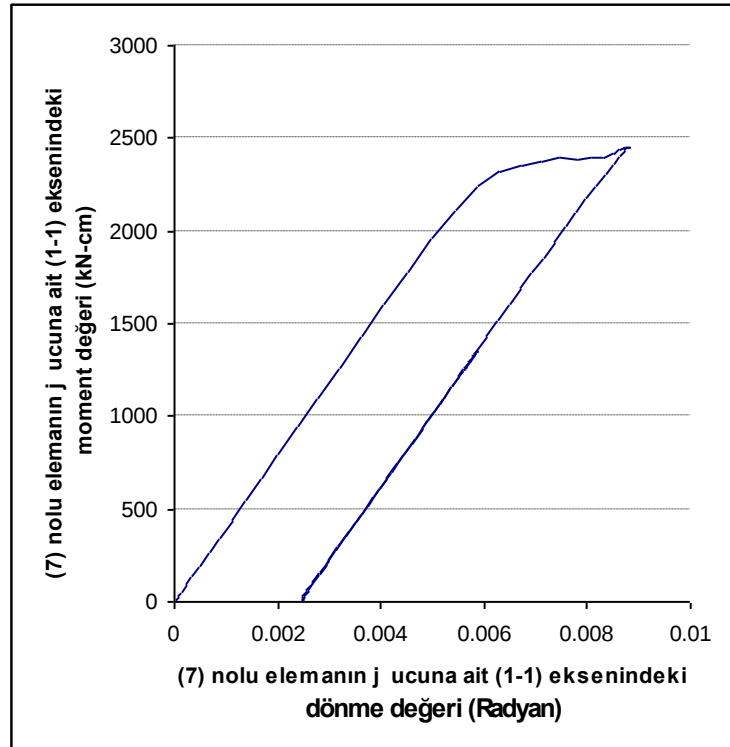
Tablo 9.1: Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sisteminde süneklilik oranları
(Tebedge&Chen)

ZAMAN t (sn)	İNTEGRASYON SONUCUNA AİT % HATA	7 NOLU ELEMANIN SON NOKTASINDA KESİTİN 1-1 ASAL EKSENİ ETRAFINDAKİ	
		SÜNEKLİK ORANI	
		EĞRİLİĞE GÖRE	ENERJİYE GÖRE
0.105	0.0001	1.1021	1.1491
0.110	0.0002	1.2047	1.3065
0.115	0.0002	1.3083	1.4768
0.120	0.0002	1.4093	1.6281
0.125	0.0002	1.5064	1.7400
0.130	0.0003	1.5994	1.7979
0.135	0.0003	1.6843	1.8438
0.140	0.0003	1.7619	1.9029
0.145	0.0003	1.8314	1.9276
0.150	0.0003	1.8921	1.9426
0.155	0.0003	1.9445	1.9485
0.160	0.0003	1.9872	1.9485
0.165	0.0003	2.0219	1.9485
0.170	0.0004	2.0469	1.9485
0.175	0.0004	2.0644	1.9485
0.180	0.0004	2.0750	1.9485
0.185	0.0003	2.0784	1.9485
0.190	0.0003	2.0784	1.9485

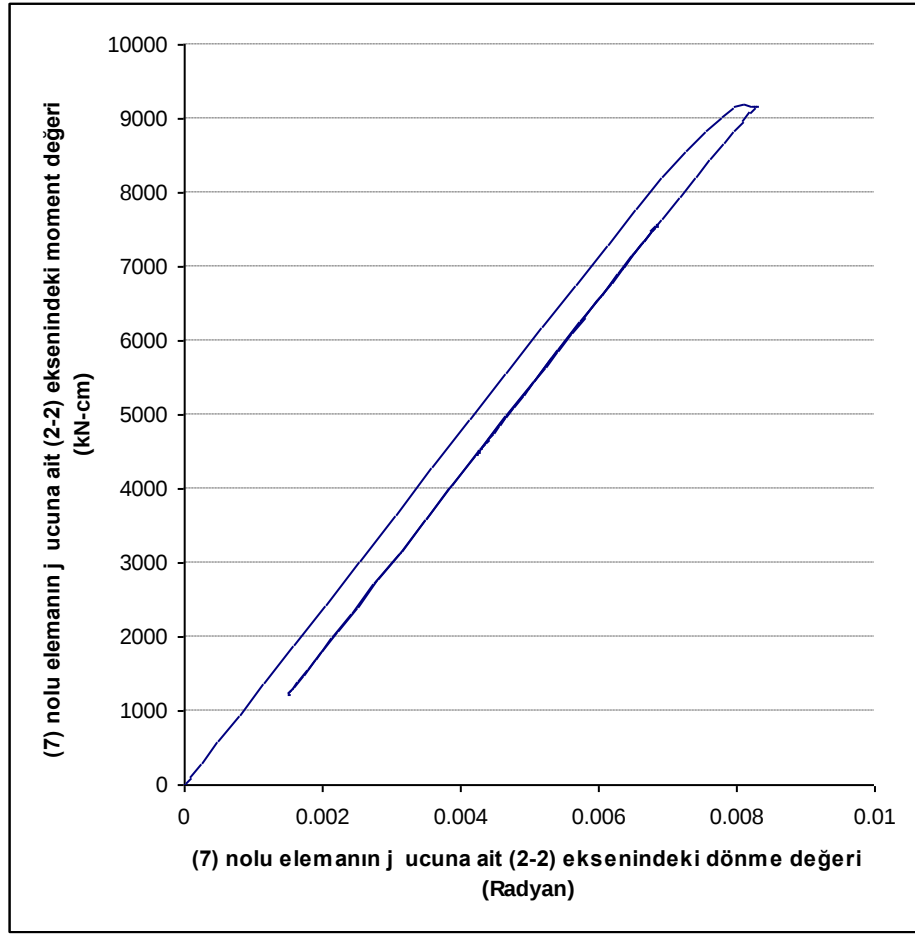
Şekil 9.6 ve 9.7’de sırasıyla, 7 numaralı elemanın son noktasındaki 1-1 ve 2-2 asal eksenleri etrafında, uç moment-etkili açılal uç deplasmanı arasındaki histerik davranışa ait eğriler verilmiştir. Bu eğriler bölüm 4.2’ de tanımlanmış olan histerik davranışa tamamen uymaktadır. Tablo 9.1’ de sistemin 7 numaralı elemanın son noktasındaki kesitin 1-1 asal eksen etrafındaki süneklik oranları verilmiştir.



Şekil 9.8: Tek katlı sisteme ait plastik mafsall yerleşimi (Morris&Fenves)



Şekil 9.9: (7) nolu elemanın j ucunda ve 1-1 eksen etrafındaki moment-dönme ilişkisi (Morris&Fenves)



Şekil 9.10: (7) nolu elemanın j ucunda ve 2-2 eksenindeki moment-dönme ilişkisi (Morris&Fenves)

Şekil 9.8’de sistemin elasto-plastik analizinde malzemenin akma yüzeyi olarak Morris&Fenves yaklaşımı kullanılarak elde edilen çözüme ait sistemde oluşan plastik mafsalların konumları ve oluşum zamanları belirtilmiştir. Şekil 9.9 ve 9.10’da ise bu yaklaşıma uygun çözüm sonucunda, 7 numaralı elemanın son noktasındaki 1-1 ve 2-2 asal eksenleri etrafında, uç moment-etkili açısallık uç deplasmanı arasındaki histerik davranışa ait eğriler verilmiştir. Tablo 9.2’ de sistemin 7 numaralı elemanın son noktasındaki kesitin 1-1 asal eksen etrafındaki süneklik oranları belirtilmiştir.

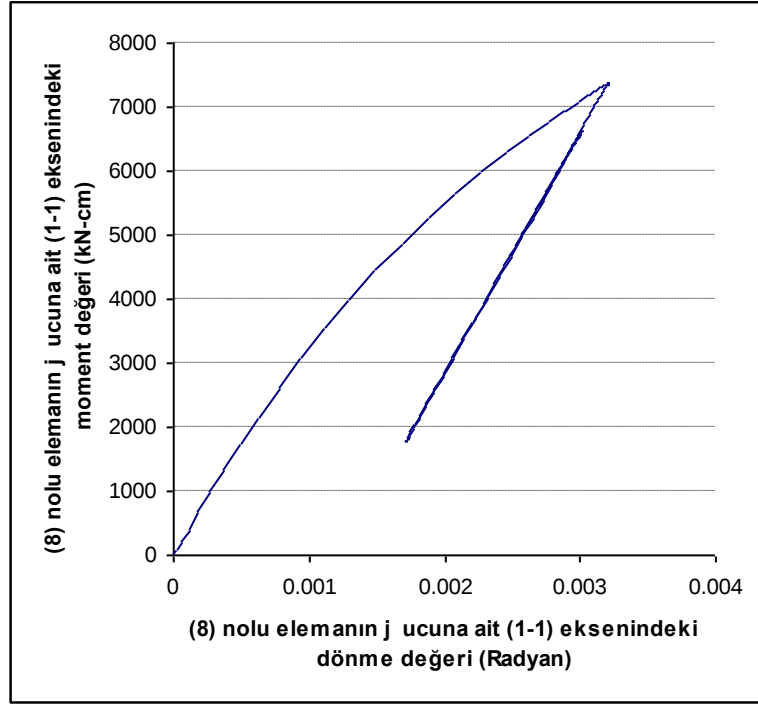
Tablo 9.2: Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sisteminde süneklilik oranları
(Morris&Fenves)

ZAMAN t (sn)	İNTEGRASYON SONUCUNA AİT % HATA	7 NOLU ELEMANIN SON NOKTASINDA KESİTİN 1-1 ASAL EKSENİ ETRAFINDAKİ	
		SÜNEKLİK ORANI	
		EĞRİLİĞE GÖRE	ENERJİYE GÖRE
0.125	0.0002	1.0729	1.1679
0.130	0.0003	1.1425	1.2142
0.135	0.0003	1.2075	1.2374
0.140	0.0003	1.2673	1.2395
0.145	0.0003	1.3206	1.2395
0.150	0.0003	1.3666	1.2395
0.155	0.0003	1.4050	1.2395
0.160	0.0002	1.4351	1.2395
0.165	0.0001	1.4572	1.2395
0.170	0.0001	1.4712	1.2395
0.175	0.0001	1.4775	1.2395
0.180	0.0001	1.4775	1.2395

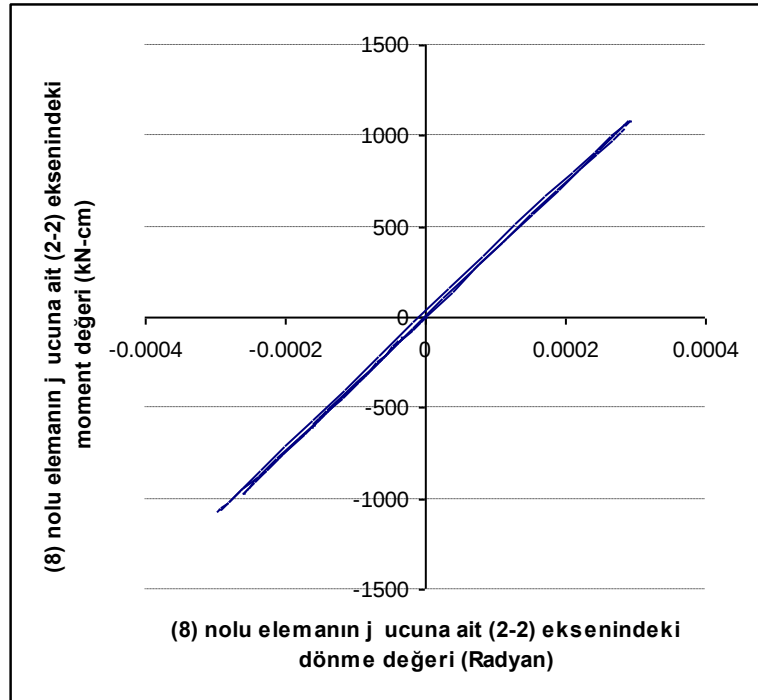
Yarı-rijit birleşimler için bölüm 3’ de belirtildiği şekilde hesaplanan birleşim parametrelerinin değerleri aşağıda verilmiştir;

W8x31 enkesitli kolonlar ile W10x49 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L4x4x3/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,

$$R_{ki} = 3742345.00 \text{ kN-cm/rad}, \quad M_u = 13972.45 \text{ kN-cm}, \quad n = 1.237$$



Şekil 9.11: Yarı-rijit birleşimli (8) nolu elemanın j ucunda ve 1-1 eksenini etrafındaki moment-dönme ilişkisi (Morris&Fenves)



Şekil 9.12: Yarı-rijit birleşimli (8) nolu elemanın j ucunda ve 2-2 eksenini etrafındaki moment-dönme ilişkisi (Morris&Fenves)

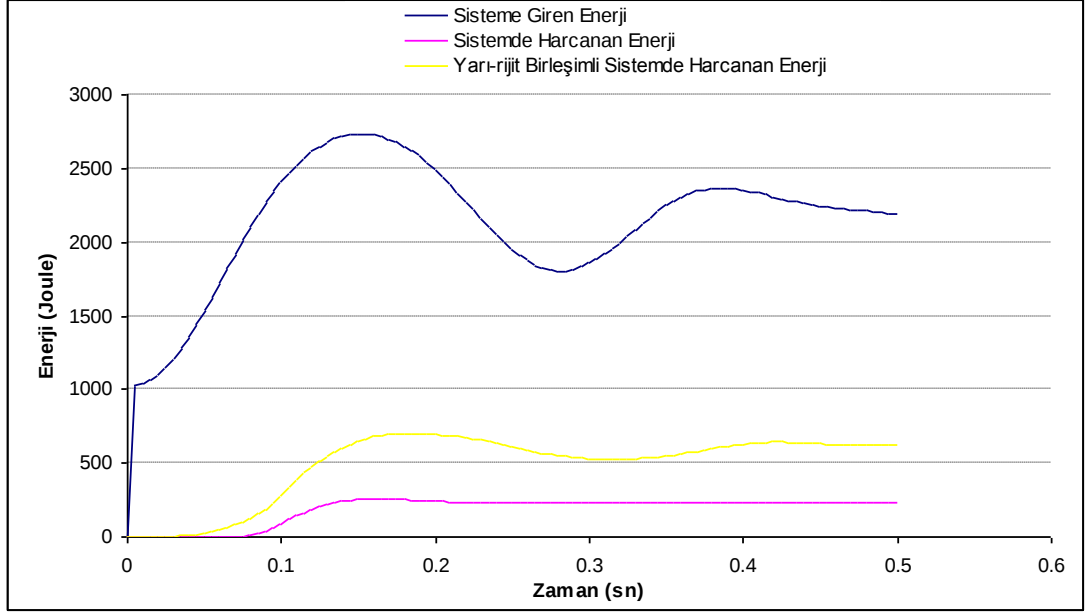
Şekil 9.11 ve 12’de tek katlı yarı-rijit birleşimli sistemin 8 numaralı elemanın son noktasındaki 1-1 ve 2-2 asal eksenleri etrafında, uç moment-etkili açısıl uç deplasmanı arasındaki histerik davranışa ait eğriler verilmiştir.

Tablo 9.3’ de ise tek katlı yarı-rijit birleşimli sistemin 7 numaralı elemanın son noktasındaki kesitin 1-1 asal eksenini etrafındaki süneklik oranları belirtilmiştir.

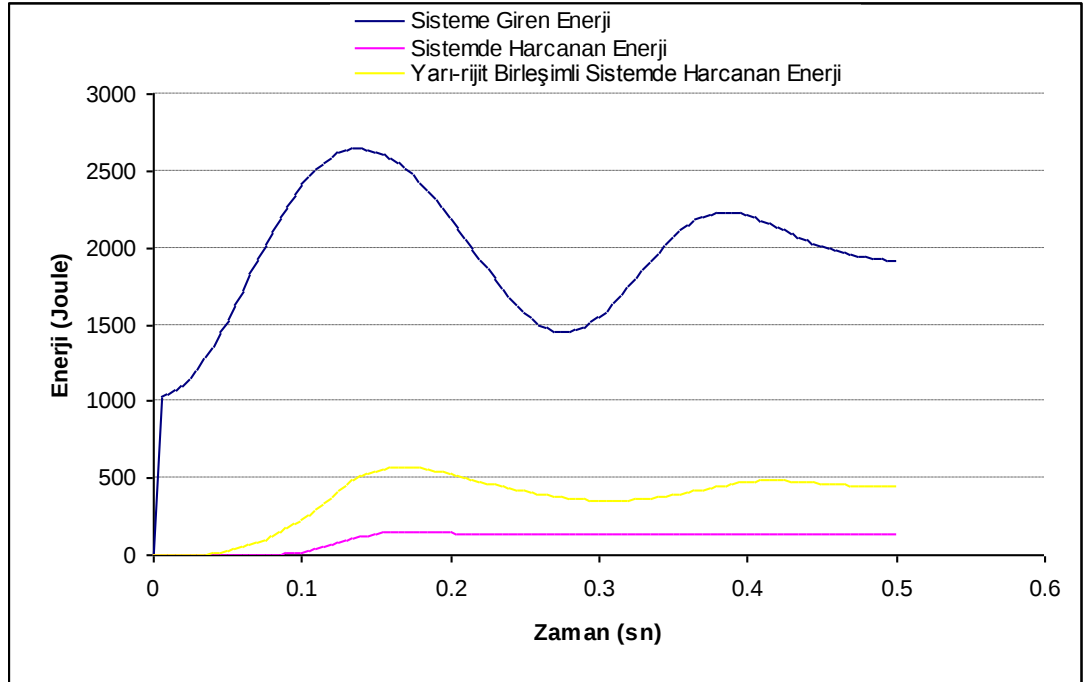
Tablo 9.3: Tek açıklıklı ve tek katlı yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sisteminde süneklik oranları (Morris&Fenves)

ZAMAN t (sn)	İNTEGRASYON SONUCUNA AİT % HATA	7 NOLU ELEMANIN SON NOKTASINDA KESİTİN 1-1 ASAL EKSENİ ETRAFINDAKİ	
		SÜNEKLİK ORANI	
		EĞRİLİĞE GÖRE	ENERJİYE GÖRE
0.125	0.0003	1.0000	1.1776
0.130	0.0003	1.0756	1.2710
0.135	0.0003	1.1492	1.3478
0.140	0.0003	1.2206	1.4077
0.145	0.0004	1.2887	1.4491
0.150	0.0004	1.3535	1.4728
0.155	0.0004	1.4139	1.4794
0.160	0.0004	1.4692	1.4794
0.165	0.0004	1.5186	1.4794
0.170	0.0004	1.5613	1.4794
0.175	0.0004	1.5974	1.4794
0.180	0.0004	1.6260	1.4794
0.185	0.0004	1.6474	1.4794
0.190	0.0004	1.6618	1.4794
0.195	0.0004	1.6688	1.4794
0.200	0.0004	1.6694	1.4794
0.205	0.0003	1.6694	1.4794

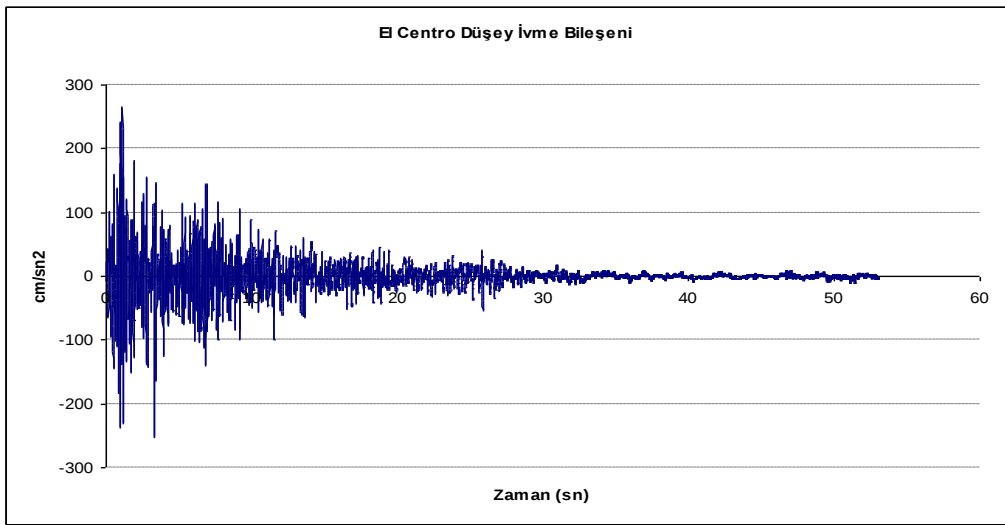
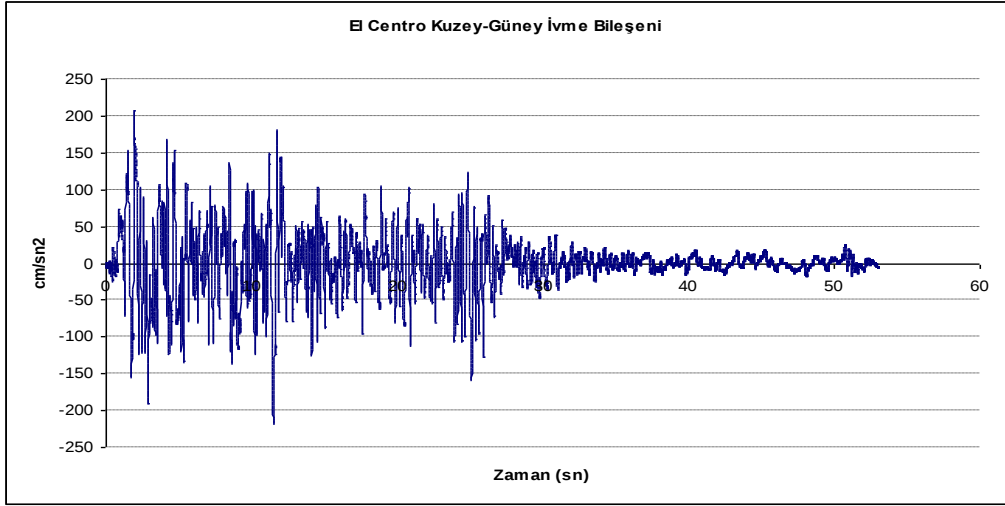
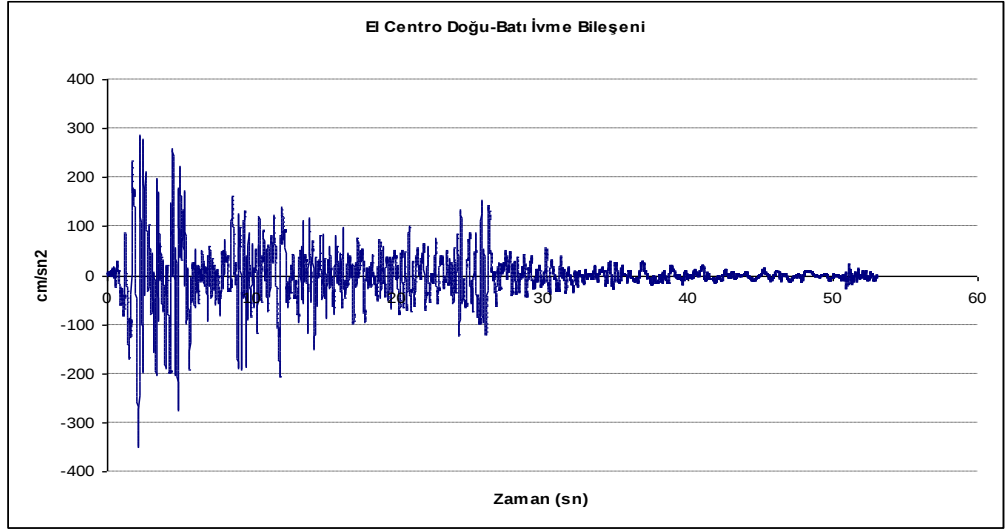
Şekil 9.13 ve 14’ de sistemin elasto-plastik analizinde malzemenin her iki akma yüzeyi yaklaşımı kullanılarak elde edilen çözümlere ait sisteme giren ve sistemde harcanan enerji değerlerinin zamana göre değişimi verilmiştir.



Şekil 9.13: Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi (Tebedge&Chen)



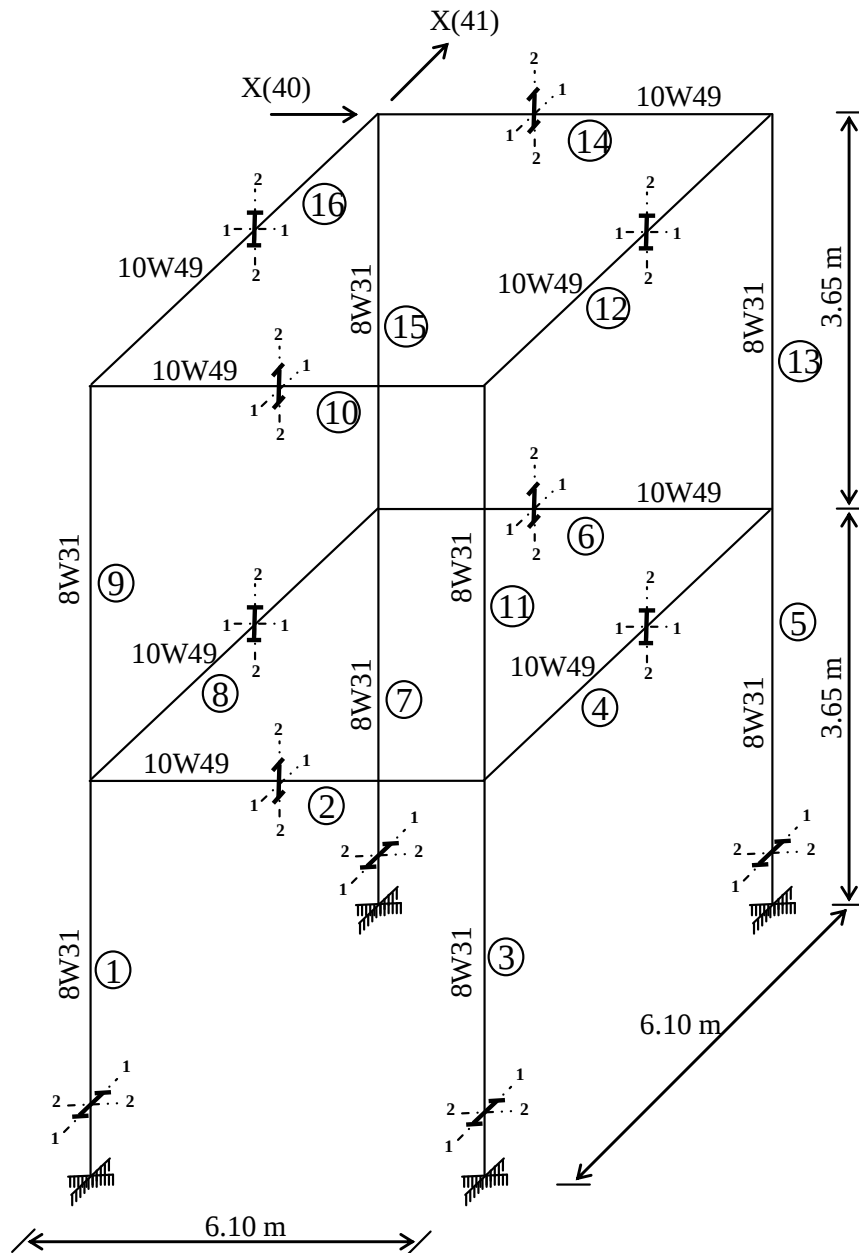
Şekil 9.14: Tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi (Morris&Fenves)



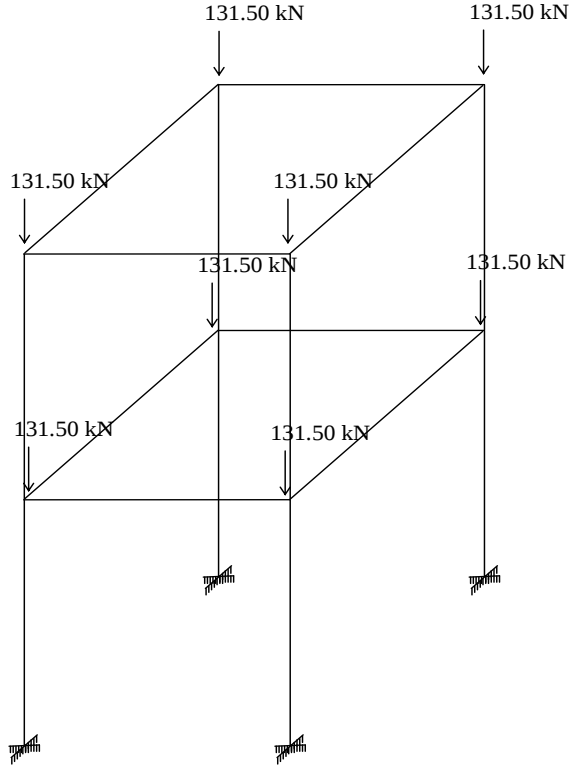
Şekil 9.15: ElCentro (1940) deprem ivme bileşenleri

9.2 Tek Açıklıklı ve İki Katlı Uzay Çerçeve Sistemi

Bu uygulamada, şekil 9.16’da görülen tek açıklıklı ve iki katlı uzay çerçeve sisteminin şekil 9.15’deki USGS (United States Geological Survey)’den alınmış olan El Centro 1940 depreminin Doğu-Batı, Kuzey-Güney ve Düşey bileşenlerine karşı elastik ve elasto-plastik davranışı incelenmiştir. Döşemeler üzerindeki ölü yükler, düğüm noktalarına etkiyen sabit düşey yükler olarak hesaba katılmıştır.(Şekil 9.17). Ele alınan uzay çerçeve sisteminin rijitliğine döşeme sisteminin etkisi gözönünde tutulmamıştır. Malzeme olarak ASTM A36 (St 37) çeliği kullanılmıştır ve b değeri 10 olarak hesaba katılmıştır.

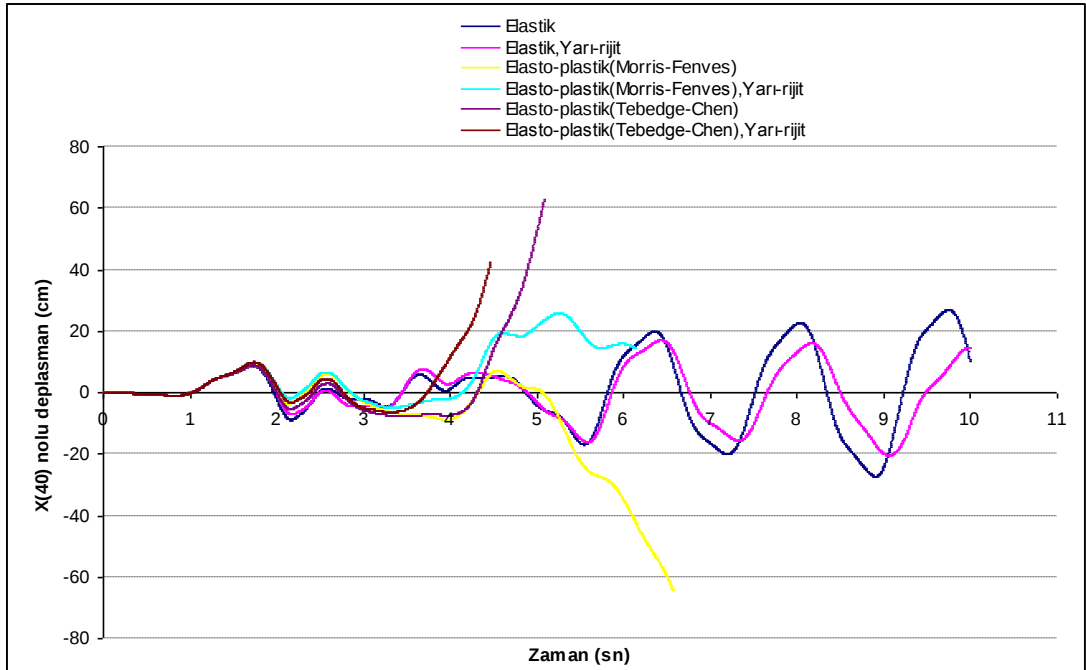


Şekil 9.16: Tek açıklıklı ve iki katlı uzay çerçeve sistemi

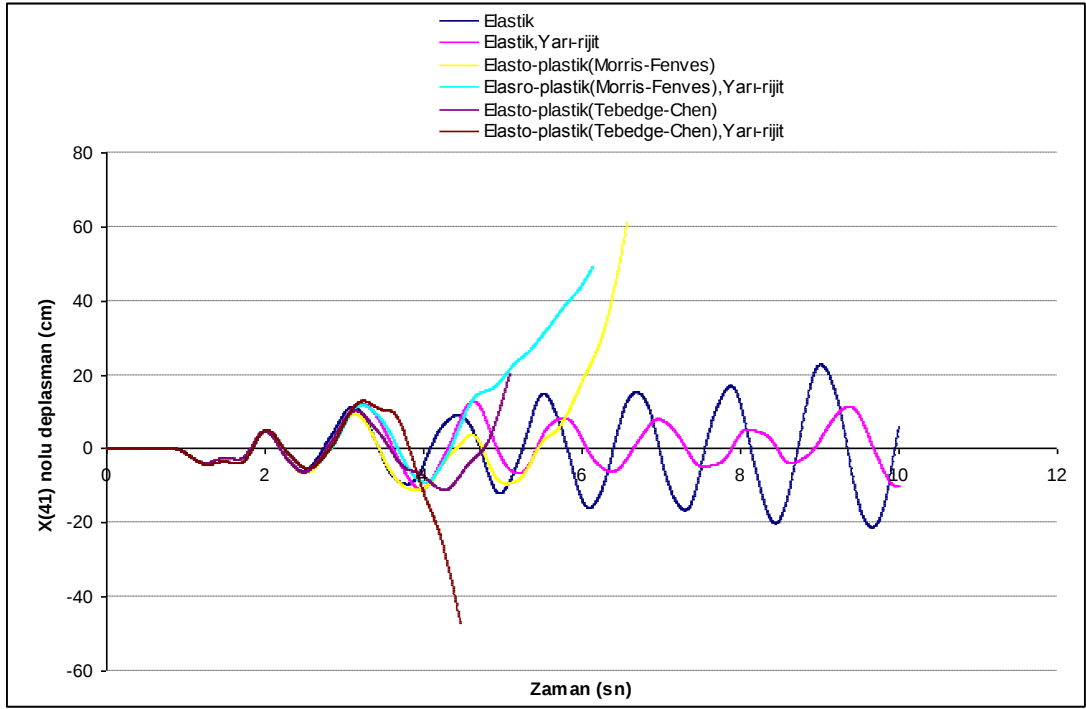


Şekil 9.17: Tek açıklıklı ve iki katlı uzay çerçeve sisteme etkiyen düşey statik yükler

Şekil 9.18 ve 9.19’da iki katlı sistemin X_{40} ve X_{41} düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik cevaplar verilmiştir.

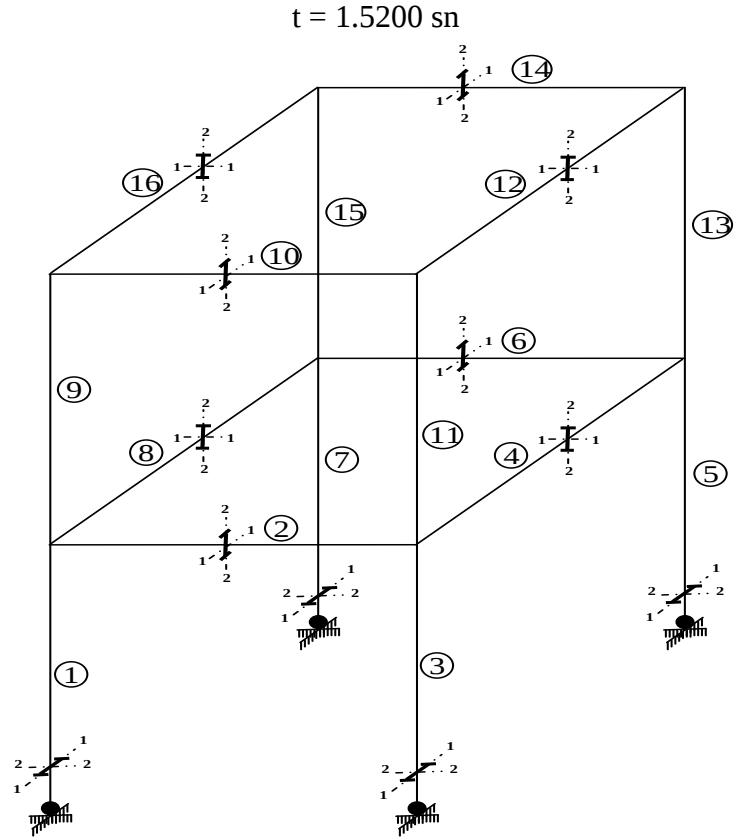


Şekil 9.18: $X_{40}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış



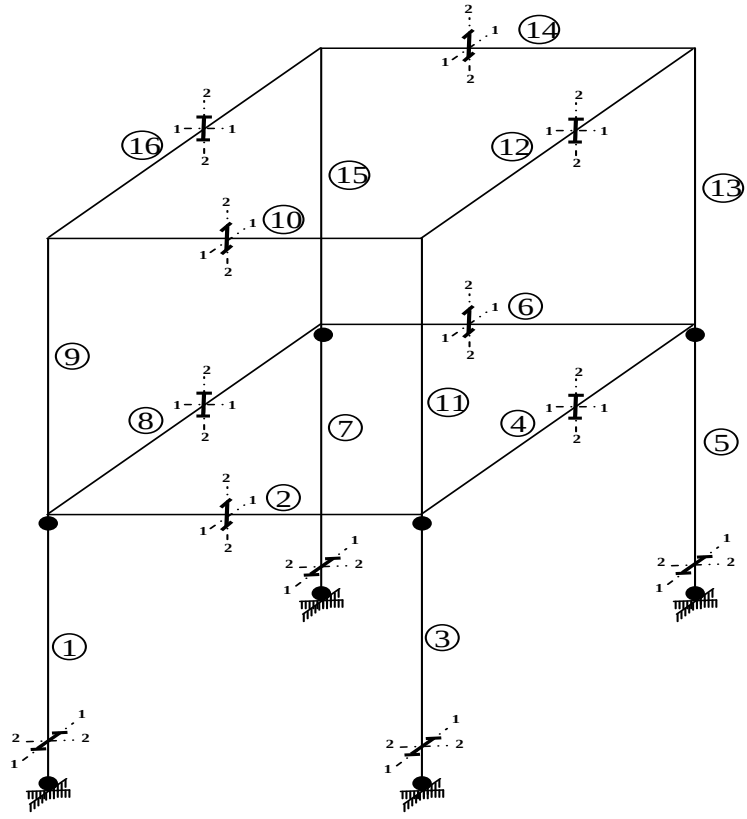
Şekil 9.19: $X_{41}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

Şekil 9.20’de iki katlı sistemin elasto-plastik analizi sonucunda sistemde oluşan plastik mafsalların konumları ve oluşum zamanları gösterilmiştir.

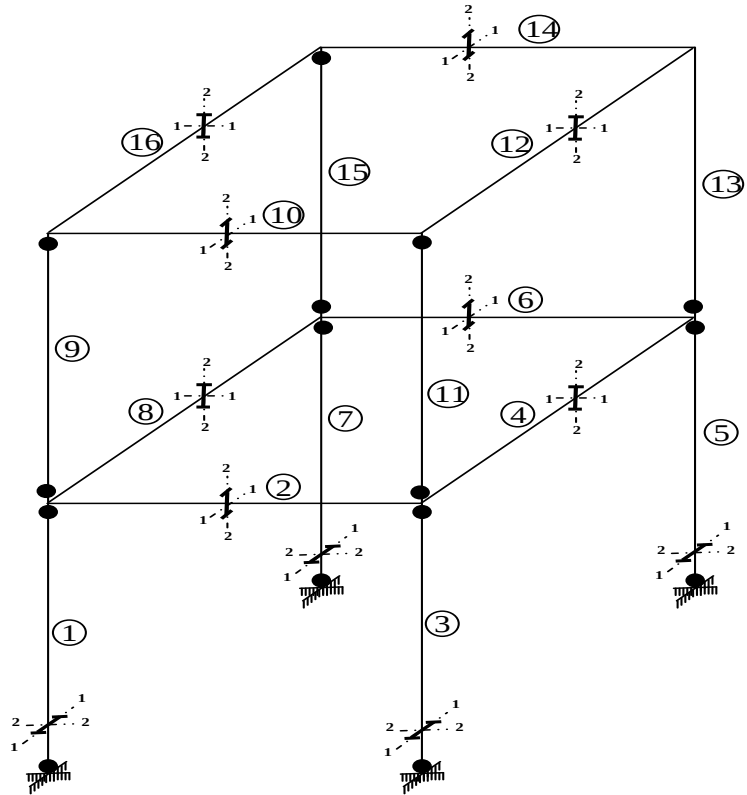


Şekil 9.20: İki katlı sisteme ait plastik mafsalları yerleşimi

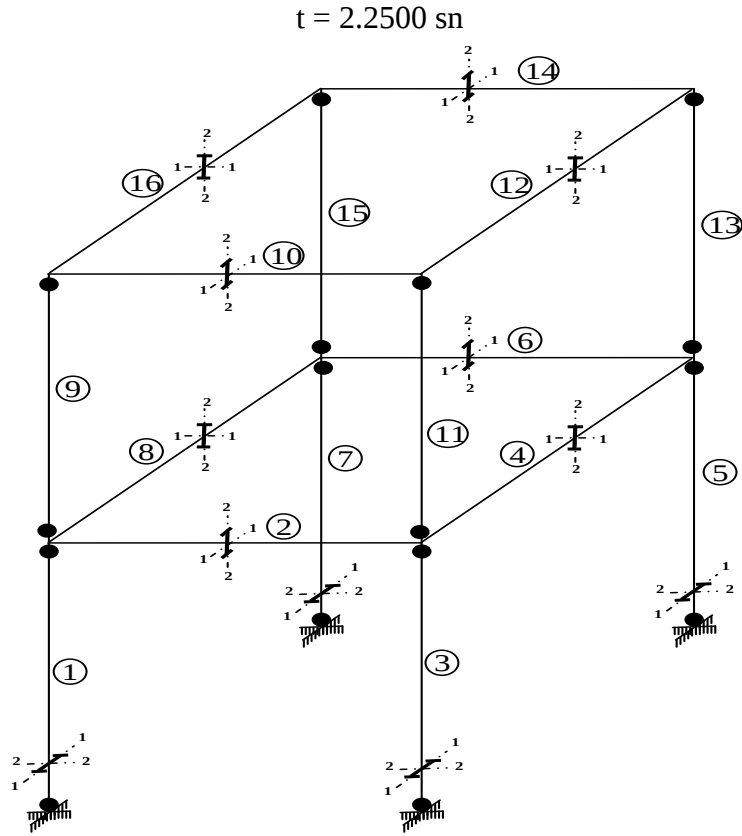
$t = 1.5850 \text{ sn}$



$t = 2.1850 \text{ sn}$

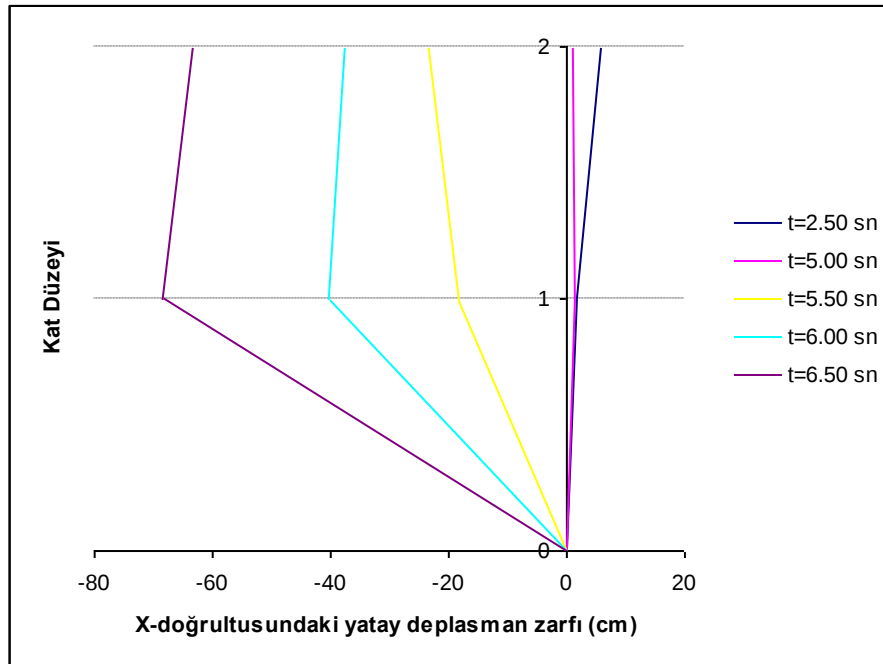


Şekil 9.20: İki katlı sisteme ait plastik mafsalları yerleşimi (Devam)

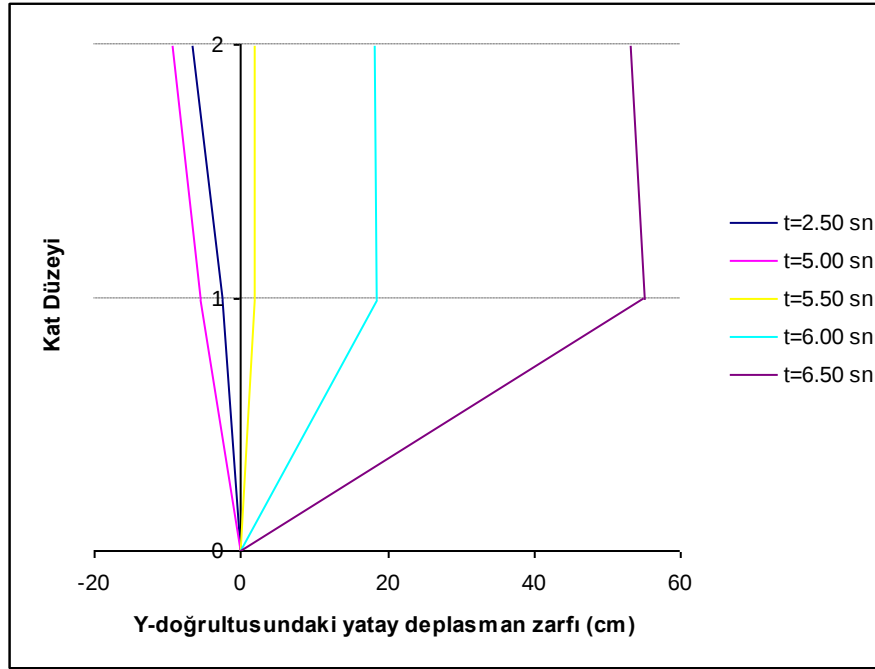


Şekil 9.20: İki katlı sisteme ait plastik mafsall yerleşimi (Devam)

Şekil 9.21 ve 22’de iki katlı sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultularındaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.



