

FREEDAM-PLUS

Hasar Yalıtımlı Çelik Birleşimlere Yönelik Bilginin Değerlendirilmesi (FREE from DAMage)

Hibe Sözleşmesi Sayısı:899321-2020

Hasar Yalıtımlı Birleşimlere Sahip Çelik Yapıların Sismik Tasarımı

BİLGİLENDİRİCİ DÖKÜMANLAR

LANGUAGE: TURKISH



BİLGİLENDİRİCİ DÖKÜMANLAR: Hasar yalıtımlı birleşimlere sahip çelik yapıların sismik tasarımı

Bu döküman, *RFCS FREEDAM – Free from Damage Joints* (RFSR-CT-2015-00022) projesi kapsamında geliştirilen hasar yalıtımlı birleşimler hakkındaki bilgilendirici belgelerin Türkçe çevirisidir. Bu çeviri, *RFCS FREEDAM- PLUS – Valorization of the knowledge for FREE from DAMage steel connections* (Grant Agreement Number: 899321-2020) projesi kapsamında Özyeğin Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü öğretim üyesi Prof. Dr. Gülay Altay'ın koordinatörlüğünde Dr. Yiğit Özçelik'in katkılarıyla tamamlanmıştır.

Bilgilendirici Dökümanlar (İngilizce):

Vincenzo Piluso (Coordinator), Gianvittorio Rizzano, Massimo Latour, Antonella Bianca Francavilla, Sabatino Di Benedetto (Universita Degli Studi di Salerno, Italy)

Raffaele Landolfo, Mario D'Aniello (Universita Degli Studi Di Napoli Federico II, Italy) Luis Simões da Silva, Aldina Santiago, Ana Francisca Santos (Universidade of Coimbra, Portugal) Jean-Pierre Jaspart, Jean-Francois Demonceau (Universite de Liege, Belgium)

Katılımcı kurumlar

FREEDAM – PLUS projesine katılan kurumların listesi aşağıda verilmiştir:

Universidade de Coimbra Paço das Escolas, Coimbra, 3001 451 Portugal www.uc.pt

Universite de Liége

Place Du 20 AOUT 7 Liége, 4000 Belgium

www.uliege.be

Ozyegin Universitesi Nisantepe Mah Orman Sok 13, Alamdag Cakmakov Istanbul 3

Alemdag Cekmekoy Istanbul 34794 Turkey www.ozyegin.edu.tr/eng

Institut National Des Sciences Appliquees De Rennes

Avenue Des Buttes De Coesmes 20 Rennes Cedex 7, 35708 France www.insa-rennes.fr

Institut National Des Sciences

Appliquees De Rennes Avenue Des Buttes De Coesmes 20 Rennes CEDEX 7 35708 France www.insa-rennes.fr

Rheinisch-Westfaelische Technische Hochschule Aachen

Templergraben 55 Aachen, 52062 Germany www.rwth-aachen.de Universita Degli Studi di Salerno Via Giovanni Paolo II 132, Fisciano SA, 84084 Italy www.unisa.it

Universitatea Politehnica Timisoara Piata Victoriei 2 Timisoara 300006 Romania www.upt.ro/

National Technical University Of Athens Heroon Polytechniou 9 Zographou C, Athina 15780 Greece www.ntua.gr

Technische Universiteit Delft

Stevinweg 1 Delft 2628 Cn Netherlands www.tudelft.nl

Universitet Po Architektura Stroitelstvo I Geodezija Hristo Smirnenski BLVD 1, Sofia, 1046 Bulgaria <u>www.uacg.bg</u> Universita Degli Studi Di Napoli Federico II Corso Umberto I, 40, Napoli, 80138 Italy www.unina.it

European Convention For Constructional Steelwork Avenue Des Ombrages 32/20 32 Bruxelles 1200 Belgium www.steelconstruct.com

Ceske Vysoke Uceni Technicke V Praze Jugoslavskych Partyzanu 1580/3 Praha 160 00 Czech Republic www.cvut.cz/en

Univerza V Ljubljani

Kongresni TRG 12 Ljubljana 1000 Slovenia www.uni-lj.si

Universitat Politecnica De Catalunya Calle Jordi Girona 31 Barcelona 08034 Spain www.upc.edu