Şekil 9.21: İki katlı sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı



Şekil 9.22: İki katlı sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

Tablo 9.4 ve 9.5’ de iki katlı sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda eğrilik ve enerjiye göre hesaplanmış eleman seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri verilmiştir.

Tablo 9.4: Tek açıklıklı ve iki katlı sistemin eğrilığe göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	EĞRİLİĞE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ							
	ELEMEN NUMARALARI							
	1	3	5	7	9	11	13	15
2.00	1.93	1.94	1.92	1.91	1.00	1.00	1.00	1.00
3.00	2.70	2.69	2.74	2.79	1.09	1.13	1.10	1.15
4.00	5.39	5.53	7.35	5.51	3.44	4.39	3.73	3.35
5.00	5.39	5.53	7.35	5.51	3.44	4.39	3.73	3.35
6.00	11.08	5.96	10.70	11.58	3.44	4.39	3.73	3.35
6.50	18.83	5.96	10.70	19.94	3.44	4.39	3.73	3.35

Tablo 9.5: Tek açıklıklı ve iki katlı sistemin enerjiye göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	ENERJİYE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ							
	ELEMEN NUMARALARI							
	1	3	5	7	9	11	13	15
2.00	1.89	1.93	1.90	1.77	1.00	1.00	1.00	1.00
3.00	3.33	3.49	3.28	3.22	1.21	1.89	1.29	1.57
4.00	7.67	8.41	6.04	7.41	3.55	5.23	5.00	2.54
5.00	7.67	8.41	6.04	7.41	3.55	5.23	5.00	2.54
6.00	16.78	8.41	12.88	8.87	3.55	5.23	5.00	2.54
6.50	22.14	8.41	12.88	21.19	3.55	5.23	5.00	2.54

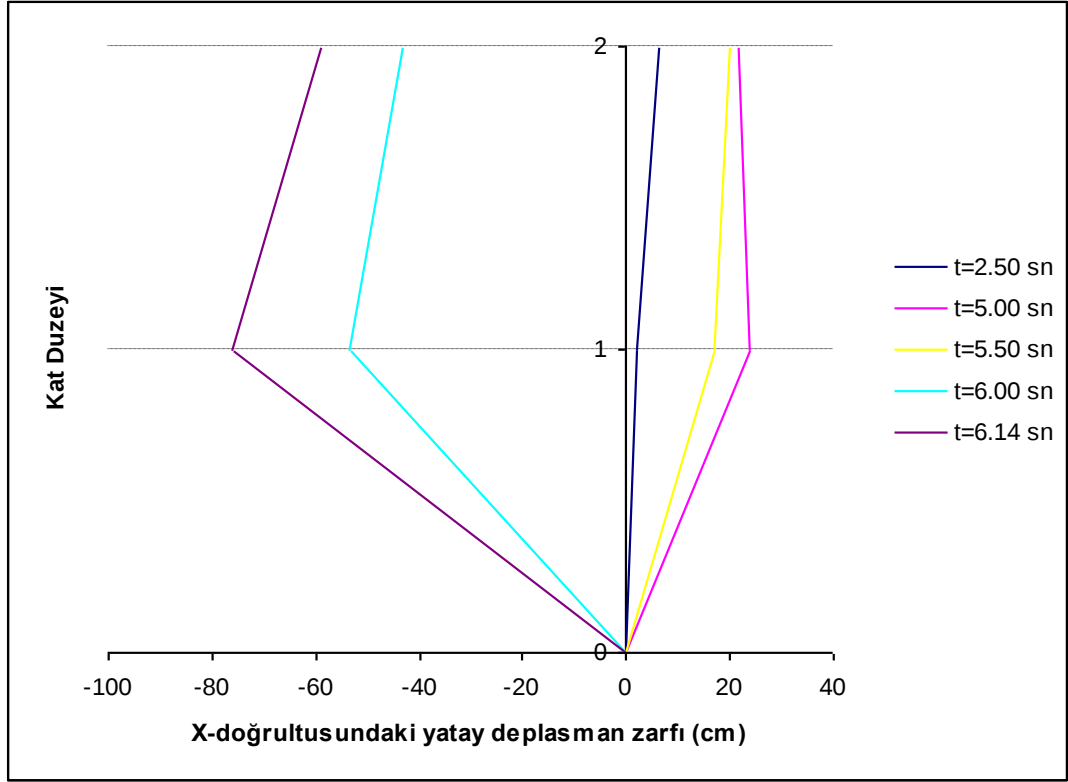
Yarı-rijit birleşimler için bölüm 3’ de belirtildiği şekilde hesaplanan birleşim parametrelerinin değerleri aşağıda verilmiştir;

W8x31 enkesitli kolonlar ile W10x49 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L4x4x3/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,

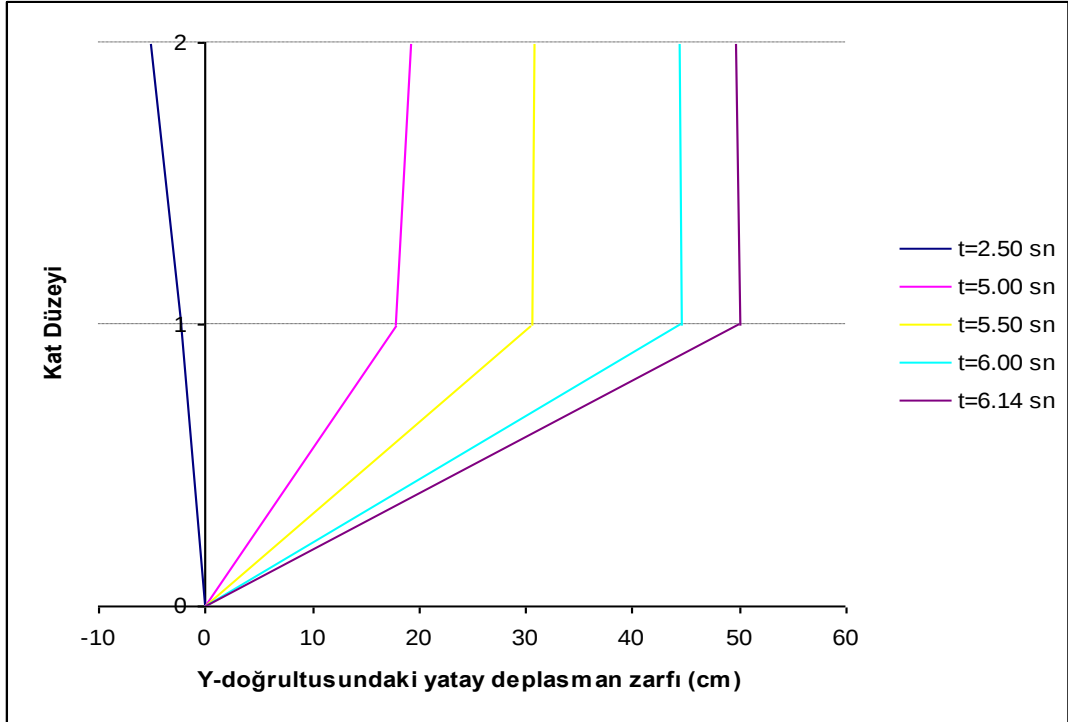
$$R_{ki} = 3742345.00 \text{ kN-cm/rad}, \quad M_u = 13972.45 \text{ kN-cm}, \quad n = 1.237$$

Şekil 9.23 ve 24’de iki katlı yarı-rijit birleşimli sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultularındaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.

Tablo 9.6 ve 9.7’ de iki katlı yarı-rijit birleşimli sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda eğrilik ve enerjiye göre hesaplanmış eleman seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri verilmiştir.



Şekil 9.23: İki katlı yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı



Şekil 9.24: İki katlı yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

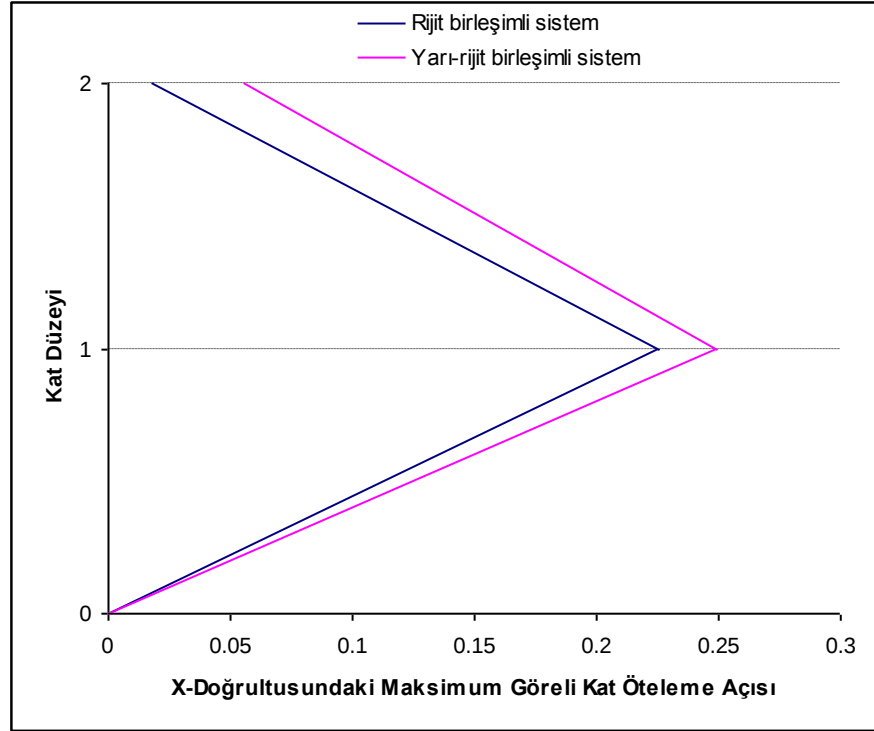
Tablo 9.6: Tek açıklıklı ve iki katlı yarı-rijit birleşimli sistemin eğrilığe göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	YARI-RİGİD BİRLEŞİMLİ SİSTEMİN EĞRİLİĞE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ							
	ELEMEN NUMARALARI							
	1	3	5	7	9	11	13	15
2.00	2.07	2.14	2.05	2.04	1.00	1.00	1.00	1.00
3.00	2.07	2.14	2.05	2.04	1.30	1.32	1.27	1.10
4.00	3.55	3.33	4.28	3.06	3.65	3.75	3.60	3.35
5.00	5.95	7.06	6.71	8.58	3.65	3.75	3.60	3.61
6.00	20.82	16.92	9.48	22.25	3.65	3.75	3.60	3.61

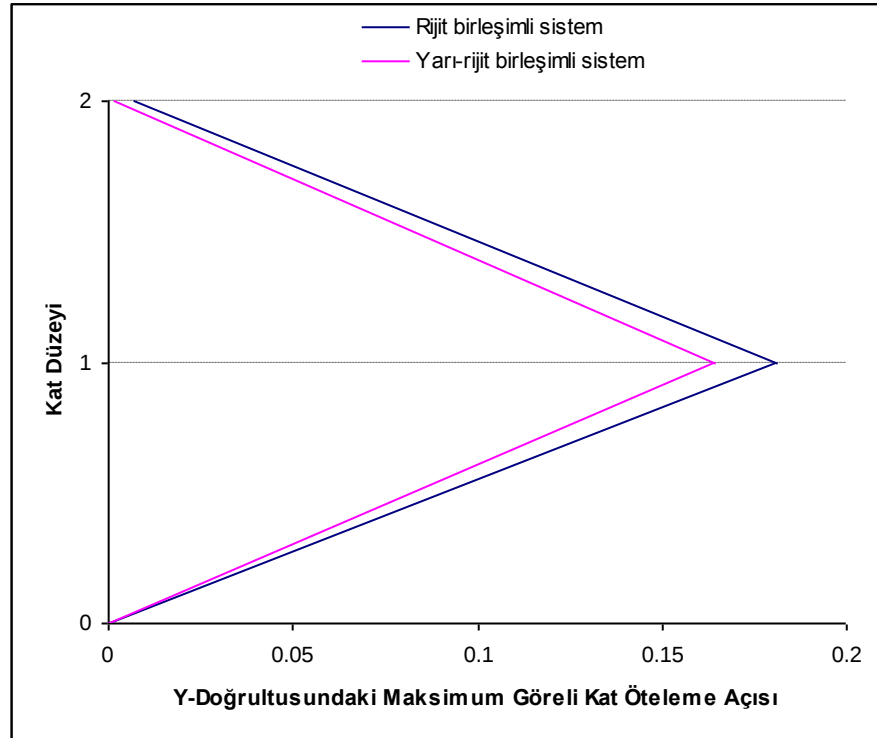
Tablo 9.7: Tek açıklıklı ve iki katlı yarı-rijit birleşimli sistemin enerjiye göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	YARI-RİGİD BİRLEŞİMLİ SİSTEMİN ENERJİYE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ							
	ELEMEN NUMARALARI							
	1	3	5	7	9	11	13	15
2.00	1.72	1.84	1.70	1.54	1.00	1.00	1.00	1.00
3.00	1.72	1.84	1.70	1.54	1.35	1.43	1.36	1.37
4.00	4.17	2.85	3.62	2.91	1.82	1.92	1.88	1.60
5.00	4.54	5.03	6.25	7.46	3.10	1.92	2.29	2.68
6.00	17.56	14.59	6.83	14.92	3.10	2.71	2.29	2.68

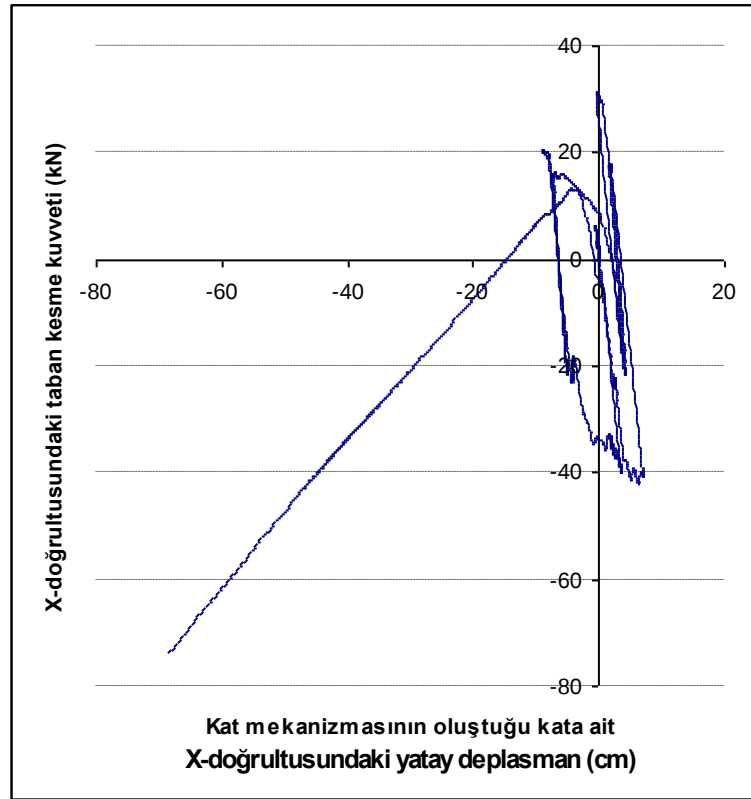
Şekil 9.25 ve 26’da iki katlı sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda oluşan göçme mekanizmalarına ait görelî kat öteleme gereksinimlerinin x-x ve y-y doğrultularına ait grafikleri verilmiştir.



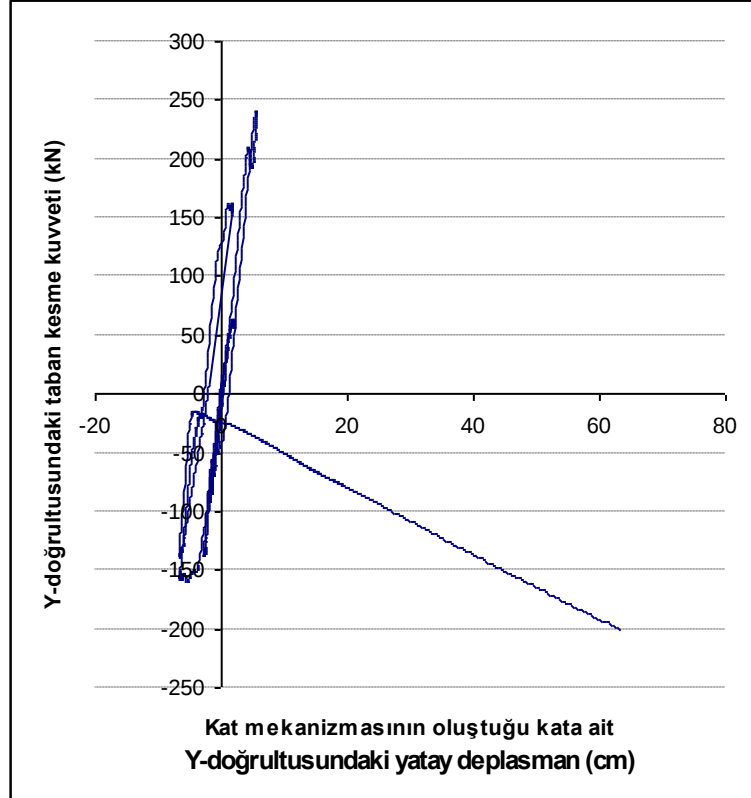
Şekil 9.25: İki katlı sistemin x-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri



Şekil 9.26: İki katlı sistemin y-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri



Şekil 9.27: Sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



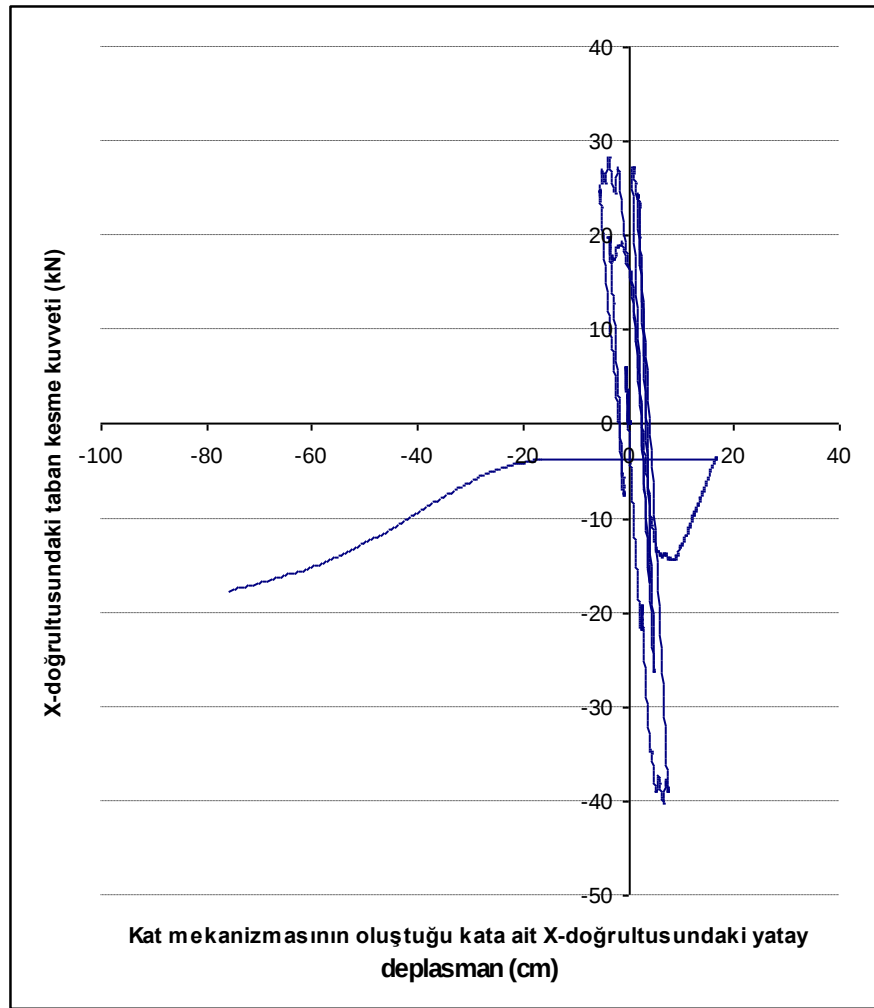
Şekil 9.28: Sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

Sistem seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri ($\mu_{sys} = u_{max} / u_y$), maksimum sistem yerdeğiştirmesinin, sistemin akma yerdeğiştirmesine oranı olarak tanımlanmıştır. Bunun içinde, kat mekanizmasının oluştuğu kata ait yanal yerdeğiştirmeler ile taban kesme kuvvetleri arasındaki ilişkidten faydalanılmıştır.

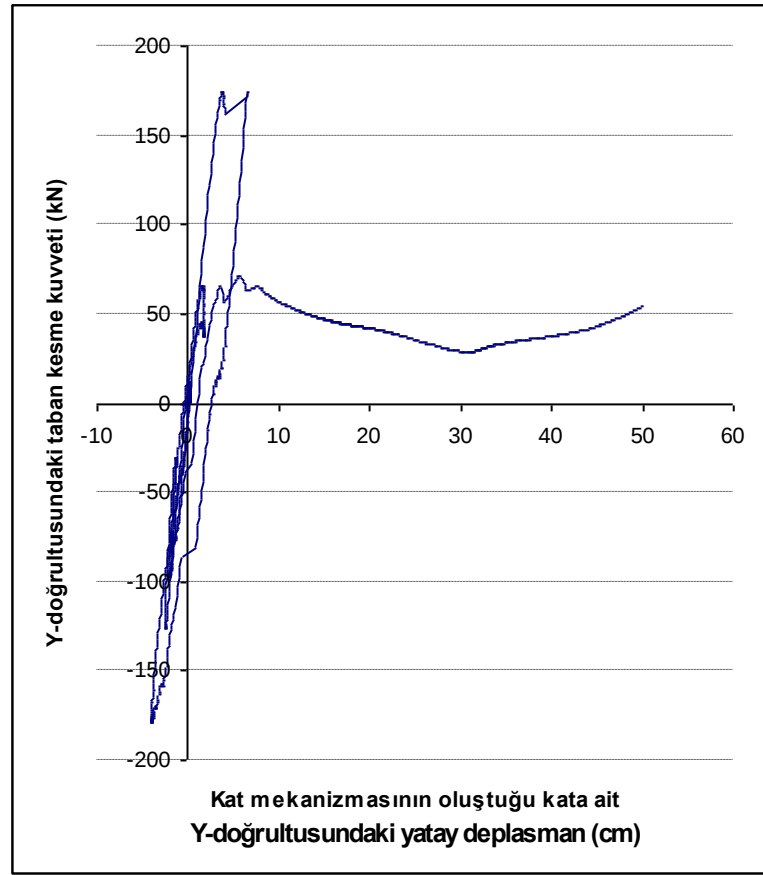
Şekil 9.27 ve 28’den rijit birleşimli sistem için sistem süneklik gereksinim değerleri, x-x ve y-y doğrultuları için sırasıyla, 4.72 ve 4.57 olarak hesaplanmıştır.

Yarı-rijit birleşimli sistem için x-x ve y-y doğrultularına ait yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkileri şekil 9.29 ve 30’da verilmiştir. Yarı-rijit birleşimli sistem için sistem süneklik gereksinim değerleri, x-x ve y-y doğrultuları için sırasıyla, 5.94 ve 5.74 olarak hesaplanmıştır.

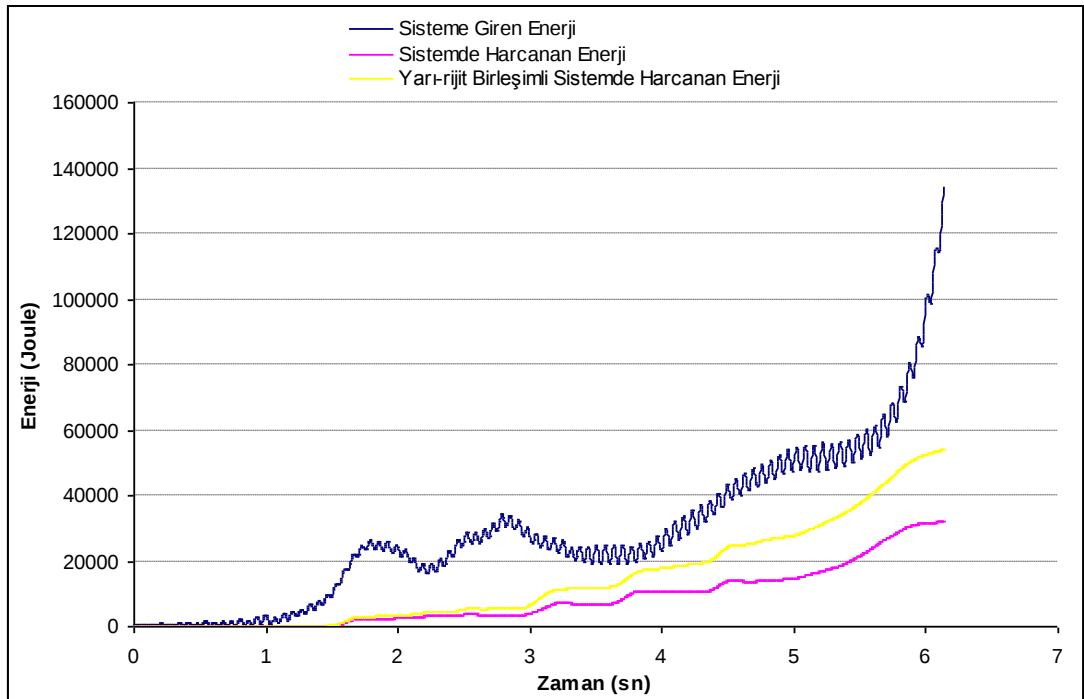
Şekil 9.31’ de sisteme giren ve sistemde harcanan enerji değerlerinin zamana göre değişimi verilmiştir.



Şekil 9.29: Yarı-rijit birleşimli sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



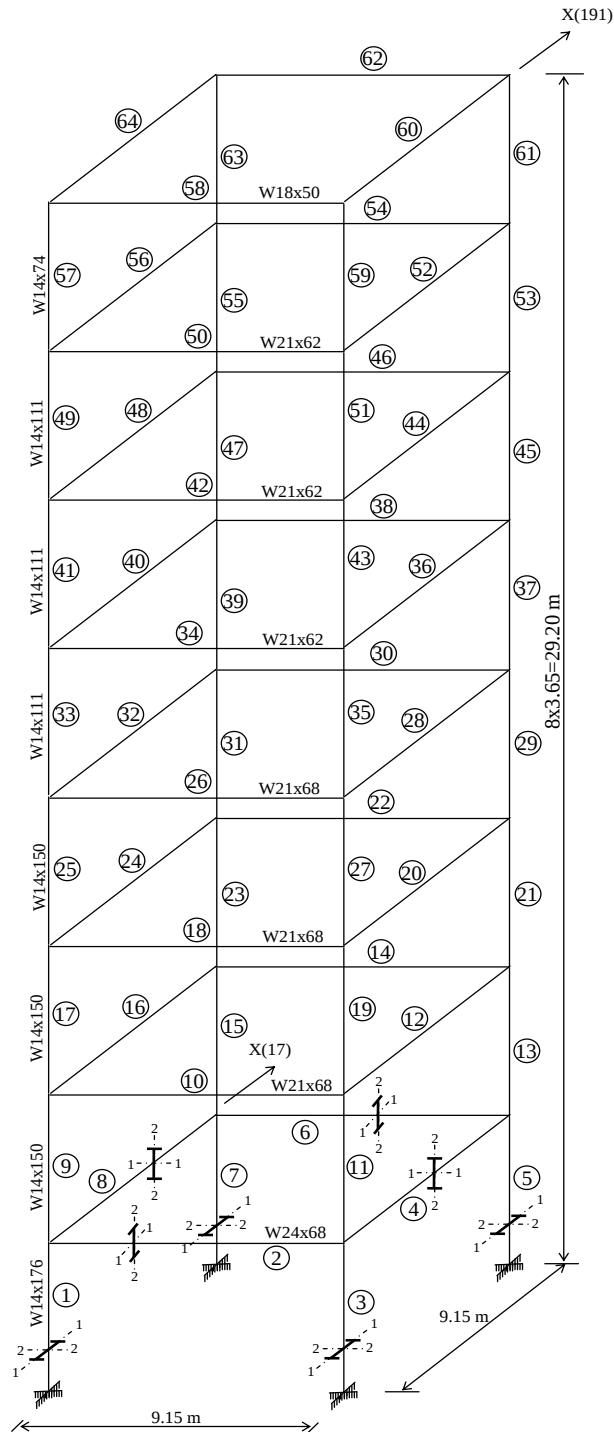
Şekil 9.30: Yarı-rijit birleşimli sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



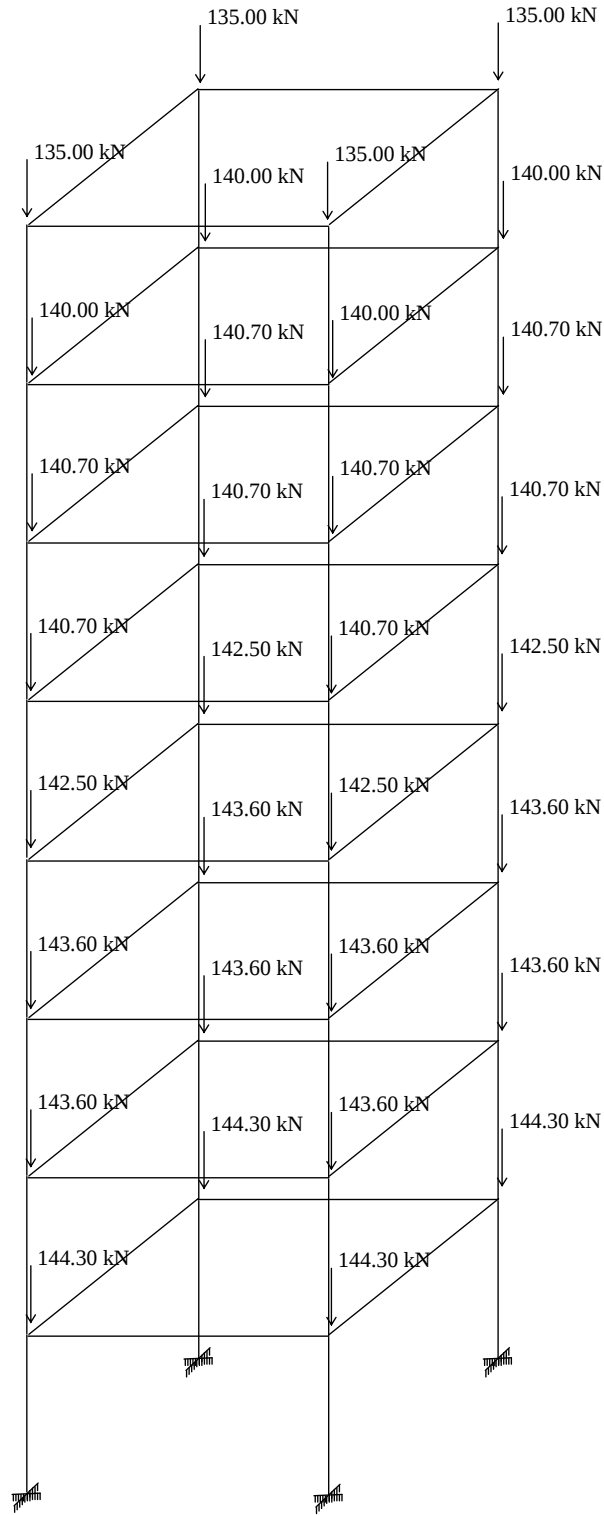
Şekil 9.31: Tek açıklıklı ve iki katlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi

9.3 Tek Açıklıklı ve Sekiz Katlı Uzay Çerçeve Sistemi

Bu uygulamada, şekil 9.32’de görülen tek açıklıklı ve sekiz katlı uzay çerçeve sisteminin şekil 9.15’deki USGS (United States Geological Survey)’den alınmış olan El Centro 1940 depreminin Doğu-Batı, Kuzey-Güney ve Düşey bileşenlerine karşı elastik ve elasto-plastik davranışı incelenmiştir. Malzeme olarak ASTM A36 (St 37) çeliği kullanılmıştır ve b değeri 10 olarak hesaba katılmıştır.

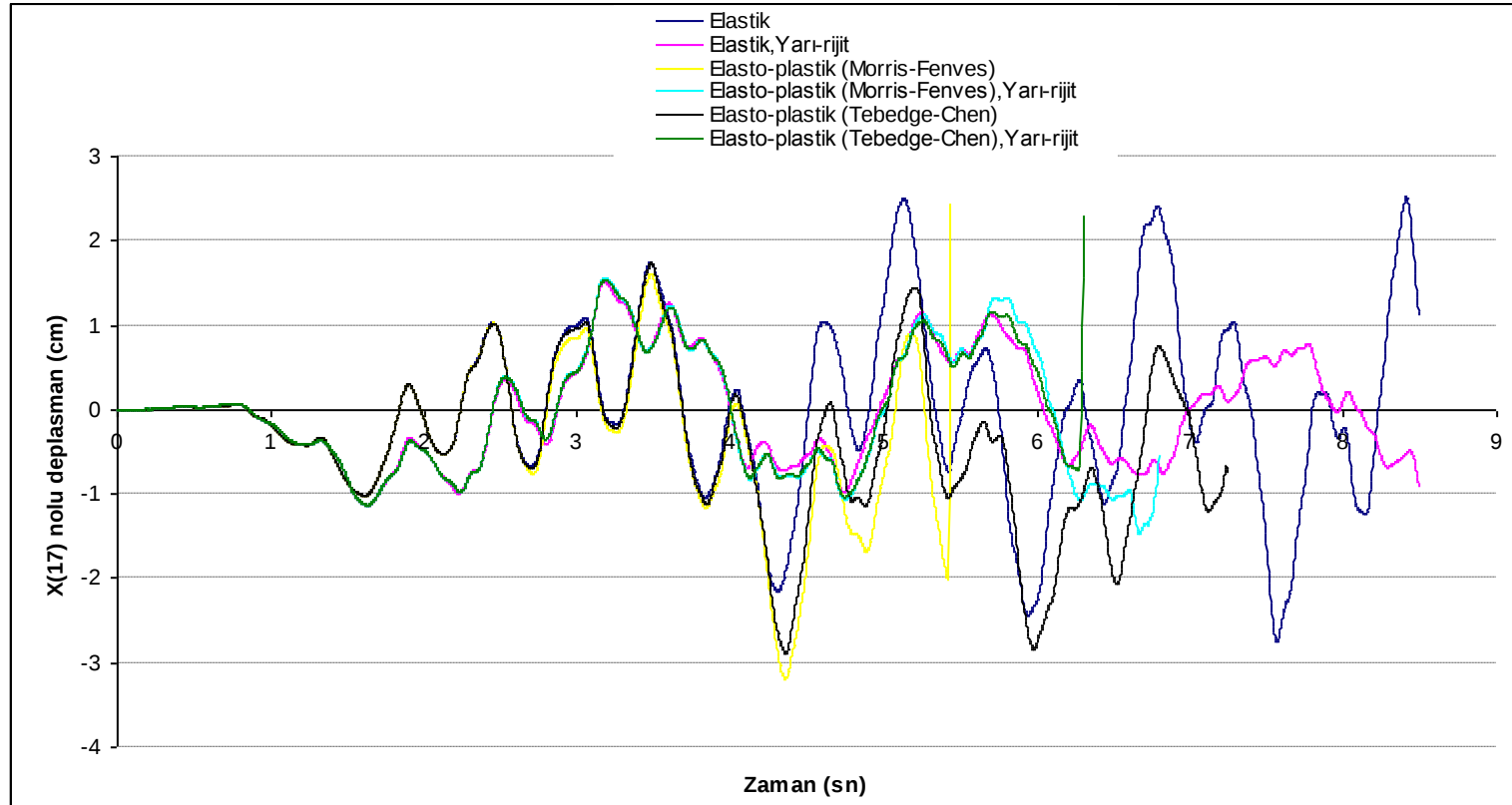


Şekil 9.32: Tek açıklıklı ve sekiz katlı uzay çerçeve sistemi

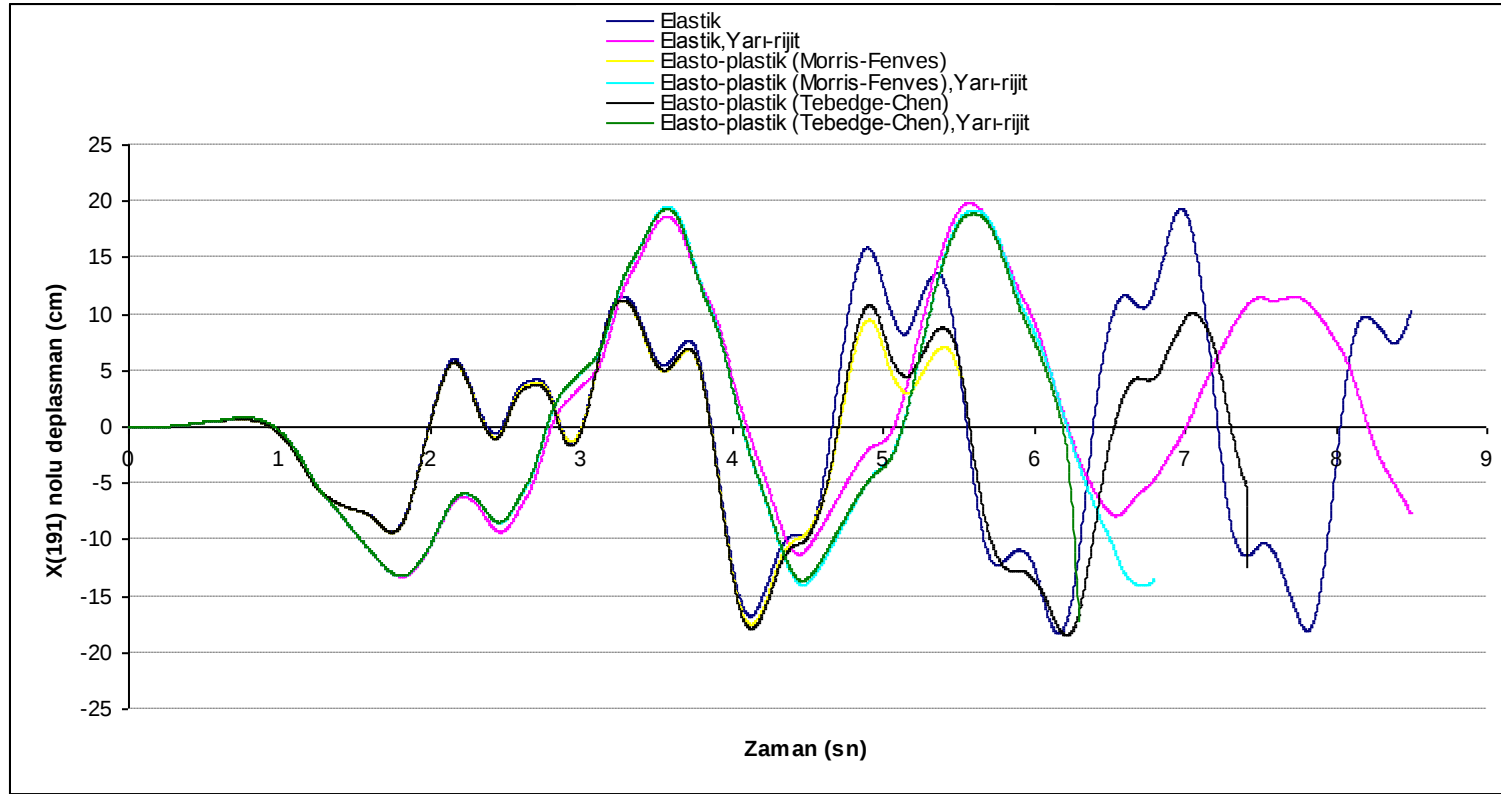


Şekil 9.33: Tek açıklıklı ve sekiz katlı uzay çerçeve sisteme etkiyen düşey statik yükler

Döşemeler üzerindeki ölü yükler, düğüm noktalarına etkiyen sabit düşey yükler olarak hesaba katılmıştır.(Şekil 9.33). Ele alınan uzay çerçeve sisteminin rijitliğine döşeme sisteminin etkisi gözönünde tutulmamıştır.



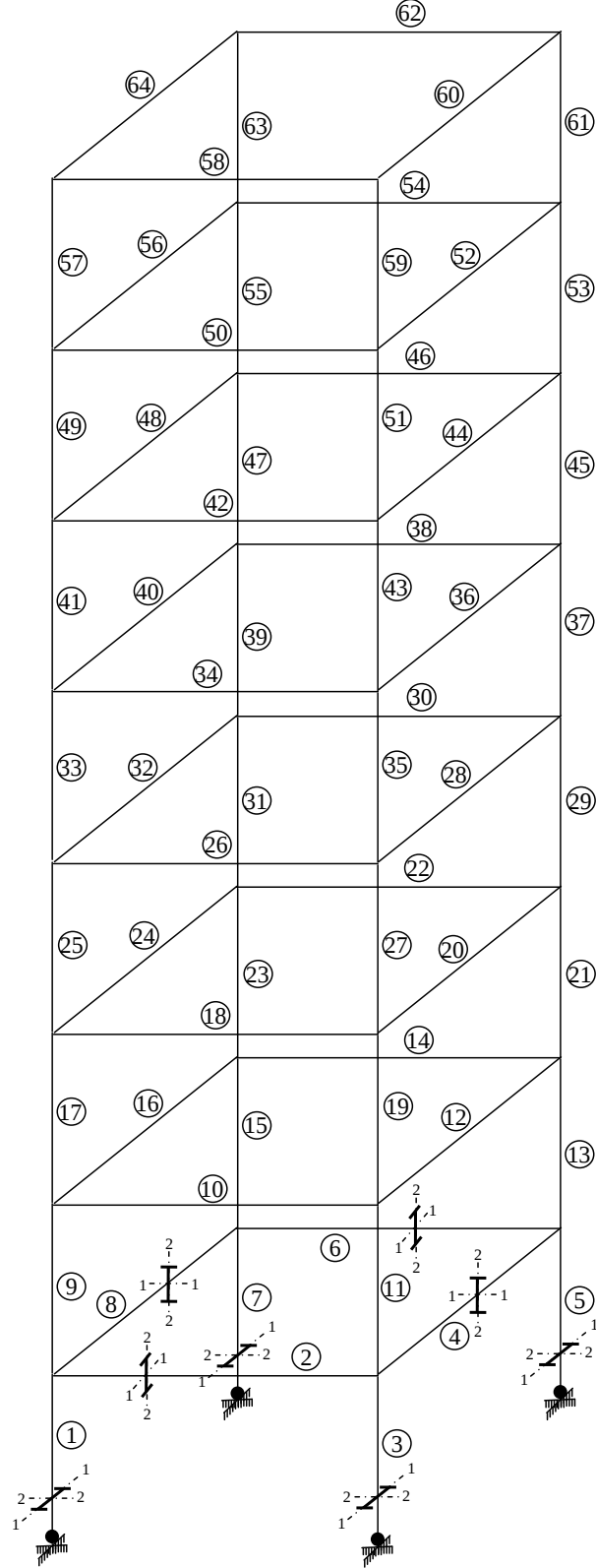
Şekil 9.34: $X_{17}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış



Şekil 9.35: $X_{191}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

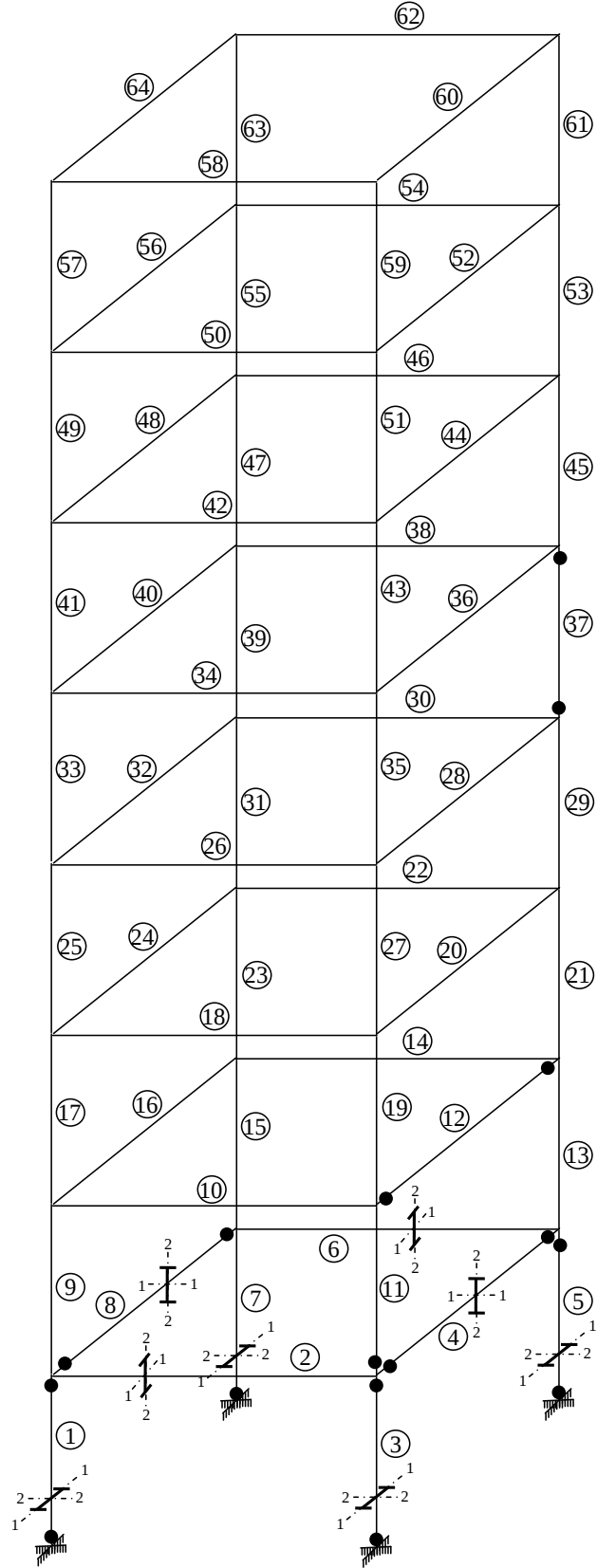
Şekil 9.34 ve 9.35’de sekiz katlı sistemin X_{17} ve X_{191} düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik cevaplar verilmiştir.