İÇİNDEKİLER

İÇİNDEKİLER	I
ŞEKİL LİSTESİ	IV
TABLO LİSTESİ	XI
BÖLÜM 1	1
1.1 GİRİŞ	1
1.2 GELENEKSEL BİRLEŞİMLERİN SAKINCALARI	6
1.3 AKILLI BİRLEŞİMLER	10
1.3.1 Histeretik sönümleyicilere sahip akıllı birleşimler	10
1.3.2 BÖÇ ile akıllı birleşimler	13
1.3.3 Sürtünmeli sönümleyicilere sahip akıllı birleşimler	. 17
1.4 KENDİNİ MERKEZLEYEN BİRLEŞİMLER	23
1.5 KAYNAKÇA	25
BÖLÜM 2	30
2.1 GİRİŞ	30
2.2 SÜRTÜNME YASTIKLARININ GELİŞTİRİLMESİNE YÖNELİK	
MALZEMELERİN SEÇİMİ	35
2.2.1 Temel sürtünme teorileri	35
2.2.2 FREEDAM araştırma projesi sırasında test edilen sürtünmeli malzemeler	37
2.3 ÇEVRİMSEL YÜKLEME KOŞULLARI ALTINDAKİ DAVRANIŞ	41
2.3.1 Deneysel düzenekler	41
2.3.2 Düşük hızlı testlere ilişkin düzenek	41
2.3.3 Yüksek hız testlerine ilişkin düzenek	43
2.3.4 Test sonuçlarının özeti	45
2.3.4.1 Kaplama türünün etkisi: "Sert" Malzemeler (M6-M8)	45
2.3.4.2 Kaplama türünün etkisi: "Yumuşak" Malzemeler (M1-M5)	48
2.3.4.3 Kenetlenme kuvvetinin etkisi	50
2.3.4.4 Disk Yayların Konfigürasyonlarının Etkisi	53
2.3.4.5 Rassallığın Etkisi	55
2.3.4.6 Hizin etkisi	57
2.4 HIZMET OMRU BOYUNCA MEYDANA GELEN ONYUKLEME KAYIPLARI	60
2.4.1 Giriş	60
2.4.2 Kısa süreli önyükleme kaybı	64
2.4.3 Orta süreli önyükleme kaybı	66
2.4.4 Uzun süreli önyükleme kaybı	67

2.5 SÜRTÜNMELİ SÖNÜMLEYİCİLERİN TASARIMI VE GELİŞMİŞ MODELLE 69	MESİ
2.5.1 Sürtünme katsayısının ve regresyon modellerinin tasarım değerleri	69
2.6 KAYNAKÇA	72
BÖLÜM 3	76
3.1 GİRİS	76
3.2 DIŞ BİRLESİMLERE İLİŞKİN DENEYSEL TESTLER	78
3.2.1 Test düzeneğinin acıklaması	78
3.2.2 Deneysel testlerin sonuclari	84
3.3 İÇ BİRLEŞİMLERE İLİŞKİN DENEYSEL TESTLER	90
3.3.1 Test düzeneği ve deney programı	90
3.3.1.1 Deneysel testlerin sonuçları	94
3.4 SONUÇLAR	98
3.5 KAYNAKÇA	98
BÖLÜM 4	102
4.1 GİRİS	102
4.2 FREEDAM SÖNÜMLEYİCİLERİN FE (SONLU ELEMAN) MODELLEMESİ	103
4.2.1 Modelleme varsavımları	103
4.2.2 Geçerlilik Sınaması ve Sonuçların Tartışılması	107
4.2.2.1 Disk yayların M6 sürtünme malzemesi içeren bindirmeli kayma birleşimler üzerindeki etkisi [NV-21-22-23-24]	∙i 107
4.2.2.2 Disk yayların M4 malzemesi içeren bindirmeli kayma birleşimler üzerindel etkisi [NV-17-18-19-20]	ki 108
4.2.2.3 Sürtünme Katsavılarının Basınca Bağlılığı	110
4.3 FREEDAM BİRLESİMLERİNİN FE MODELLEMESİ	111
, 4.3.1 Modelleme varsayımları	112
4.3.2 Gecerlilik sınaması ve sonucları tartışması: Dış birleşimler	114
4.3.3 Geçerlilik sınaması ve sonuçların tartışılması: İç birleşimler	116
4.4 TASARIM KURALLARI İÇİN YENİ BİLGİLENDİRMELERİN ÖZETİ	118
4.4.1 T ve L eleman birleşimlerinde kayma kuvveti	118
4.4.2 Kenetlenme kuvvetinin etkisi	121
4.4.3 Sürtünme Katsayısının Etkisi	124
4.5 KAYNAKÇA	125
BÖLÜM 5	127
5.1 GİRİS	127
5.2 DARBE YÜKLEMESİ ALTINDA FREEDAM SÖNÜMLEYİCİLERİ	128
5.2.1 Test edilen numuneler ve deneysel programın tanımlanması	128

5.2.1.1 Test düzeneğinin tanımlanması	130
5.2.1.2 Deneysel testlerin sonuçları	131
5.2.2 Test sonuçlarının simülasyonu	133
5.3 DARBE YÜKLEMESİ ALTINDAKİ FREEDAM BİRLEŞİMLERİ	135
5.3.1 Test edilen tipolojiler	135
5.3.2 Dış birleşimler üzerine çalışmalar	136
5.3.2.1 Test düzeneği ve deneysel programn tanımlanması	136
5.3.2.2 Deneysel testlerin sonuçları	137
5.3.2.3 Test sonuçlarının simülasyonu	138
5.3.3 İç birleşimler üzerine çalışmalar	140
5.3.3.1 Test düzeneği tanımlaması	140
5.3.3.2 Deneysel testlerin sonuçları	142
5.3.3.3 Test sonuçlarının simülasyonu	145
5.4 TASARIM KURALLARI İÇİN YENİ BİLGİLERİN ÖZETİ	149
5.5 KAYNAKÇA	150
BÖLÜM 6	153
6.1 GİRİŞ	153
6.2 MODEL BİNA	153
6.3 ZKK BİRLEŞİMLERİ OLAN MODEL BİNANIN PSEUDO- DİNAMİK TESTİ	157
6.3.1 Imperial Valley ($PGA = 1.10g$)	157
6.3.2 Spitak (PGA = $0.80g$)	158
6.3.3 Yapay kayıt (PGA = 0.50g).	159
6.3.4 Santa Barbara ($PGA = 0.80g$)	160
6.3.5 Coalinga (PGA = $0.80g$)	160
6.4 FREEDAM BİRLEŞİMLERİ OLAN MODEL BİNANIN PSEUDO-DİNAMİK T 163	ESTİ
6.4.1 Imperial Valley ($PGA = 1.10g$)	163
6.4.2 Spitak (PGA = $0.80g$)	164
6.4.3 Yapay kayıt ($PGA = 0.50g$)	166
$6.4.4 Santa \ Barbara \ (PGA = 0.80g).$	166
6.4.5 Coalinga (PGA = 0.80g).	167
6.5 SİSMİK DAVRANIŞIN SAYISAL SİMÜLASYONU	169
6.5.1 ZKK birleşimli yapı	169
6.5.2 FREEDAM birleşimli yapı	174
6.6 SİSMİK PERFORMANSLARIN KARŞILAŞTIRMASI	180
6.7 KAYNAKÇA	183

ŞEKİL LİSTESİ

Şekil 1.1: Farklı tasarım stratejileri arasında karşılaştırma4
Şekil 1.2: Kayma bölgesinin en zayıf birleşim bileşeni olarak tasarlandığı bağlantı bileşenlerinin davranışı [25]
Şekil 1.3: Kayma bölgesinin en zayıf birleşim bileşeni olarak tasarlandığı bağlantının çevrimsel moment-dönme tepkisi [25]
Şekil 1.4: ZKK bağlantının çevrimsel moment-dönme tepkisi [25]
Şekil 1.5: Civatalı T-elemanların en zayıf birleşim bileşeni olarak tasarlandığı bir ÇYTB'nin çevrimsel moment-dönme tepkisi [25]
Şekil 1.6: Kesikli sönümleyici ile teçhiz edilmiş kiriş-kolon bağlantısı [28]
Şekil 1.7: Kesikli sönümleyiciler ile teçhiz edilmiş birleşimlere yönelik tasarım kriteri
Şekil 1.8: Kesikli sönümleyiciler ile teçhiz edilmiş bağlantılara yönelik deneysel test sonuçları 13
Şekil 1.9: Burkulması önlenmiş çaprazlar ile teçhiz edilmiş kiriş-kolon bağlantıları [29] 14
Şekil 1.10: Histeretik sönümleyici olarak kullanılan "tamamı çelik" BÖÇ'nin yapısal ayrıntısı [29]
Şekil 1.11: Üst ve alt BÖÇ'lerle teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimlerinde güç tüketimi [29].15
Şekil 1.12: Alt BÖÇ'lerle teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimlerinde güç dağılımı [29] 16
Şekil 1.13: BÖÇ'lerle teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimlerinin moment-dönme çevrimsel tepkisi [29]
Şekil 1.14: Simetrik sürtünmeli birleşimin kavramlaştırılması ve ideal yük-deplasman davranışı 18
Şekil 1.15: Asimetrik sürtünmeli bağlantının kavramlaştırılması ve ideal yük-deplasman davranışı
Şekil 1.16: Bulon gövdesinin çift eğrilikli davranışı
Şekil 1.17: Asimetrik sürtünmeli birleşimli kayar mafsal bağlantısı [36, 43]
Şekil 1.18: Asimetrik sürtünmeli bağlantılara sahip kayar menteşe birleşimlerinin çevrimsel davranışı [43]
Şekil 1.19: a) Yatay sönümleyicili konfigürasyon; b) Dikey sönümleyicili konfigürasyon21
Şekil 1.20: Yatay konfigürasyondaki sürtünmeli sönümleyici ile teçhiz edilmiş bir birleşimin test edilmesi
Şekil 1.21: Dikey konfigürasyondaki sürtünmeli sönümleyici ile teçhiz edilmiş bir bağlantının test edilmesi
Şekil 1.22: Sürtünmeli sönümleyicilerle donatılmış kendini merkezleyen birleşimler [48, 54] 24
Şekil 1.23: Sürtünmeli sönümleyicilere sahip kendini merkezleyen bağlantının bileşenleri (sol) ve sonuç çevrimsel tepki (sağ) [48, 54]
Şekil 2.1: Rion-Antirion Köprüsü'ne uygulanan viskoz sönümleyiciler (Yunanistan) - (Kaynak: FIPMEC srl)