$t = 2.6350$ sn,



Şekil 9.36: Sekiz katlı sisteme ait plastik mafsall yerleşimi

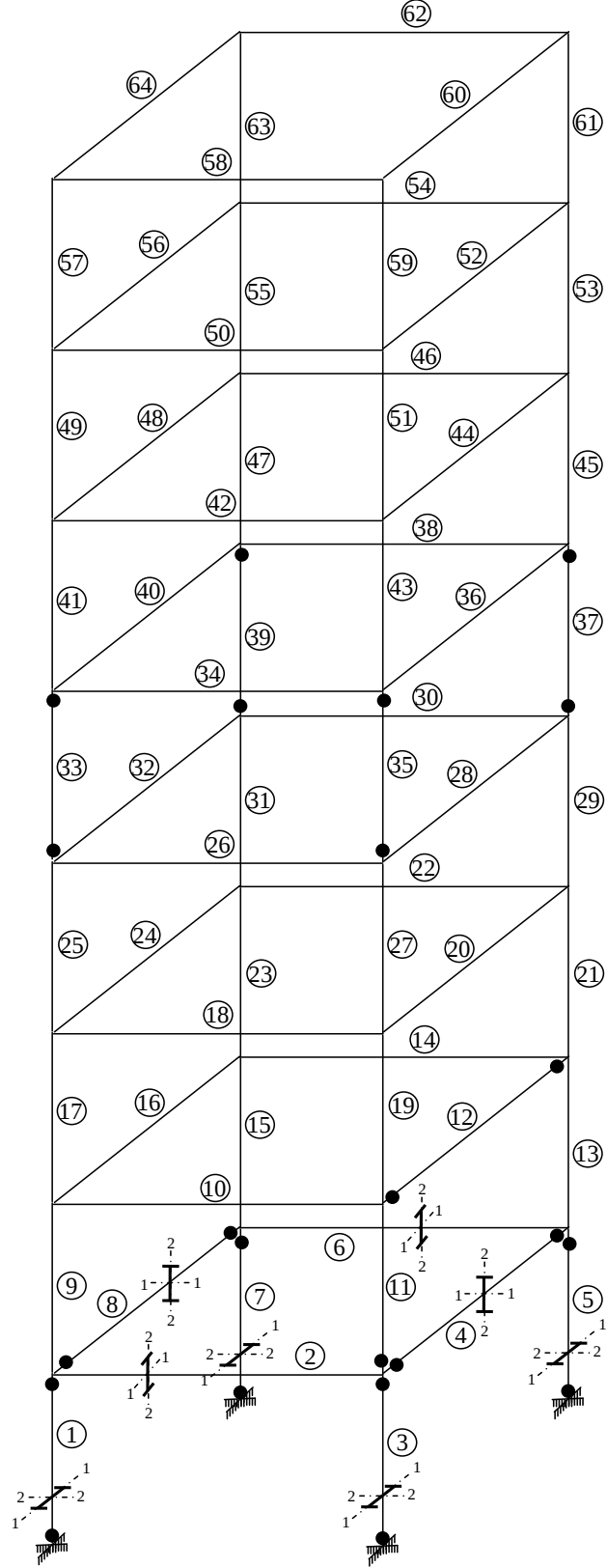
$t = 4.3600 \text{ sn}$



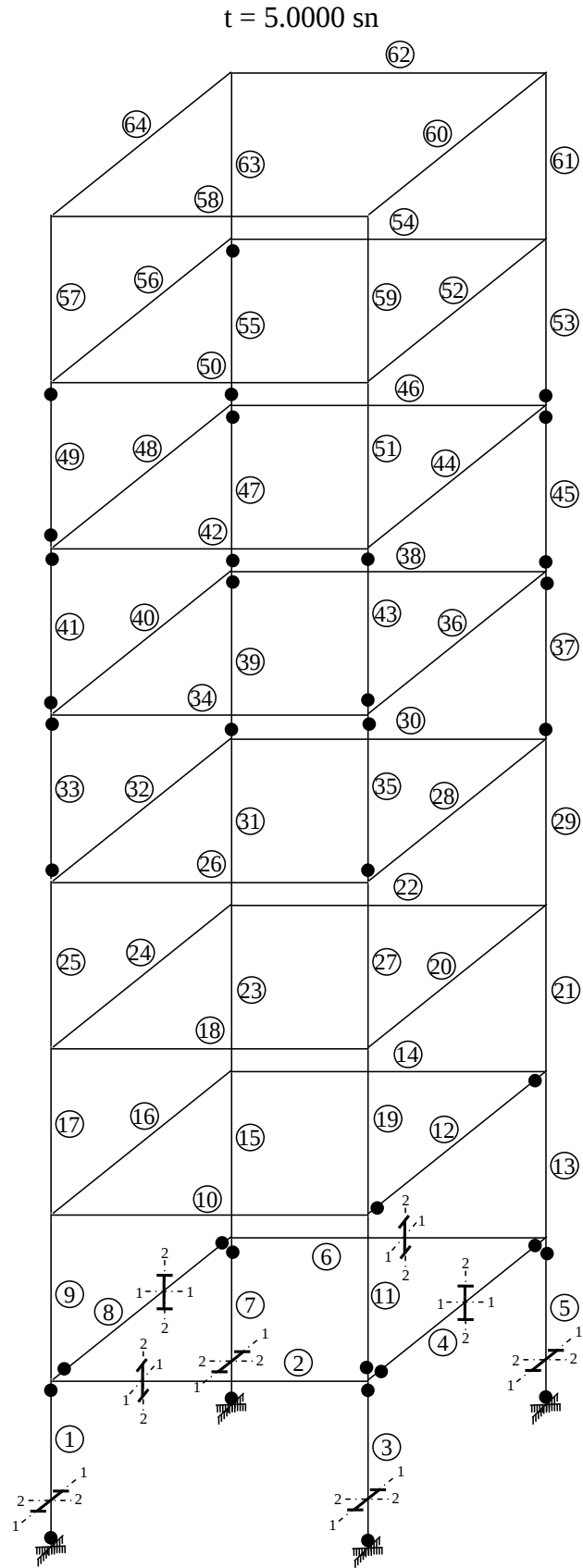
Şekil 9.36: Sekiz katlı sisteme ait plastik mafsalları yerleşimi (Devam)

Şekil 9.36'da sekiz katlı sistemin elasto-plastik analizi sonucunda sistemde oluşan plastik mafsalların konumları ve oluşum zamanları gösterilmiştir.

$t = 4.7800$ sn

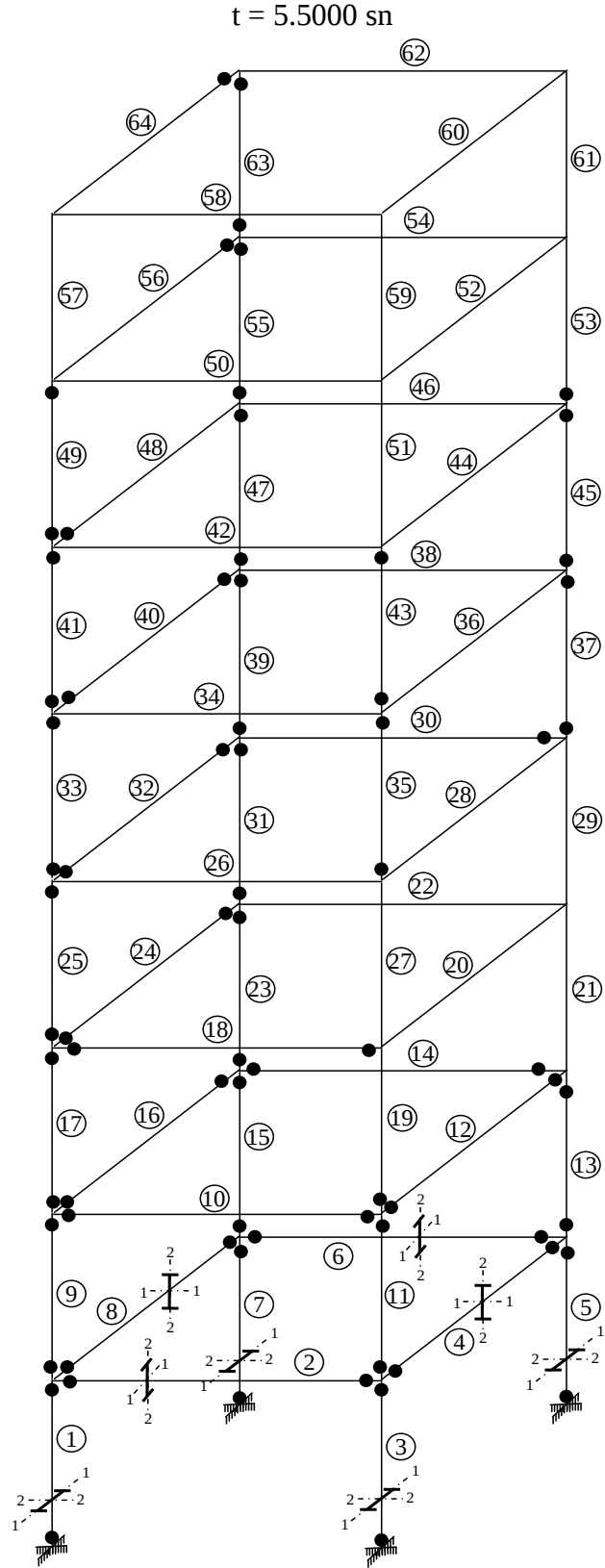


Şekil 9.36: Sekiz katlı sisteme ait plastik mafsal yerleşimi (Devam)

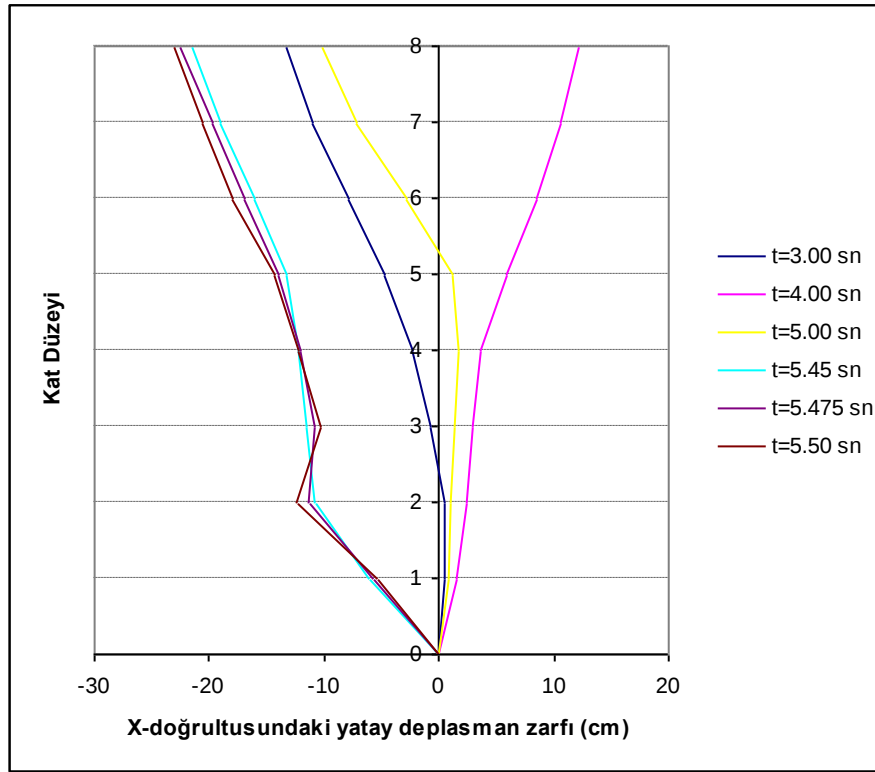


Şekil 9.36: Sekiz katlı sisteme ait plastik mafsall yerleşimi (Devam)

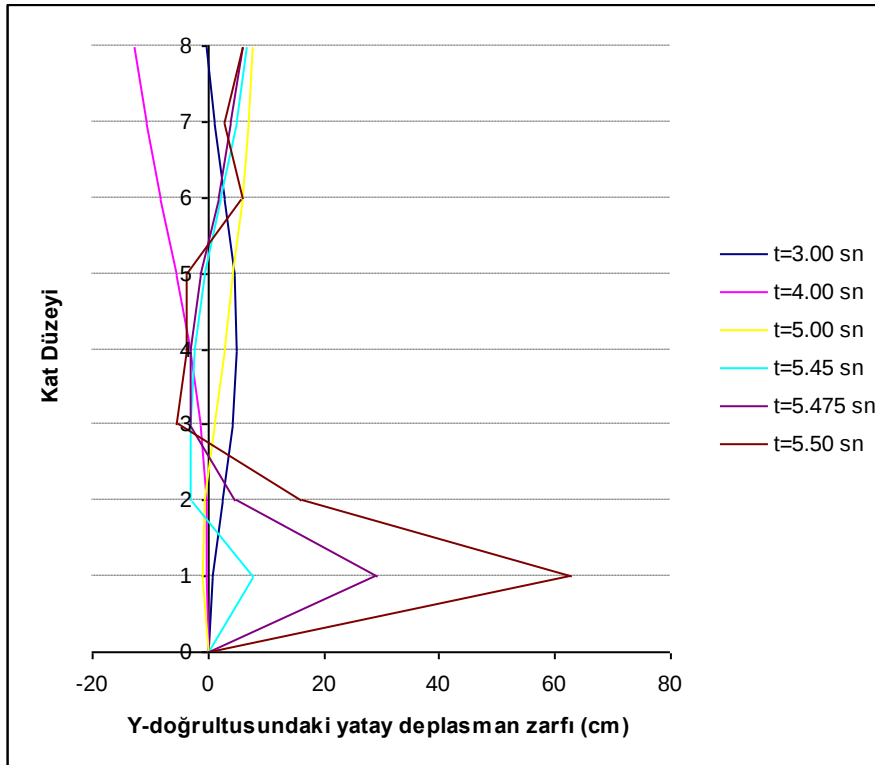
Şekil 9.37 ve 38’de sekiz katlı sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultularındaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.



Şekil 9.36: Sekiz katlı sisteme ait plastik mafsalları yerleşimi (Devam)



Şekil 9.37: Sekiz katlı sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı



Şekil 9.38: Sekiz katlı sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

Tablo 9.8 ve 9.9’ da sekiz katlı sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda eğrilik ve enerjiye göre hesaplanmış eleman seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri verilmiştir.

Tablo 9.8: Tek açıklıklı ve sekiz katlı sistemin eğrilığe göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	EĞRİLİĞE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ															
	ELEMEN NUMARALARI															
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
3.00	1.37	1.00	1.22	1.00	1.39	1.00	1.39	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
4.00	1.37	1.00	1.22	1.00	1.64	1.00	1.55	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
4.50	5.98	1.00	5.35	1.51	3.31	1.00	2.96	1.47	1.00	1.00	1.03	1.21	1.00	1.00	1.00	1.00
5.00	5.98	1.00	5.35	1.51	3.31	1.00	2.96	1.47	1.00	1.00	1.03	1.21	1.00	1.00	1.00	1.00
5.50	15.83	9.93	13.21	6.72	14.39	8.28	11.53	6.33	13.29	1.30	10.25	2.43	6.30	1.57	5.46	3.77

Tablo 9.9: Tek açıklıklı ve sekiz katlı sistemin enerjiye göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	ENERJİYE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ															
	ELEMEN NUMARALARI															
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
3.00	1.46	1.00	1.53	1.00	1.66	1.00	1.65	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
4.00	1.85	1.00	2.35	1.00	1.66	1.00	4.89	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
4.50	5.94	1.00	4.55	2.20	2.43	1.00	6.79	2.10	1.00	1.00	1.12	1.44	1.00	1.00	1.00	1.00
5.00	5.94	1.00	4.55	2.20	2.92	1.00	6.79	2.10	1.00	1.00	1.12	1.44	1.00	1.00	1.00	1.00
5.50	15.40	5.61	14.67	5.81	15.83	5.02	11.22	7.58	9.66	2.60	14.12	2.30	4.49	1.45	6.05	3.40

Yarı-rijit birleşimler için bölüm 3’ de belirtildiği şekilde hesaplanan birleşim parametrelerinin değerleri aşağıda verilmiştir;

1. W14x176 enkesitli kolonlar ile W24x68 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L5x5x3/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,

$$R_{ki} = 26807171.00 \text{ kN-cm/rad}, \quad M_u = 48206.70 \text{ kN-cm}, \quad n = 0.827$$

2. W14x150 enkesitli kolonlar ile W21x68 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L5x5x3/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,

$$R_{ki} = 18690822.00 \text{ kN-cm/rad}, \quad M_u = 36220.57 \text{ kN-cm}, \quad n = 0.839$$

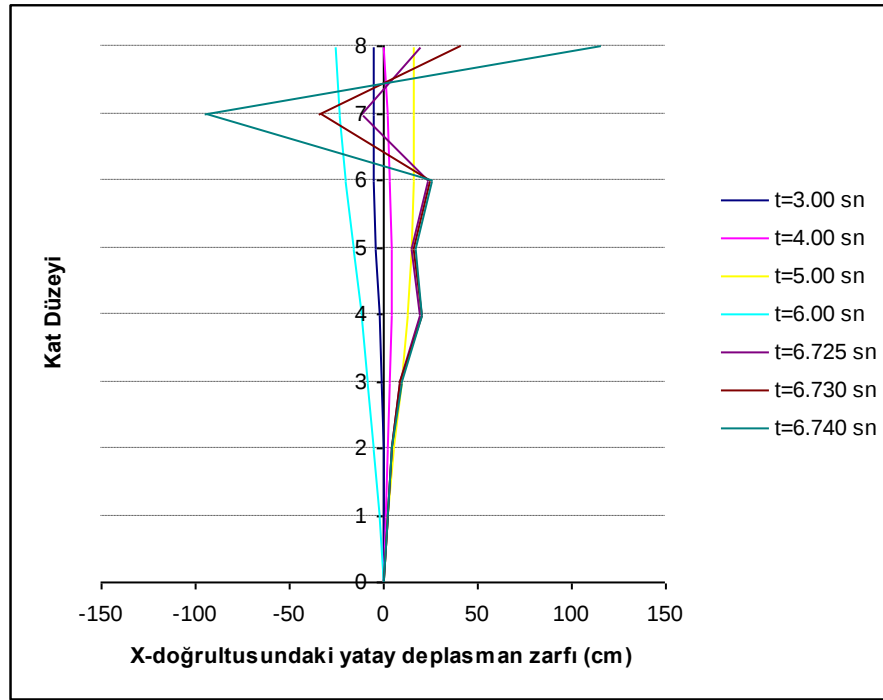
3. W14x111 enkesitli kolonlar ile W21x62 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L5x5x3/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,

$$R_{ki} = 18477828.00 \text{ kN-cm/rad}, \quad M_u = 36011.18 \text{ kN-cm}, \quad n = 0.842$$

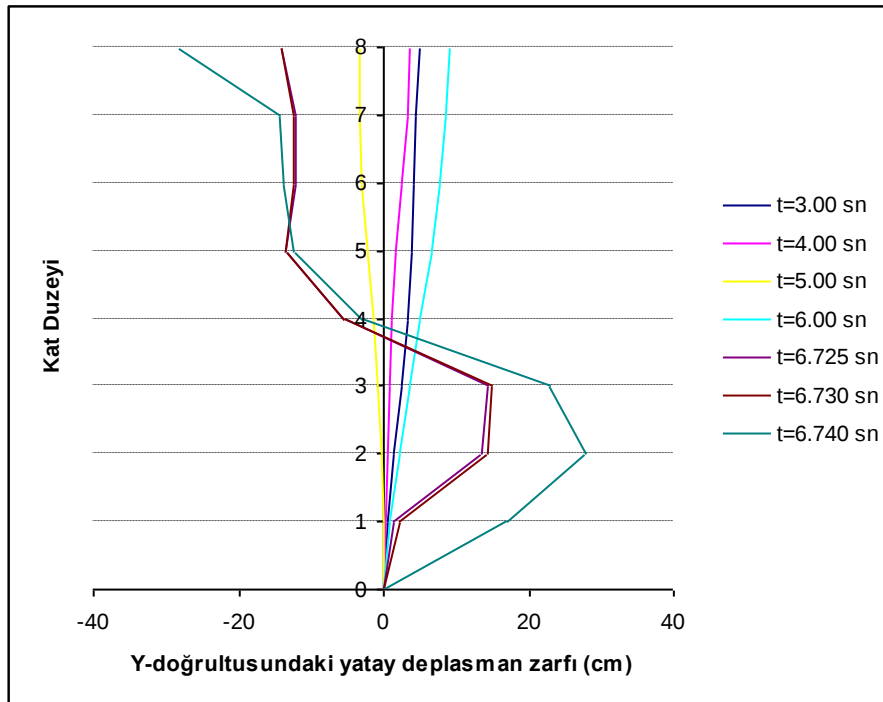
4. W14x74 enkesitli kolonlar ile W18x50 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L4x4x3/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,

$$R_{ki} = 18930913.00 \text{ kN-cm/rad}, \quad M_u = 34640.15 \text{ kN-cm}, \quad n = 0.827$$

Şekil 9.39 ve 40’da sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultularındaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.



Şekil 9.39: Sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı



Şekil 9.40: Sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

Tablo 9.10 ve 9.11' de sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda eğrilik ve enerjiye göre hesaplanmış eleman seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri verilmiştir.

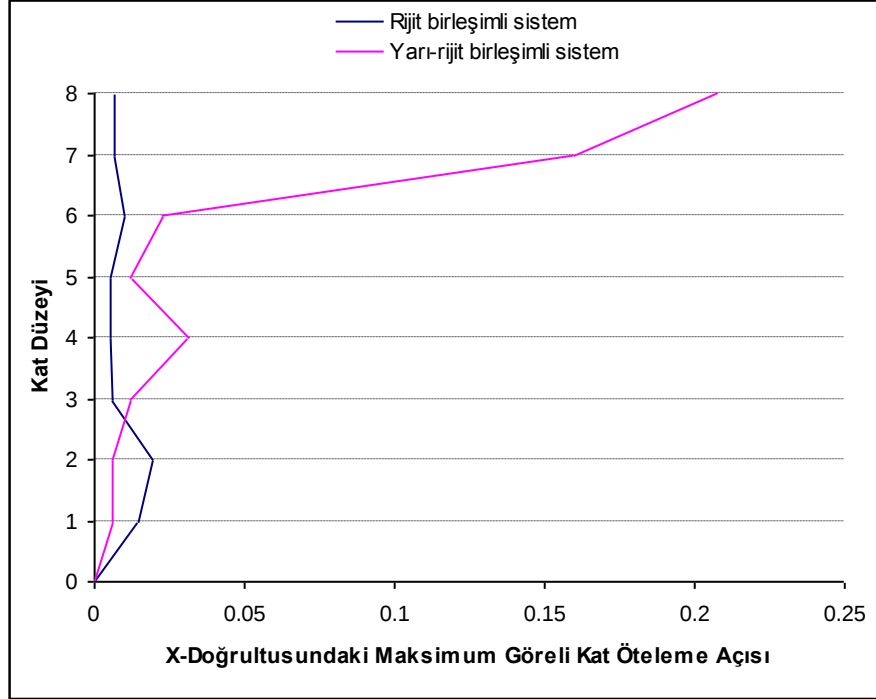
Tablo 9.10: Tek açıklıklı ve sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sistemin eğriliğe göre süreklilik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	YARI-RİJİD BİRLEŞİMLİ SİSTEMİN EĞRİLİĞE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ													
	ELEMEN NUMARALARI													
	1	3	5	7	13	15	17	33	35	37	39	47	53	61
4.00	1.00	1.00	1.01	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
5.00	1.07	1.79	1.01	1.01	1.08	1.00	1.00	1.00	1.04	1.04	1.00	1.00	1.00	1.00
6.00	1.07	1.92	1.05	1.06	1.30	1.48	1.00	1.43	1.23	1.89	1.80	1.00	1.00	1.00
6.50	1.39	2.57	1.77	1.16	2.87	1.48	1.00	2.94	3.47	6.18	1.92	1.70	7.71	4.73
6.75	6.17	9.84	10.06	6.25	4.81	2.04	3.93	6.44	6.08	6.18	5.62	5.83	19.32	11.51

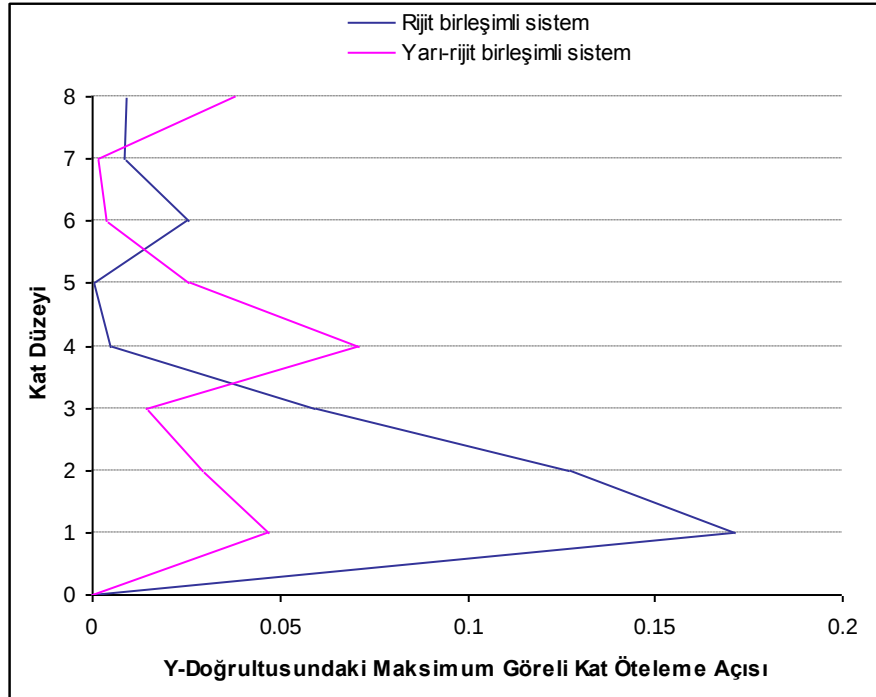
Tablo 9.11: Tek açıklıklı ve sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sistemin enerjiye göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	YARI-RİGİD BİRLEŞİMLİ SİSTEMİN ENERJİYE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ													
	ELEMEN NUMARALARI													
	1	3	5	7	13	15	17	33	35	37	39	47	53	61
4.00	1.00	1.00	1.03	1.03	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
5.00	1.28	1.65	1.46	1.41	1.09	1.00	1.00	1.00	1.23	1.31	1.00	1.00	1.00	1.00
6.00	1.28	1.65	1.54	1.64	1.09	1.47	1.04	1.47	1.85	1.31	2.46	1.14	1.00	1.00
6.50	1.91	1.88	2.06	2.09	1.83	1.47	1.08	2.06	4.72	4.06	2.46	3.49	7.02	2.68
6.75	4.42	7.81	6.49	5.03	4.96	1.54	2.70	4.02	4.72	4.06	4.43	8.48	16.82	7.80

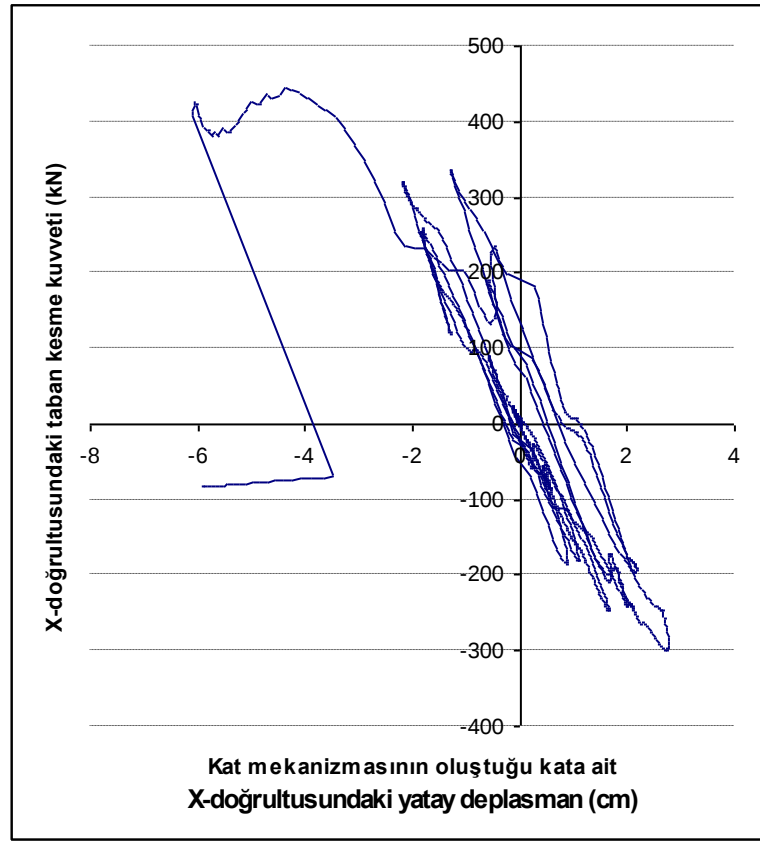
Şekil 9.41 ve 42’de sekiz katlı sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda oluşan göçme mekanizmalarına ait görelî kat öteleme gereksinimlerinin x-x ve y-y doğrultularına ait grafikleri verilmiştir.



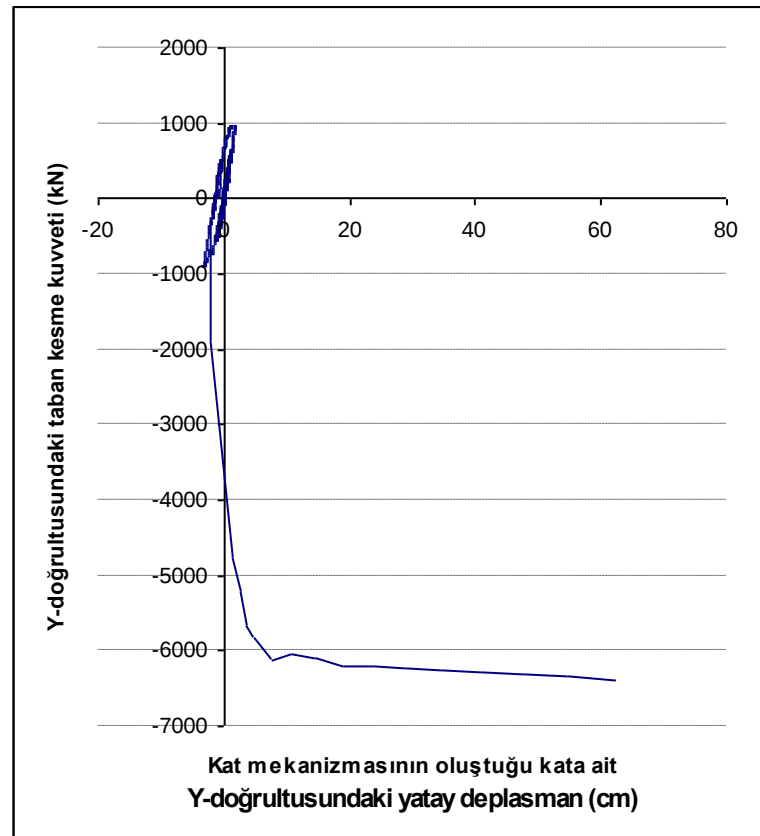
Şekil 9.41: Sekiz katlı sistemin x-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri



Şekil 9.42: Sekiz katlı sistemin y-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri

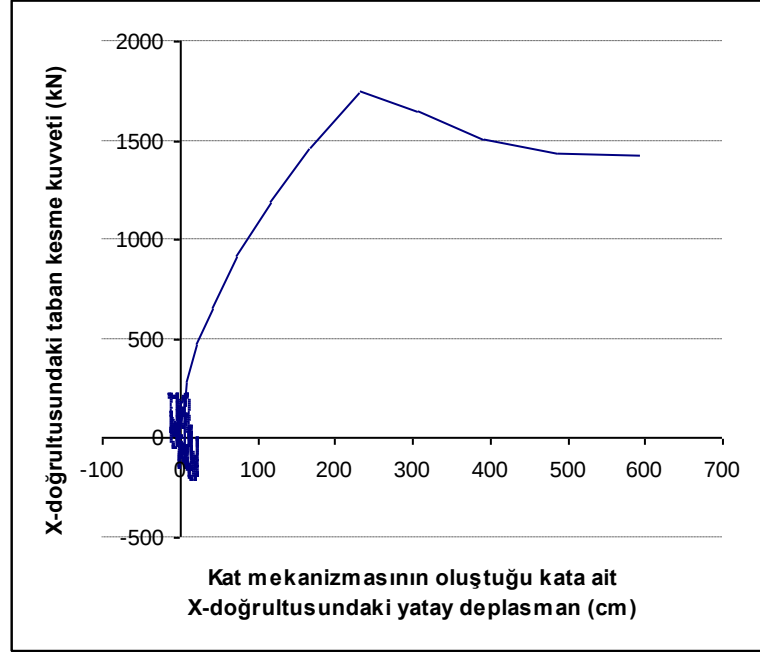


Şekil 9.43: Sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

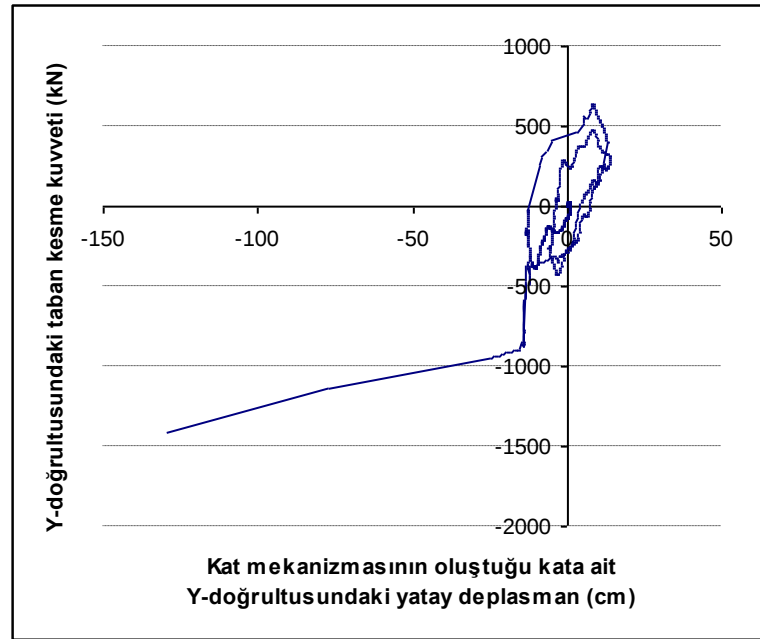


Şekil 9.44: Sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

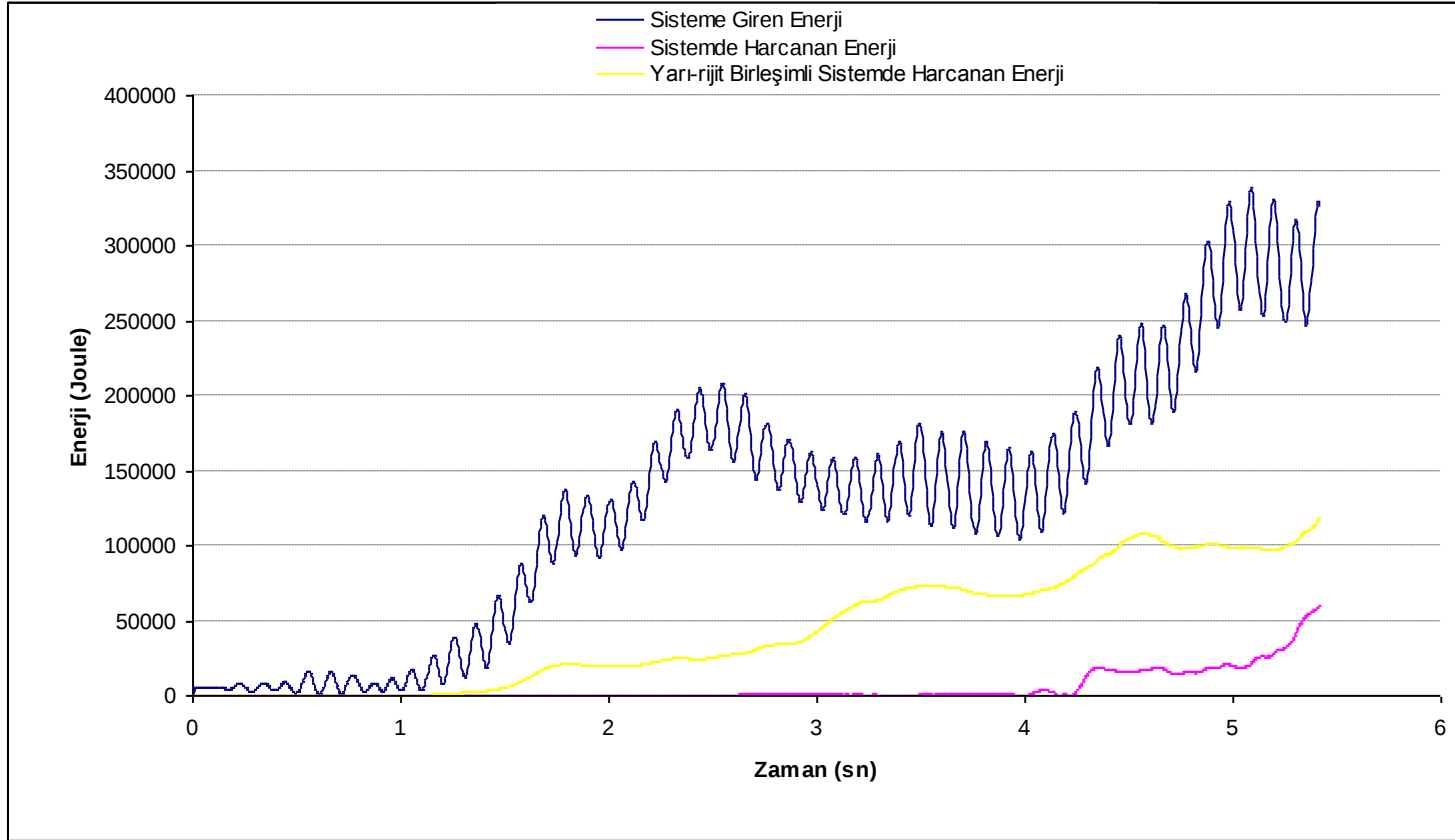
Şekil 9.43 ve 44’de rijit birleşimli sistem için, şekil 9.45 ve 46’da ise yarı-rijit birleşimli sistem için x-x ve y-y doğrultularına ait yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkileri verilmiştir. x-x ve y-y doğrultuları için sistem süneklik gereksinim değerleri rijit birleşimli sistemde sırasıyla 4.54 ve 4.22 olarak, yarı-rijit birleşimli sistemde ise sırasıyla, 5.10 ve 5.15 olarak hesaplanmıştır. Şekil 9.47’ de sekiz katlı sisteme giren ve sistemde harcanan enerji değerlerinin zamana göre değişimi verilmiştir.



Şekil 9.45: Sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



Şekil 9.46: Sekiz katlı yarı-rijit birleşimli sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



Şekil 9.47: Tek açıklıklı ve sekiz katlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi

9.4 Üç Açıklıklı ve Yirmi Katlı Uzay Çerçeve Sistemi

9.4.1 Çaprazsız sistem durumu

Bu uygulama da, her iki doğrultuda üç açıklıklı ve yirmi katlı uzay çerçeve sisteminin (şekil 9.48), şekil 9.15'deki USGS (United States Geological Survey)'den alınmış olan El Centro 1940 depreminin Doğu-Batı, Kuzey-Güney ve Düşey ivme bileşenleri altındaki elastik ve elasto-plastik davranışı incelenmiştir.

Şekil 9.48' de sisteme ait elemanların enkesitleri ve uzunlukları tanımlanmıştır. Döşemenin yapının rijitliğine etkisi hesaba katılmamıştır. Sistemde sabit yük olarak;

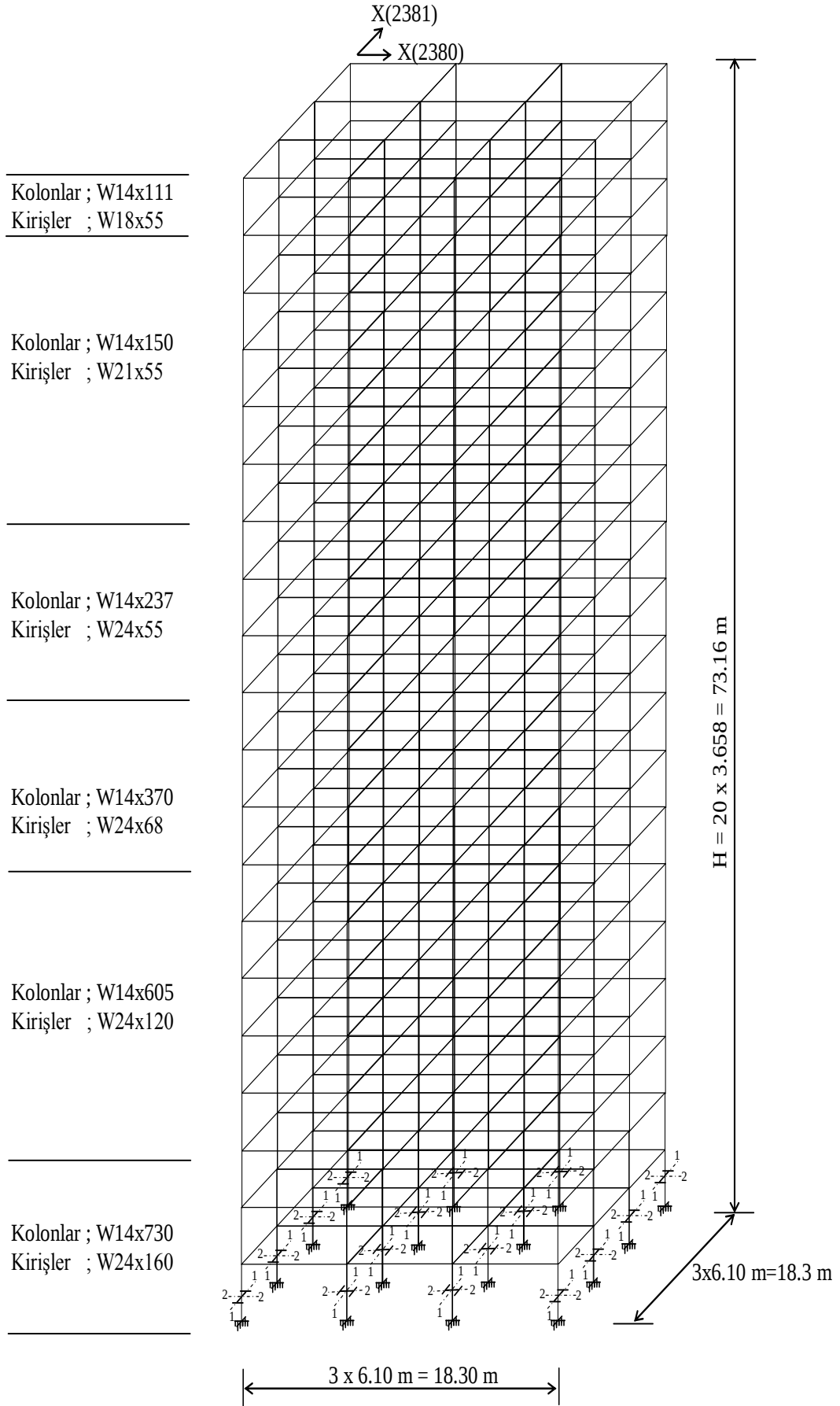
Döşeme (12 cm) : 3.0 kN/m^2 ,

Sıva + Kaplama : 1.5 kN/m^2 ,

olmak üzere toplamda 4.5 kN/m^2 , hareketli yük ise 2.0 kN/m^2 olarak alınmıştır. Malzeme olarak ASTM A36 (St 37) çeliği kullanılmıştır ve b değeri 10 olarak hesaba katılmıştır.

Çözümde hareket denklemlerinin integrasyonu için $\Delta t = 0.01$ saniyelik zaman artımları ile Sabit İvme Yöntemi kullanılmıştır.

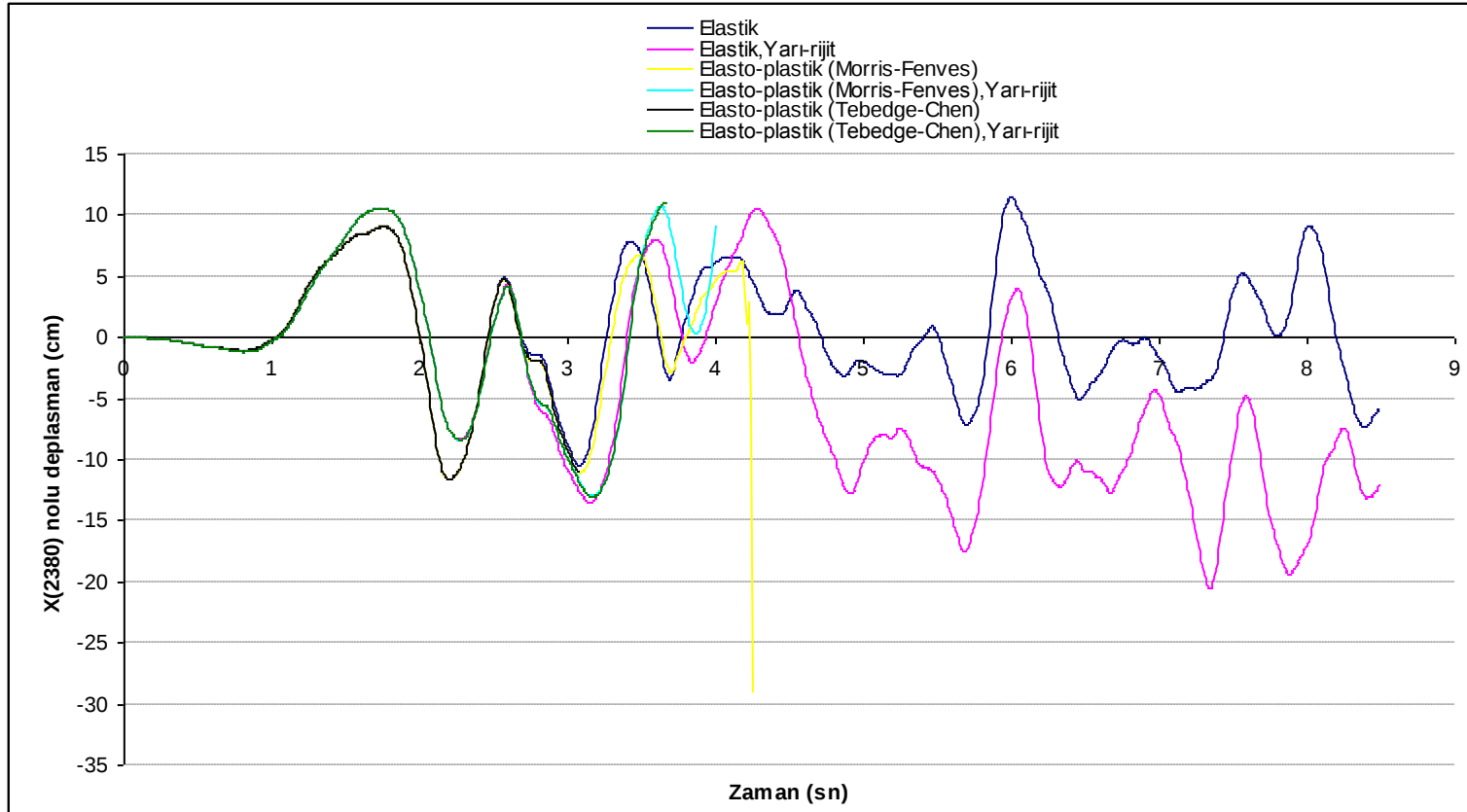
Şekil 9.49 ve 9.50'de yirmi katlı çaprazsız sistemin X_{2380} ve X_{2381} düğüm noktası deplasmanlarına ait elastik ve elasto-plastik cevaplar verilmiştir.