Şekil 2.2: Prekast betonarme yapı içine kurulmuş burkulması engellenmiş çelik çaprazlar (İtalya)
- (Kaynak: FIPMEC srl)
Şekil 2.3: Test sonrasındaki ADAS aygıtı
Şekil 2.4: Boeing Ticari Uçak Fabrikasında tekli bir çapraz bağlantıya kurulmuş Pall aygıtları, ABD - (Kaynak: Dr Pall)
Şekil 2.5: Anti-sismik sürtünmeli aygıta ilişkin ilk Japon patenti [11]32
Şekil 2.6: Simetrik sürtünmeli aygıtlara sahip kayar menteşeli birleşim [12]
Şekil 2.7: Wellington'un ödüllü Te Puni Köyü - Asimetrik sürtünmeli sönümleyicilere sahip kayar menteşeli birleşim [13]
Şekil 2.8: Gerçek ve görünür temas alanları arasındaki fark [14]
Şekil 2.9: Abrazif aşınma [14]
Şekil 2.10: Bir FREEDAM birleşiminin konsept görünümü
Şekil 2.11: FREEDAM kiriş-kolon birleşiminin bir laboratuar testi sırasındaki görünümü 34
Şekil 2.12: Yumuşak Çelik Üzerinde Test [14] 4 cıvata – Her bir cıvatanın önyükleme seviyesi 210 kN - 1 temas yüzeyi
Şekil 2.13: Yumuşak Çelik Üzerinde Test [43] 4 cıvata – Her bir cıvatanın önyükleme seviyesi 50 kN - 2 temas yüzeyleri
Şekil 2.14: Kauçuk Üzerinde Test [43] 4 cıvata – Her bir cıvatanın önyükleme seviyesi 50 kN -
2 temas yüzeyi
Şekil 2.15: Net kesiti boyunca kauçuk sürtünme şim plakalarının gevrek kopması [43]
Şekil 2.16: Termik püskürtme alüminyum üzerinde yapılan test [40] 1 cıvata – 2 temas yüzeyi - Sürtünme Katsayısı araştırmacılar tarafından sağlanmıştır: 0.71
Şekil 2.17: Termik püskürtme alüminyumun davranışı [43] 4 cıvata - Her bir cıvatanın
önyükleme seviyesi 50 kN - 2 temas yüzeyi
Şekil 2.18: Elektrik ark tel püskürtme işleminin şematik diyagramı (www.metco.com)41
Şekil 2.19: Plazma püskürtme işleminin şematik diyagramı (www.metco.com)
Şekil 2.20: Tipik numune geometrisi
Şekil 2.21: Makine içindeki numune
Şekil 2.22: Sıkıştırma sıralaması
Şekil 2.23: Tipik tork ve önyükleme diyagramı
Şekil 2.24: Numunelerin yüksek hız testlerine ilişkin düzeni
Şekil 2.25: Test makinesi
Şekil 2.26: M6 şimlerinin histeretik davranışı
Şekil 2.27: 3M şimlerinin histeretik davranışı
Şekil 2.28: M7 şimlerinin histeretik davranışı
Şekil 2.29: M6 şimlerinin hasarı
Şekil 2.30: 3M şimlerinin hasarı
Şekil 2.31: Bulon kuvvetlerinin tipik diyagramları47