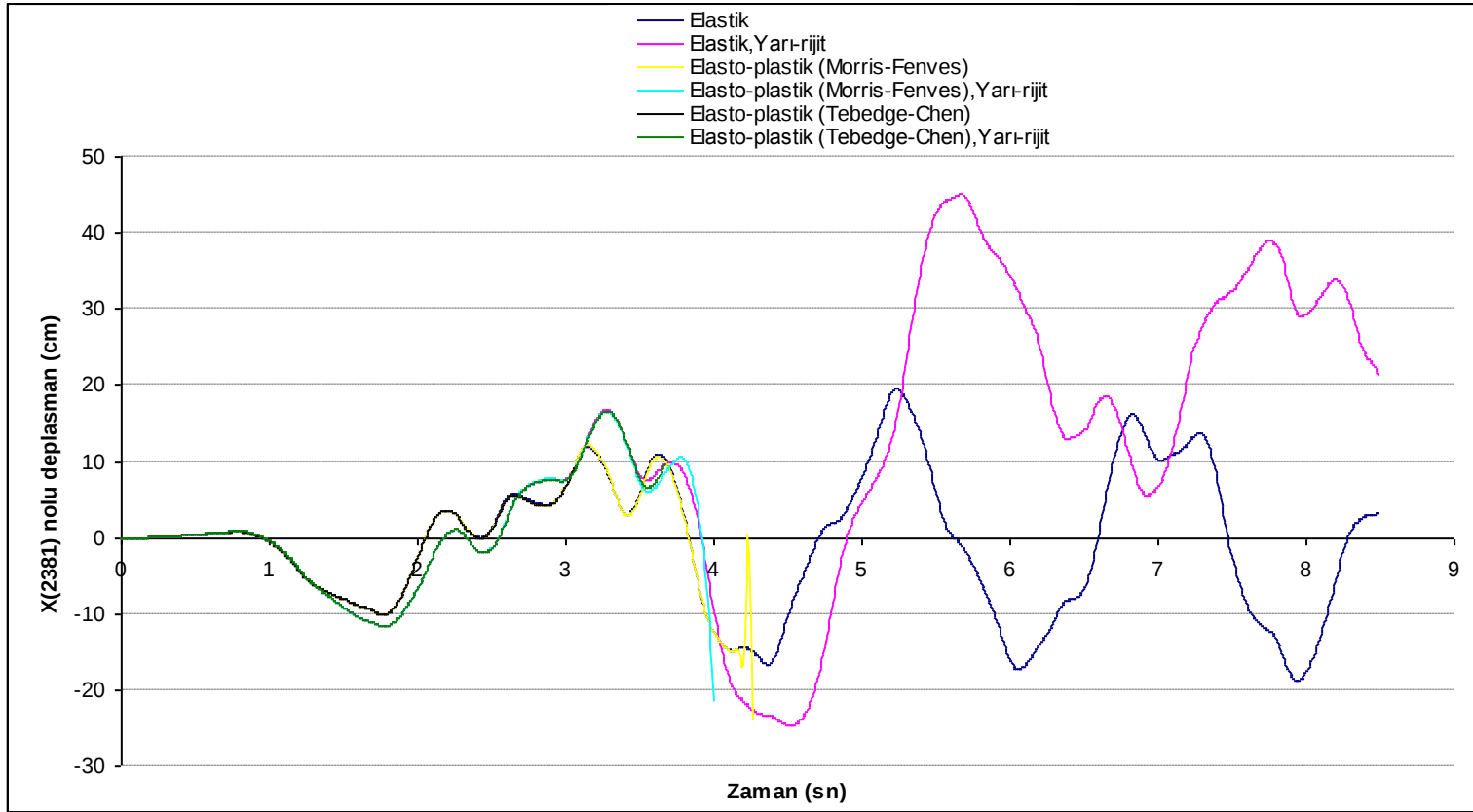
Şekil 9.48: Üç açıklıklı ve yirmi katlı uzay çerçeve sistemi

Yarı-rijit birleşimler için bölüm 3' de belirtildiği şekilde hesaplanan birleşim parametrelerinin değerleri aşağıda verilmiştir;

1. W14x730 enkesitli kolonlar ile W24x160 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L8x8x1_{1/8} korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L6x6x1 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 309943293.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 195387.51 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$
2. W14x605 enkesitli kolonlar ile W24x120 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L8x8x1_{1/8} korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L6x6x1 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 269377988.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 178809.51 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$
3. W14x370 enkesitli kolonlar ile W24x68 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L8x8x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L6x6x5/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 50092787.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 81808.95 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$
4. W14x237 enkesitli kolonlar ile W24x55 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L5x5x5/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 42282656.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 72750.98 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$
5. W14x150 enkesitli kolonlar ile W21x55 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L5x5x5/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 34451632.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 63104.74 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$
6. W14x111 enkesitli kolonlar ile W18x55 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L5x5x3/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 27429473.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 39193.37 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$

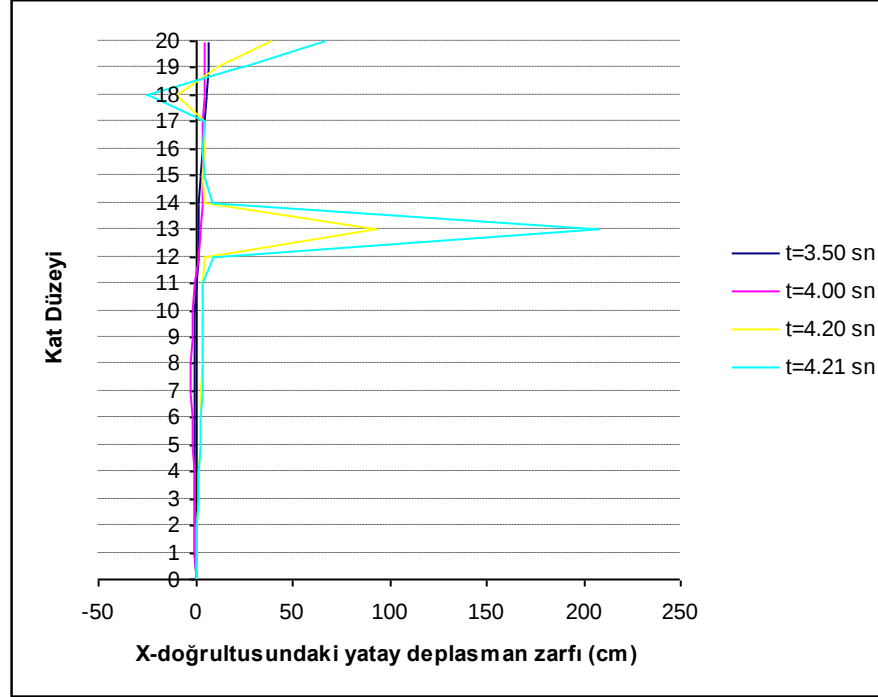


Şekil 9.49: Yirmi katlı çaprazsız uzay çerçeve sisteminde $X_{2380}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

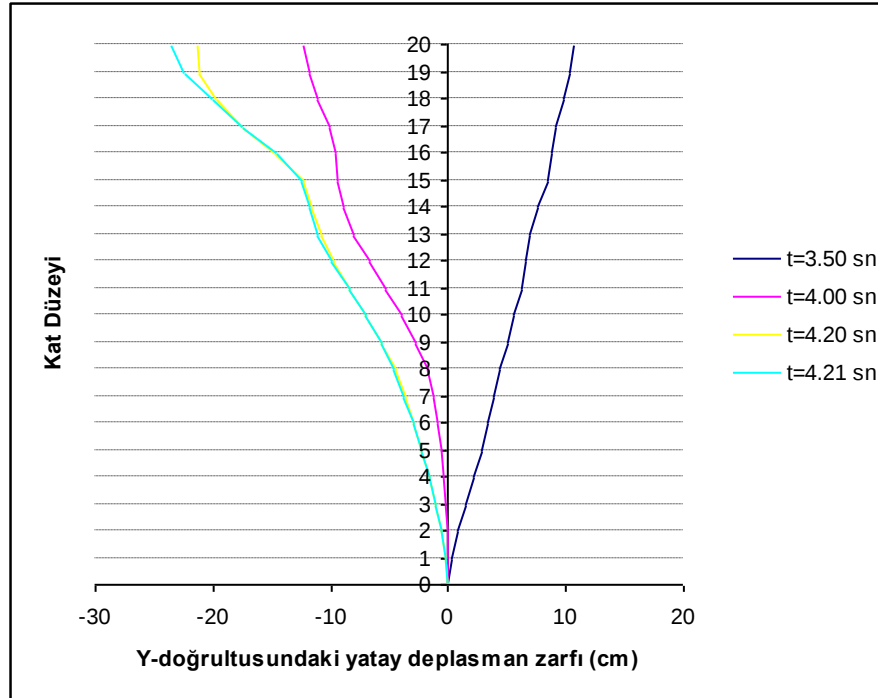


Şekil 9.50: Yirmi katlı çaprazsız uzay çerçeve sisteminde $X_{2381}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

Şekil 9.51 ve 52’ de yirmi katlı çaprazsız ve rijit birleşimli sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultularındaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.

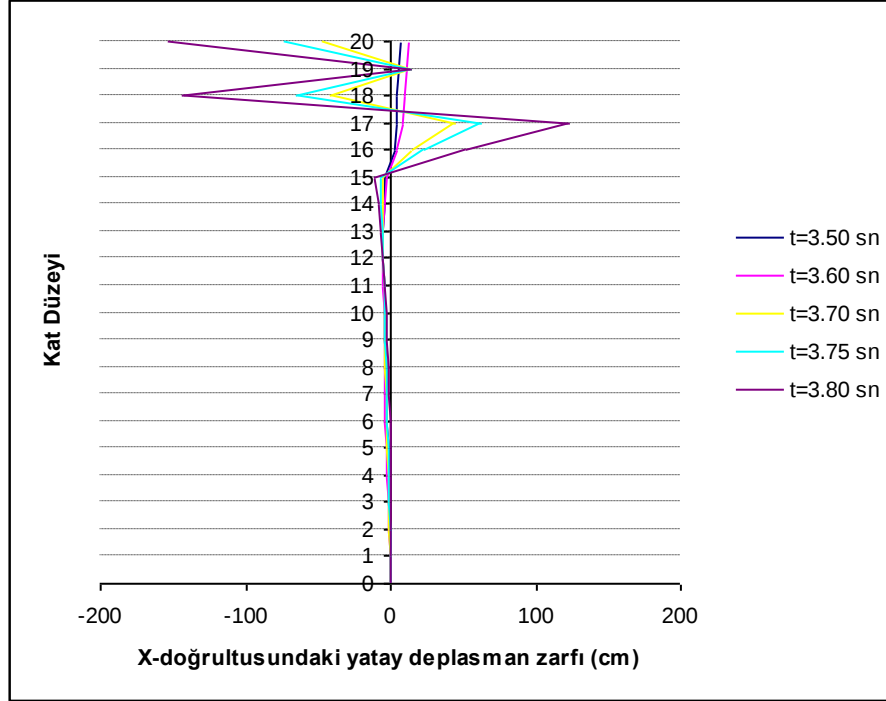


Şekil 9.51: Yirmi katlı çaprazsız sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

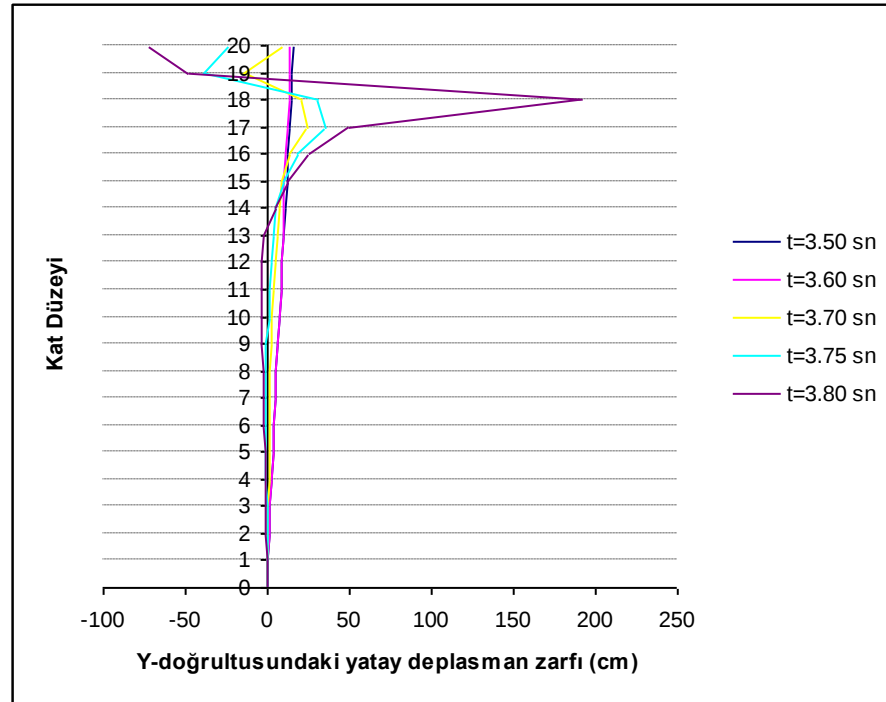


Şekil 9.52: Yirmi katlı çaprazsız sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

Şekil 9.53 ve 54' de yirmi katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultusundaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.

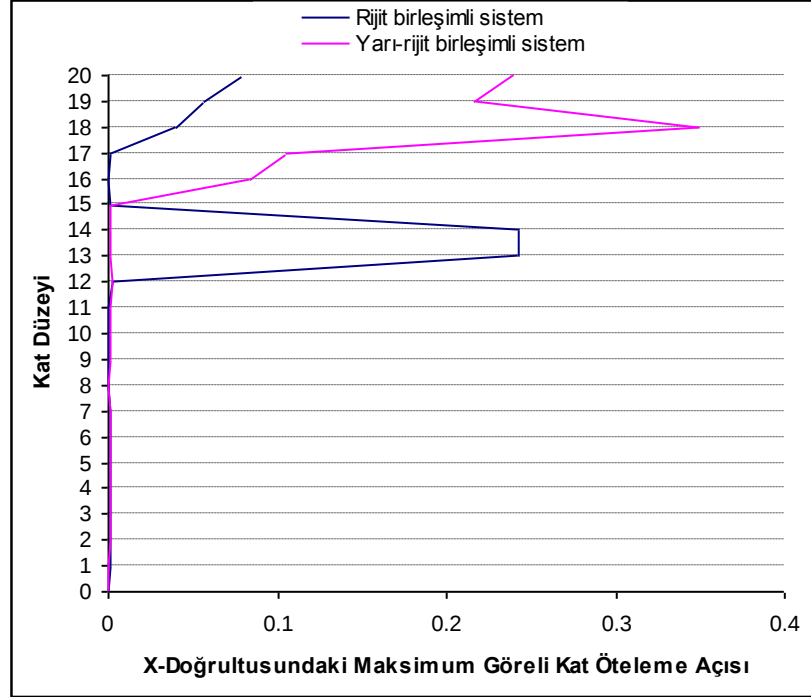


Şekil 9.53: Yirmi katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

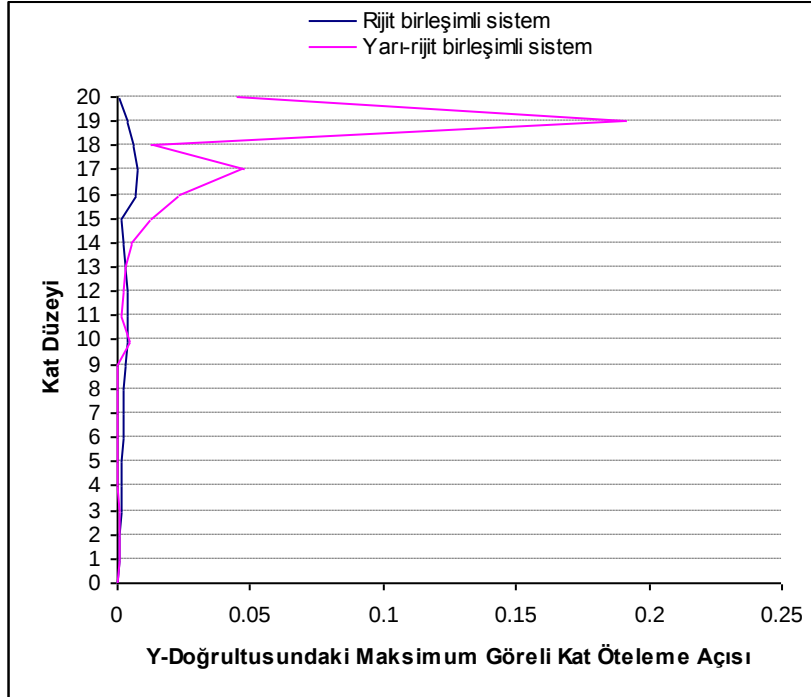


Şekil 9.54: Yirmi katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

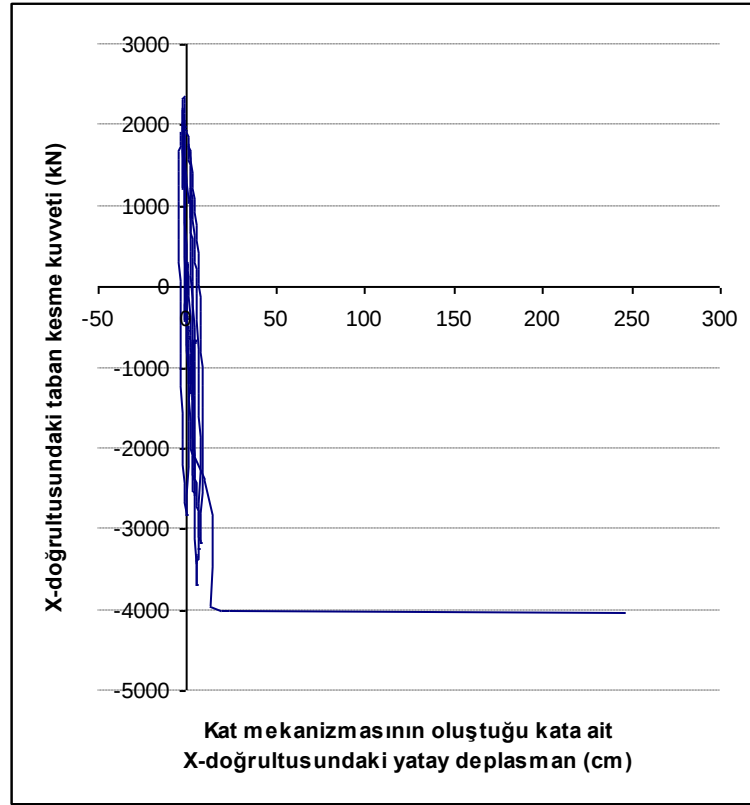
Şekil 9.55 ve 56'da yirmi katlı çaprazsız sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda oluşan göçme mekanizmalarına ait görelî kat öteleme gereksinimlerinin x-x ve y-y doğrultularına ait grafikleri verilmiştir.



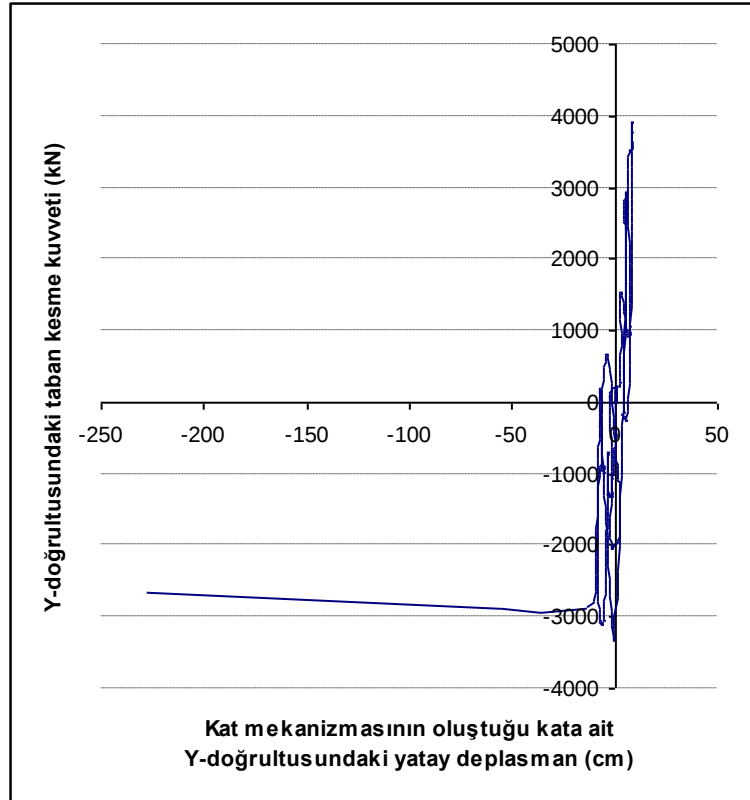
Şekil 9.55: Yirmi katlı çaprazsız sistemin x-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri



Şekil 9.56: Yirmi katlı çaprazsız sistemin y-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri

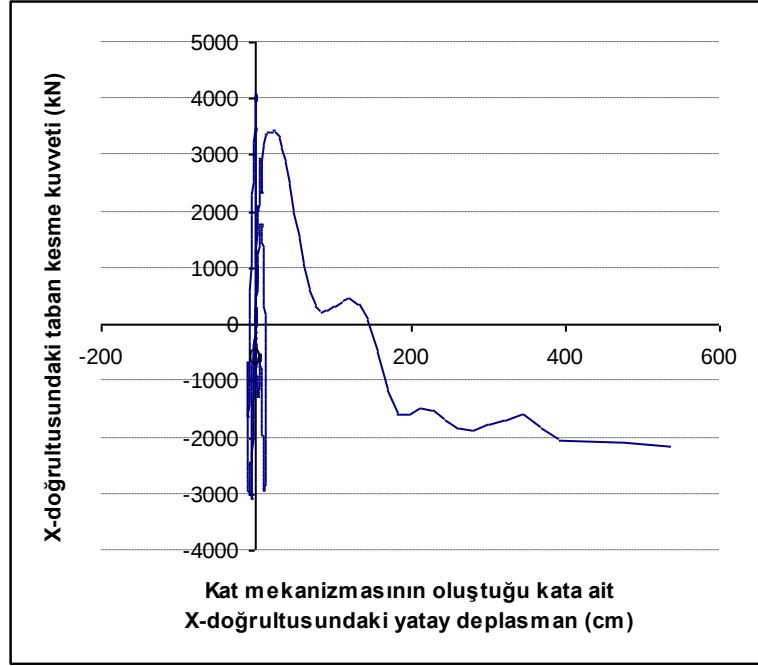


Şekil 9.57: Yirmi katlı çaprazsız sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

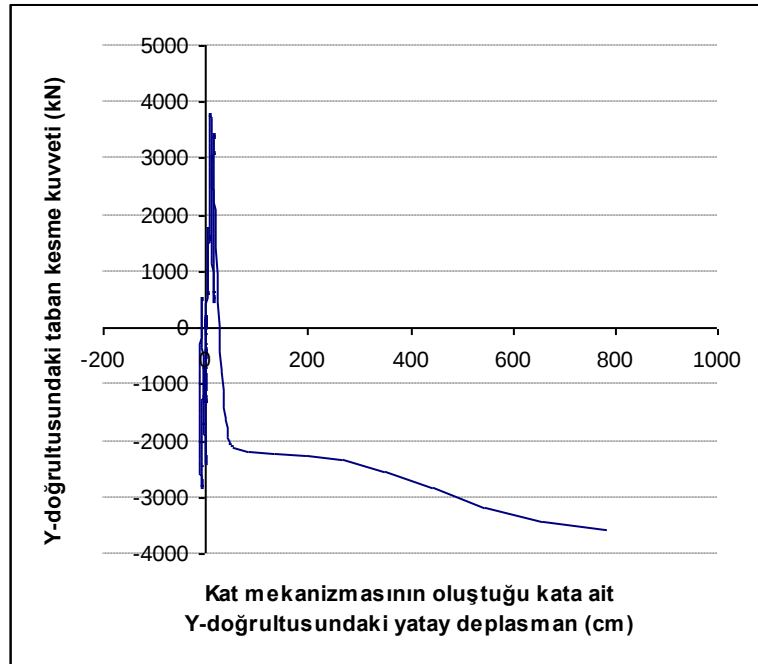


Şekil 9.58: Yirmi katlı çaprazsız sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

Şekil 9.57 ve 58’de yirmi katlı çaprazsız rijit birleşimli sistem için, şekil 9.59 ve 60’da ise yirmi katlı çaprazsız yarı-rijit birleşimli sistem için x-x ve y-y doğrultularına ait yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkileri verilmiştir. x-x ve y-y doğrultuları için sistem süneklik gereksinim değerleri rijit birleşimli sistemde sırasıyla 3.89 ve 3.84 olarak, yarı-rijit birleşimli sistemde ise sırasıyla, 4.78 ve 4.47 olarak hesaplanmıştır.



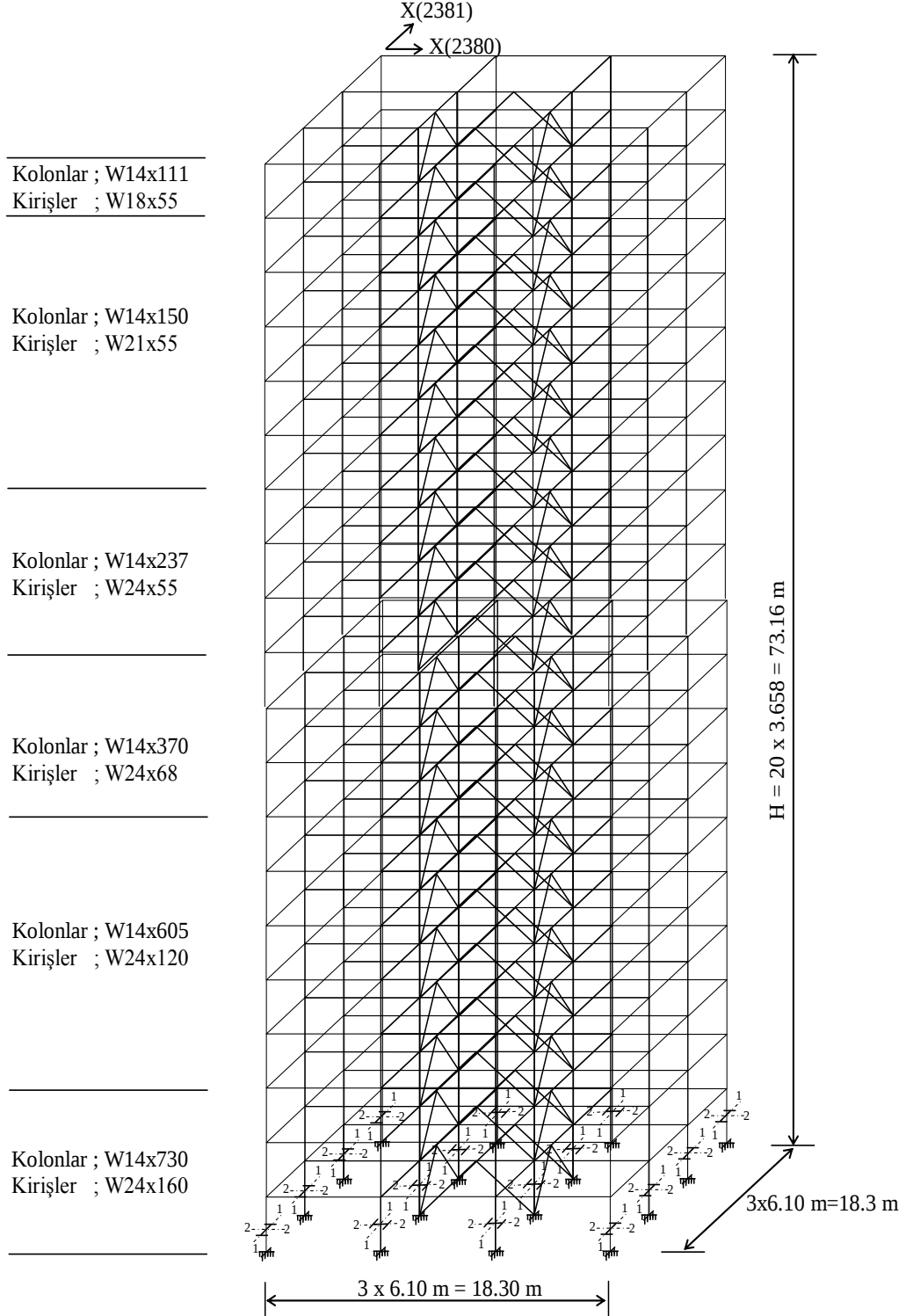
Şekil 9.59: Yirmi katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



Şekil 9.60: Yirmi katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

9.4.2 Çaprazlı sistem durumu

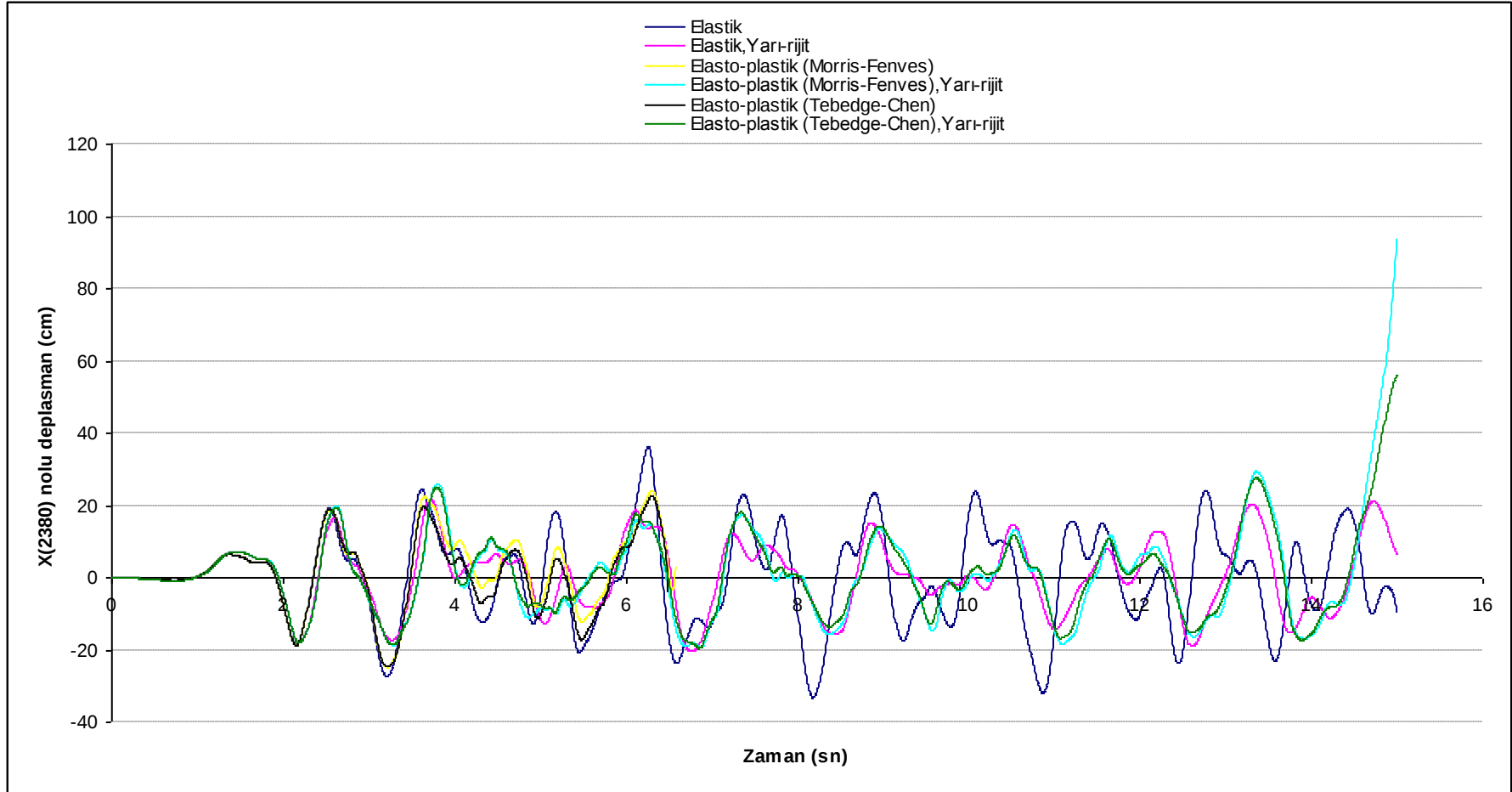
Bu uygulama da, her iki doğrultuda üç açıklıklı ve yirmi katlı uzay çerçeve sisteminde (şekil 9.48), W14x78 enkesitli ters V şeklinde çapraz elemanlar kullanılarak (şekil 9.61), şekil 9.15'deki El Centro 1940 depreminin ivme bileşenleri altındaki elastik ve elasto-plastik davranışı incelenmiştir.



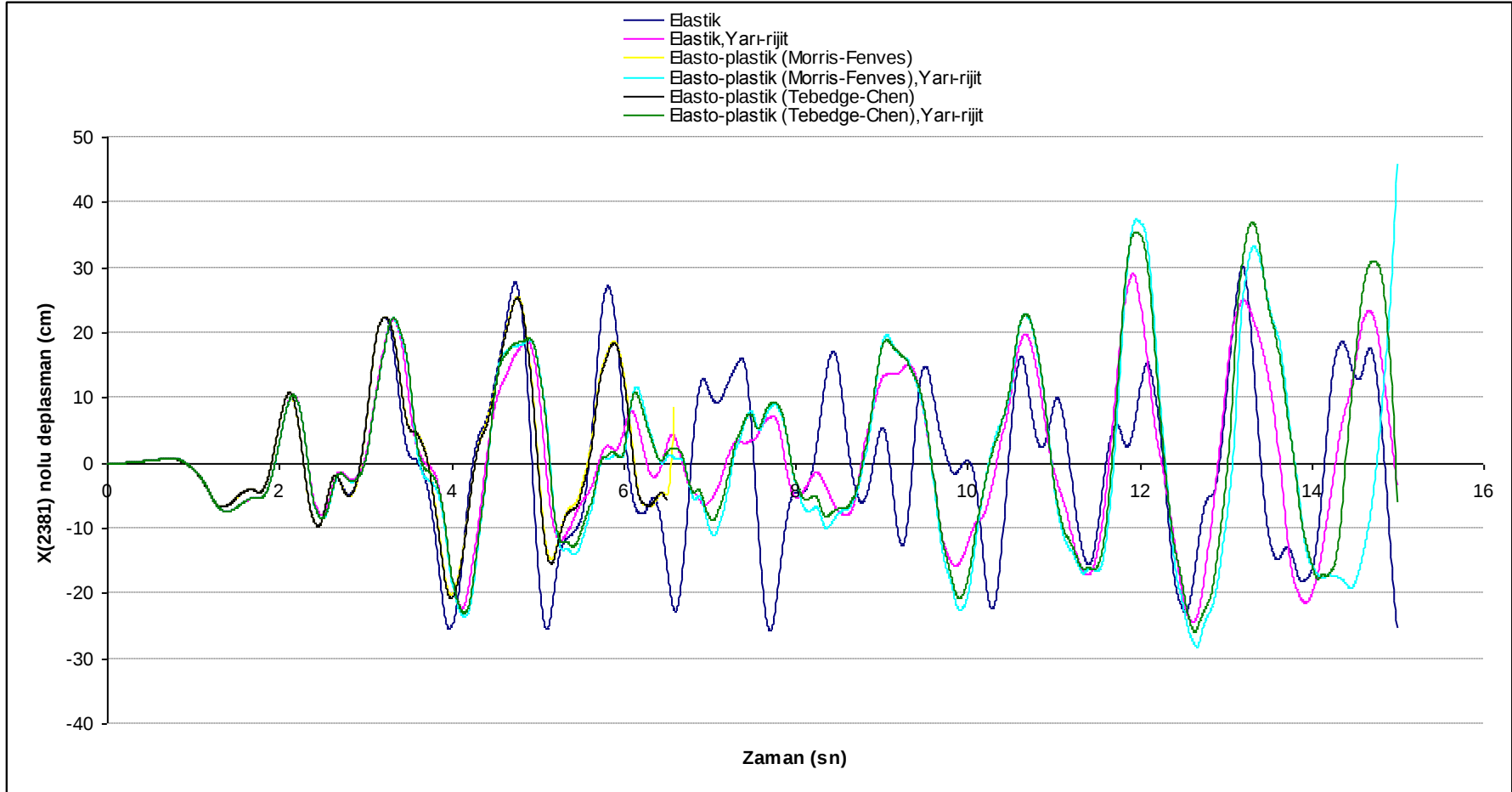
Şekil 9.61: Üç açıklıklı ve yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sistemi

Yarı-rijit birleşimler için bölüm 3' de belirtildiği şekilde hesaplanan birleşim parametrelerinin değerleri aşağıda verilmiştir;

1. W14x730 enkesitli kolonlar ile W24x160 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L8x8x1_{1/8} korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L6x6x1 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 309943293.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 195387.51 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$
2. W14x605 enkesitli kolonlar ile W24x120 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L8x8x1_{1/8} korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L6x6x1 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 269377988.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 178809.51 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$
3. W14x370 enkesitli kolonlar ile W24x68 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L8x8x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L6x6x5/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 50092787.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 81808.95 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$
4. W14x237 enkesitli kolonlar ile W24x55 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L5x5x5/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 42282656.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 72750.98 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$
5. W14x150 enkesitli kolonlar ile W21x55 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L5x5x5/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 34451632.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 63104.74 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$
6. W14x111 enkesitli kolonlar ile W18x55 enkesitli kirişlerin birleşimi için; Üst ve Alt flanş korniyerleri olarak L6x6x3/4 korniyeri, Gövde korniyerleri olarak da L5x5x3/8 korniyeri kullanılmıştır. Bu birleşime ait birleşim parametreleri,
 $R_{ki} = 27429473.00 \text{ kN-cm/rad}$, $M_u = 39193.37 \text{ kN-cm}$, $n = 0.827$

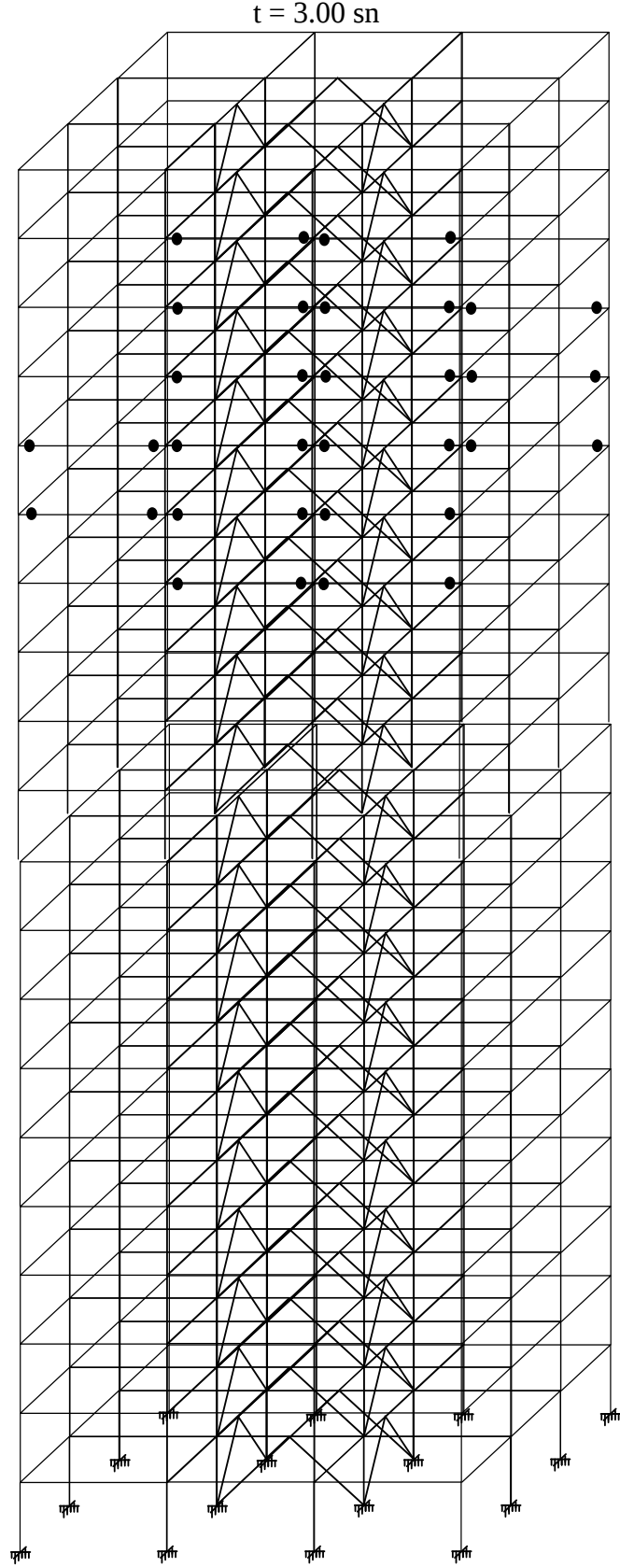


Şekil 9.62: Yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde $X_{2380}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

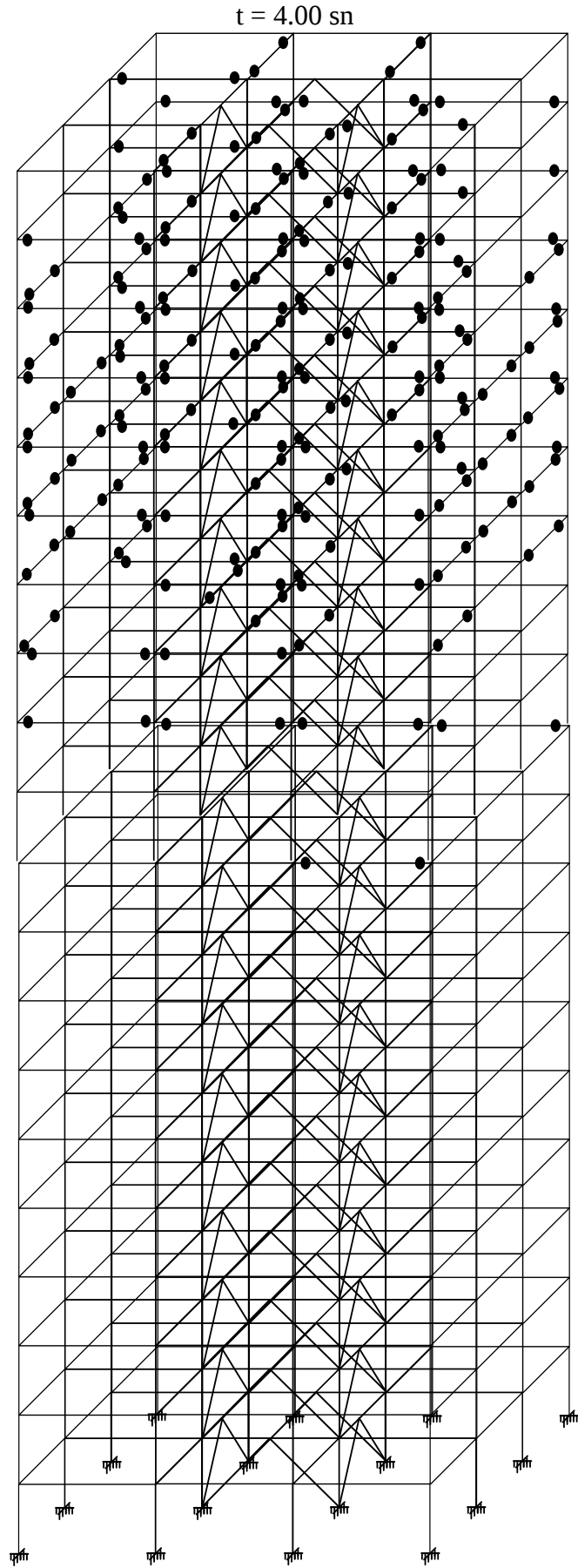


Şekil 9.63: Yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde $X_{2381}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

Şekil 9.62 ve 9.63’de yirmi katlı çaprazlı sistemin X_{2380} ve X_{2381} düğüm noktası deplasmanlarına ait elastik ve elasto-plastik cevaplar verilmiştir.