Şekil 2.3	32: "Gerçek" sürtünme katsayısı ile kümülatif hareket: M6	47
Şekil 2.3	33: M2 pullarının histeretik davranışı	48
Şekil 2.3	34: M3 pullarının histeretik davranışı	48
Şekil 2.3	35: M1 pullarının histeretik davranışı	48
Şekil 2.3	36: M3 pullarının histeretik davranışı	48
Şekil 2.3	37: Gerçek sürtünme katsayısı - M4	49
Şekil 2.3	38: Bulon kuvvetleri – M4	49
Şekil 2.3	39: M1 şimlerinin hasarı	50
Şekil 2.4	10: M4 şimlerinin hasarı	50
Şekil 2.4	1: M6 şimleri, %100 önyükleme	50
Şekil 2.4	12: M6 şimleri, %80 önyükleme	50
Şekil 2.4	13: M6 şimleri, %60 önyükleme	51
Şekil 2.4	14: M6 şimleri, %40 önyükleme	51
Şekil 2.4	15: Bulon kuvvetlerinin bozulması (%100 ila %40 önyükler)	51
Şekil 2.4	6: Enerji tüketiminin bozulması (%100 ila %40 önyükler)	51
Şekil 2.4	7: Önyüklemenin sürtünme katsayısı üzerindeki etkisi: M1 şimleri	52
Şekil 2.4	18: Önyüklemenin sürtünme katsayısı üzerindeki etkisi: M4 şimleri	52
Şekil 2.4	19: Önyüklemenin sürtünme katsayısı üzerindeki etkisi: M6 şimleri	52
Şekil 2.5	50: Tipik cıvata diyagramı	53
Şekil 2.5	51: Rondelalara ya da disk yaylara sahip birleşim	53
Şekil 2.5	52: Düz rondelalara sahip cıvata diyagramı	53
Şekil 2.5	53: Disk yaylara sahip cıvata diyagramı	53
Şekil 2.5	54: Düz rondelalara sahip M1 pulları	54
Şekil 2.5	55: 3 Disk Yaya sahip M1 pulları	54
Şekil 2.5	56: 6 Disk Yaya sahip M1 pulları	54
Şekil 2.5	57: 9 Disk Yaya sahip M1 pulları	54
Şekil 2.5	58: Rondelaların farklı konfigürasyonlarıyla birlikte cıvata kuvvetleri	55
Şekil 2.5	59: Rondelaların farklı konfigürasyonlarıyla birlikte efektif sönümleme bozulması	55
Şekil 2.6	50: Sürtünme katsayısının rasgeleliği - M1 şimleri	56
Şekil 2.6	51: Sürtünme katsayısının rasgeleliği - M4 şimleri	56
Şekil 2.6	52: Sürtünme katsayısının rasgeleliği - M6 şimleri	56
Şekil 2.6	53: Hızın rasgeleliği - M4 şimleri	57
Şekil 2.6	54: Hızın etkisi - M1 pulları	57
Şekil 2.6	55: Hızın etkisi – M4 pulları	57
Şekil 2.6	56: Hızın ilk sürtünme katsayısı üzerindeki etkisi - M6 şimleri	58
Şekil 2.6	57: Sürtünme katsayısı bozulmasının hıza bağlılığı – M1 şimleri	59
Şekil 2.6	58: Sürtünme katsayısı bozulmasının hıza bağlılığı – M4 şimleri	59

Şeki	l 2.69: Sürtünme katsayısı bozulmasının hıza bağlılığı – M6 şimleri	59
Şeki	l 2.70: Sürtünme katsayısı bozulmasının 400 mm'ye kadar hıza bağlılığı – M1 şimleri	60
Şeki	l 2.71: Sürtünme katsayısı bozulmasının 400 mm'ye kadar hıza bağlılığı – M4 şimleri	60
Şeki	l 2.72: Sürtünme katsayısı bozulmasının 400 mm'ye kadar hıza bağlılığı – M6 şimleri	60
Şeki	l 2.73: Önyüklemenin zaman içerisindeki değişimi	61
Şeki	1 2.74: Uzun süreli test düzeneği	62
Şeki	l 2.75: Orta ve kısa süreli test düzeneği	62
Şeki	l 2.76: Kişiselleştirilmiş rondela (BW)	62
Şeki	1 2.77: DIN 6796 M20 Disk yaylar (DS)	62
Şeki	l 2.78: İncelenen rondelaların konfigürasyonları	63
Şeki	1 2.79: Kısa süreli testlerin sonuçları	64
Şeki	1 2.80: Orta süreli testlerin sonuçları	66
Şeki	1 2.81: Uzun süreli testlerin sonuçları	68
Şeki	1 2.82: Sıkıştırma sıralaması	71
Şeki	l 2.83: Tipik tork ve önyükleme diyagramı	71
Şeki	1 2.84: Sıkıştırma sıralaması	72
Şeki	1 3.1: SSS'lere sahip sürtünmeli birleşimlerin düzenleri	77
Şeki	l 3.2: Test edilen numuneler (dış birleşimler): a) yatay sönümleyicili konfigürasyon; b) dil sönümleyicili konfigürasyon	cey 79
Şeki	1 3.3: Deney: a) FJ-CYC01-FJ-CYC04; b) FJ-CYC05-FJ-CYC08	80
Şeki	1 3.4: Yapısal şema: a) sismik yükler nedeniyle bir dış birleşimde söz konusu olan etki	ler; 81
Şeki	1 3.5: Yapısal şema: a) sismik yükler nedeniyle bir dış birleşimde söz konusu olan etki	ler; 82
Şeki	1 3.6: LVDT'lerin pozisyonu: a) FREEDAM-CYC01; b) FREEDAM-CYC02	83
Şeki	1 3.7: Histeretik eğriler	86
Şeki	1 3.8: Deforme olmuş konfigürasyondaki numuneler: a) FJ-CYC01; b) FJ-CYC02; c) CYC03; d) FJ-CYC04	FJ- 86
Şeki	1 3.9: LVDT ve Yük Hücrelerinin pozisyonu - FREEDAM-CYC01	87
Şeki	1 3.10: LVDT ve Yük Hücrelerinin pozisyonu - FREEDAM-CYC02	88
Şeki	1 3.11: Sürtünmeli sönümleyicilerin kayma kuvveti ile deplasman eğrisi	88
Şeki	1 3.12: Yerel ölçümler FREEDAM-CYC01 – T-eleman ve L-elemanlar	89
Şeki	1 3.13: Yerel ölçümler FREEDAM-CYC02 – T-eleman ve L-elemanlar	89
Şeki	1 3.14: Sürtünmeli sönümleyicinin bulonlarındaki ön yük kuvveti	89
Şeki	1 3.14: FREEDAM-CYC02 testin sonunda deforme olmuş konfigürasyondaki numune	90
Şeki	1 3.16: Test edilen numuneler (iç birleşimler)	92
Şeki	1 3.17: İç birleşimlere yönelik test düzeni (boyutlar mm cinsinden verilmiştir.)	92
Şeki	1 3.18: Test düzeneğindeki destek reaksiyonlarının hesaplanmasına yönelik şema	93

Şekil 3.19: Ölçüm araçları	
Şekil 3.20: Moment-dönme eğrileri – Kirişi daha küçük olan numuneler	
Şekil 3.21: Moment dönme eğrileri – IPE 450 kirişli numuneler	
Şekil 3.22: T-eleman ve L-elemanların deformasyonu	
Şekil 3.23: T-eleman ve L-elemanların deformasyonu	97
Şekil 3.24: Bulon kuvvetleri	
Şekil 4.1: Bindirmeli kayma numuneleri için oluşturulmuş FE modelleri: a) sonlu örneği; b-i) farklı sayıda disk yaylarına sahip alt-sistemler	elemanlar 104
Şekil 4.2: Gerçek gerilme – gerinim doğrusal olmayan özellikleri	
Şekil 4.3: UT-NV serisinin deplasman geçmişi	
Şekil 4.4: Deneysel'e karşı örtük ve belirtik kuvvet-deplasman eğrileri	106
Şekil 4.5: NV-21-22-23-24 Modellerinin kayma ve deplasman yanıtı	
Şekil 4.6: M6 malzemeli bindirmeli kayma birleşimlerinin simülasyon ve test davranış 22-23-24]	1 [NV-21-
Şekil 4.7: M4 malzemesi içeren bindirmeli kayma birleşimleri için sürtünme katsayı [NV-17-18-19-20]	ısı eğrileri 109
Şekil 4.8: M4 malzemesi içeren bindirmeli kayma birleşimleri için sürtünme katsayı [NV-17-18-19-20]	ısı eğrileri 109
Şekil 4.9: Temas alanı ve basınç ilişkisi	
Şekil 4.10: Farklı ön-yük torkları için temas alanı yüzdeleri	
Şekil 4.11: Farklı ön-yük torkları için temas basınçları	
Şekil 4.12: FREEDAM sönümleyicili kiriş-kolon birleşimlerinin FE modeli özellikler	i 112
Şekil 4.13: S355 çeliği ortalama gerilim-gerinim eğrisi	
Şekil 4.14: Eğilme Momenti – Birleşim dönmesi açısından deneysel ve sayısal sonuçl	ar 114
Şekil 4.15: %5'e kadar çevrimsel testten sonra deneysel ve sayısal modeller	
Şekil 4.16: Sönümleyici bulonlarındaki eşdeğer plastik hasar (PEEQ)	
Şekil 4.17: Guseli sönümleyicili T ve X birleşimleri arasındaki karşılaştırma	117
Şekil 4.18: Dikey sönümleyicili T ve X birleşimleri arasındaki karşılaştırma	117
Şekil 4.19: Farklı bileşenler tarafından aktarılan kayma kuvveti	
Şekil 4.20: Birleşim yüzeyindeki kayma kuvveti	
Şekil 4.21: 0.04 rad sönümleyici dönmesinde bağlı elemanlarda kayma dağılımı	
Şekil 4.22: Büyük birleşim sistemleri için çevrimsel analizin sonunda PEEQ dağılımı	
Şekil 4.23: Normaleştirilmiş tüketilen enerji a) Sürtünme enerjisi ve b) Plastik enerji	
Şekil 4.24: Kenetleme kuvvetinin eğilme momenti kapasitesi üzerindeki etkisi	
Şekil 4.25: Sürtünme katsayısının eğilme momenti dayanımı üzerindeki etkisi	
Şekil 5.1: FREEDAM numunesi: Yanal görünüm	
Şekil 5.2: Test edilen numuneler: Önden görünüm (boyutlar mm cinsinden)	