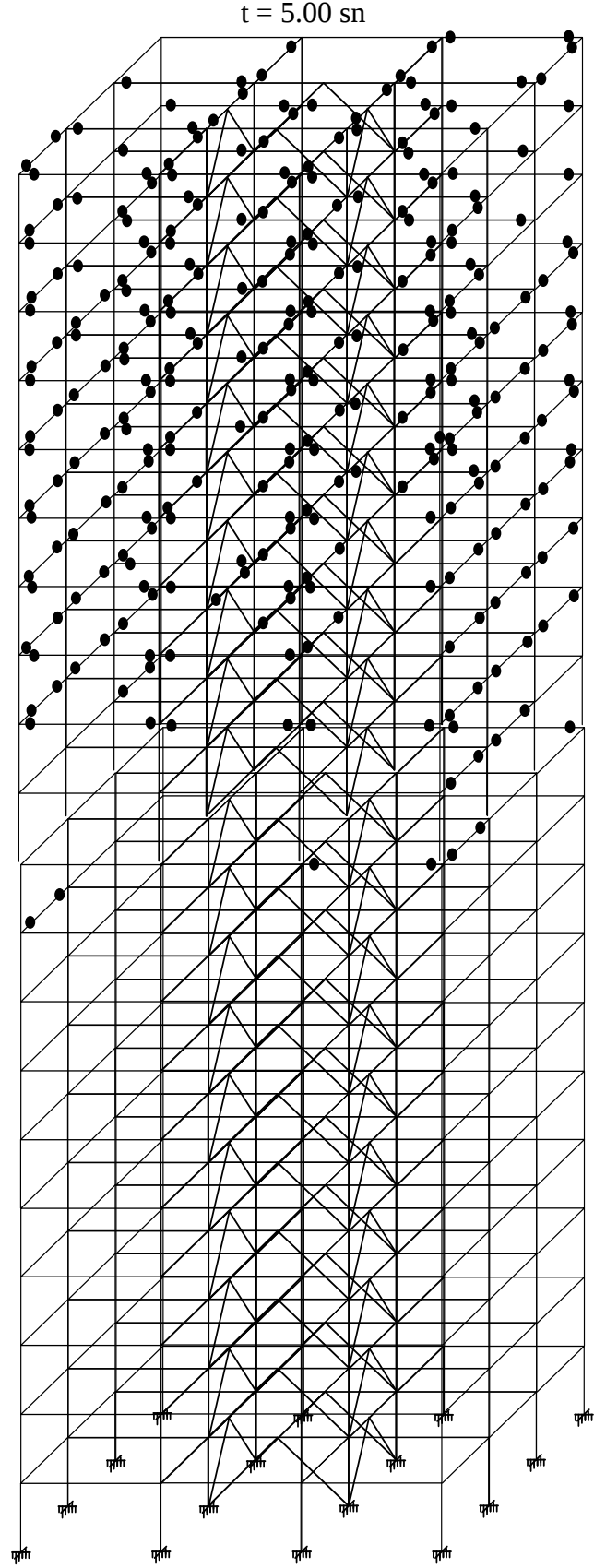


Şekil 9.64: Yirmi katlı çaprazlı sisteme ait plastik mafsalları yerleşimi

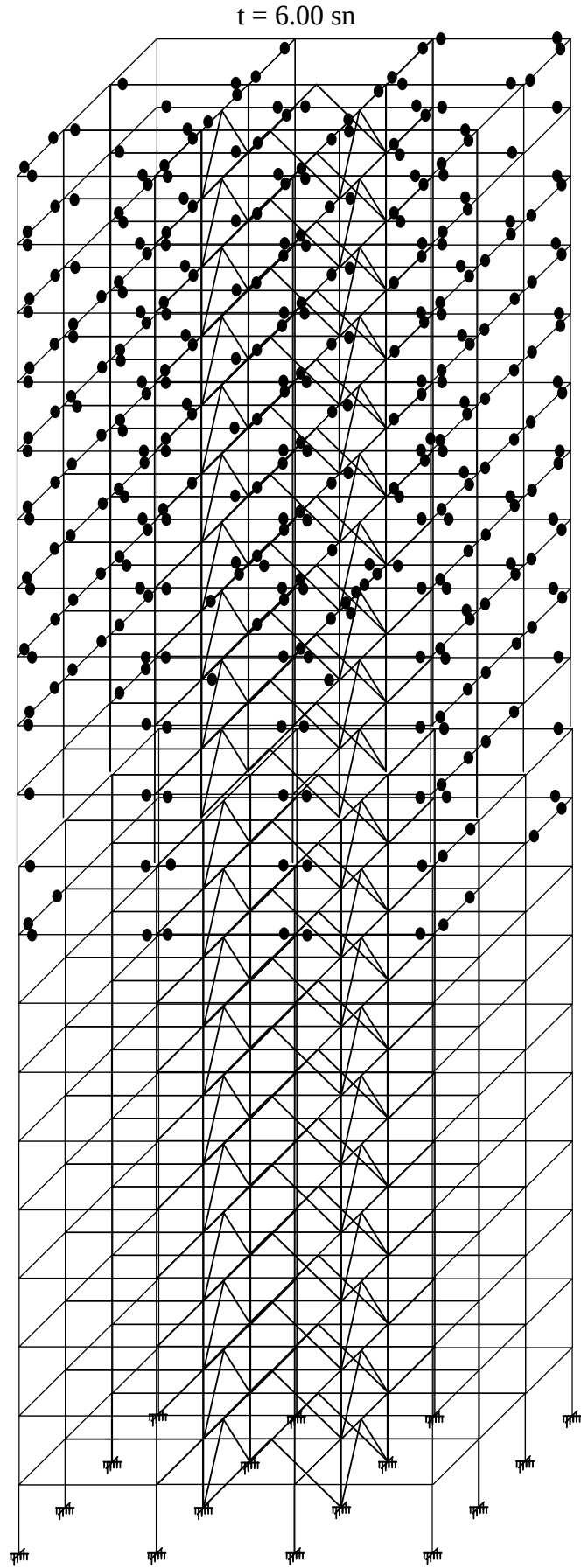


Şekil 9.64: Yirmi katlı çaprazlı sisteme ait plastik mafsal yerleşimi (Devam)

Şekil 9.64' de yirmi katlı çaprazlı sistemin elasto-plastik analizi sonucunda sistemde oluşan plastik mafsalların konumları ve oluşum zamanları gösterilmiştir.



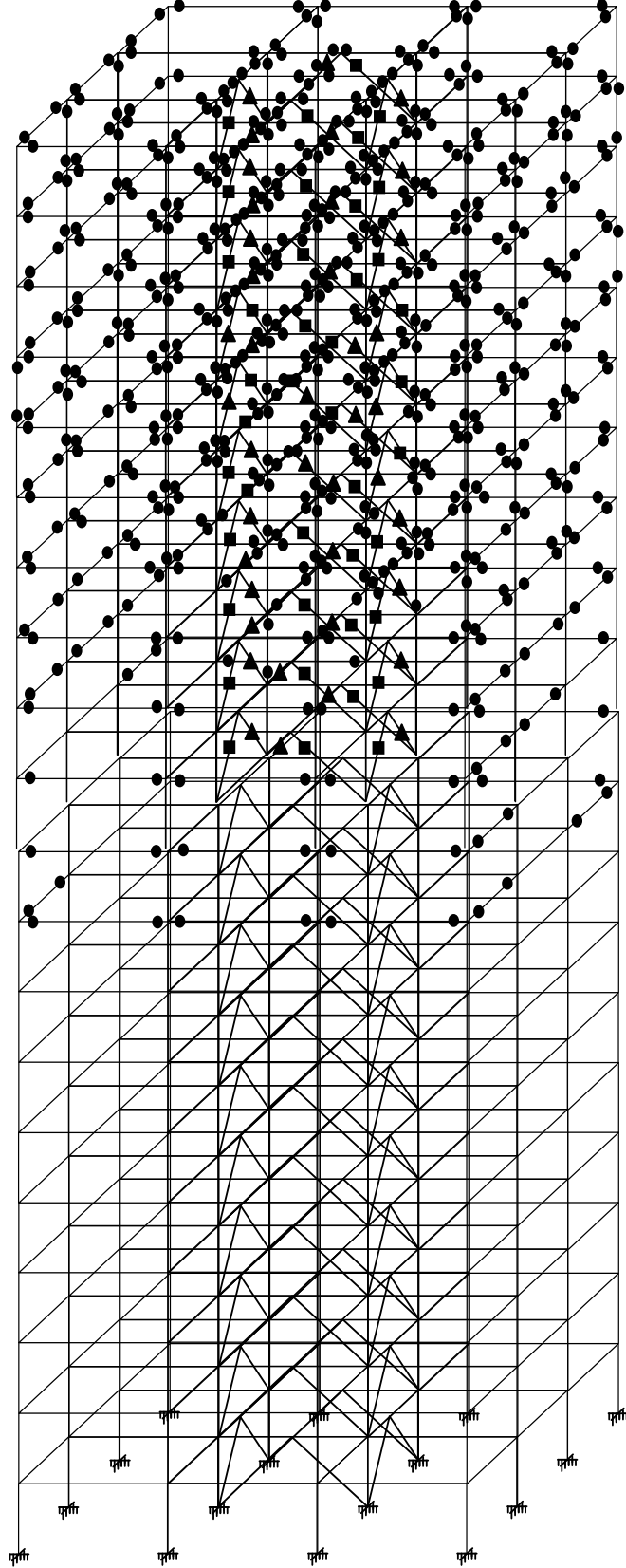
Şekil 9.64: Yirmi katlı çaprazlı sisteme ait plastik mafsal yerleşimi (Devam)



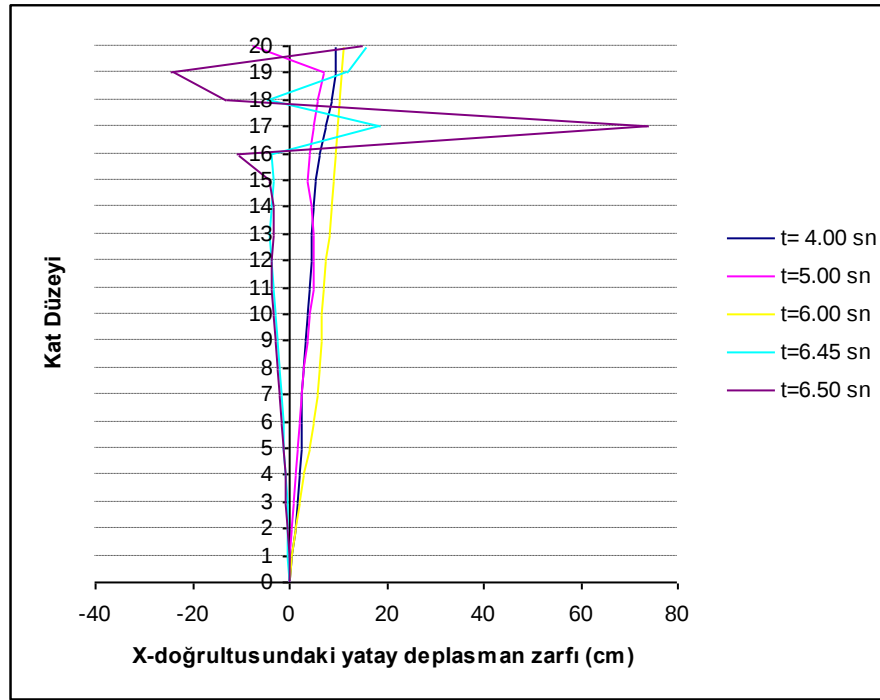
Şekil 9.64: Yirmi katlı çaprazlı sisteme ait plastik mafsal yerleşimi (Devam)

Şekil 9.64' de; ▲ ile çapraz elemanın plastikleştiği, ■ ile çapraz elemanın burkulduğu, ve ● ile kiriş- kolon elemanın plastikleştiği gösterilmiştir.

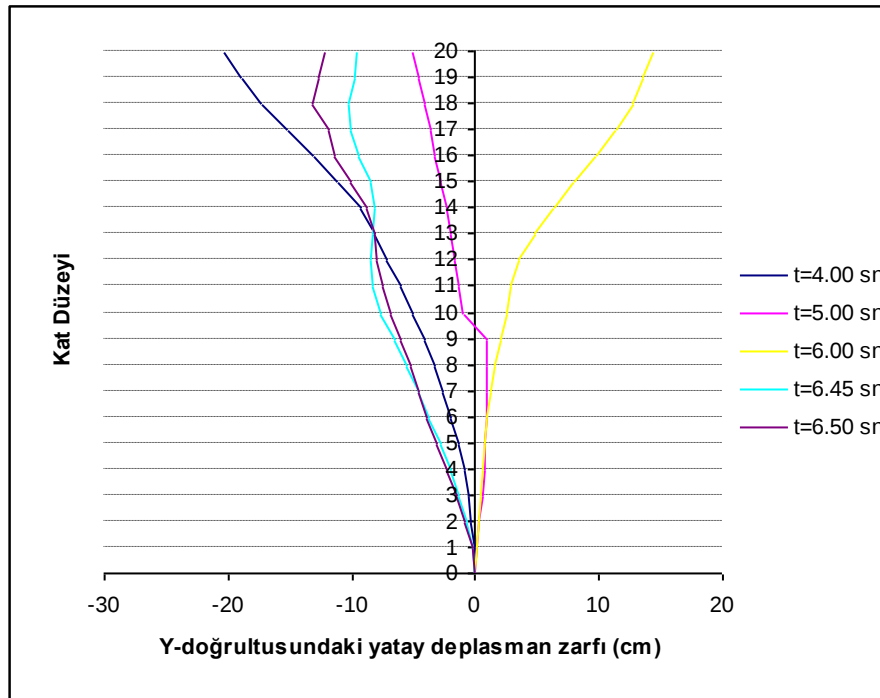
$t = 6.50 \text{ sn}$



Şekil 9.64: Yirmi katlı çaprazlı sisteme ait plastik mafsalları yerleşimi (Devam)



Şekil 9.65: Yirmi katlı çaprazlı sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı



Şekil 9.66: Yirmi katlı çaprazlı sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

Şekil 9.65 ve 66'da yirmi katlı çaprazlı sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultularındaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.

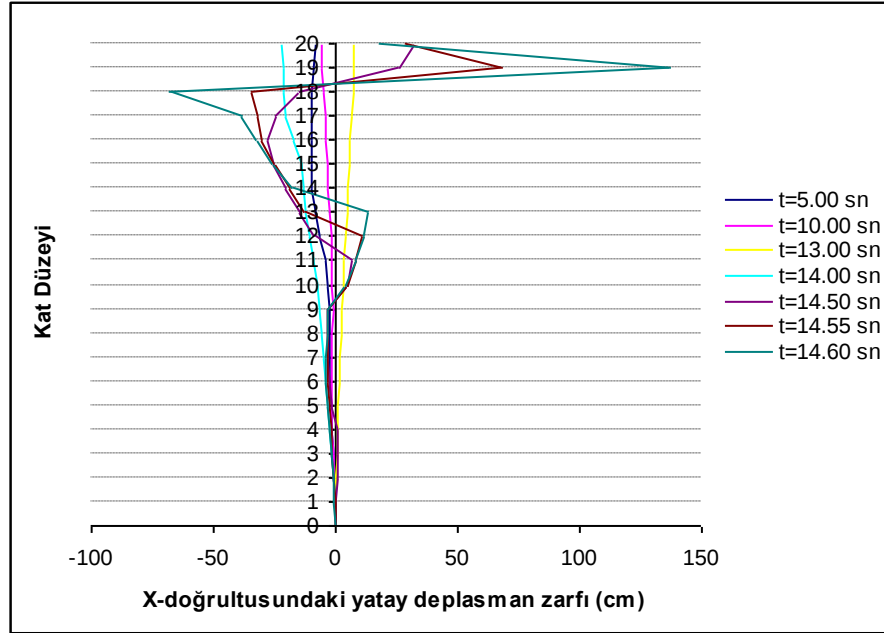
Tablo 9.12: Yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde eğriliğe göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	EĞRİLİĞE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ															
	ELEMEN NUMARALARI															
	608	620	631	652	655	672	709	712	716	724	737	753	767	803	804	845
4.00	2.74	2.46	1.00	2.15	2.28	2.09	1.87	1.68	2.01	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
5.00	2.74	5.83	3.07	7.61	8.54	2.82	3.48	2.72	2.01	1.93	1.94	3.12	1.03	2.67	2.05	2.35
6.00	5.35	5.83	6.95	7.61	8.54	4.45	8.53	3.51	5.84	2.50	2.30	5.74	1.57	2.67	6.29	2.35
6.50	5.35	5.83	6.95	7.61	8.54	6.98	8.53	7.25	11.59	10.64	12.39	5.74	3.74	2.67	8.52	2.35

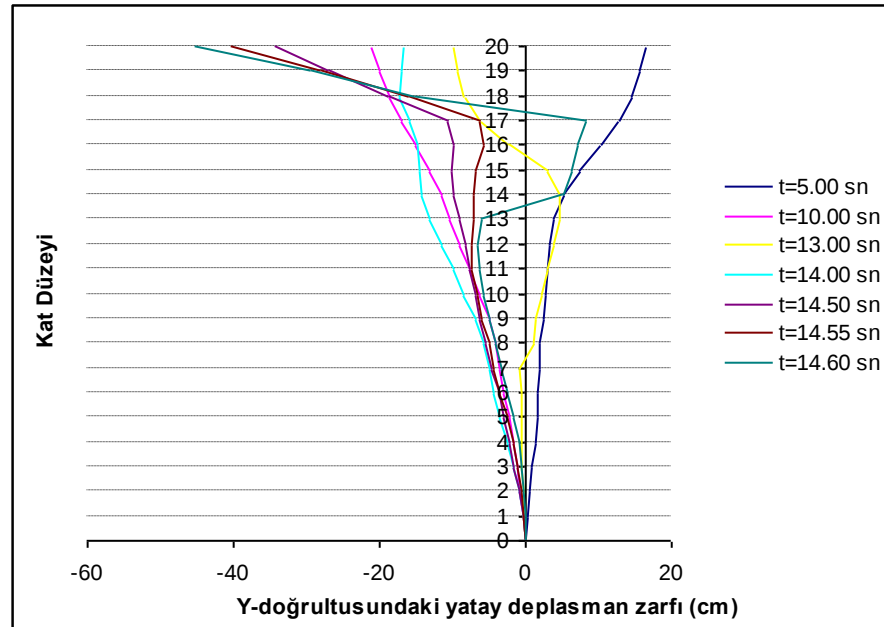
Tablo 9.13: Yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde enerjiye göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	ENERJİYE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ															
	ELEMEN NUMARALARI															
	608	620	631	652	655	672	709	712	716	724	737	753	767	803	804	845
4.00	3.71	4.25	1.00	4.47	3.20	3.78	1.46	2.43	2.20	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	2.45	1.00
5.00	3.71	4.25	3.09	8.90	8.66	3.78	1.66	4.84	2.20	2.27	2.39	2.29	1.52	3.53	3.70	3.63
6.00	4.16	4.25	5.25	8.90	8.66	3.78	6.21	5.80	6.91	4.34	3.20	4.97	2.59	3.53	12.58	3.63
6.50	4.16	4.25	5.25	8.90	8.66	5.49	6.21	6.81	9.72	11.59	9.86	4.97	3.56	3.53	12.58	3.63

Tablo 9.12 ve 9.13’ de yirmi katlı çaprazlı sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda eğrilik ve enerjiye göre hesaplanmış eleman seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri verilmiştir.



Şekil 9.67: Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı



Şekil 9.68: Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

Şekil 9.67 ve 68’de yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultularındaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.

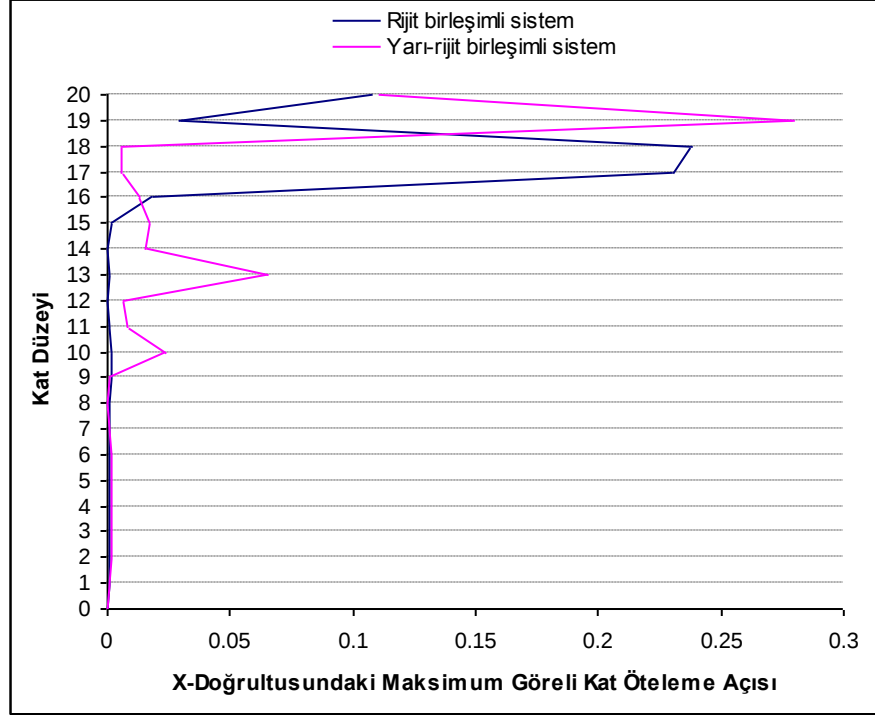
Tablo 9.14: Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sisteminde eğriliğe göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	YARI-RİGİD BİRLEŞİMLİ SİSTEMİN EĞRİLİĞE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ															
	ELEMEN NUMARALARI															
	608	620	631	652	655	672	709	712	716	724	737	753	767	803	804	845
5.00	3.19	3.70	1.00	2.85	2.43	2.58	1.00	2.26	4.05	2.40	2.59	3.59	2.92	1.00	3.42	1.00
10.00	3.19	3.70	2.20	4.08	3.37	4.87	1.40	6.43	4.05	2.40	2.59	3.59	2.92	2.05	4.09	1.29
11.00	3.19	4.37	2.20	4.08	4.56	6.32	1.40	6.43	4.05	5.84	2.59	3.59	2.92	2.05	4.09	2.39
12.00	5.83	4.37	3.24	4.08	9.07	6.32	1.40	6.43	5.45	7.97	2.63	3.59	2.92	2.05	4.09	2.39
13.00	5.83	5.24	3.24	6.49	9.07	6.32	3.74	6.43	8.65	7.97	8.16	3.59	3.17	3.46	4.09	6.85
14.00	5.83	5.24	4.89	6.49	9.07	6.32	7.90	11.34	8.65	7.97	8.16	7.74	5.21	5.88	11.44	6.85
15.00	7.23	9.35	7.30	6.49	9.07	7.88	7.90	11.34	8.65	7.97	8.16	7.74	7.57	5.88	11.44	6.85

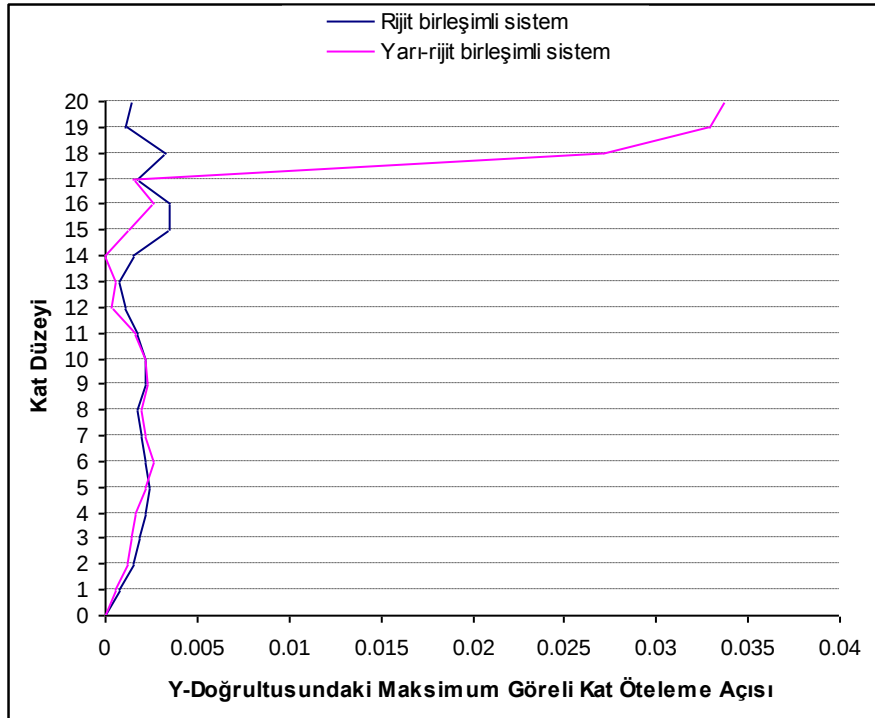
Tablo 9.15: Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sisteminde enerjiye göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	YARI-RİGİD BİRLEŞİMLİ SİSTEMİN ENERJİYE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ															
	ELEMEN NUMARALARI															
	608	620	631	652	655	672	709	712	716	724	737	753	767	803	804	845
5.00	3.80	2.54	1.00	1.06	2.38	2.77	1.00	1.54	5.23	3.01	1.00	2.87	1.69	1.00	5.46	1.00
10.00	3.80	2.54	4.65	3.02	2.85	4.79	3.52	3.99	5.23	3.19	1.08	2.87	1.69	1.23	7.14	1.26
11.00	3.80	5.64	4.65	3.02	2.85	4.79	3.52	3.99	5.23	3.19	4.12	5.08	4.68	1.23	7.14	5.75
12.00	4.96	5.64	6.03	3.02	6.64	4.79	3.52	5.69	5.23	8.79	4.12	5.08	4.68	1.23	7.14	5.75
13.00	4.96	6.62	6.03	3.02	6.64	6.98	3.52	5.69	16.34	8.79	8.44	5.08	4.68	6.65	14.87	8.30
14.00	4.96	7.72	6.03	5.43	6.64	6.98	5.59	7.15	16.34	8.79	8.44	8.84	8.80	6.65	14.87	8.30
15.00	6.23	7.72	6.03	5.43	6.64	9.58	10.94	7.15	16.34	12.65	9.84	8.84	8.80	6.65	14.87	8.30

Tablo 9.14 ve 9.15’ de ise, yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda eğrilik ve enerjiye göre hesaplanmış eleman seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri verilmiştir.

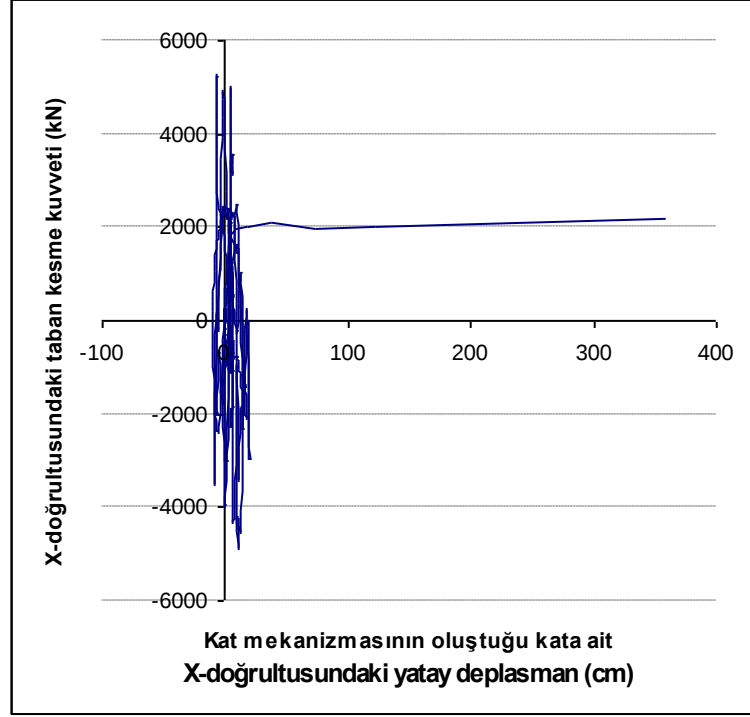


Şekil 9.69: Yirmi katlı çaprazlı sistemin x-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri

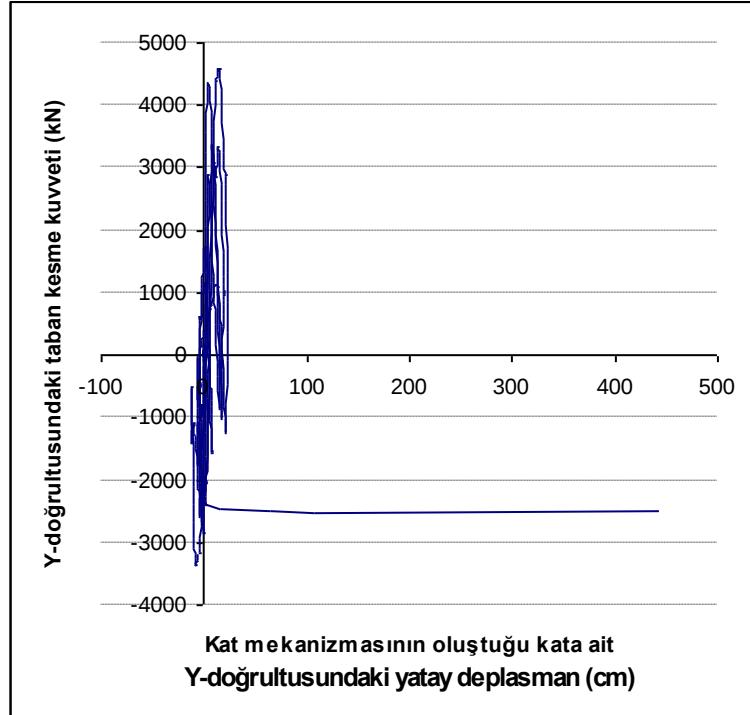


Şekil 9.70: Yirmi katlı çaprazlı sistemin y-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri

Şekil 9.69 ve 70’de yirmi katlı çaprazlı sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda oluşan göçme mekanizmalarına ait görelî kat öteleme gereksinimlerinin x-x ve y-y doğrultularına ait grafikleri verilmiştir.

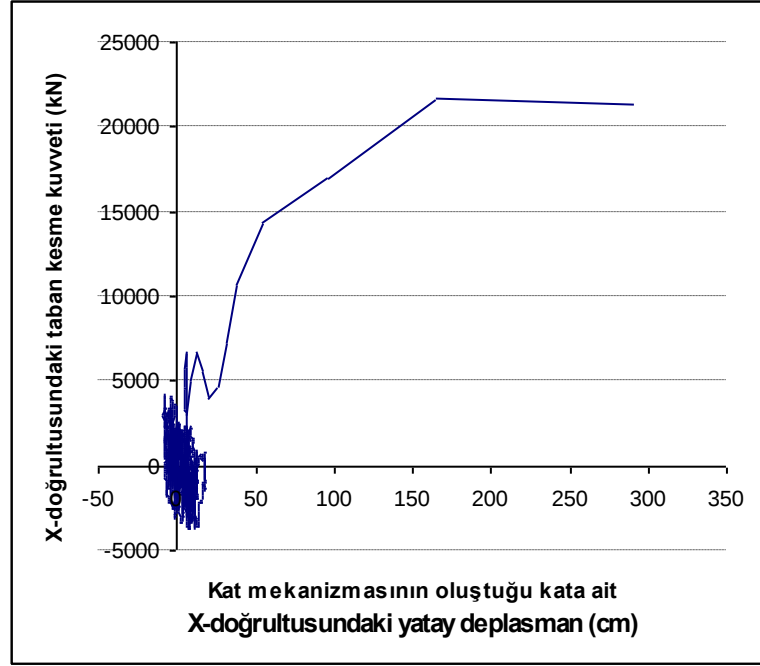


Şekil 9.71: Yirmi katlı çaprazlı sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

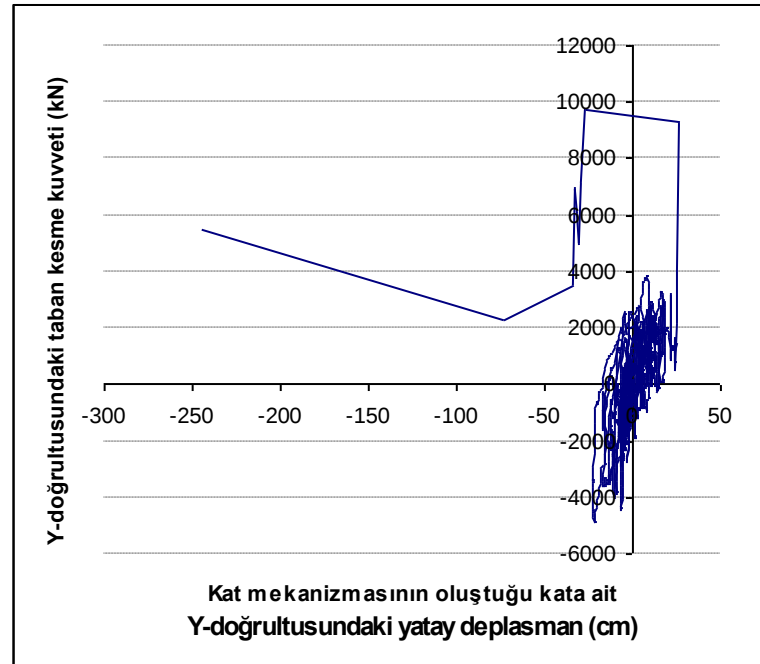


Şekil 9.72: Yirmi katlı çaprazlı sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

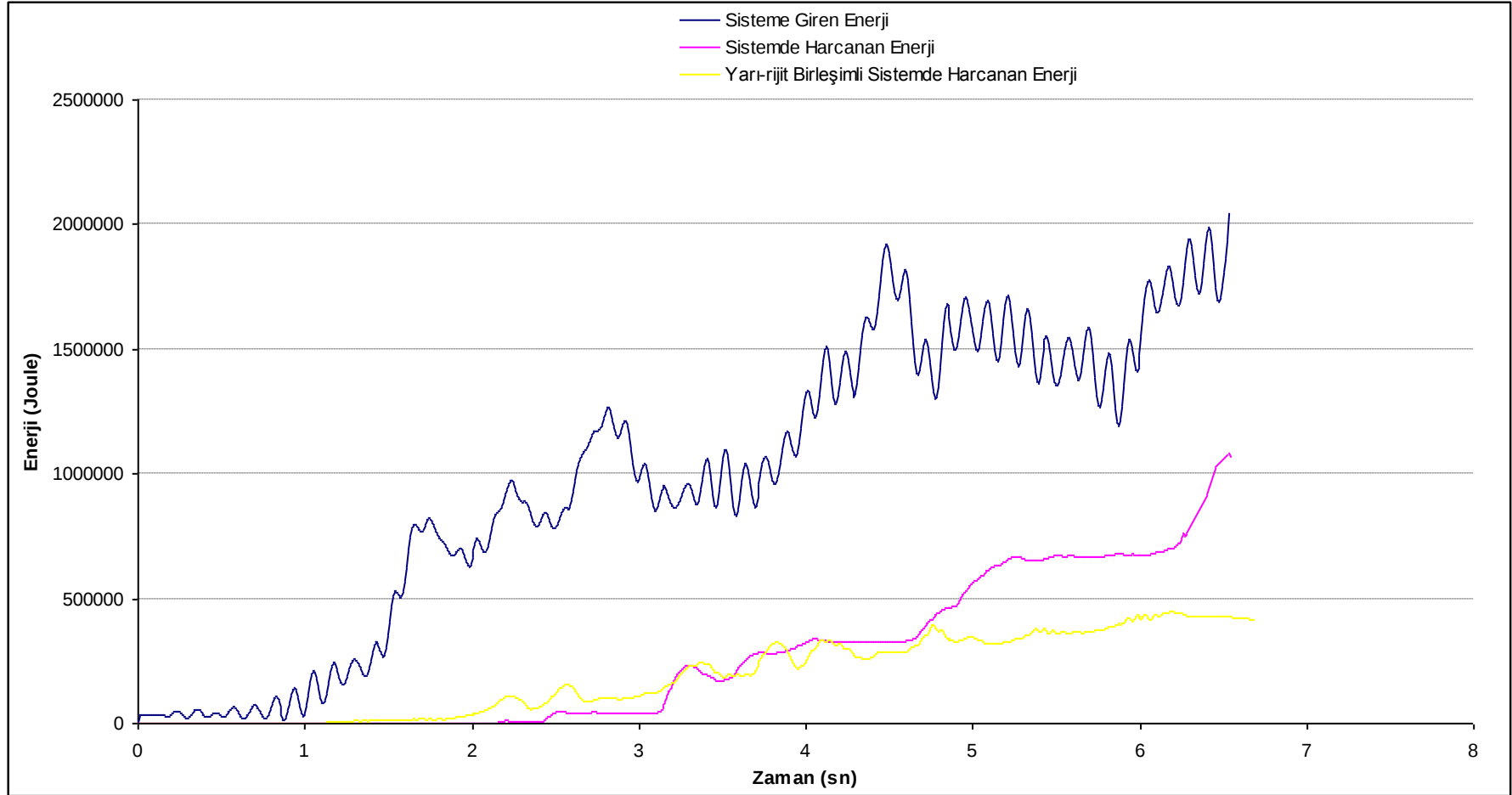
Şekil 9.71 ve 72’de yirmi katlı çaprazlı rijit birleşimli sistem için, şekil 9.73 ve 74’de ise yirmi katlı çaprazlı yarı-rijit birleşimli sistem için x-x ve y-y doğrultularına ait yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkileri verilmiştir. x-x ve y-y doğrultuları için sistem süneklik gereksinim değerleri rijit birleşimli sistemde sırasıyla 4.01 ve 4.06 olarak, yarı-rijit birleşimli sistemde ise sırasıyla, 5.37 ve 4.82 olarak hesaplanmıştır.



Şekil 9.73: Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



Şekil 9.74: Yirmi katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



Şekil 9.75: Yirmi katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi

9.5 Üç Açıklıklı ve Otuz Katlı Uzay Çerçeve Sistemi

9.5.1 Çaprazsız sistem durumu

Bu uygulama da, her iki doğrultuda üç açıklıklı ve kat süreksizlikleri olan otuz katlı uzay çerçeve sisteminin (Şekil 9.76), şekil 9.15'deki USGS (United States Geological Survey)'den alınmış olan El Centro 1940 depreminin Doğu-Batı, Kuzey-Güney ve Düşey ivme bileşenleri altındaki elastik ve elasto-plastik davranışı incelenmiştir.

Şekil 9.76' da sisteme ait elemanların enkesitleri ve uzunlukları tanımlanmıştır. Döşemenin yapının rijitliğine etkisi hesaba katılmamıştır. Sistemde sabit yük olarak;

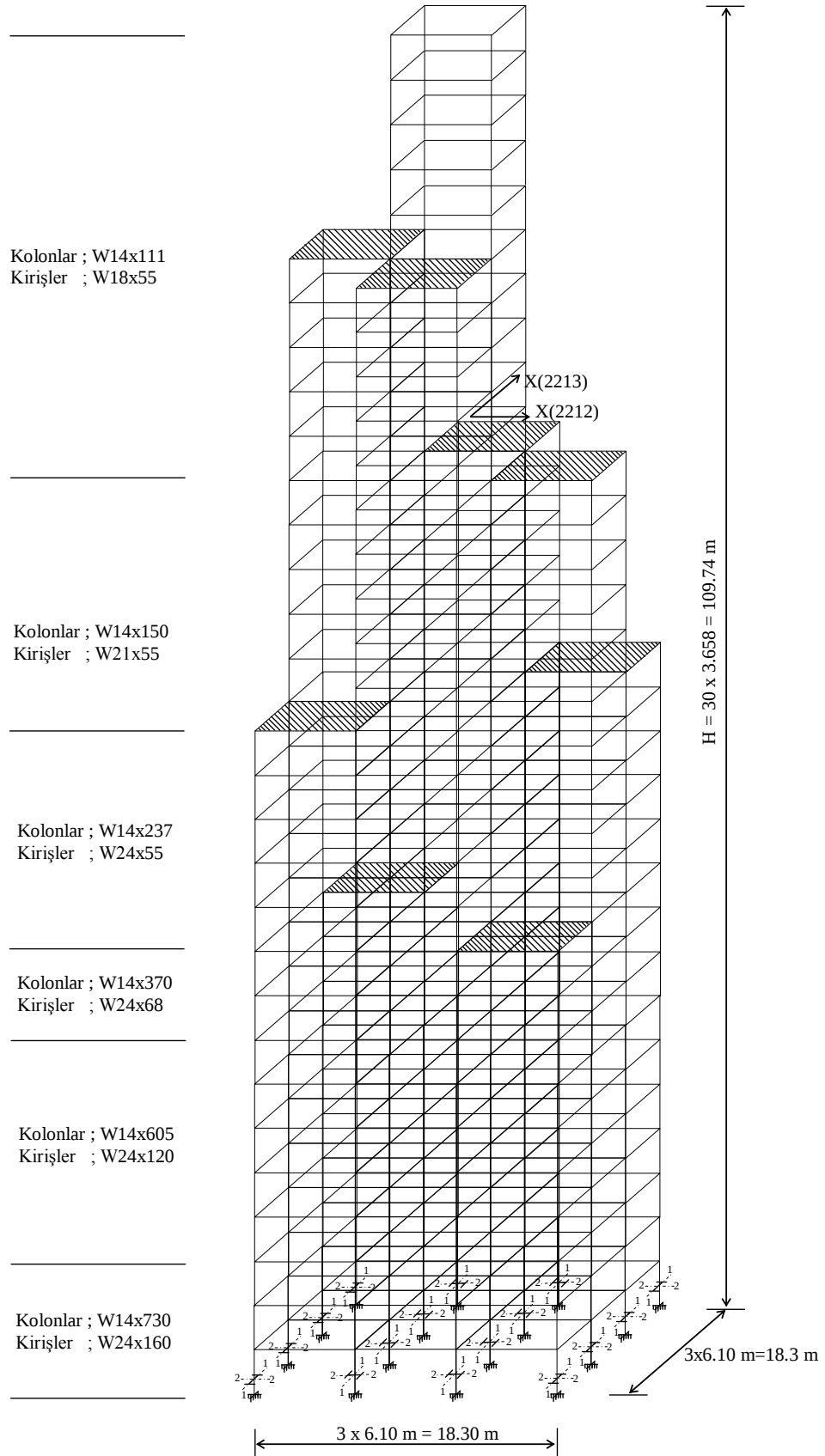
Döşeme (12 cm) : 3.0 kN/m^2 ,

Sıva + Kaplama : 1.5 kN/m^2 ,

olmak üzere toplamda 4.5 kN/m^2 , hareketli yük ise 2.0 kN/m^2 olarak alınmıştır. Malzeme olarak ASTM A36 (St 37) çeliği kullanılmıştır ve b değeri 10 olarak hesaba katılmıştır.

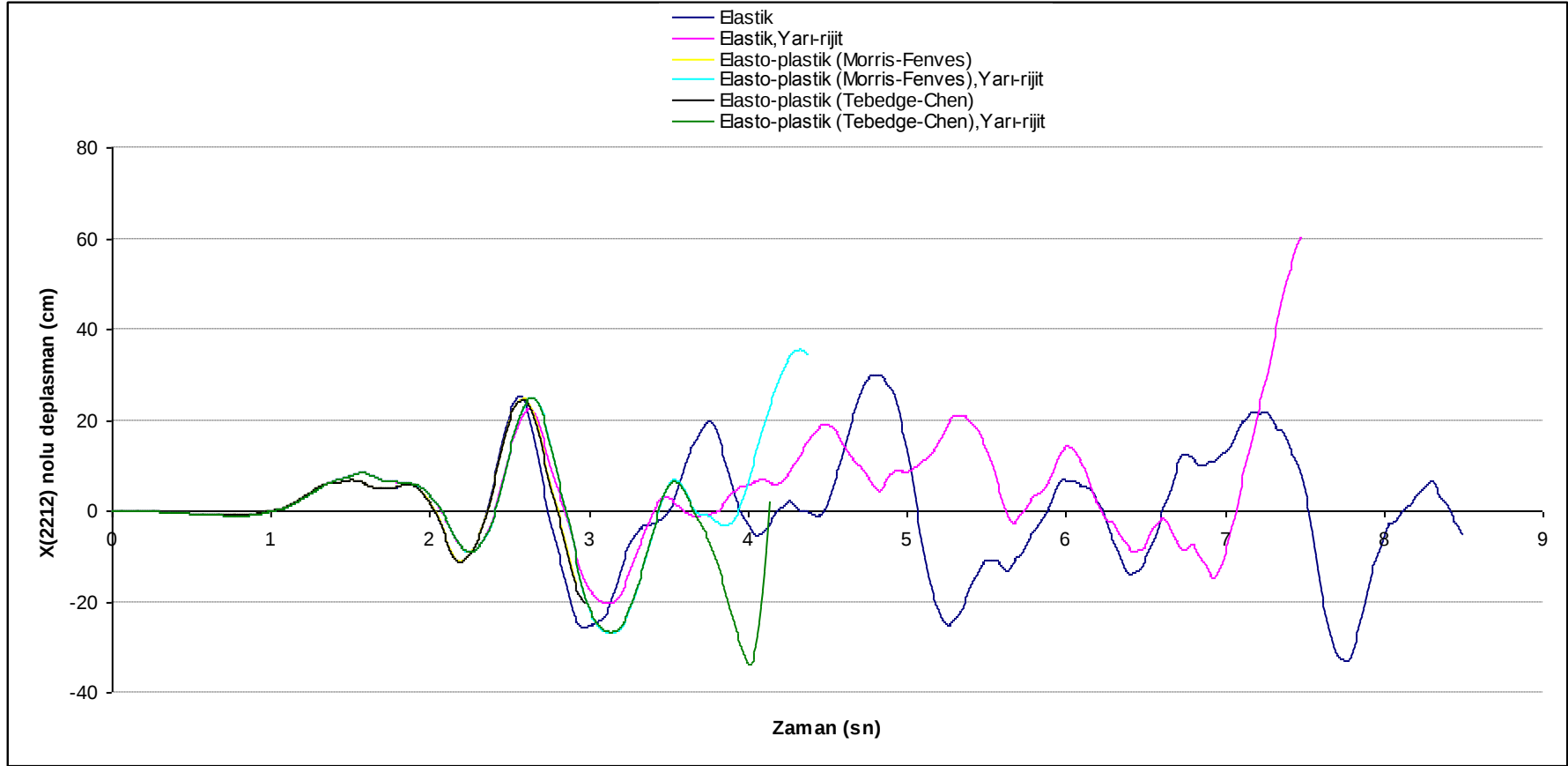
Yarı-rijit birleşimler için bölüm 3' de belirtildiği şekilde hesaplanan birleşim parametrelerinin değerleri bölüm 9.4.1'de verilmiştir;

Çözümde hareket denklemlerinin integrasyonu için $\Delta t = 0.01$ saniyelik zaman artırımları ile Sabit İvme Yöntemi kullanılmıştır.

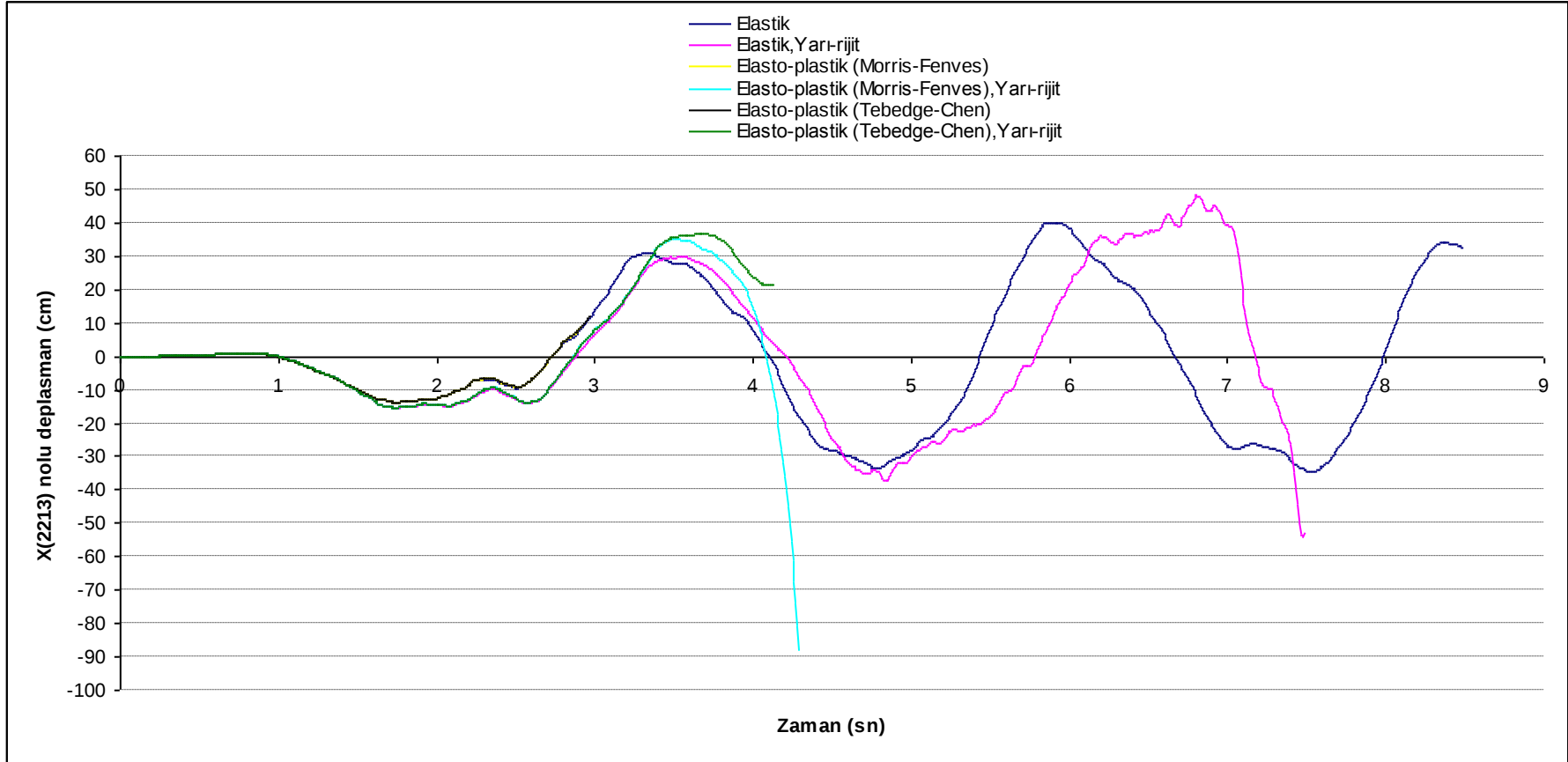


Şekil 9.76: Üç açıklıklı ve otuz katlı uzay çerçeve sistemi

Şekil 9.77 ve 78'de otuz katlı çaprazsız sistemin X_{2212} ve X_{2213} düğüm noktası deplasmanlarına ait elastik ve elasto-plastik cevaplar verilmiştir.