Şekil 5.3: Darbe testleri için kullanılan deneysel düzenleme – Sürtünmeli sönüm	leyici testleri
Şekil 5.4: Darbe testleri türleri – Kuvvet geçmişi şeması	
Şekil 5.5: Deneysel kuvvet ve deplasman eğrileri (Grup A, M1)	
Şekil 5.6: Sürtünmeli sönümleyici sayısal modeli: Geometri ve sınır koşulları	
Şekil 5.7: Deneysel testler ve sayısal simülasyonlar	
Şekil 5.8: Hızın sürtünmeli sönümleyici davranışı üzerindeki etkisi	
Şekil 5.9: Test edilen dış birleşim (University of Coimbra)	
Şekil 5.10: İç birleşimlerin ana bileşenleri (University of Liege)	
Şekil 5.11: Deneysel düzenleme	
Şekil 5.12: Birleşimin deneysel dönme davranışı: yarı-statik ve darbe testleri	
Şekil 5.13: Göçme sonrası birleşim: T-eleman	
Şekil 5.14: FEM modelleri: Sınır koşulları	
Şekil 5.15: M16 HV Bulon modellemesi	
Şekil 5.16: FEM ve Deneysel testler	
Şekil 5.17: Parametrik FEM sonuçları	
Şekil 5.18: Dijital görüntü korelasyonu ölçümlü darbe testi konfigürasyonu (numu	inenin yarısı)
Sekil 5.19: Test terim bilgisi	
Sekil 5.20: Darbe test düzeneği: Kütle M1 (211kg) (b) ve M2 (460 kg) (c)	
Sekil 5.21: Statik testle elde edilen kuvvet - düsey deplasman ve moment - dönme	eğrileri 142
Sekil 5.22: Darbe testi sonucları – 10C noktası deplasmanı - zaman ölcümleri örne	kleri 143
Sekil 5.23: FEM detayı ve enerji karsılastırması	
Sekil 5.24: Statik testin örtük ve belirtik simülasyonu arasında karsılastırma	
Sekil 5.25: Denevsel testler ve FE modellemesi	
Sekil 6.1: Model ve birlesimleri	
Sekil 6.2: Bina modeli (ZKK birlesimli)	
Sekil 6.3: Test edilen MAC'lerin tasarımı icin kullanılan referans sema	
Sekil 6.4: Test 1 icin deplasmanlar (sol) ve reaksivon kuvvetleri (sağ) gecmisi	
Sekil 6.5: Test 1 icin ZKK'lerin histeterik eğrileri (sol) ve genelde tüketilen enerii	(sağ) (MRF-
1)	
Şekil 6.6: Deplasman geçmişleri (sol) ve moment-dönme eğrileri (sağ)	
Şekil 6.7: Deplasman geçmişleri (sol) ve moment-dönme eğrileri (sağ)	
Şekil 6.8: Deplasman geçmişleri (sol) ve moment-rotasyon eğrileri (sağ)	
Şekil 6.9: Göçen ZKK'lerin histeretik eğrileri (üstte) ve karşılık gelen hasar biç	imleri (altta)
Sekil 6.10: Göcen AKK'lerin histeretik eğrileri (üstte) ve karsılık gelen hasar biçir	
Sekil 6.11: Test 5 kat deplasmanları (sol) ve aktüatör kuvvetleri (sağ)	
\cdot	

TABLO LÍSTESÍ

Tablo 2.1: Kısa süreli rahatlama konfigürasyonu FW	65
Tablo 2.2: Kısa süreli rahatlama konfigürasyonu BW	65
Tablo 2.3: Kısa süreli rahatlama konfigürasyonu 3DS	65
Tablo 2.4: Kısa süreli rahatlama konfigürasyonu 3DSps	65
Tablo 2.5: Orta süreli testlerin özeti	67
Tablo 2.6: Regresyon çalışmasının sonuçları	69
Tablo 2.7: İstatistiksel sürtünme katsayısının istatistiksel değişkenliği	70
Tablo 2.8: Sürtünme katsayılarının tasarım değerleri	72
Tablo 3.1: Yükleme deplasmanı geçmişi	82
Tablo 3.2: Sürtünme momentlerinin deneysel ve tasarım değerleri arasındaki karşılaştırma	84
Tablo 3.3: Deney programı	91
Tablo 4.1: Örtük ve belirtik analiz karşılaştırması	06
Tablo 4.2: Disk yayları olan nusmunelerin kimliği (ID)	06
Tablo 4.3: Sürtünme malzemesi özellikleri1	13
Tablo 4.4: Kenetleme kuvveti varyasyonu dikkate alındığında model FD 1-2-DS için eğiln	ne
momentleri	23
Tablo 4.5: Kenetleme kuvveti varyasyonu dikkate alındığında model FD 2-2-DS için eğili	ne
momentleri1	23
Tablo 4.6: Sürtünme katsayısı değişimi dikkate alındığında model FD 1-2 için eğili	ne 24
momentieri	24
momentleri	ne 24
Tablo 5.1: Deneysel program 1	29
Tablo 5.2: Sürtünme dinamik faktörleri ve sürtünme direnci bozulma değerleri özeti	32
Tablo 5.3: Kayma meydana geldikten sonra dinamik faktör değerlerinin özeti	32
Tablo 5.4: Deneysel program	36
Tablo 5.5: Darbe testi etiketleri ve temel özellikleri	41
Tablo 5.6: Darbe Testlerinin sonuçları	44
Tablo 5.7: DIF hesaplaması 1	45
Tablo 5.8: FEM deneysel karşılaştırması	48
Tablo 5.9: Darbe testi hesaplaması ve DIF	48
Tablo 6.1: Testleri yapmak için kullanılan ivme kayıtları	56
Tablo 6.2: Temel deneysel sonuçlar (ZKK birleşimli yapı)	57
Tablo 6.3: Temel deneysel sonuçlar (FREEDAM birleşimli yapı)	63
Tablo 6.4: Taban kesme kuvveti, kat deplasmanları ve katlar arası ötelemenin deneysel	ve
analitik karşılaştırması1	71
Tablo 6.5: 1A birleşimi ile ilgili karşılaştırmalar1	73