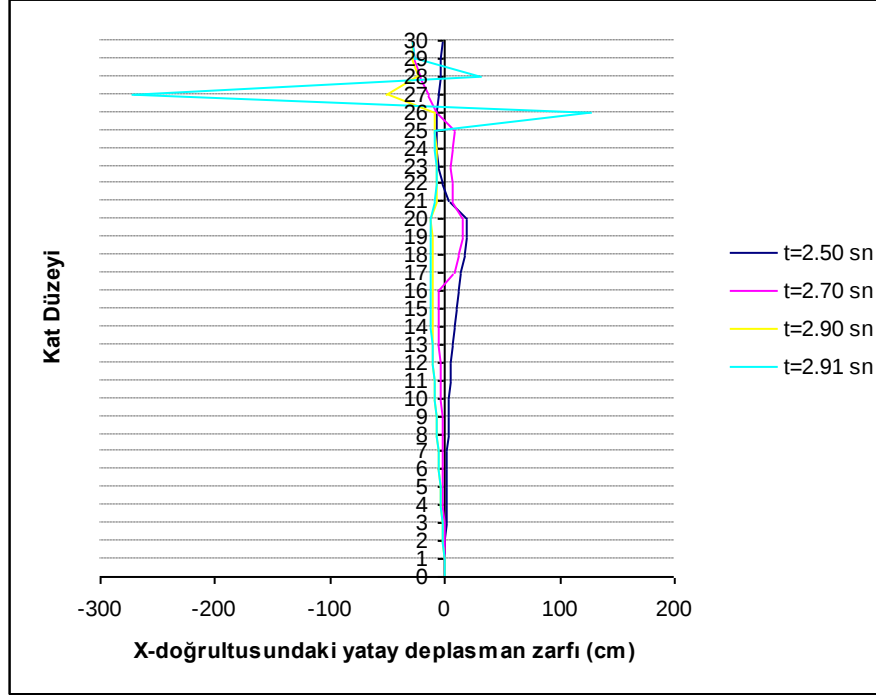


Şekil 9.77: Otuz katlı çaprazsız uzay çerçeve sisteminde $X_{2212}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

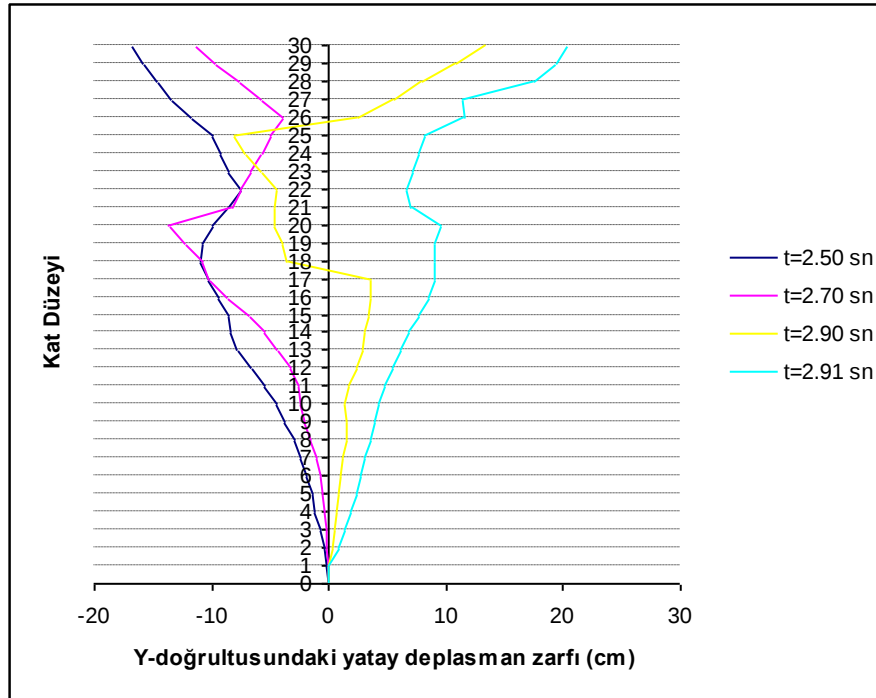


Şekil 9.78: Otuz katlı çaprazsız uzay çerçeve sisteminde $X_{2213}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

Şekil 9.79 ve 80’ de otuz katlı çaprazsız ve rijit birleşimli sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultularındaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.

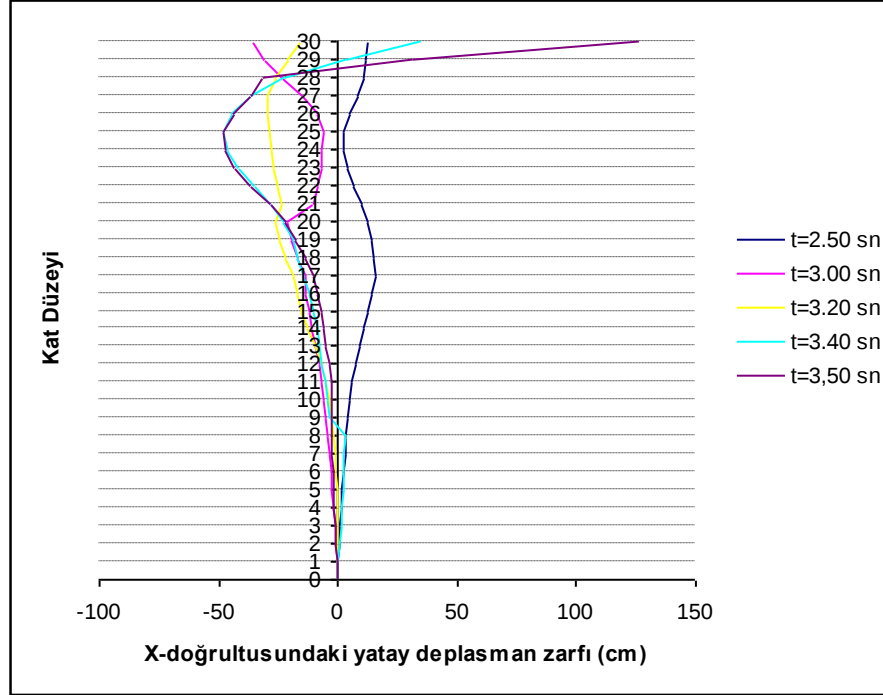


Şekil 9.79: Otuz katlı çaprazsız sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

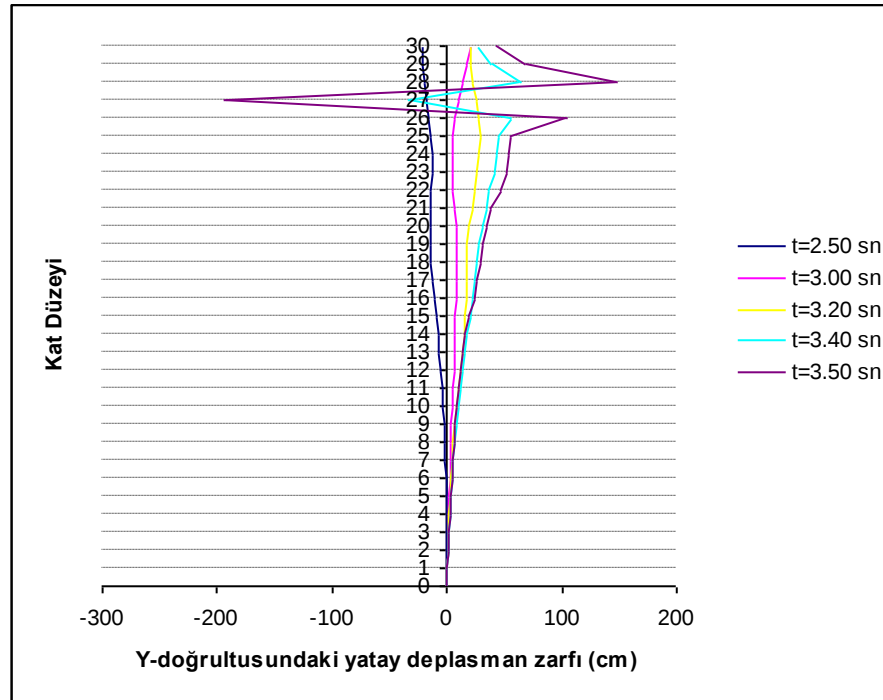


Şekil 9.80: Otuz katlı çaprazsız sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

Şekil 9.81 ve 82’ de ise, otuz katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultularındaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.

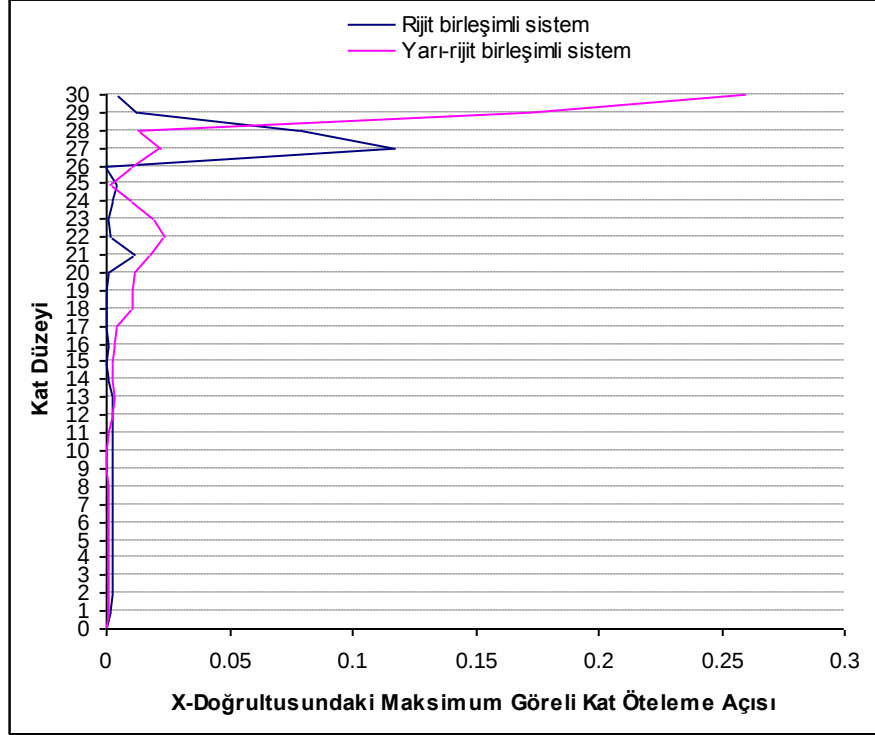


Şekil 9.81: Otuz katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

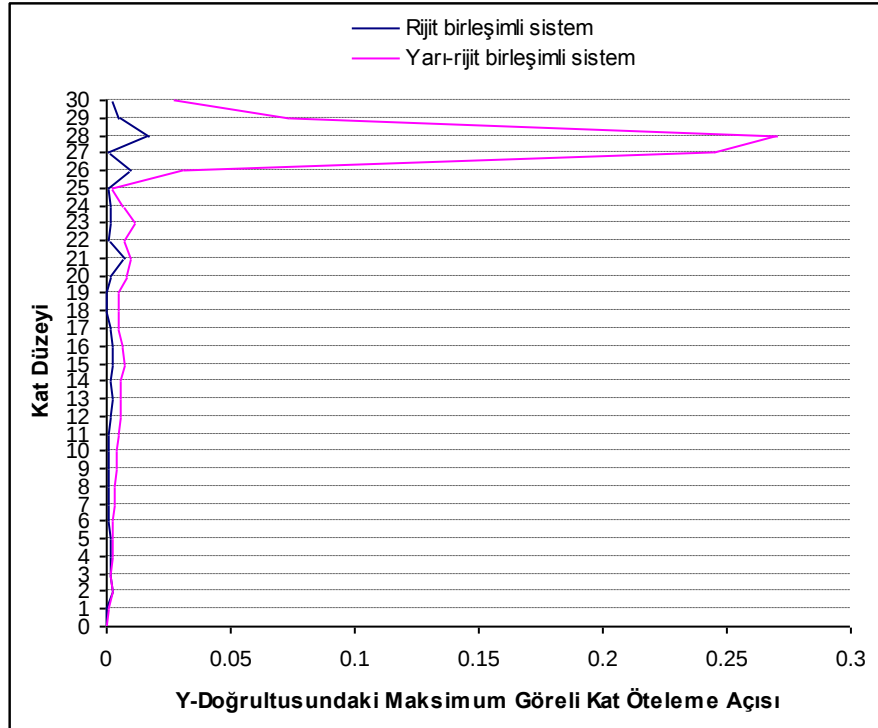


Şekil 9.82: Otuz katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

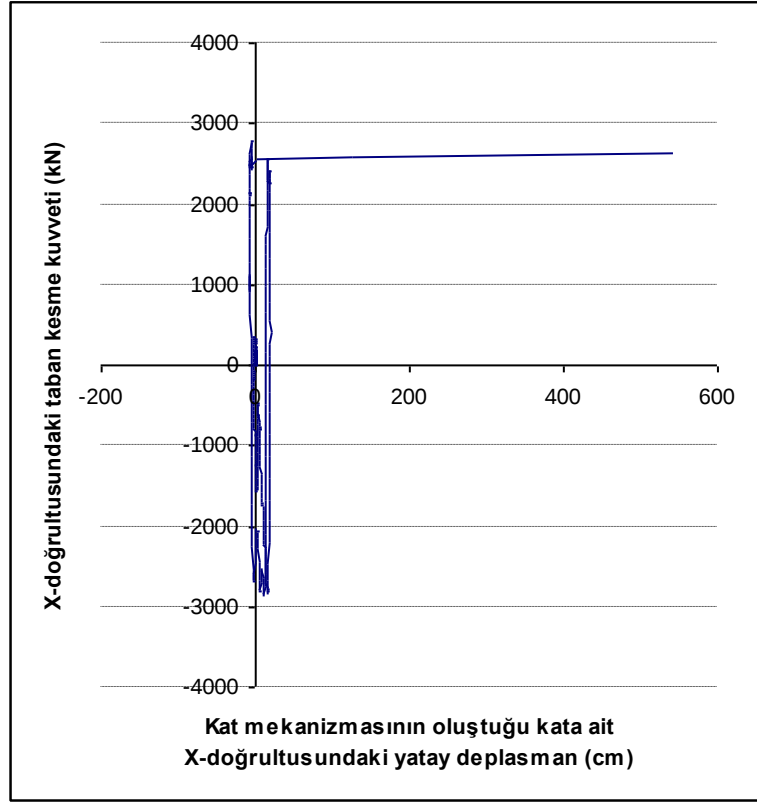
Şekil 9.83 ve 84’de otuz katlı çaprazsız sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda oluşan göçme mekanizmalarına ait görelî kat öteleme gereksinimlerinin x-x ve y-y doğrultularına ait grafikleri verilmiştir.



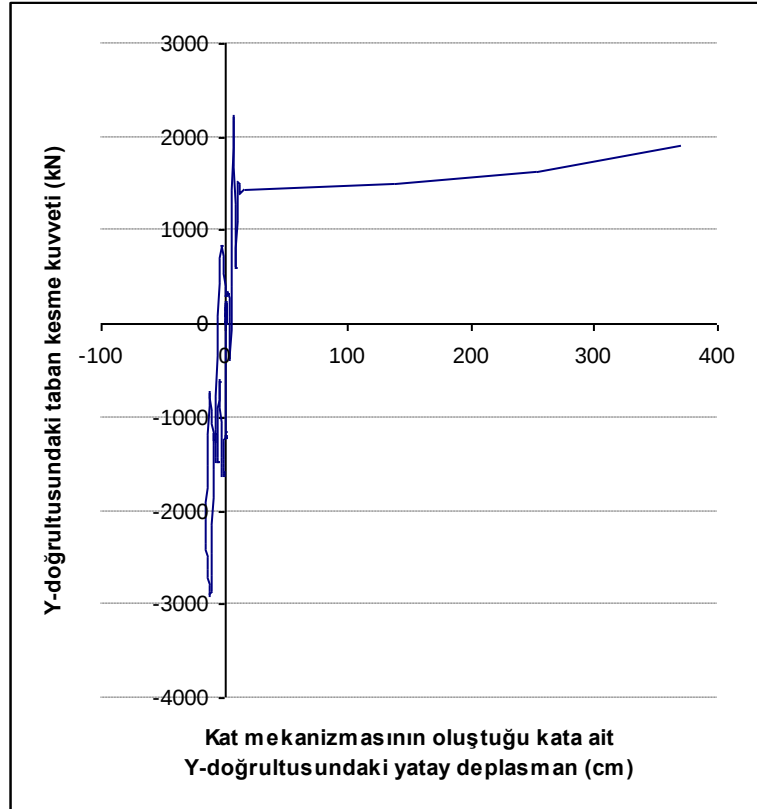
Şekil 9.83: Otuz katlı çaprazsız sistemin x-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri



Şekil 9.84: Otuz katlı çaprazsız sistemin y-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri

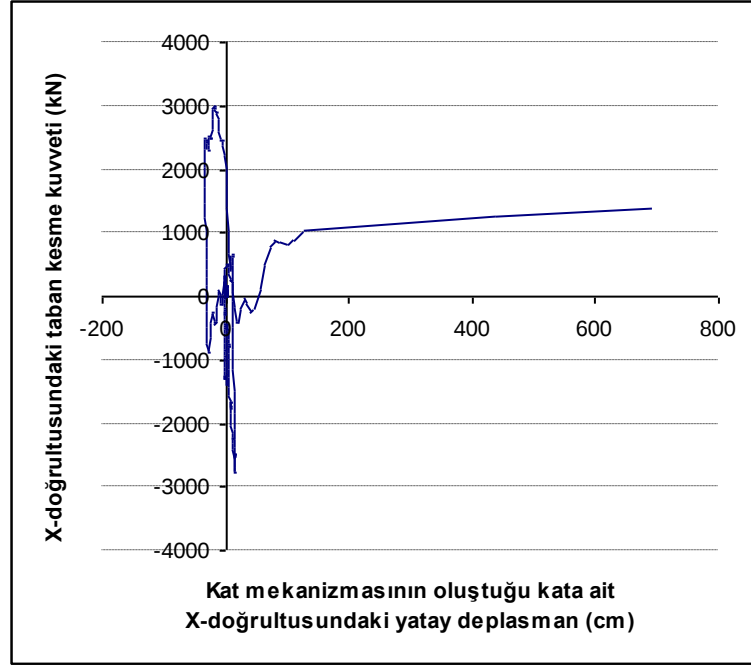


Şekil 9.85: Otuz katlı çaprazsız sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

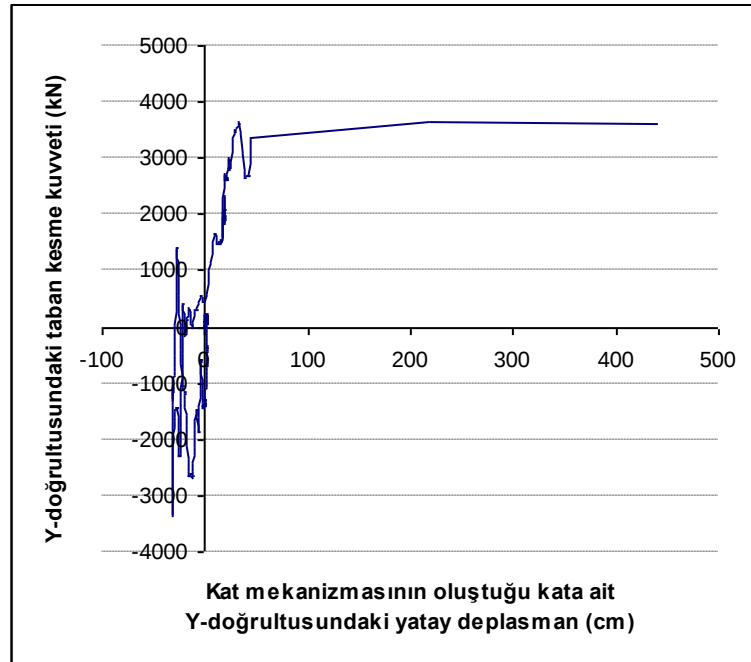


Şekil 9.86: Otuz katlı çaprazsız sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

Şekil 9.85 ve 86’da otuz katlı çaprazsız rijit birleşimli sistem için, şekil 9.87 ve 88’de ise otuz katlı çaprazsız yarı-rijit birleşimli sistem için x-x ve y-y doğrultularına ait yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkileri verilmiştir. x-x ve y-y doğrultuları için sistem süneklik gereksinim değerleri rijit birleşimli sistemde sırasıyla 3.30 ve 3.43 olarak, yarı-rijit birleşimli sistemde ise sırasıyla, 4.43 ve 4.31 olarak hesaplanmıştır.



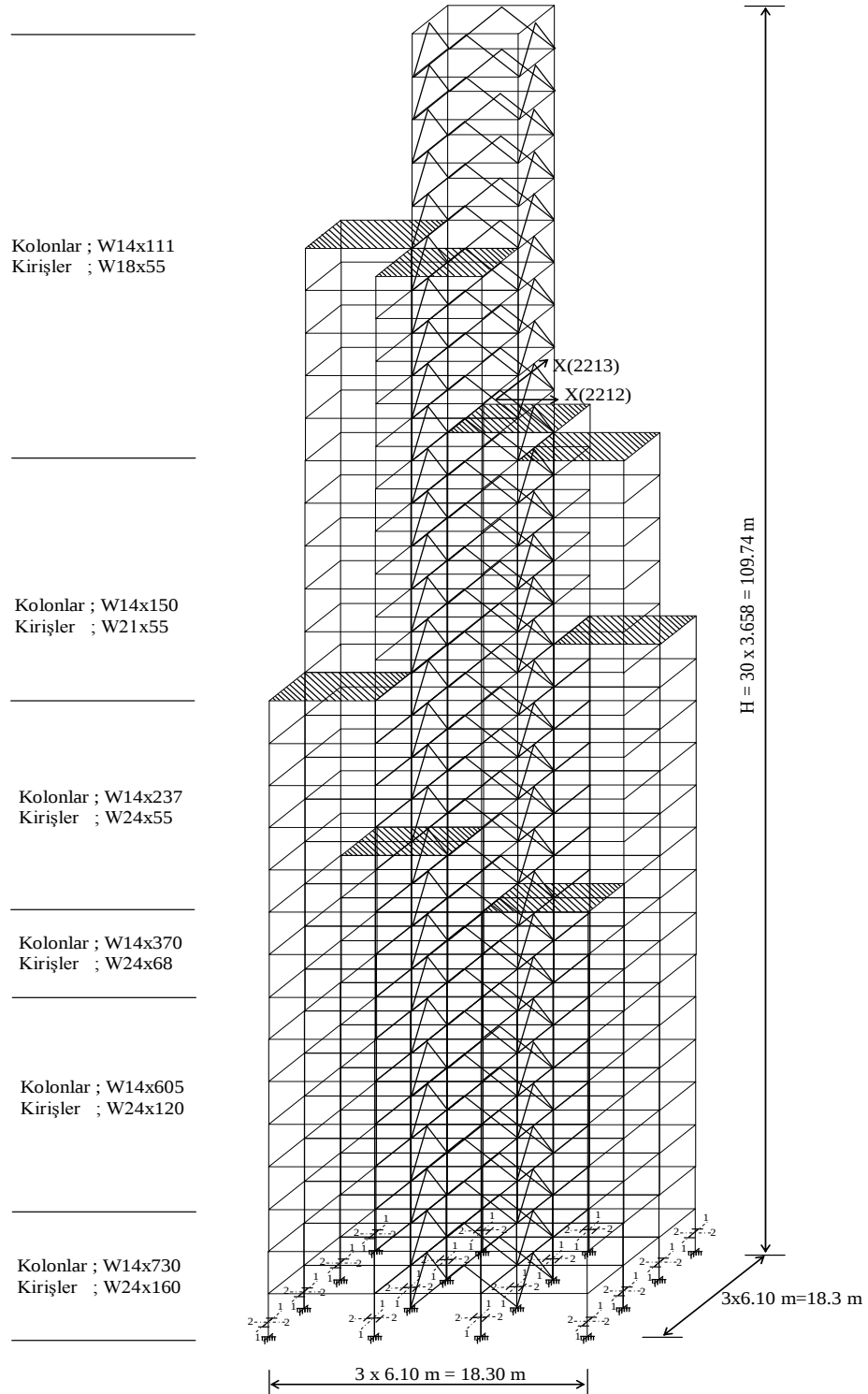
Şekil 9.87: Otuz katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



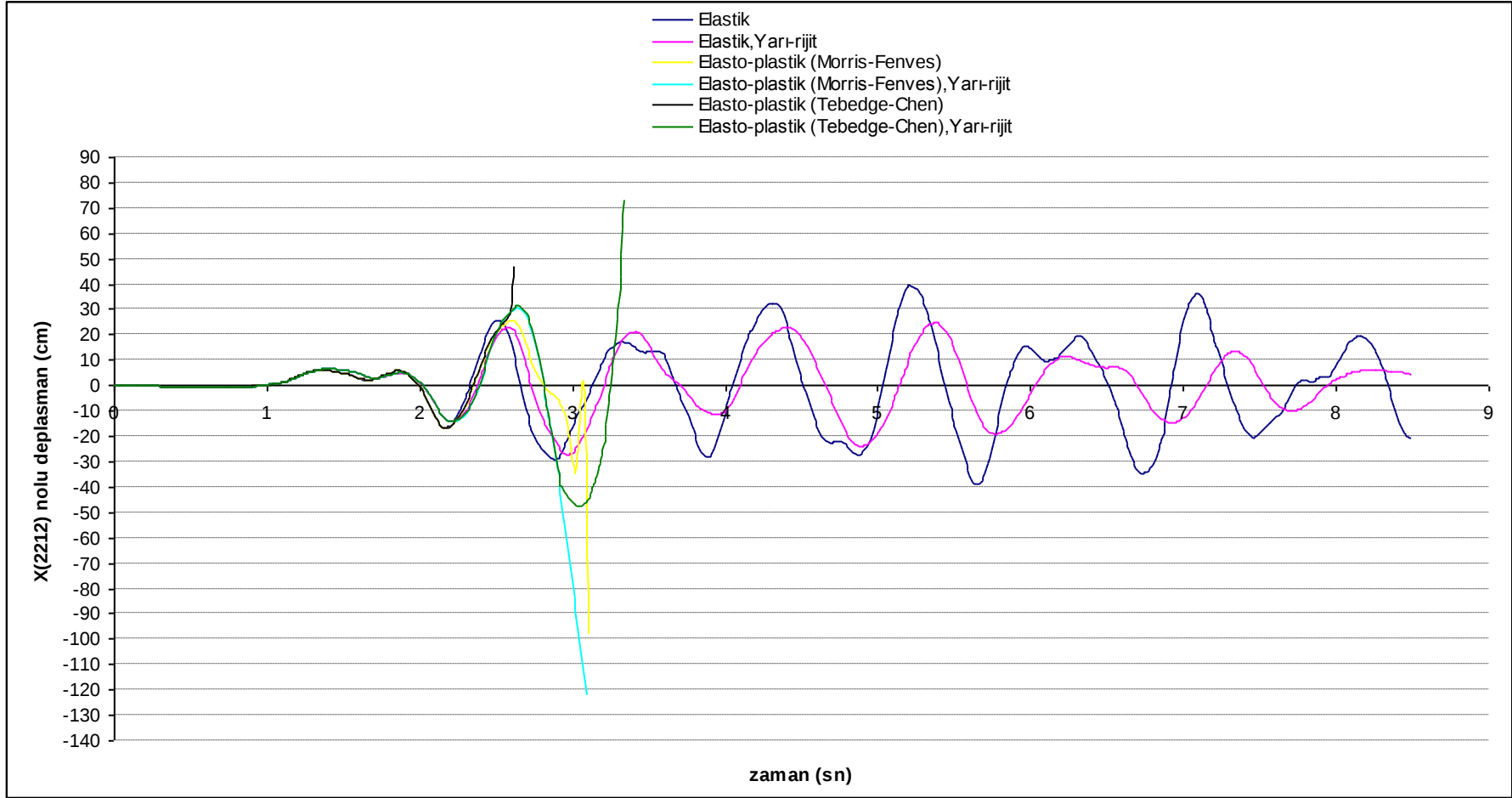
Şekil 9.88: Otuz katlı çaprazsız ve yarı-rijit birleşimli sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

9.5.2 Çaprazlı sistem durumu

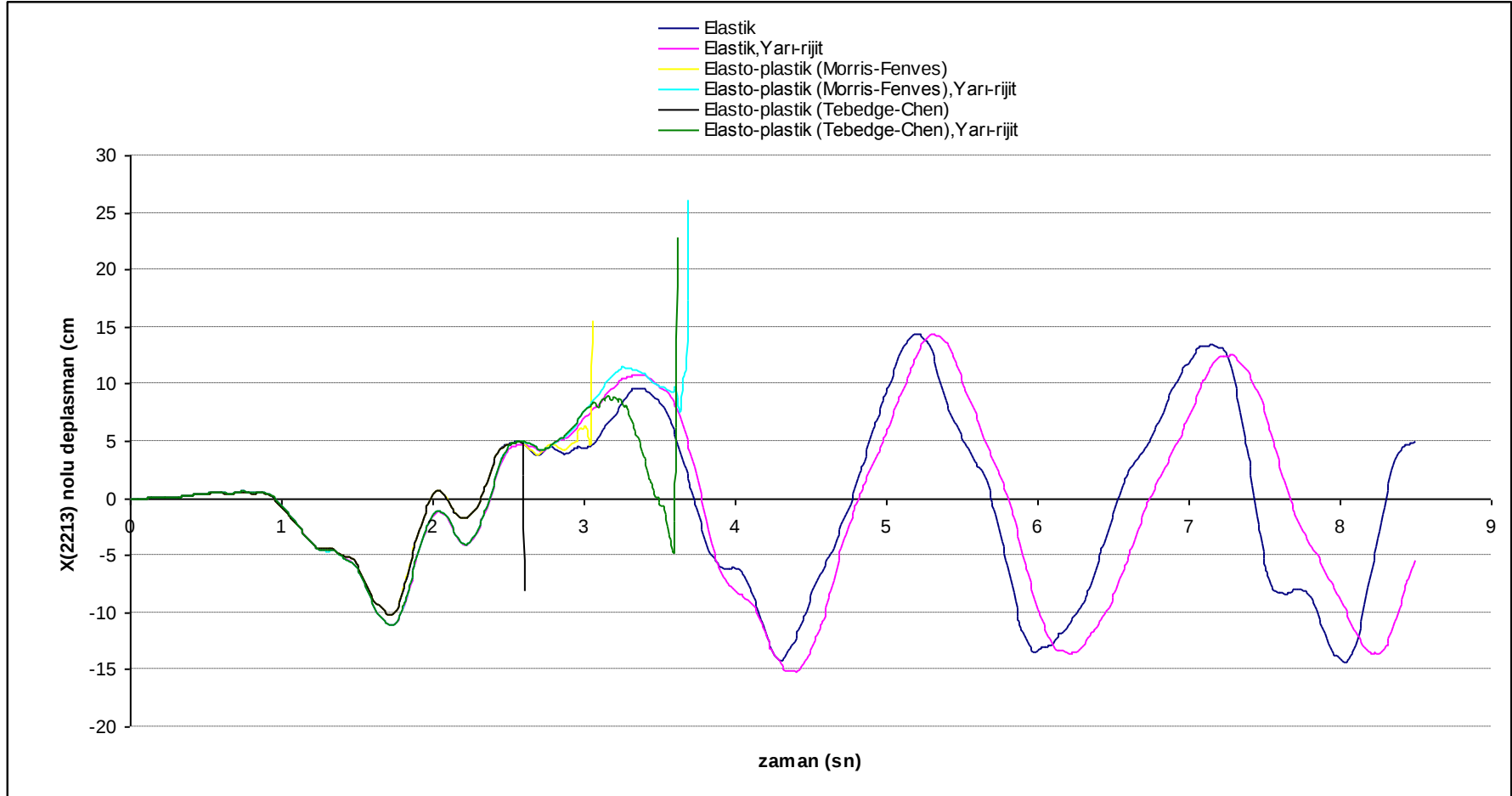
Bu uygulama da, her iki doğrultuda üç açıklıklı ve kat süreksizlikleri olan otuz katlı uzay çerçeve sisteminde (şekil 9.76), W14x78 enkesitli ters V şeklinde çapraz elemanlar kullanılarak (şekil 9.89), şekil 9.15’deki El Centro 1940 depreminin ivme bileşenleri altındaki elastik ve elasto-plastik davranışı incelenmiştir.



Şekil 9.89: Üç açıklıklı ve otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sistemi

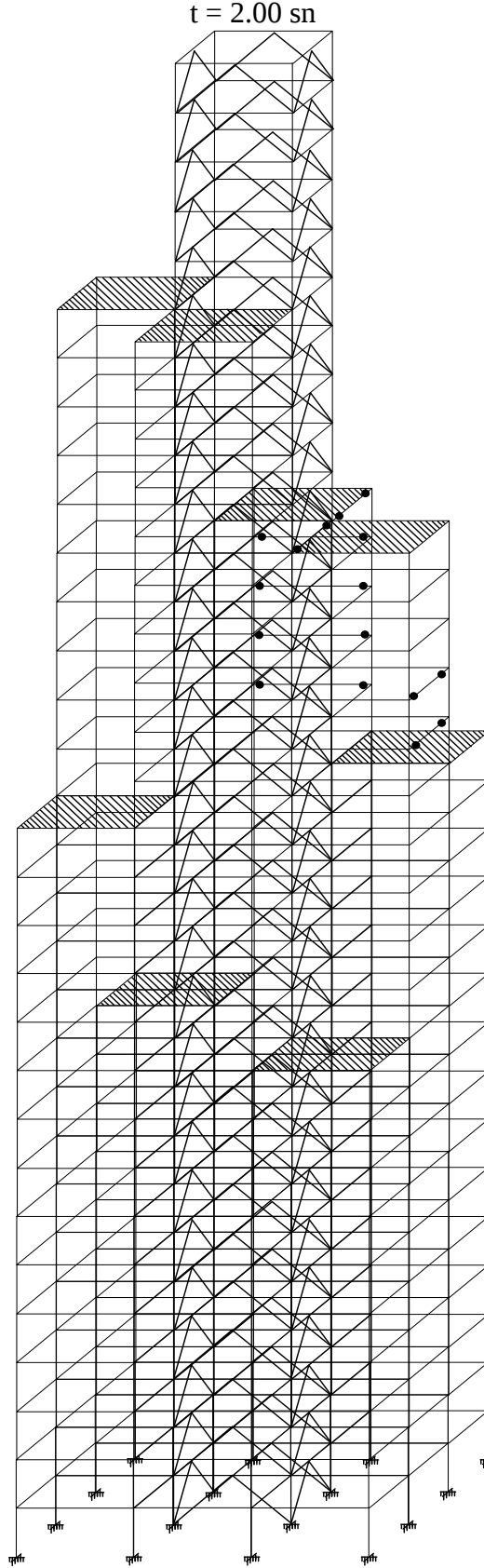


Şekil 9.90: Otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde $X_{2212}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

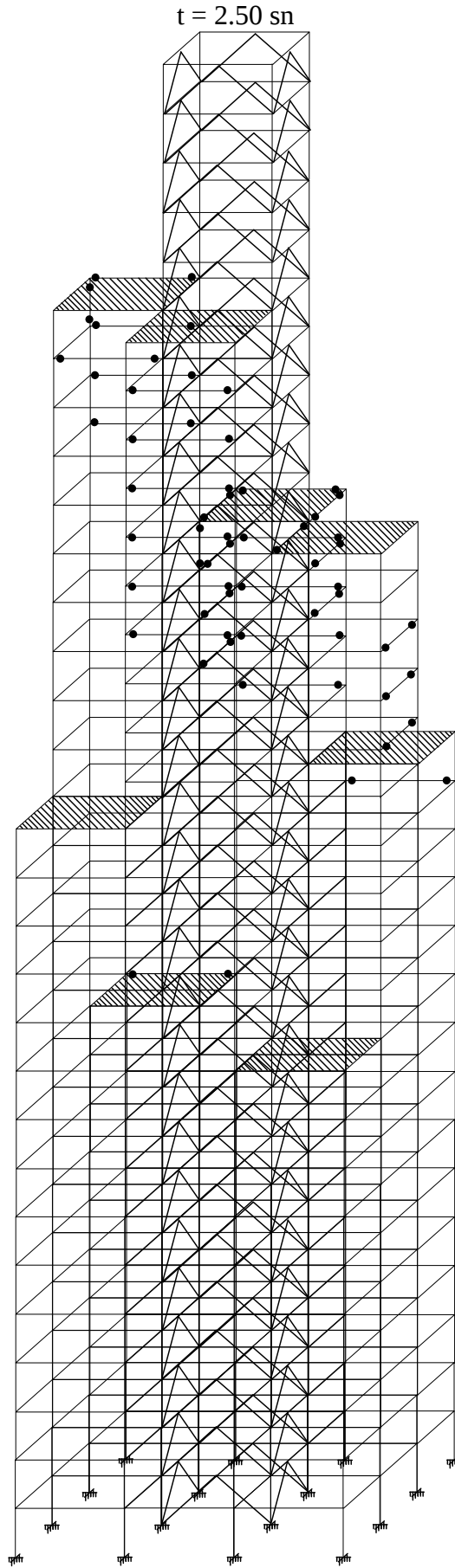


Şekil 9.91: Otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde $X_{2213}(t)$ düğüm noktası deplasmanına ait elastik ve elasto-plastik davranış

Şekil 9.90 ve 91’de otuz katlı çaprazlı sistemin X_{2212} ve X_{2213} düğüm noktası deplasmanlarına ait elastik ve elasto-plastik cevaplar verilmiştir.

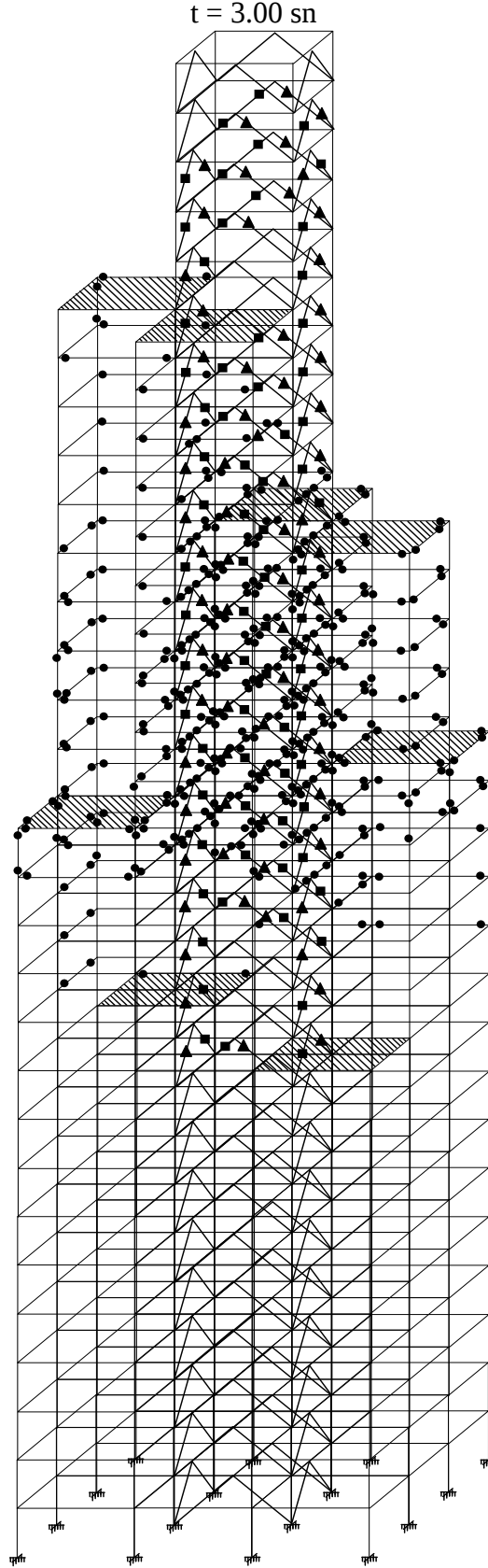


Şekil 9.92: Otuz katlı çaprazlı sisteme ait plastik mafsalları yerleşimi



Şekil 9.92: Otuz katlı çaprazlı sisteme ait plastik mafsal yerleşimi (Devam)

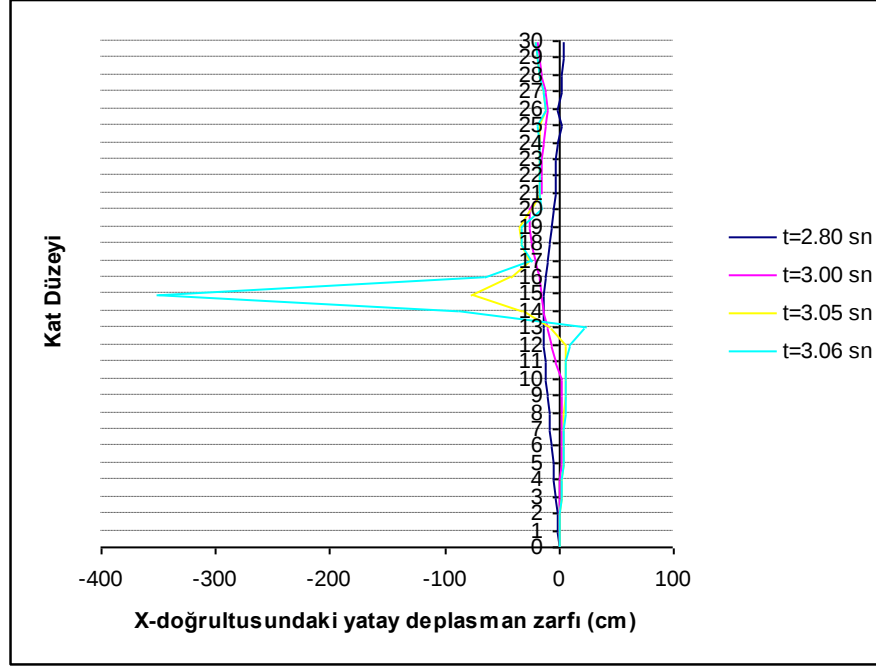
Şekil 9.92' de otuz katlı çaprazlı sistemin elasto-plastik analizi sonucunda sistemde oluşan plastik mafsalların konumları ve oluşum zamanları gösterilmiştir.



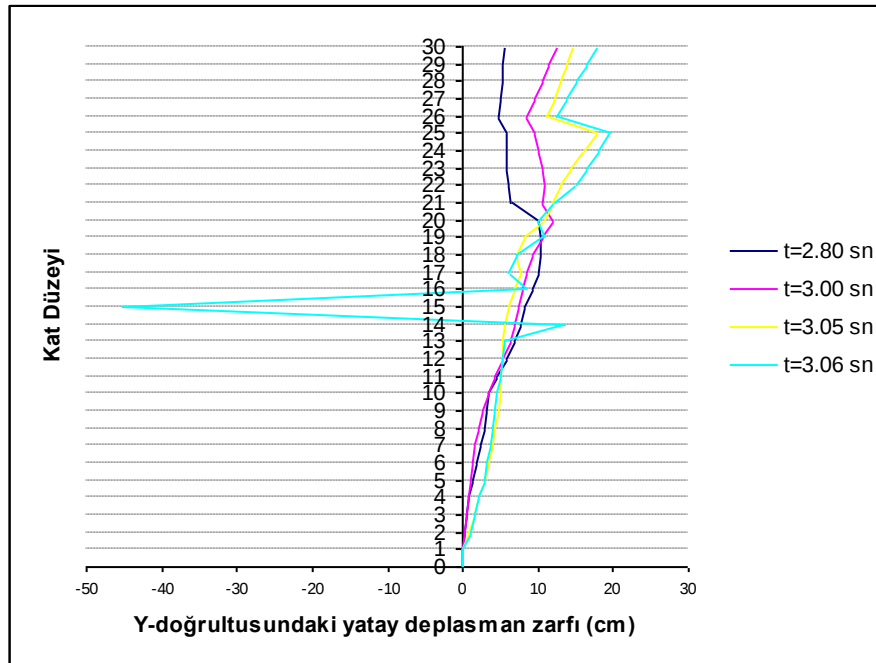
Şekil 9.92: Otuz katlı çaprazlı sisteme ait plastik mafsal yerleşimi (Devam)

Şekil 9.92' de; ▲ ile çapraz elemanın plastikleştiği, ■ ile çapraz elemanın burkulduğu, ve ● ile kiriş- kolon elemanın plastikleştiği gösterilmiştir.

Şekil 9.93 ve 94' de otuz katlı çaprazlı ve rijit birleşimli sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultusundaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.



Şekil 9.93: Otuz katlı çaprazlı sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı



Şekil 9.94: Otuz katlı çaprazlı sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

Tablo 9.16: Otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde eğriliğe göre süneklik gereksinimleri

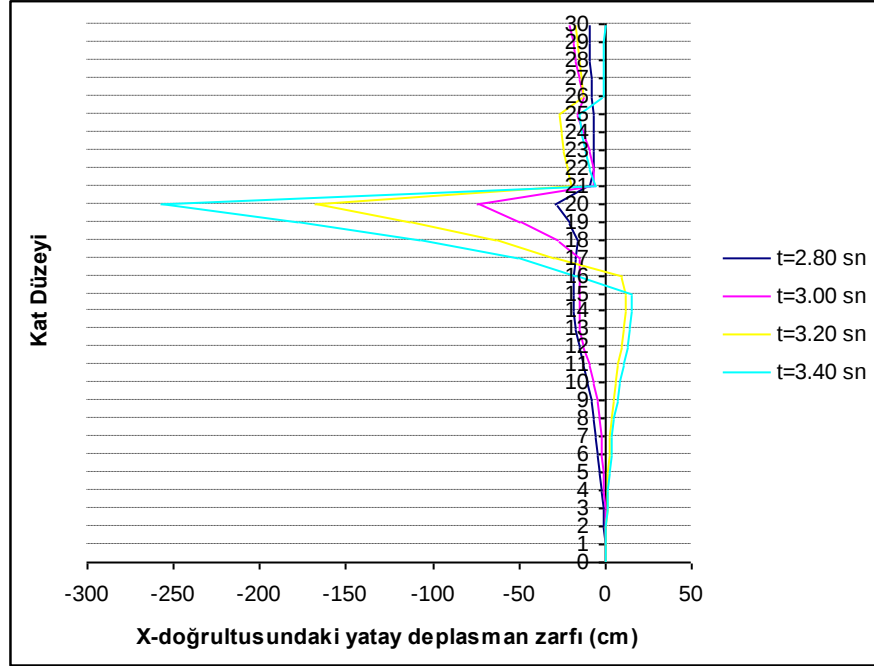
ZAMAN t (sn)	EĞRİLİĞE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ															
	ELEMEN NUMARALARI															
	482	587	628	644	660	676	692	694	708	722	724	726	728	760	780	790
2.20	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
2.40	1.04	1.00	1.00	1.12	2.20	1.17	2.06	1.00	1.00	1.00	1.43	1.00	1.00	2.26	1.00	1.00
2.60	1.04	1.10	1.41	1.57	4.00	1.53	4.44	1.04	1.02	2.52	3.68	1.18	1.79	4.48	1.44	2.23
2.80	1.14	2.73	1.41	1.57	4.00	1.53	4.44	1.39	1.17	2.65	5.93	3.62	2.16	6.27	1.44	2.23
3.00	2.79	5.39	3.20	2.79	7.72	3.06	7.34	2.30	2.06	2.98	10.26	8.53	3.56	6.27	3.46	4.83

Tablo 9.17: Otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde enerjiye göre süneklik gereksinimleri

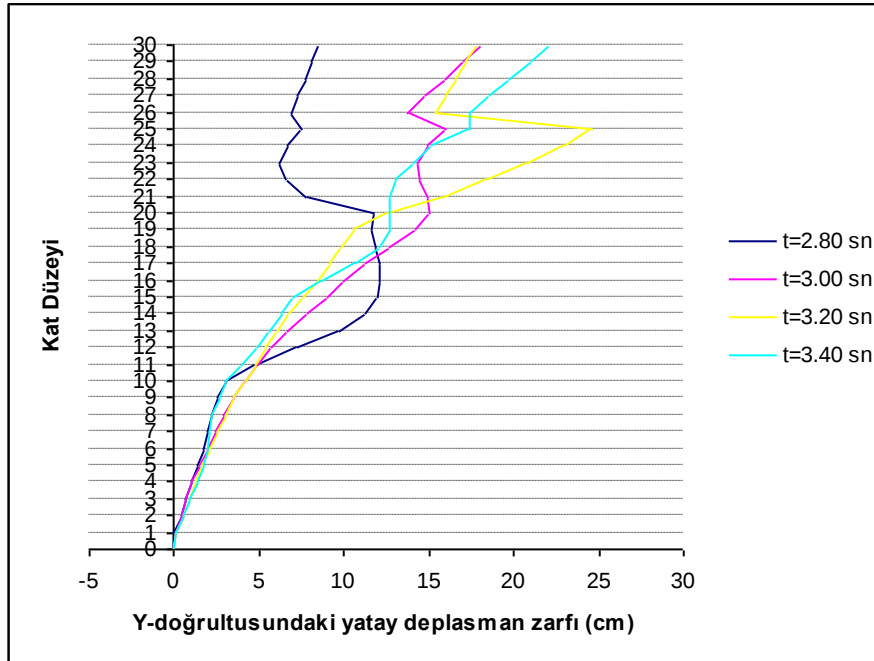
ZAMAN t (sn)	ENERJİYE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ															
	ELEMEN NUMARALARI															
	482	587	628	644	660	676	692	694	708	722	724	726	728	760	780	790
2.20	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
2.40	1.22	1.00	1.00	1.33	3.49	1.29	3.79	1.00	1.00	1.00	2.42	1.00	1.00	1.73	1.00	1.00
2.60	1.22	1.24	2.12	2.53	4.37	2.21	3.91	1.31	1.10	1.57	3.73	2.35	1.93	2.23	1.40	1.83
2.80	1.22	1.24	2.12	2.53	9.30	2.84	3.91	1.31	1.31	2.88	8.65	6.01	2.47	4.23	1.75	1.83
3.00	2.94	4.51	4.59	2.53	9.30	2.84	7.50	3.88	2.31	2.88	13.74	8.32	2.47	4.23	3.85	5.55

Tablo 9.16 ve 9.17’ de otuz katlı çaprazlı sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda eğrilik ve enerjiye göre hesaplanmış eleman seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri verilmiştir.

Şekil 9.95 ve 96’ de otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemde elasto-plastik analiz sonucunda oluşabilecek kat mekanizmalarını görebilmek için katlara ait x-x ve y-y doğrultularındaki yatay deplasman zarf eğrileri verilmiştir.



Şekil 9.95: Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sisteme ait x-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı



Şekil 9.96: Otuz katlı çaprazlı yarı-rijit birleşimli sisteme ait y-doğrultusundaki yatay deplasman zarfı

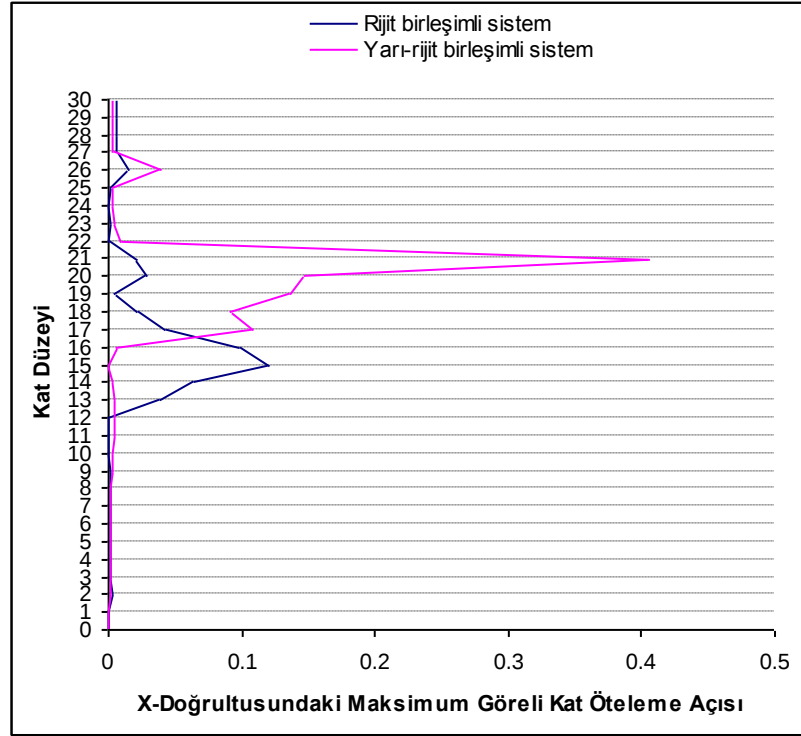
Tablo 9.18: Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sisteminde eğriliğe göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	YARI-RİGİD BİRLEŞİMLİ SİSTEMİN EĞRİLİĞE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ															
	ELEMEN NUMARALARI															
	482	587	628	644	660	676	692	694	708	722	724	726	728	760	780	790
2.20	1.33	1.00	2.16	1.76	1.54	1.67	1.60	2.40	1.42	1.00	1.76	1.63	1.22	3.56	1.26	1.00
3.00	7.22	4.37	5.89	3.81	5.39	4.45	3.90	3.73	3.92	2.18	4.50	4.45	5.53	6.98	4.60	3.50
3.20	7.22	4.37	5.89	3.81	9.83	4.45	15.11	4.45	3.92	3.95	4.50	4.45	5.53	6.98	7.50	6.32
3.30	7.22	6.48	8.33	7.38	11.39	6.59	15.11	8.56	3.92	3.95	4.50	5.38	5.53	6.98	7.50	6.32
3.40	10.21	13.25	8.33	7.38	11.39	6.59	15.11	8.56	3.92	3.95	4.50	5.38	5.53	6.98	7.50	9.53

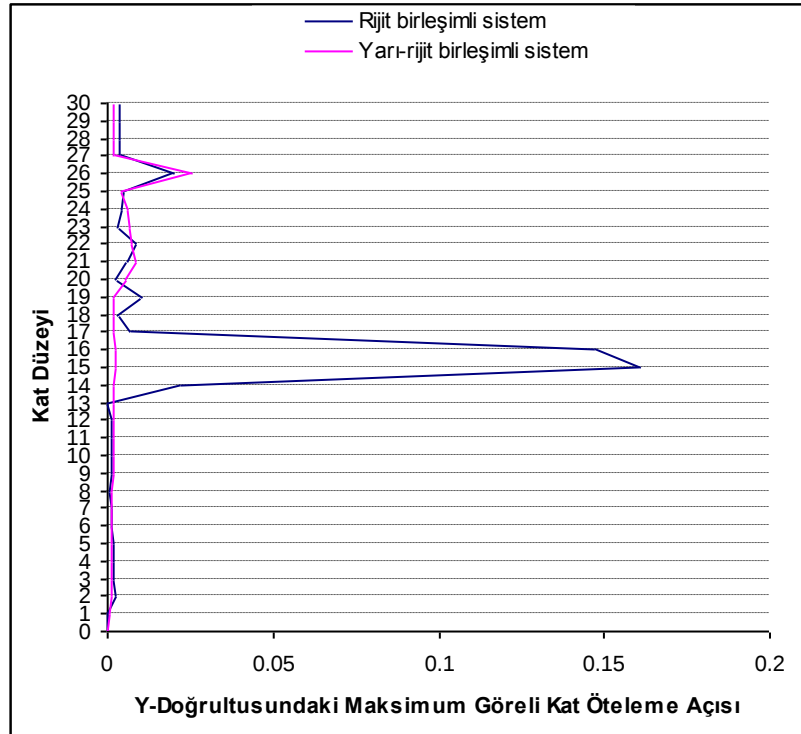
Tablo 9.19: Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli uzay çerçeve sisteminde enerjiye göre süneklik gereksinimleri

ZAMAN t (sn)	YARI-RİGİD BİRLEŞİMLİ SİSTEMİN ENERJİYE GÖRE SÜNEKLİK GEREKSİNİMLERİ															
	ELEMEN NUMARALARI															
	482	587	628	644	660	676	692	694	708	722	724	726	728	760	780	790
2.20	1.72	1.00	1.97	1.29	1.36	2.05	1.30	1.86	1.36	1.00	1.49	1.65	1.63	1.50	1.02	1.00
3.00	5.84	2.98	4.23	4.90	5.50	6.97	5.90	4.97	2.05	3.83	6.13	4.81	6.68	2.01	3.66	4.75
3.20	5.84	2.98	6.40	4.90	5.50	6.97	14.72	5.95	2.05	3.83	6.13	4.99	6.68	2.01	8.87	6.36
3.30	5.84	5.38	9.41	7.78	8.46	6.97	14.72	5.95	2.05	3.83	6.13	4.99	6.68	5.56	8.87	6.36
3.40	8.48	9.56	9.41	7.78	8.46	6.97	14.72	5.95	2.05	3.83	6.13	4.99	6.68	5.56	8.87	11.70

Tablo 9.18 ve 9.19’ da, otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda eğrilik ve enerjiye göre hesaplanmış eleman seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri verilmiştir.

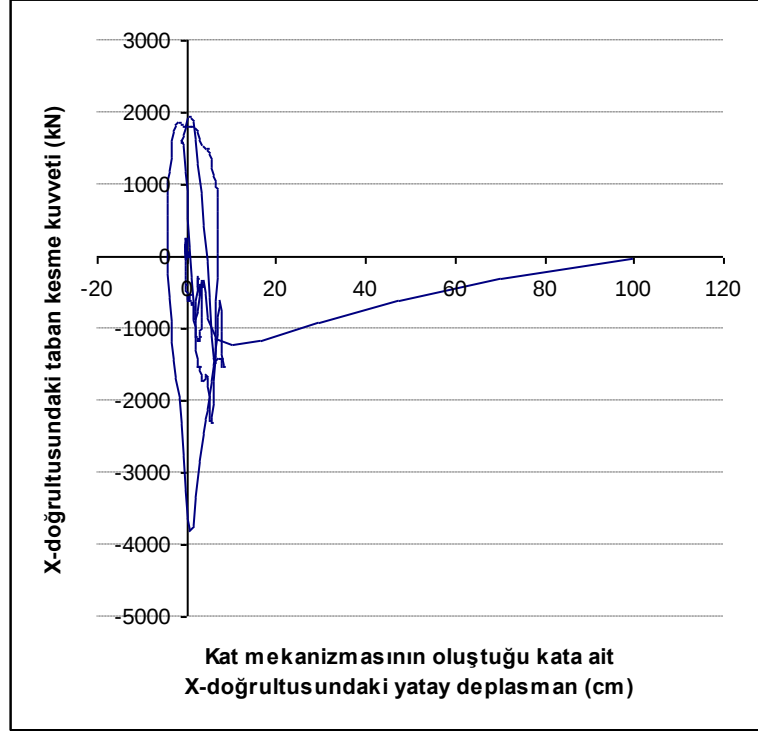


Şekil 9.97: Otuz katlı çaprazlı sistemin x-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri

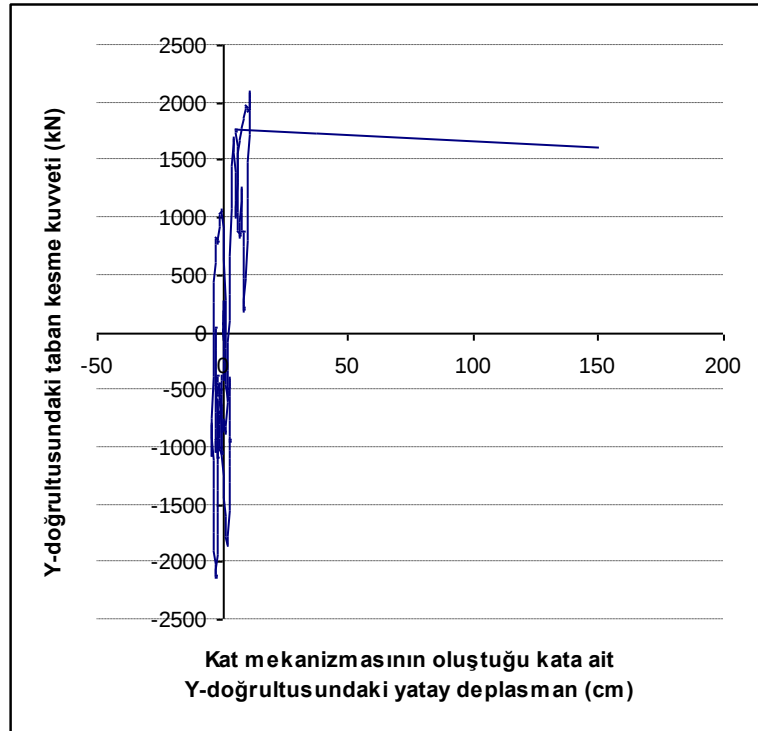


Şekil 9.98: Otuz katlı çaprazlı sistemin y-doğrultusundaki görelî kat öteleme gereksinimleri

Şekil 9.97 ve 98’de otuz katlı çaprazlı sistemin deprem yükleri altındaki elasto-plastik analizi sonucunda oluşan göçme mekanizmalarına ait görelî kat öteleme gereksinimlerinin x-x ve y-y doğrultularına ait grafikleri verilmiştir.

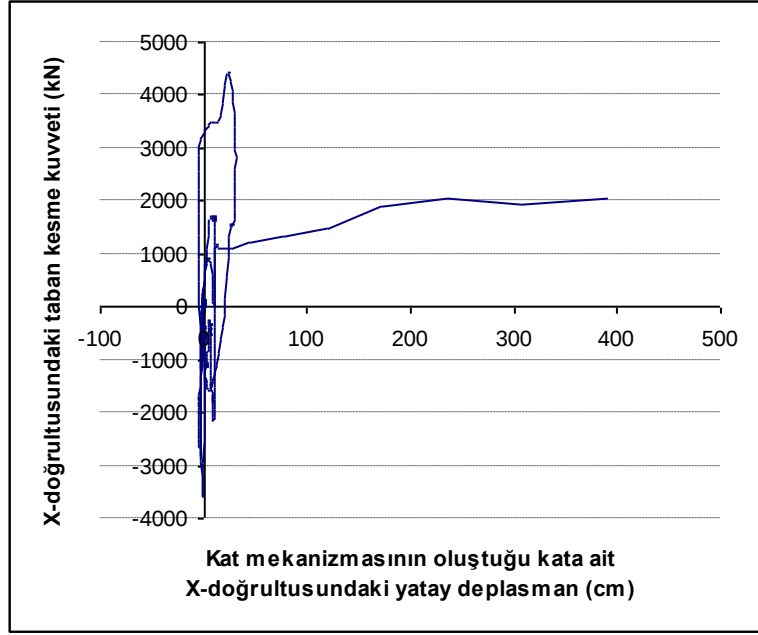


Şekil 9.99: Otuz katlı çaprazlı sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

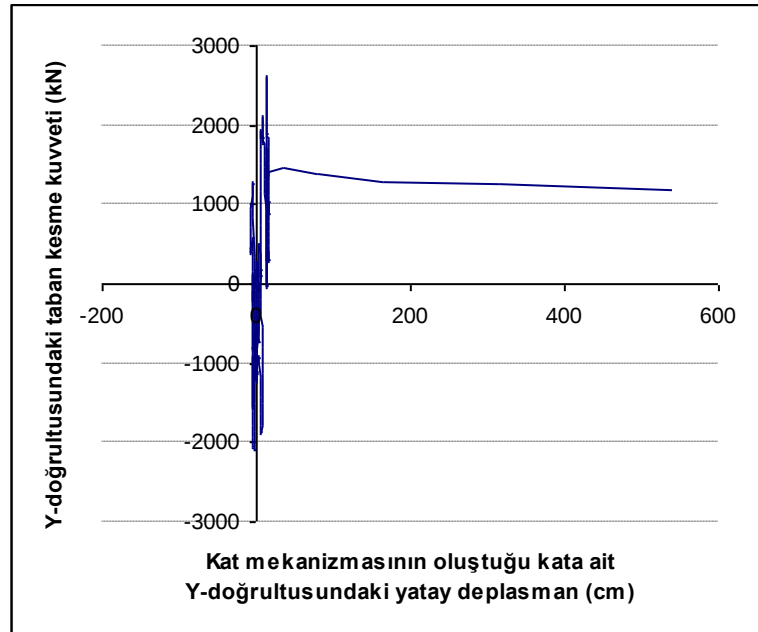


Şekil 9.100: Otuz katlı çaprazlı sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi

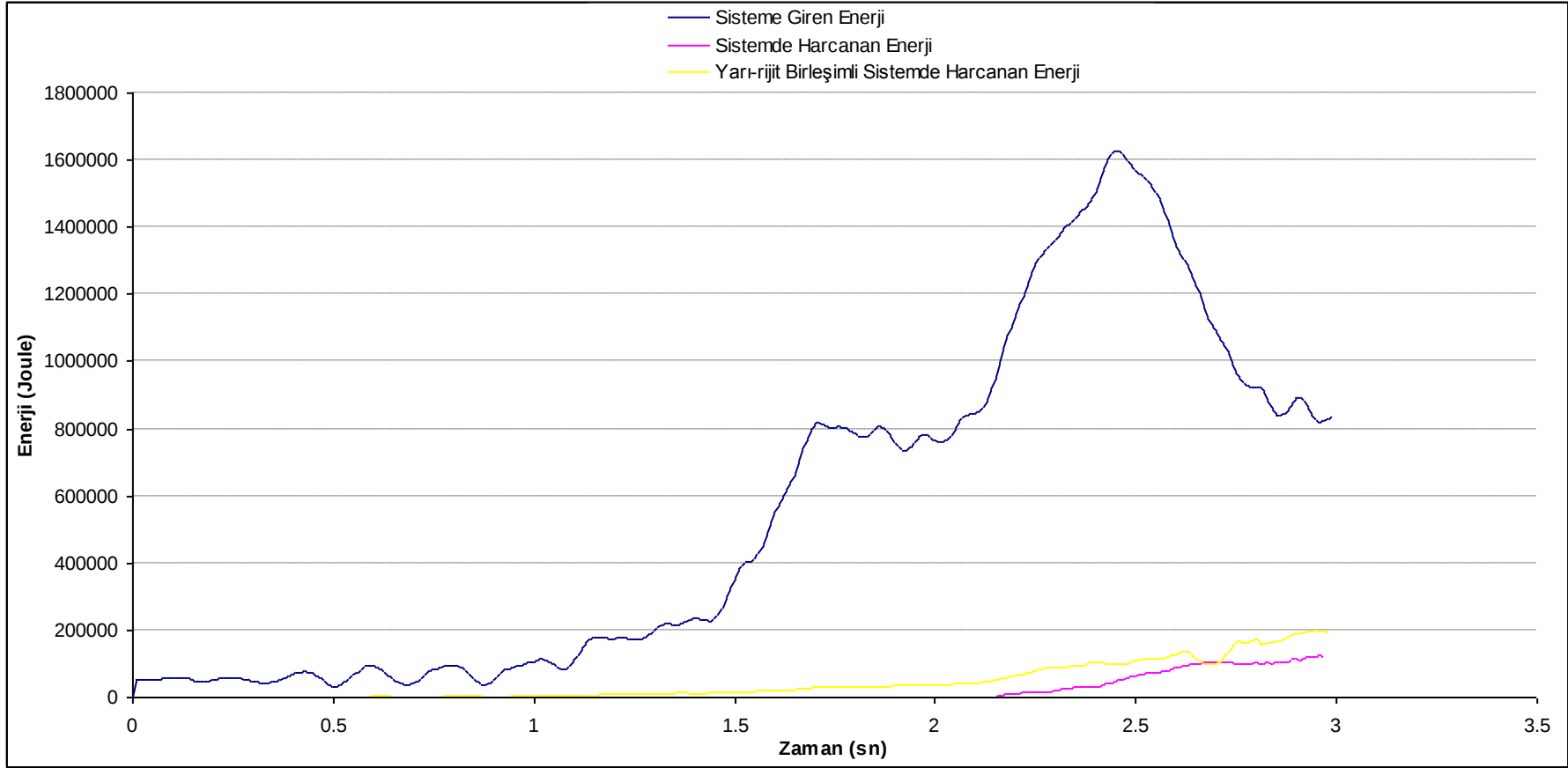
Şekil 9.99 ve 100’de otuz katlı çaprazlı rijit birleşimli sistem için, şekil 9.101 ve 102’de ise otuz katlı çaprazlı yarı-rijit birleşimli sistem için x-x ve y-y doğrultularına ait yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkileri verilmiştir. x-x ve y-y doğrultuları için sistem süneklik gereksinim değerleri rijit birleşimli sistemde sırasıyla 4.54 ve 4.34 olarak, yarı-rijit birleşimli sistemde ise sırasıyla, 5.45 ve 5.38 olarak hesaplanmıştır.



Şekil 9.101: Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemin x-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



Şekil 9.102: Otuz katlı çaprazlı ve yarı-rijit birleşimli sistemin y-doğrultusundaki yatay deplasman-taban kesme kuvveti ilişkisi



Şekil 9.103: Otuz katlı çaprazlı uzay çerçeve sisteminde zamana göre enerji değişimi

10. SONUÇLAR

Bu çalışmada üç boyutlu çerçeve sistemlerin üç bileşenli deprem yükleri altındaki göçme mekanizmalarının, göçme doğrultularının saptanması ve eleman ile sistem seviyesindeki süneklik gereksinimlerinin belirlenebilmesi için bir algoritma geliştirilmiş ve bu algoritmaya uygun dinamik analiz yapabilen bir bilgisayar programı yazılmıştır. Yazılan bilgisayar programına ait akış şeması Ek A' da verilmiştir.

Günümüze kadar yapılmış olan ileri analiz çalışmalarında malzeme akma yüzeyi olarak genelde Tebedge ve Chen [116] tarafından verilen yaklaşık formülasyonlar kullanılmıştır. Bu çalışmada ise malzeme akma yüzeyi, eleman enkesitindeki tarafsız eksenin herbir konumu için Morris ve Fenves [117] tarafından belirlenmiş olan akma yüzey eğrileriyle tanımlanmıştır. Bu yüzey eğrileri kullanılarak elde edilen analiz sonuçlarının, Tebedge ve Chen [116] tarafından verilen akma yüzey tanımları kullanılarak elde edilen analiz sonuçlarıyla karşılaştırılması yapılmıştır.

Analizde kiriş-kolon elemanlar, birleşimlerin rijit ve yarı-rijit olması halleri için ayrı ayrı modellenmiş ve analiz sonuçları birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Yarı-rijit birleşim modeli olarak Kishi ve Chen [87,88] tarafından, tekrarlı yük durumları için geliştirilen bağımsız pekleşme modeli kullanılmıştır.

Ele alınan beş tip uzay çerçeve sisteminden, tek açıklıklı ve tek katlı uzay çerçeve sistemi, t zamanına bağlı olarak değişen dinamik dış yükler altında elastik ve elasto-plastik olarak çözülmüştür. Elasto-plastik analiz sonuçlarından, her iki akma yüzeyi yaklaşımına ait sistem davranış farklılığı açıkça görülmüştür. Morris-Fenves [117] akma yüzeyli elasto-plastik davranış, Tebedge ve Chen [116] akma yüzeyli davranışa göre elastik davranışa daha yakın çıkmıştır. Bu uygulama için elde edilen histeresis eğrileri, bölüm 4' deki tanımlamalara uygunluk göstermiştir. Eleman seviyesindeki

süneklik değerleri, eğrilik ve enerji esaslı tanımlamalara göre hesaplanmış ve tablolaştırılmıştır.

İkinci uygulama olarak, tek açıklıklı ve iki katlı uzay çerçeve sistemi, El Centro 1940 depreminin doğu-batı, kuzey-güney ve düşey ivme bileşenlerine karşı elastik ve elasto-plastik olarak çözülmüştür. Elasto-plastik analiz sonucunda alt kat elemanlarında yeteri kadar plastik mafsall oluşumu sonrasında sistemde göçme mekanizması meydana gelmiştir. Sistemin göçme doğrultusu, verilen kat düzeyi-yatay deplasman zarf eğrilerinden kolaylıkla anlaşılabilir. Eleman seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri eğrilik ve enerji esaslı tanımlamalara göre hesaplanmıştır. Sistem seviyesindeki süneklik gereksinimi ($\mu_{sys} = u_{max} / u_y$) değerleri, taban kesme kuvveti-kat mekanizmasının oluştuğu kata ait yatay deplasman eğrileri kullanılarak belirlenmiştir. Sistem seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri, eleman seviyesindeki maksimum süneklik gereksinim değerlerinin yaklaşık olarak 1/4'ü oranında çıkmıştır. Sistemin görel kat öteleme gereksinim değerleri, global bir parametre olan görel kat öteleme açısı (görel kat öteleme/kat yüksekliği) ile ifade edilmiştir. Görel kat öteleme gereksinim değerleri; rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.22 ve y- doğrultusu için 0.18 seviyesinde, yarı-rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.25 ve y- doğrultusu için 0.17 seviyesinde çıkmıştır.

Üçüncü uygulama olarak, tek açıklıklı ve sekiz katlı uzay çerçeve sistemi, El Centro 1940 depreminin doğu-batı, kuzey-güney ve düşey ivme bileşenlerine karşı elastik ve elasto-plastik olarak çözülmüştür. Elasto-plastik analiz sonucunda alt kat elemanlarında yeteri kadar plastik mafsall oluşumu sonrasında sistemde göçme mekanizması meydana gelmiştir. Analiz, göçme mekanizmasının oluştuğu kata ait tüm elemanlarda plastik mafsalların oluşmasıyla sistem rijitlik matrisinin köşegeni üzerindeki elemanların değerlerinin zamanla sifıra çok yaklaşması nedeniyle denklem takımında oluşan stabilite bozukluğuyla sonlanmıştır. Sistemin göçme doğrultusunun, verilen kat düzeyi-yatay deplasman zarf eğrilerinden 1. katta y- doğrultusu olduğu kolaylıkla anlaşılabilir. Sistem seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri, eleman seviyesindeki maksimum süneklik gereksinim değerlerinin yaklaşık olarak 1/3'ü oranında çıkmıştır. Görel kat öteleme gereksinim değerleri; rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.02 ve y- doğrultusu için 0.17

seviyesinde, yarı-rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.21 ve y- doğrultusu için 0.07 seviyesinde çıkmıştır.

Dördüncü uygulama olarak, üç açıklıklı ve yirmi katlı uzay çerçeve sistemi, çaprazsız ve merkezi çaprazlı olarak El Centro 1940 depreminin doğu-batı, kuzey-güney ve düşey ivme bileşenlerine karşı elastik ve elasto-plastik olarak çözülmüştür. Elasto-plastik analiz sonucunda kat elemanlarında yeteri kadar plastik mafsall oluşumu sonrasında sistemlerde göçme mekanizması meydana gelmiştir. Çaprazlı sistemin göçme doğrultusunun, verilen kat düzeyi- yatay deplasman zarf eğrilerinden 18. katta x-doğrultusu olduğu kolaylıkla anlaşılabılır. Çaprazlı ve çaprazsız sistemlerin, sistem seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri, eleman seviyesindeki maksimum süneklik gereksinim değerlerinin yaklaşık olarak 1/3'ü oranında çıkmıştır. Çaprazsız sistemin görel kat öteleme gereksinim değerleri; rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.24 ve y- doğrultusu için 0.008 seviyesinde, yarı-rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.35 ve y- doğrultusu için 0.19 seviyesinde iken çaprazlı sistemin görel kat öteleme gereksinim değerleri; rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.24 ve y- doğrultusu için 0.004 seviyesinde, yarı-rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.28 ve y- doğrultusu için 0.03 seviyesinde çıkmıştır.

Son olarak ele alınan üç açıklıklı ve otuz katlı uzay çerçeve sistemi, çaprazsız ve merkezi çaprazlı olarak El Centro 1940 depreminin doğu-batı, kuzey-güney ve düşey ivme bileşenlerine karşı elastik ve elasto-plastik olarak çözülmüştür. Elasto-plastik analiz, göçme mekanizmasının oluştuğu kata ait tüm elemanlarda plastik mafsalların oluşmasıyla sistem rijitlik matrisinin köşegeni üzerindeki elemanların değerlerinin zamanla sıfıra çok yaklaşması nedeniyle denklem takımında oluşan stabilite bozukluğuyla sonlanmıştır. Çaprazlı sistemin göçme doğrultusunun, verilen kat düzeyi- yatay deplasman zarf eğrilerinden 15. katta x-doğrultusu olduğu kolaylıkla anlaşılabılır. Çaprazlı ve çaprazsız sistemlerin, sistem seviyesindeki süneklik gereksinim değerleri, eleman seviyesindeki maksimum süneklik gereksinim değerlerinin yaklaşık olarak 1/3'ü oranında çıkmıştır. Çaprazsız sistemin görel kat öteleme gereksinim değerleri; rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.12 ve y- doğrultusu için 0.02 seviyesinde, yarı-rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.26 ve y- doğrultusu için 0.27 seviyesinde iken çaprazlı sistemin görel kat öteleme gereksinim değerleri; rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.12 ve y-

doğrultusu için 0.16 seviyesinde, yarı-rijit birleşimli sistemde, x- doğrultusu için 0.41 ve y- doğrultusu için 0.03 seviyesinde çıkmıştır.

Ele alınan uzay çerçeve sistemlerinin çözümlerinden; sistem seviyesindeki süneklik gereksinim değerinin yaklaşık olarak eleman seviyesindeki maksimum süneklik gereksinim değerinin 1/3'ü mertebesinde olduğu, görelî kat öteleme gereksinim değerinin rijit birleşimli sistemler için 0.12-0.24 aralığında, yarı-rijit birleşimli sistemler için ise 0.21-0.41 aralığında değiştiği ve yarı-rijit birleşimli sistemde harcanan enerji miktarının rijit birleşimli sistemde harcanan değerden daha büyük olduğu sonuçlarına varılmıştır. [88,150,155,156].

İlerki çalışmalar için hedeflenen, bu çalışma ile geliştirilmiş olan, üç boyutlu çerçevelerin dinamik yükler altındaki davranış parametrelerini etkin bir şekilde belirleyebilen algoritmaya uygun olarak yazılan bilgisayar programının, daha ileri seviyede profesyonelce tasarlanıp, paket program haline getirilmesi olacaktır.

KAYNAKLAR

- [1] **Goel, S.C. and Berg, G.V.**, 1968. Inelastic Earthquake Response of Tall Steel Frames, *Journal of the Structural Division (ASCE)*, **94**, 1907-1934.
- [2] **Alvarez, R.J. and Birnstiel, C.**, 1969. Inelastic Analysis of Multistory Multibay Frames, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **95**, 2477-2503.
- [3] **Wen, R.K. and Farhoomand, F.**, 1970. Dynamic Analysis of Inelastic Space Frames, *Journal of the Engineering Mechanics Division (ASCE)*, **96**, 667-685.
- [4] **Stricklin, J.A., Haisler, W.E. and Riesenmann, W.A.**, 1971. Geometrically Nonlinear Structural Analysis by Direct Stiffness Method, *Journal of the Structural Division (ASCE)*, **97**, 2299-2315.
- [5] **Toridis, T.G. and Khozeimeh, K.**, 1971. Inelastic Response of Frames to Dynamic Loads, *Journal of the Engineering Mechanics Division (ASCE)*, **97**, 847-863.
- [6] **Pekau, O.A. and Green, R.**, 1974. Analysis and Collapse Behaviour of Inelastic Frame Structures, *Computers & Structures*, **4**, 337-362.
- [7] **Bockholt, J.L. and Weaver, W.**, 1974. Inelastic Dynamic Analysis of Tier Buildings, *Computers & Structures*, **4**, 627-645.
- [8] **Uzgider, E.A.**, 1979. Çelik Uzay Çerçeve Sistemlerinin Dinamik Dış Yüklere Elasto-Plastik Cevabı, *Doçentlik Tezi*, İTÜ, İstanbul.
- [9] **Uzgider, E.A.**, 1980. Inelastic Response of Space Frames to Dynamic Loads, *Computers & Structures*, **11**, 97-112.
- [10] **Goto, Y. and Chen, W.F.**, 1987. Second-Order Elastic Analysis for Frame Design, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **113**, 1501-1519.
- [11] **Shi, G. and Atluri, S.N.**, 1988. Elasto-Plastic Large Deformation Analysis of Space-Frames: A Plastic-Hinge and Stress-Based Explicit Derivation of Tangent Stiffness, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, **26**, 589-615.

- [12] **Shi, G. and Atluri, S.N.**, 1989. Static and Dynamic Analysis of Space Frames with Non-linear Flexible Connections, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, **28**, 2635-2650.
- [13] **Kassimali, A. and Abbasnia, R.**, 1991. Large Deformation Analysis of Elastic Space Frames, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **117**, 2069-2087.
- [14] **Al-Bermani, F.G.A. and Kitipornchai, S.**, 1992. Elastoplastic Nonlinear Analysis of Flexibly Jointed Space Frames, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **118**, 108-127.
- [15] **Ziemian, R.D., McGuire, W. and Deierlein, G.G.**, 1992. Inelastic Limit States Design, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **118**, 2532-2549.
- [16] **Liew, J.Y.R., White, D.W. and Chen, W.F.**, 1993. Second-Order Refined Plastic-Hinge Analysis for Frame Design, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **119**, 3196-3216.
- [17] **Murty, C.V.R. and Hall, J.F.**, 1994. Earthquake Collapse Analysis of Steel Frames, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, **23**, 1199-1218.
- [18] **Li, G.Q. and Shen, Z.Y.**, 1995. A Unified Matrix Approach for Nonlinear Analysis of Steel Frames Subjected to Wind or Earthquakes, *Computers & Structures*, **54**, 315-325.
- [19] **Kruger, T.S., Rensburg, B.W.J. and Plessis, G.M.**, 1995. Non-Linear Analysis of Structural Steel Frames, *Journal of Constructional Steel Research*, **34**, 285-306.
- [20] **Suarez, L.E., Singh, M.P. and Matheu, E.E.**, 1995. Seismic Response of Structural Frameworks with Flexible Connections, *Computers & Structures*, **58**, 27-41.
- [21] **Zhu, K., Al-Bermani, F.G.A., Kitipornchai, S. and Li, B.**, 1995. Dynamic Response of Flexibly Jointed Frames, *Engineering Structures*, **17**, 575-580.
- [22] **Kim, S.E. and Chen, W.F.**, 1996. Practical Advanced Analysis for Braced Steel Frame Design, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **122**, 1266-1274.
- [23] **Mamaghani, I.H.P., Usami, T. and Mizuno, E.**, 1996. Inelastic Large Deflection Analysis of Structural Steel Members Under Cyclic Loading, *Computers & Structures*, **18**, 659-668.

- [24] **Al-Bermani, F.G.A. and Zhu, K.,** 1996. Nonlinear Elastoplastic Analysis of Spatial Structures Under Dynamic Loading Using Kinematic Hardening Models, *Engineering Structures*, **18**, 568-576.
- [25] **Perotti, F., De Amici, A. and Venturini, P.,** 1996. Numerical Analysis and Design Implications of the Seismic Behaviour of One-Storey Steel Bracing Systems, *Engineering Structures*, **18**, 162-178.
- [26] **Tin-Loi, F. and Vmonsatit, V.,** 1996. Nonlinear Analysis of Semirigid Frames: A Parametric Complementarity Approach, *Engineering Structures*, **18**, 115-124.
- [27] **Lui, E.M. and Lopes, A.,** 1997. Dynamic Analysis and Response of Semirigid Frames, *Engineering Structures*, **19**, 644-654.
- [28] **Barsan, G.M. and Chiorean, C.G.,** 1999. Computer Program for Large Deflection Elasto-Plastic Analysis of Semi-Rigid Steel Frameworks, *Computers & Structures*, **72**, 699-711.
- [29] **Li, G.Q., Shen, Z.Y. and Huang, J.Y.,** 1999. Spatial Hysteretic Model and Elasto-Plastic Stiffness of Steel Columns, *Journal of Constructional Steel Research*, **50**, 283-303.
- [30] **Awkar, J.C. and Lui, E.M.,** 1999. Seismic Analysis and Response of Multistory Semirigid Frames, *Engineering Structures*, **21**, 425-441.
- [31] **Salazar, A.R. and Haldar, A.,** 1999. Nonlinear Seismic Response of Steel Structures with Semi-Rigid and Composite Connections, *Journal of Constructional Steel Research*, **51**, 37-59.
- [32] **Araki, Y. and Hjelmstad, K.D.,** 2000. Criteria for Assessing Dynamic Collapse of Elastoplastic Structural Systems, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, **29**, 1177-1198.
- [33] **Kim, S.E., Kim, M.K. and Chen, W.F.,** 2000. Improved Refined Plastic Hinge Analysis Accounting for Strain Reversal, *Engineering Structures*, **22**, 15-25.
- [34] **Liew, J.Y.R., Chen, H., Shanmugam, N.E. and Chen, W.F.,** 2000. Improved Nonlinear Plastic Hinge Analysis of Space Frame Structures, *Engineering Structures*, **22**, 1324-1338.
- [35] **Usami, T., Gao, S. and Ge, H.,** 2000. Elastoplastic Analysis of Steel Members and Frames Subjected to Cyclic Loading, *Engineering Structures*, **22**, 135-145.

- [36] **Li, G.Q. and Mativo, J.**, 2000. Approximate Estimation of the Maximum Load of Semi-Rigid Steel Frames, *Journal of Constructional Steel Research*, **54**, 213-225.
- [37] **Gupta, A. and Krawinkler, H.**, 2000. Dynamic P-Delta Effects for Flexible Inelastic Steel Structures, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **126**, 145-154.
- [38] **Hori, A. and Sasagawa, A.**, 2000. Large Deformation of Inelastic Large Space Frame, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **126**, 580-588.
- [39] **Kim, K.D. and Engelhardt, M.D.**, 2000. Beam-Column Element for Nonlinear Seismic Analysis of Steel Frames, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **126**, 916-925.
- [40] **Ju, S.H., Liu, C.W. and Wu, K.Z.**, 2000. 3D Analysis of Buildings Under Vertical Component of Earthquakes, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **126**, 1196-1202.
- [41] **Liew, J.Y.R., Chen, W.F. and Chen, H.**, 2000. Advanced Inelastic Analysis of Frame Structures, *Journal of Constructional Steel Research*, **55**, 245-265.
- [42] **Chen, H., Liew, J.Y.R. and Shanmugam, N.E.**, 2000. Nonlinear Inelastic Analysis of Building Frames with Thin-Walled Cores, *Thin-Walled Structures*, **37**, 189-205.
- [43] **Shen, J. and Astanteh-Asl, A.**, 2000. Hysteresis Model of Bolted-Angle Connections, *Journal of Constructional Steel Research*, **54**, 317-343.
- [44] **Aristizabal-Ochoa, J.D.**, 2001. Nonlinear Large Deflection-Small Strain Elastic Analysis of Beam-Column with Semirigid Connections, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **127**, 92-96.
- [45] **Aristizabal-Ochoa, J.D.**, 2001. Stability and Second-Order Analysis of Frames with Semirigid Connections Under Distributed Axial Loads, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **127**, 1306-1315.
- [46] **Kim, S.E. and Choi, S.H.**, 2001. Practical Advanced Analysis for Semi-Rigid Space Frames, *International Journal of Solids and Structures*, **38**, 9111-9131.
- [47] **Kim, S.E., Kim, Y. and Choi, S.H.**, 2001. Nonlinear Analysis of 3-D Steel Frames, *Thin-Walled Structures*, **39**, 445-461.

- [48] **Sekulovic, M., Salatic, R. and Nefovska M.**, 2002. Dynamic Analysis of Steel Frames with Flexible Connections, *Computers & Structures*, **80**, 935-955.
- [49] **Mofid, M., Asl, M.G. and McCabe, S.L.**, 2001. On the Analytical Model of Beam-to-Column Semi-Rigid Connections Using Plate Theory, *Thin-Walled Structures*, **39**, 307-325.
- [50] **Kim, S.E., Lee, J. and Park, J.S.**, 2002. 3-D Second-Order Plastic-Hinge Analysis Accounting for Lateral Torsional Buckling, *International Journal of Solids and Structures*, **39**, 2109-2128.
- [51] **Kim, S.E., and Lee, J.**, 2001. Improved Refined Plastic Hinge Analysis Accounting for Local Buckling, *Engineering Structures*, **23**, 1031-1042.
- [52] **Kim, S.E., and Lee, D.H.**, 2002. Second-Order Distributed Plasticity Analysis of Space Steel Frames, *Engineering Structures*, **24**, 735-744.
- [53] **Izzuddin, B.A.**, 2001. Conceptual Issues in Geometrically Nonlinear Analysis of 3D Framed Structures, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, **191**, 1029-1053.
- [54] **Liew, J.Y.R., Chen, H. and Shanmugam, N.E.**, 2001. Inelastic Analysis of Steel Frames with Composite Beams, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **127**, 194-202.
- [55] **Torkamani, M.A.M. and Sonmez, M.**, 2001. Inelastic Large Deflection Modeling of Beam-Columns, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **127**, 876-887.
- [56] **Lee, S.S. and Moon, T.S.**, 2002. Moment-Rotation Model of Semi-Rigid Connections with Angles, *Engineering Structures*, **24**, 227-237.
- [57] **Jiang, X.M., Chen, H. and Liew, J.Y.R.**, 2002. Spread-of-Plasticity Analysis of Three-Dimensional Steel Frames, *Journal of Constructional Steel Research*, **58**, 193-212.
- [58] **Wongkaew, K. and Chen, W.F.**, 2002. Consideration of Out-of-Plane Buckling in Advanced Analysis for Planar Steel Frame Design, *Journal of Constructional Steel Research*, **58**, 943-965.
- [59] **Ziemian, R.D. and McGuire, W.**, 2002. Modified Tangent Modulus Approach, A Contribution to Plastic Hinge Analysis, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **128**, 1301-1307.

- [60] **Hasan, R., Xu, L. and Grierson, D.E.**, 2002. Push-over Analysis for Performance-Based Seismic Design, *Computers & Structures*, **80**, 2483-2493.
- [61] **Shugyo, M.**, 2003. Elastoplastic Large Deflection Analysis of Three-Dimensional Steel Frames, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **129**, 1259-1267.
- [62] **Jin, J. and El-Tawil, S.**, 2003. Inelastic Cyclic Model for Steel Braced, *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, **129**, 548-557.
- [63] **Calado, L.**, 2003. Non-Linear Cyclic Model of Top and Seat with Web Angle for Steel Beam-to-Column Connections, *Engineering Structures*, **25**, 1189-1197.
- [64] **Abolmaali, A., Kukreti, A.R. and Razavi, H.**, 2003. Hysteresis Behavior of Semi-Rigid Double Web Angle Steel Connections, *Journal of Constructional Steel Research*, **59**, 1057-1082.
- [65] **Fragiacomo, M., Amadio, C. and Macorini, L.**, 2004. Seismic Response of Steel Frames Under Repeated Earthquake Ground Motions, *Engineering Structures*, **26**, 2021-2035.
- [66] **Kim, S.L. and Choi, S.H.**, 2005. Practical Second-Order Inelastic Analysis for Three-Dimensional Steel Frames Subjected to Distributed Load, *Thin-Walled Structures*, **43**, 135-160.
- [67] **Kim, J. and Choi, H.**, 2005. Response Modification Factors of Chevron-Braced Frames, *Engineering Structures*, **27**, 285-300.
- [68] **Wang, C.K.**, 1970. Matrix Methods of Structural Analysis, American Publishing Co., Wisconsin.
- [69] **Mondkar, D.P. and Powell, G.H.**, 1974. Towards Optimal In-Core Equation Solving, *Computers & Structures*, **4**, 531-548.
- [70] **Mondkar, D.P. and Powell, G.H.**, 1974. Large Capacity Equation Solver for Structural Analysis, *Computers & Structures*, **4**, 699-728.
- [71] **Chen, W.F. and Kishi, N.**, 1989. Semirigid Steel Beam-to-Column Connections: Data Base and Modeling, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **115**, 105-119.
- [72] **Kishi, N. and Chen, W.F.**, 1990. Moment-Rotation Relations of Semirigid Connections with Angles, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **116**, 1813-1834.

- [73] **Attigbe, E. and Morris, G.,** 1991. Moment-Rotation Functions for Steel Connections, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **117**, 1703-1718.
- [74] **Moncarz, P.D. and Gerstle, K.H.,** 1981. Steel Frames with Nonlinear Connections, *Journal of the Structural Division (ASCE)*, **107**, 1427-1441.
- [75] **Tamboli, A.R.,** 1999. Handbook of Structural Steel Connection Design and Details, McGraw-Hill Companies, New York.
- [76] **Lorenz, R.F., Kato, B. and Chen, W.F.,** 1993. Semi-Rigid Connections in Steel Frames, McGraw-Hill Inc., New York.
- [77] **Jones, S.W., Kirby, P.A. and Nethercot, D.A.,** 1982. Columns with Semirigid Joints, *Journal of the Structural Division (ASCE)*, **108**, 361-372.
- [78] **Yu, C.H. and Shanmugam, N.E.,** 1986. Stability of Frames with Semirigid Joints, *Computers & Structures*, **5**, 639-648.
- [79] **Kawashima, S. and Fujimoto, T.,** 1984. Vibration Analysis of Frames with Semi-Rigid Connections, *Computers & Structures*, **19**, 85-92.
- [80] **Ivanyi, M.,** 2000. Full-Scale Tests of Steel Frames with Semi-Rigid Connections, *Engineering Structures*, **22**, 168-179.
- [81] **Garlock, M.M., Ricles, J.M. and Sause, R.,** 2003. Cyclic Load Tests and Analysis of Bolted Top-and-Seat Angle Connections, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **129**, 1615-1625.
- [82] **Pucinotti, R.,** 2001. Top-and-Seat and Web Angle Connections: Prediction via Mechanical Model, *Journal of Constructional Steel Research*, **57**, 661-694.
- [83] **Hsieh, S.H. and Deierlein, G.G.,** 1991. Nonlinear Analysis of Three-Dimensional Steel Frames with Semi-Rigid Connections, *Computers & Structures*, **41**, 995-1009.
- [84] **Chan, S.L. and Ho, G.W.M.,** 1994. Nonlinear Vibration Analysis of Steel Frames with Semirigid Connections, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **120**, 1075-1087.
- [85] **Lui, E.M. and Chen, W.F.,** 1986. Analysis and Behaviour of Flexibly-Jointed Frames, *Engineering Structures*, **8**, 107-118.
- [86] **Chen, W.F. and Lui, E.M.,** 1987. Effects of Joint Flexibility on the Behaviour of Steel Frames, *Computers & Structures*, **26**, 719-732.

- [87] **Chen, W.F., Goto, Y. and Liew, J.Y.R.**, 1996. Stability Design of Semi-Rigid Frames, John Wiley & Sons Inc., New York.
- [88] **Chan, S.L. and Chui, P.P.T.**, 2000. Non-Linear Static and Cyclic Analysis of Steel Frames with Semi-Rigid Connections, Elsevier Science Publishing Co., New York.
- [89] **Richard, R.M. and Abbott, B.J.**, 1975. Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula, *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, **101**, 511-515.
- [90] **Sekulovic, M. and Salatic, R.**, 2001. Nonlinear Analysis of Frames with Flexible Connections, *Computers & Structures*, **79**, 1097-1107.
- [91] **King, W.S. and Chen, W.F.**, 1994. Practical Second-Order Inelastic Analysis of Semirigid Frames, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **120**, 2156-2175.
- [92] **King, W.S.**, 1994. The Limit Loads of Steel Semi-Rigid Frames Analyzed with Different Methods, *Computers & Structures*, **51**, 475-487.
- [93] **Kishi, N., Chen, W.F., Goto, Y. and Hasan, R.**, 1996. Behavior of Tall Buildings with Mixed Use of Rigid and Semi-Rigid Connections, *Computers & Structures*, **61**, 1193-1206.
- [94] **Chen, W.F. and Kim, S.E.**, 1997. LRFD Steel Design Using Advanced Analysis, CRC Press Inc., Boca Raton.
- [95] **Wu, F.S. and Chen, W.F.**, 1990. A Design Model for Semi-rigid Connections, *Engineering Structures*, **12**, 88-97.
- [96] **Goldberg, J.E. and Richard, R.M.**, 1963. Analysis of Nonlinear Structures, *Journal of the Structural Division (ASCE)*, **89**, 333-351.
- [97] **Jonatowski, J.J. and Birnstiel, C.**, 1970. Inelastic Stiffened Suspension Space Structures, *Journal of Structural Division (ASCE)*, **96**, 1143-1166.
- [98] **Kaldjian, M.J.**, 1967. Moment-Curvature of Beams as Ramberg-Osgood Functions, *Journal of the Structural Division (ASCE)*, **93**, 53-65.
- [99] **Kaldjian, M.J. and Fan, W.R.S.**, 1968. Earthquake Response of a Ramberg-Osgood Structure, *Journal of the Structural Division (ASCE)*, **94**, 2451-2465.
- [100] **Graff, E. and Eisenberger, M.**, 1991. Non-Linear Analysis of Framed Structures with Axial Constraints, *Computers & Structures*, **38**, 345-351.

- [101] **Bruneau, M., Uang, C.M. and Whittaker, A.,** 1998. Ductile Design of Steel Structures, McGraw-Hill Inc., New York.
- [102] **Cheng, F.Y.,** 2001. Matrix Analysis of Structural Dynamics, Applications and Earthquake Engineering, Marcel Dekker Inc., New York.
- [103] **Mostaghel, N. and Byrd, R.A.,** 2002. Inversion of Ramberg-Osgood Equation and Description of Hysteresis Loops, *International Journal of Non-Linear Mechanics*, **37**, 1319-1335.
- [104] **Jennings, P.C.,** 1965. Earthquake Response of a Yielding Structure, *Journal of the Engineering Mechanics Division (ASCE)*, **91**, 41-68.
- [105] **Nigam, N.C.,** 1970. Yielding in Framed Structures Under Dynamic Loads, *Journal of the Engineering Mechanics Division (ASCE)*, **96**, 687-709.
- [106] **Powell, G.H. and Chen, P.F.S.,** 1986. 3D Beam-Column Element with Generalized Plastic Hinges, *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, **112**, 627-641.
- [107] **Santathadaporn, S. and Chen, W.F.,** 1972. Tangent Stiffness Method for Biaxial Bending, *Journal of the Structural Division (ASCE)*, **98**, 153-163.
- [108] **Oran, C.,** 1973. Tangent Stiffness in Space Frames, *Journal of the Structural Division (ASCE)*, **99**, 987-1001.
- [109] **Morris, N.F.,** 1976. Dynamic Analysis of Elasto-Plastic Space Structures, *Proceedings, International Symposium on Earthquake Structural Engineering*, Missouri, USA.
- [110] **Chen, W.F. and Atsuta, T.,** 1972. Interaction Equations for Biaxially Loaded Sections, *Journal of Structural Division (ASCE)*, **98**, 1035-1052.
- [111] **Chen, W.F. and Atsuta, T.,** 1977. Theory of Beam-Columns, Space Behavior and Design, McGraw-Hill Inc., New York.
- [112] **Nethercot, D.A.,** 1991. Limit States Design of Structural Steelwork, Chapman & Hall, London.
- [113] **McGuire, W., Gallagher, R.H. and Ziemian, R.D.,** 2000. Matrix Structural Analysis, John Wiley & Sons Inc., New York.
- [114] **Drucker, D.C.,** 1959. A Definition of Stable Inelastic Material, *Journal of Applied Mechanics (ASME)*, **58**, 101-106.

- [115] **Orbison, J.G., McGuire, W. and Abel, J.F.**, 1982. Yield Surface Applications in Nonlinear Steel Frame Analysis, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, **33**, 557-573.
- [116] **Tebedge, N. and Chen, W.F.**, 1974. Design Criteria for H-Columns Under Biaxial Loading, *Journal of the Structural Division (ASCE)*, **100**, 579-598.
- [117] **Morris, G.A. and Fennes, S.J.**, 1969. Approximate Yield Surface Equations, *Journal of the Engineering Mechanics Division (ASCE)*, **95**, 937-954.
- [118] **Çakıroğlu, A. ve Özer, E.**, 1980. Malzeme ve Geometri Değişimi Bakımından Lineer Olmayan Sistemler, Matbaa Teknisyenleri Basımevi, İstanbul.
- [119] **Kim, S.E., Park, M.H. and Choi, S.H.**, 2001. Direct Design of Three-Dimensional Frames Using Practical Advanced Analysis, *Engineering Structures*, **23**, 1491-1502.
- [120] **Beaufait, F.W., Rowan, W.H., Hoadley, P.G. and Hackett, R.M.**, 1970. Computer Methods of Structural Analysis, Prentice-Hall Inc., New Jersey.
- [121] **Yang, Y.B. and McGuire, W.**, 1986. Stiffness Matrix for Geometric Nonlinear Analysis, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **112**, 853-877.
- [122] **Williamson, E.B.**, 2003. Evaluation of Damage and $P - \Delta$ Effects for Systems Under Earthquake Excitation, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **129**, 1036-1046.
- [123] **Galambos, T.V.**, 1998. Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, John Wiley & Sons Inc., New York.
- [124] **Chen, W.F. and Lui, E.M.**, 1987. Structural Stability, Theory and Implementation, Elsevier Science Publishing Co., New York.
- [125] **Chen, W.F. and Lui, E.M.**, 1991. Stability Design of Steel Frames, CRC Press Inc., Boca Raton.
- [126] **Chen, W.F. and Toma, S.**, 1994. Advanced Analysis of Steel Frames, CRC Press Inc., Boca Raton.
- [127] **Chen, W.F. and Sohal, I.**, 1995. Plastic Design and Second-Order Analysis of Steel Frames, Springer-Verlag Inc., New York.
- [128] **Fleming, J.F.**, 1979. Nonlinear Static Analysis of Cable-Stayed Bridge Structures, *Computers & Structures*, **10**, 621-635.

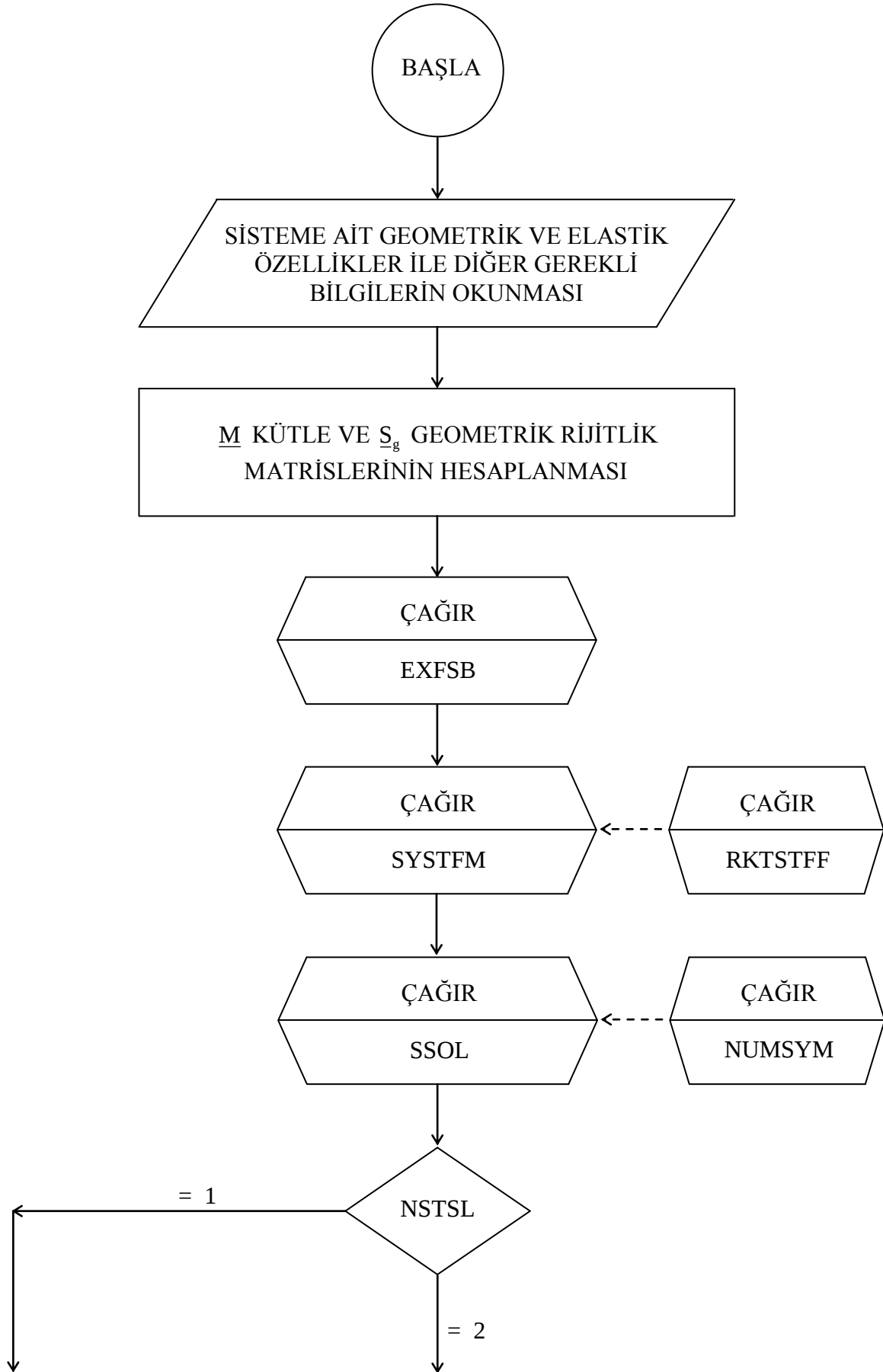
- [129] **King, W.S., White, D.W. and Chen, W.F.**, 1992. Second-Order Inelastic Analysis Methods for Steel-Frame Design, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **118**, 408-427.
- [130] **Liew, R.J.Y., White, D.W. and Chen, W.F.**, 1993. Second-Order Refined Plastic-Hinge Analysis for Frame Design, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **119**, 3217-3237.
- [131] **Kim, S.E. and Chen, W.F.**, 1997. Further Studies of Practical Advanced Analysis For Weak-Axis Bending, *Engineering Structures*, **19**, 407-416.
- [132] **Saka, M.P. and Kameshki, E.S.**, 1997. Optimum Design of Nonlinear Elastic Framed Domes, *Advances in Engineering Software*, **29**, 519-528.
- [133] **Kim, S.E. and Chen, W.F.**, 1998. A Sensitivity Study on Number of Elements in Refined Plastic-Hinge Analysis, *Computers & Structures*, **66**, 665-673.
- [134] **Kishi, N., Chen, W.F., Goto, Y. and Komuro, M.**, 1998. Effective Length Factor of Columns in Flexibly Jointed and Braced Frames, *Journal of Constructional Steel Research*, **47**, 93-118.
- [135] **Kim, S.E. and Chen, W.F.**, 1999. Design Guide for Steel Frames Using Advanced Analysis Program, *Engineering Structures*, **21**, 352-364.
- [136] **The, L.H.**, 2001. Cubic Beam Elements in Practical Analysis and Design of Steel Frames, *Engineering Structures*, **23**, 1243-1255.
- [137] **Choi, S.H. and Kim, S.E.**, 2002. Optimal Design of Steel Frame Using Practical Nonlinear Inelastic Analysis, *Engineering Structures*, **24**, 1189-1201.
- [138] **Kim, S.E. and Lee, J.**, 2002. Improved Refined Plastic-Hinge Analysis Accounting for Lateral Torsional Buckling, *Journal of Constructional Steel Research*, **58**, 1431-1453.
- [139] **Kim, S.E., Lee, J. and Park, J.S.**, 2003. 3-D Second-Order Plastic-Hinge Analysis Accounting for Local Buckling, *Engineering Structures*, **25**, 81-90.
- [140] **Kim, S.L., Lee, J.S., Choi, S.H. and Kim, C.S.**, 2004. Practical Second-Order Inelastic Analysis for Steel Frames Subjected to Distributed Load, *Engineering Structures*, **26**, 51-61.

- [141] **Liew, J.Y.R. and Tang, L.K.**, Advanced Plastic Hinge Analysis for the Design of Tubular Space Frames, *Engineering Structures*, **22**, 769-783.
- [142] **Ekhande, S.G., Selvappalam, M. and Madugula, M.K.S.**, 1989. Stability Functions for Three-Dimensional Beam-Columns, *Journal of Structural Division (ASCE)*, **115**, 467-479.
- [143] **Goto, Y., Suzuki, S. and Chen, W.F.**, 1991. Bowing Effect on Elastic Stability of Frames Under Primary Bending Moments, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **117**, 111-127.
- [144] **Aristizabal-Ochoa, J.D.**, 2000. Second-Order Axial Deflections of Imperfect 3-D Beam-Column, *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, **126**, 1201-1208.
- [145] **Bathe, K.J.**, 1982. Finite Element Procedures in Engineering Analysis, Prentice-Hall Inc., New Jersey.
- [146] **Clough, R.W. and Penzien, J.**, 1993. Dynamics of Structures, McGraw-Hill Inc., New York.
- [147] **Newmark, N.M.**, 1959. A Method of Computation for Structural Dynamics, *Journal of the Engineering Mechanics Division (ASCE)*, **85**, 67-94.
- [148] **Wilson, E.L., Farhoomand, I. and Bathe, K.J.**, 1973. Nonlinear Dynamic Analysis of Complex Structures, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, **1**, 241-252.
- [149] **Wilson, E.L.**, 1969. A Method Analysis for the Evaluation of Foundation-Structure Interaction, *Proceedings, Fifth World Conference on Earthquake Engineering*, Santiago, Chile, January 1969.
- [150] **Salazar, A.R. and Halder, A.**, 2001. Energy Dissipation at PR Frames Under Seismic Loading, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **127**, 588-592.
- [151] **Wong, K.K.F. and Yang, R.**, 2002. Earthquake Response and Energy Evaluation of Inelastic Structures, *Journal of Engineering Mechanics (ASCE)*, **128**, 308-317.
- [152] **Takewaki, I.**, 2004. Bound of Earthquake Input Energy, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **130**, 1289-1297.

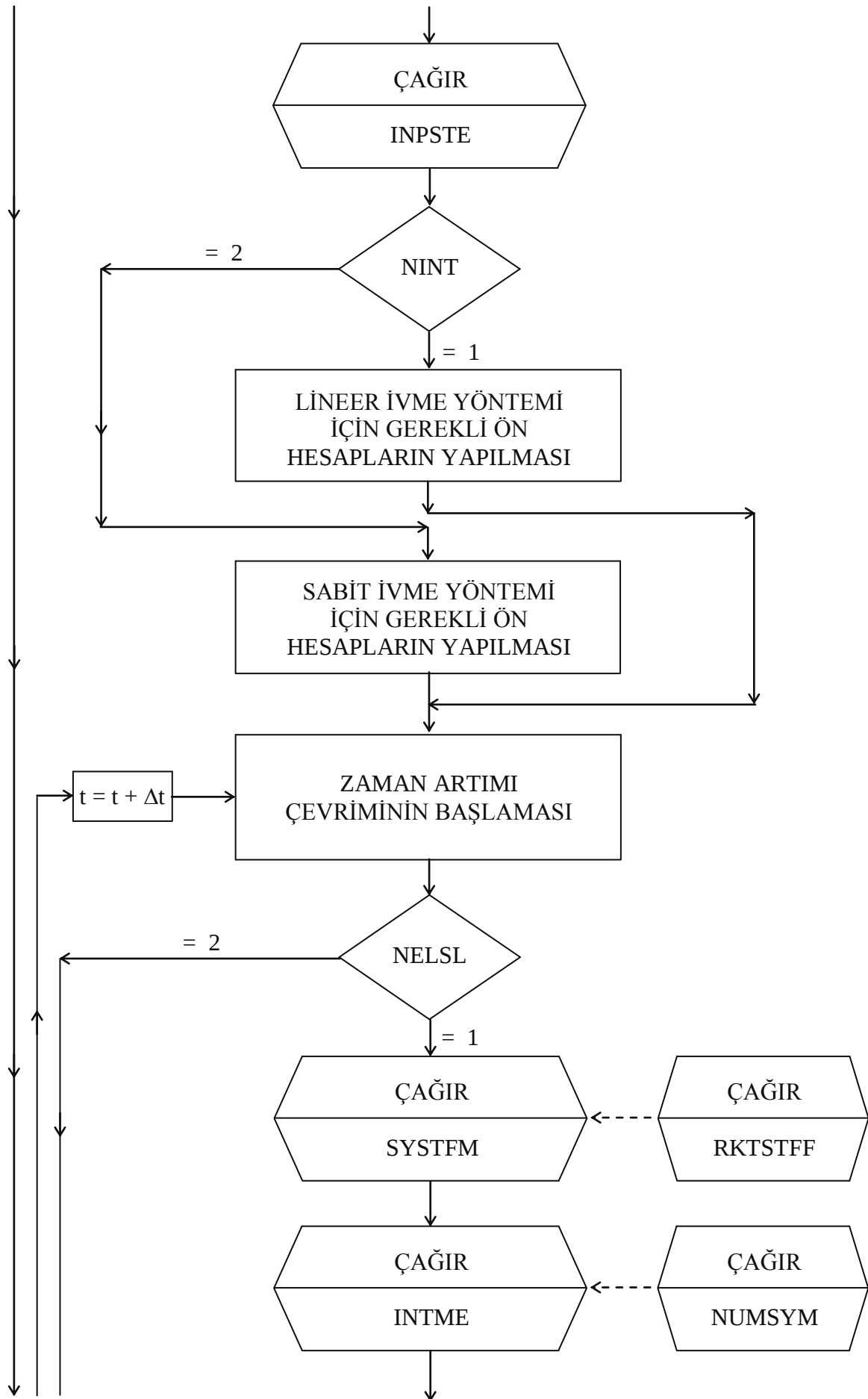
- [153] **Lee, D.G., Song, J.K. and Yun, C.B.,** 1997. Estimation of System-Level Ductility Demands for Multi-Story Structures, *Engineering Structures*, **19**, 1025-1035.
- [154] **Medina, R.A. and Krawinkler, H.,** 2005. Evaluation of Drift Demands for the Seismic Performance Assessment of Frames, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **131**, 1003-1013.
- [155] **Tamboli, A.R.,** 1999. Handbook of Structural Steel Connection Design and Details, McGraw-Hill, New York.
- [156] **Elnashai, A.S., Elghazouli, A.Y. and Denesh-Ashtiani, F.A.,** 1998. Response of Semirigid Steel Frames to Cyclic and Earthquake Loads, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, **124**, 857-867.

EKLER

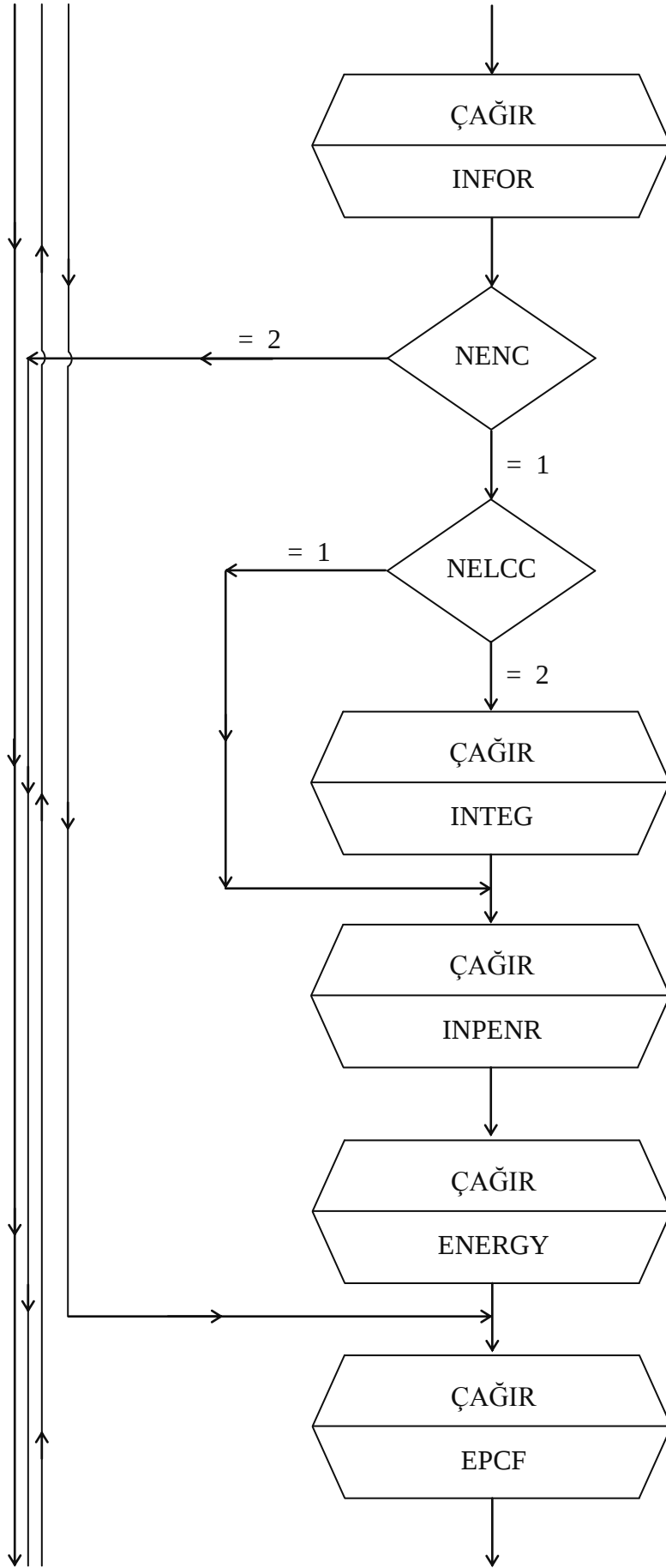
EK A: Yazılan Bilgisayar Programına Ait Akış Şeması



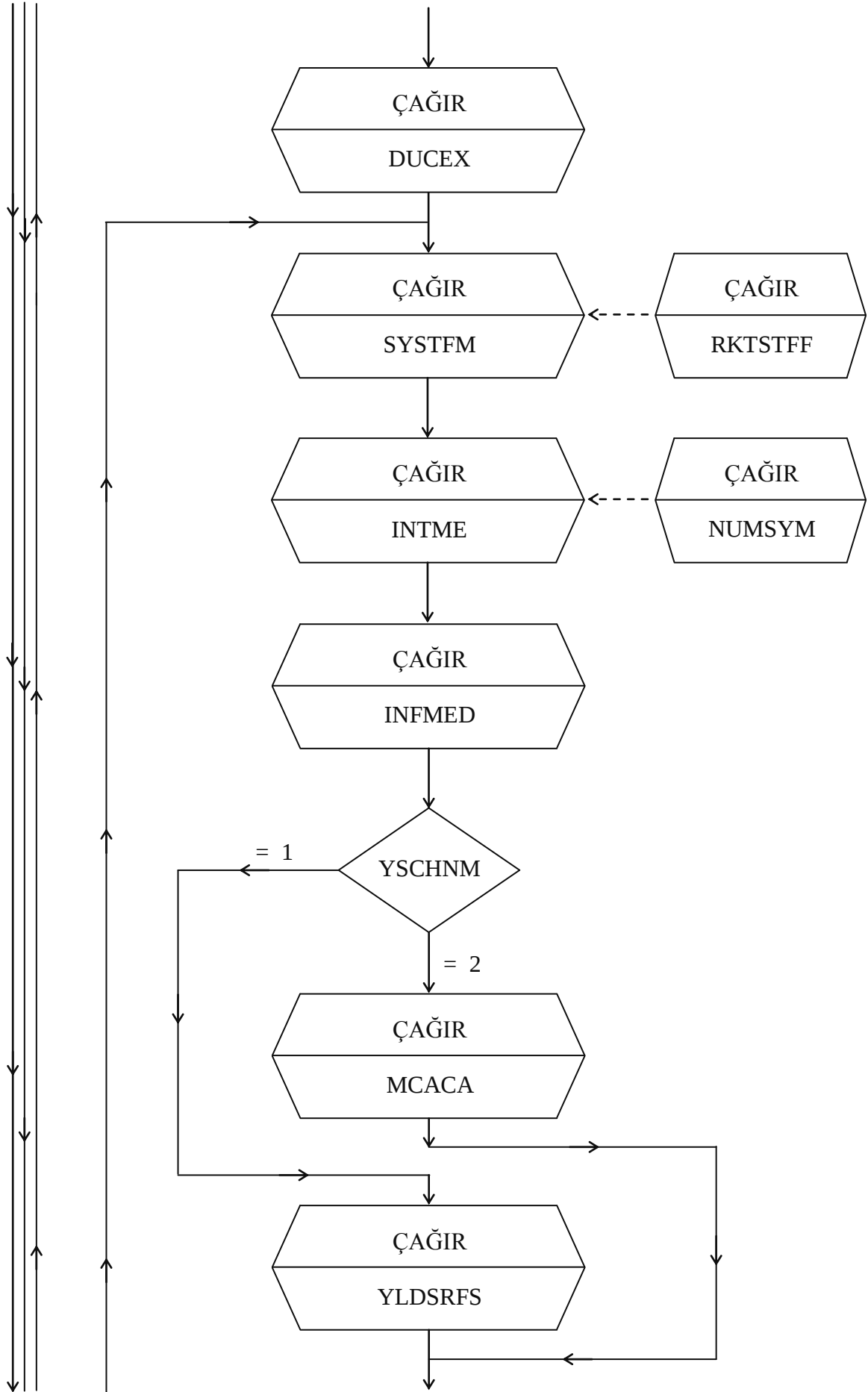
Şekil A.1: Yazılan bilgisayar programına ait akış şeması



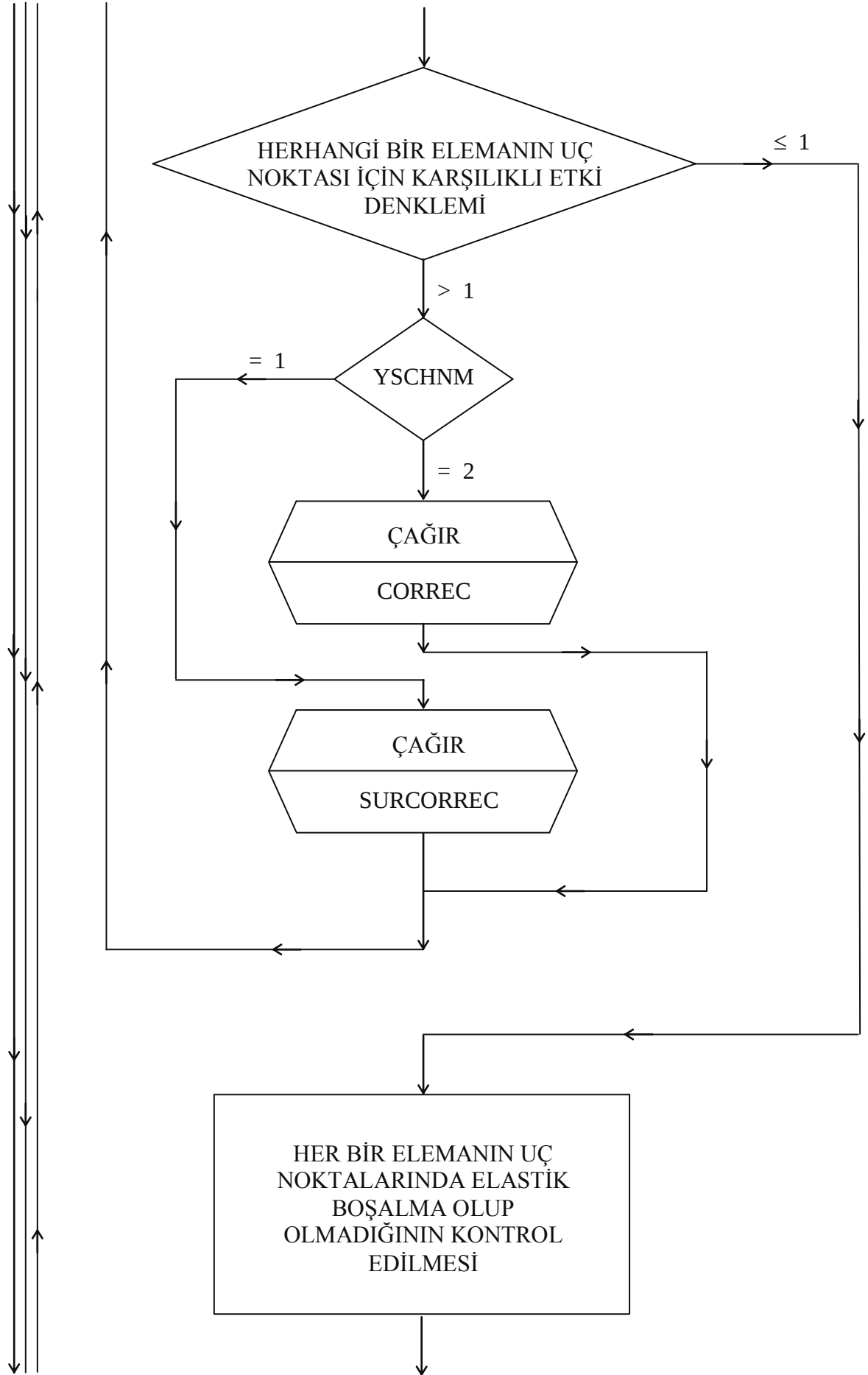
Şekil A.1: Yazılan bilgisayar programına ait akış şeması (Devam)



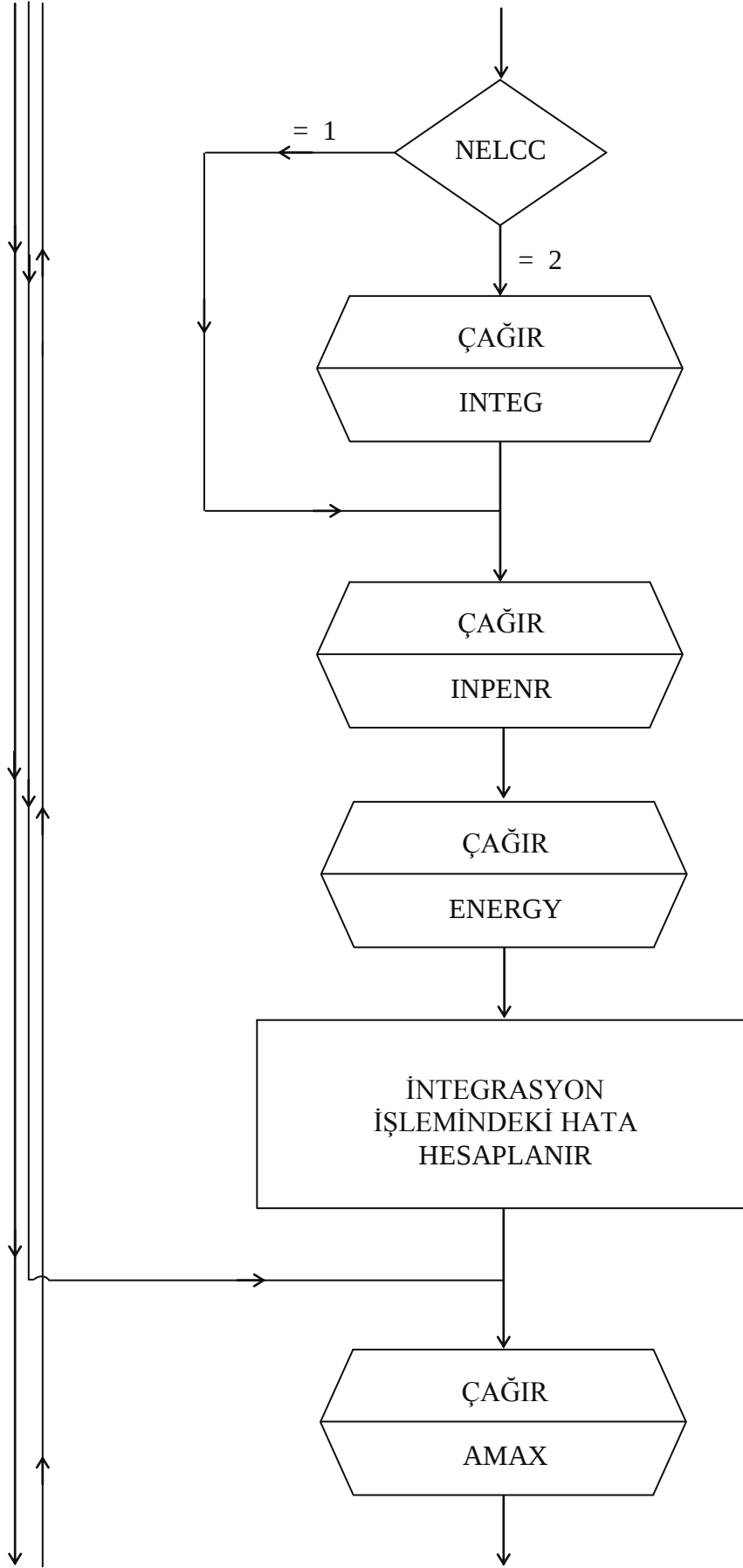
Şekil A.1: Yazılan bilgisayar programına ait akış şeması (Devam)



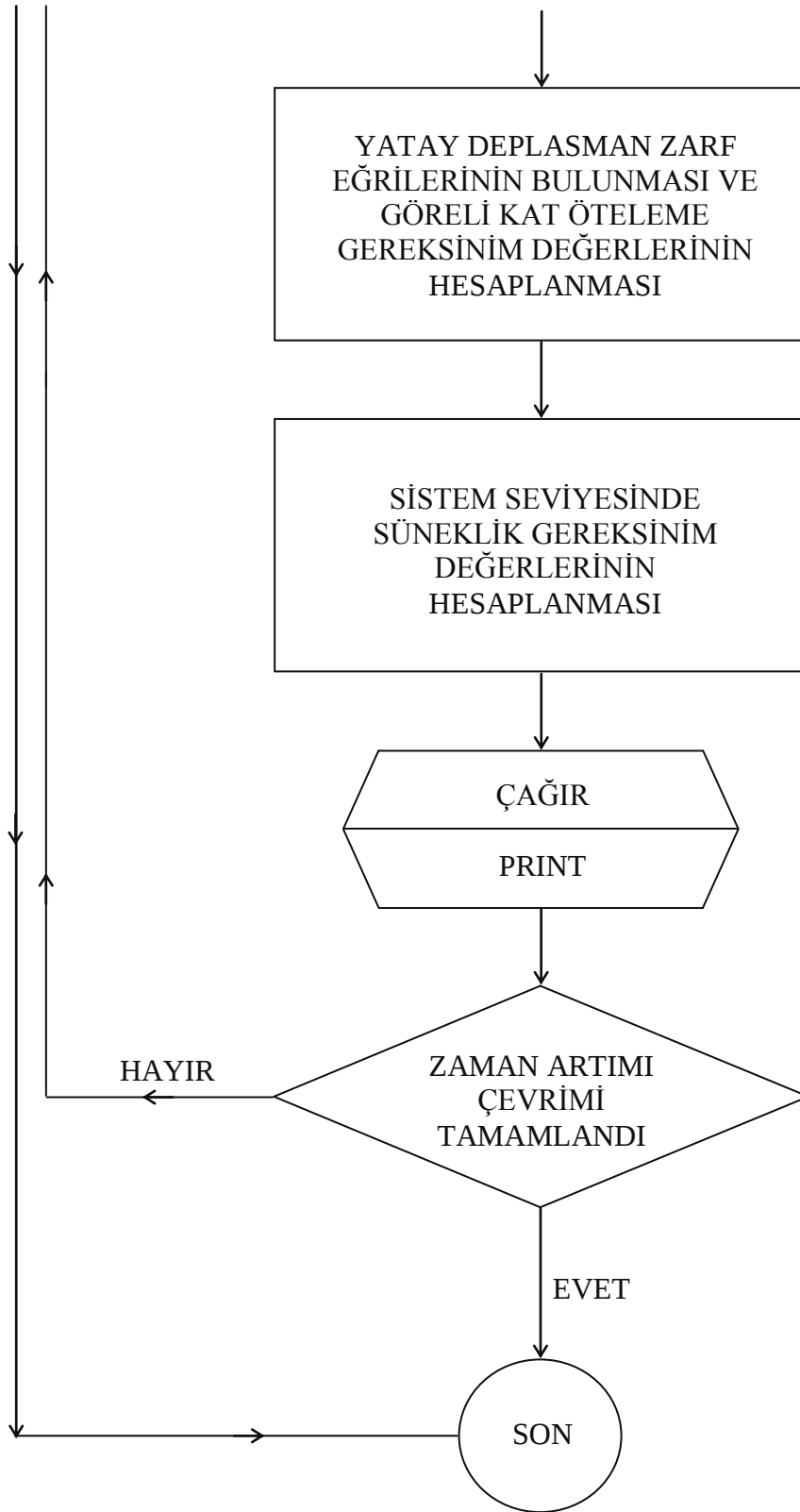
Şekil A.1: Yazılan bilgisayar programına ait akış şeması (Devam)



Şekil A.1: Yazılan bilgisayar programına ait akış şeması (Devam)



Şekil A.1: Yazılan bilgisayar programına ait akış şeması (Devam)



Şekil A.1: Yazılan bilgisayar programına ait akış şeması (Devam)

Ana Programda kullanılan kontrol parametrelerinin ve Alt Programların tanımları aşağıda verilmiştir:

NELCC

= 1 ise, verilen bir fonksiyon uyarınca zamana bağlı olarak değişen dış yükler için elastik veya elasto-plastik dinamik analiz yapılır.

= 2 ise, deprem etkisi için elastik veya elasto-plastik dinamik analiz yapılır.

NELSL

= 1 ise, sadece elastik dinamik analiz yapılır.

= 2 ise, sadece elasto-plastik dinamik analiz yapılır.

NENC

= 1 ise, elastik dinamik analize ilave olarak enerji hesaplamaları ve sayısal integrasyon hassasiyeti hesaplanır.

= 2 ise, sadece elastik dinamik analiz yapılır.

NINT

= 1 ise, elastik veya elasto-plastik dinamik analiz için hareket denklemleri lineer ivme yöntemi kullanılarak sayısal olarak integre edilir.

= 2 ise, sayısal integrasyon işlemi için sabit ivme yöntemi kullanılır.

NSTSL

= 1 ise, sadece statik çözüm yapılır.

= 2 ise, elastik veya elasto-plastik dinamik analize başlangıç olarak statik çözüm yapılır.

YSCHNM

= 1 ise, malzeme akma yüzeyi Morris-Fenves formülasyonu ile tanımlanır.

= 2 ise, malzeme akma yüzeyi Tebedge-Chen formülasyonu ile tanımlanır.

ALT PROGRAMLAR

EXFSB :	Statik dış yüklere, verilen bir fonksiyon uyarınca zamana bağlı olarak değişen dış yüklere ve deprem ivmesi kayıtlarına ait giriş bilgilerini okur.
SYSTEM :	İkinci mertebe P- δ etkilerini ve birleşim nonlineerliğini gözönüne alan sisteme ait elastik veya elasto-plastik tanjant rijitlik matrislerini oluşturur.
RKTSTFF :	Yarı-rijit birleşimlerin herhangi bir t zamanındaki tanjant rijitlik değerlerini hesaplar.
SSOL :	Statik dış yükler için, sistemin düğüm noktası deplasmanlarını ve eleman uç kuvvetlerini hesaplar.
INPSTE :	Statik dış yüklerin yaptığı iş ile karşı gelen elastik şekil değiştirme enerjisini hesaplar.
INTME :	Sistemin hareket denklemlerini sayısal olarak integre ederek, düğüm noktası deplasmanlarını, hızlarını ve ivmelerini hesaplar.
NUMSYM :	Lineer denklem sistemlerini Crout indirgemesi yöntemiyle çözer.
INFOR :	Elastik dinamik analiz sonucunda elde edilen düğüm noktası deplasmanlarından eleman uç kuvvetlerini hesaplar.
INTEG :	Deprem etkisinin yer değiştirme ve hız bileşenlerini, karşı gelen ivme bileşenlerini integre ederek hesaplar.
INPENR :	Deprem etkisi veya zamana bağlı dış yükler nedeniyle sisteme giren enerjiyi hesaplar.
ENERGY :	Elastik veya elasto-plastik dinamik analiz için sistemde depolanan ve sistemde sarf olan enerjiyi hesaplar.
INFMED :	Δt zaman artımları için hesaplanan düğüm noktası deplasman artımlarını kullanarak eleman uç kuvvetlerindeki karşı gelen artımları hesaplar. Daha sonra bunlardan, belirli bir t zamanına karşı gelen toplam uç kuvvetlerine geçer.
MCACA :	Her bir elemanın uç noktalarındaki kesitlerin asal eksenleri etrafındaki plastik moment taşıma kapasitelerini Tebedge-Chen akma yüzeyi formülasyonuna göre hesaplar.
YLSRFS :	Her bir elemanın uç noktalarındaki kesitlerin asal eksenleri etrafındaki karşılıklı etki denklemlerinin değerlerini Morris-Fenves akma yüzeyi formülasyonuna göre hesaplar.
EPCF :	Plastik karşılıklı etkiyi içerecek şekilde, eleman uçlarındaki kesitlerin asal eksenleri etrafındaki moment taşıma kapasitelerini hesaplar. Daha sonra bunları kullanarak g, p, h, s ve d elasto-plastik düzeltme katsayılarını hesaplar. Bu sırada eleman uçlarında yer alan plastik mafsalları, elastik boşalma ve tekrar yükleme evrelerini gözönünde tutar.

- DUCEX :** Sistemin elemanlarına ait süneklik değerlerini eğrilik ve enerji yöntemlerine göre hesaplar.
- CORREC :** Eleman uçlarındaki plastik mafsallarda normalleştirilmiş moment vektörünün, Tebedge-Chen karşılıklı etki eğrisi dışına taşmasını önlemek için, her bir Δt zaman artımı sonunda Bölüm 4.7’de önerilen yöntemle, yeni p, h, s ve d elasto-plastik düzeltme katsayılarını hesaplar.
- SURCORREC :** Eleman uçlarındaki plastik mafsallarda normalleştirilmiş moment vektörünün, Morris-Fenves karşılıklı etki eğrisi dışına taşmasını önlemek için, her bir Δt zaman artımı sonunda Bölüm 4.7’de önerilen yöntemle, yeni p, h, s ve d elasto-plastik düzeltme katsayılarını hesaplar.
- AMAX :** Herbir Δt zaman artımı sonunda elde edilen eleman uç kuvvetleri ve süneklik oranlarını izleyerek, verilen bir $0 < t < t'$ zaman aralığı için, bunların ulaştığı en büyük değerleri seçerek PRINT alt programına hazırlar.
- PRINT :** Sistemlerin zm sonuçlarının verilen aralıklarla ve belirli bir formatla yazılmasını sağlar.

ÖZGEÇMİŞ

Kadir Özakgöl, 1971 yılında Samsun'da doğmuştur. İlköğrenimine Manisa'da başlamış ve ortaöğretimini Manisa Teknik Lisesi'nde tamamlamıştır. 1989 yılında İstanbul Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği bölümüne girmeye hak kazanmıştır. Lisans eğitimini 1993 yılında tamamladıktan sonra aynı yıl, İstanbul Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsünde Yapı Mühendisliği Anabilim Dalı'nda yüksek lisans eğitime başlamış ve 1997 yılında başarıyla bitirmiştir. 1997 yılında İstanbul Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsünde Yapı Mühendisliği Anabilim Dalı'nda doktora eğitime başlamıştır. 1996 yılı Eylül ayından itibaren İstanbul Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Ahşap ve Çelik Yapılar Çalışma Grubunda Araştırma Görevlisi olarak çalışmaktadır.