Tablo 6.6: Tek eksenli Histeretik malzeme: parametreler	176
Tablo 6.7: Aktüatörlerin kuvvet ve kat deplasmanlarının deneysel ve sayısal karşılaştırması	177
Tablo 6.8: 1A birleşiminin deneysel ve sayısal karşılaştırması (Pseudo testler ve Sim. 2)	179
Tablo 6.9: Kat deplasmanları ve taban kesme kuvveti açısından deneysel kampanyal	arın
karşılaştırılması	180

BÖLÜM 1

DEPREME DAYANIKLI ÇERÇEVELERE YÖNELİK AKILLI BİRLEŞİMLER: GENEL BAKIŞ

1.1 GİRİŞ

Yıkıcı depremlerde meydana gelen yapısal hasarın azaltılması amacıyla, depreme dayanıklı çelik yapıların kiriş-kolon birleşimleri üzerine son dönemde yapılan deneysel araştırmalar akıllı birleşimlere giderek daha fazla odaklanmaktadır. Bu nedenle, birçok araştırmacı dikkatlerini sismik sönümleyicilerle donatılmış kiriş-kolon birleşimlerine yönlendirmiştir. Böylesi sönümleyiciler depremin enerjisinin sönümlenmesini sağlar ve bu alışılagelmiş moment aktaran çerçevelerin deprem sönümleyen bölgelerinin, yani, tipik olarak plastik mafsalların oluşmasının beklendiği kiriş uç bölgelerinin görevini yapmaktadır. İlke olarak histeretik sönümleyiciler, burkulması önlenmiş çelik çaprazlar, kurşun ekstrüzyon sönümleyiciler, şekil hafızalı alaşım sönümleyiciler, viskoz sönümleyiciler, sürtünmeli sönümleyiciler gibi herhangi bir sismik sönümleyici tipolojisi uygulanabilir. Böyle sönümleyiciler yalnızca geniş ve istikrarlı histerezis döngüleri sağlamakla kalmayıp aynı zamanda yıkıcı sismik olaylardan sonra gayet kolay bir şekilde değiştirilebilirler. Bu nedenle sismik sönümleyicilerle donatılmış kiriş-kolon bağlantıları "akıllı birleşimler" olarak adlandırılabilir.

Dahası, şiddetli yer hareketleri sonrasında yapıların onarılabilirliği, esas olarak kalıcı deformasyonların miktarıyla alakalıdır. Bu nedenle, akıllı birleşimlere yönelik araştırma faaliyetindeki güncel bir başlık da, kendini merkezleyen ve bu sayede önemli sismik olaylar sonrasında gönyesinin bozulması önlenen yapı inşaatı olasılığına yöneliktir.

Bu Bölümde, akıllı birleşimlere yönelik olarak, giderek daha yaygın hale gelen ve ayrıca sanatsal bir yapı detaylandırması olup betonarme yapıların sağlamasının mümkün olmadığı kadar çok sayıda akıllı çözümler sunan depreme dayanıklı çelik yapılara yönelik araştırma faaliyetinin gerekliliğini kanıtlayan özet genel bakış sağlanmaktadır.

Depreme dayanıklı yapıların tasarımına yönelik farklı stratejilerin enerji dengesi açısından ele alınabileceği yaygın şekilde bilinmektedir. Bina yapılarının sismik tasarımına ilişkin geleneksel stratejiye göre [1-4], tekrarlanma periyodu yapıların ömür döngüsüyle kıyaslanabilir olan sık ve seyrek sismik olaylar söz konusu olduğunda, deprem enerjisinin viskoz sönümleme yoluyla tamamen tüketilmesi gerekir. Bu nedenle, böylesi sismik olaylara yönelik olarak yapının, elastik kalacak şekilde tasarlanması gerektiğinden histeretik enerji sıfıra eşittir. Diğer yandan, tekrarlanma periyodu yaklaşık 500 yıl ve hatta daha fazla olan nadir ve çok nadir sismik olaylar söz konusu olduğunda deprem enerjisinin çoğu histerezis ile tüketilir, ancak, ciddi plastik deformasyona ve ilgili yapısal hasara neden olur. Yapısal hasar olması kabul edilebilir olsa da, göçmenin önlenmesi ve insan hayatının korunması gerektiği için böyle bir yapısal hasarın yapıların süneklik ve enerji dağılımı kapasitesiyle uyumlu olması gerekir.

Yukarıdaki çerçeve dahilinde, çelik Moment Aktaran Çerçevelere (MAÇ'lar) yönelik olarak, sık ve seyrek sismik olaylar dahilinde yapının elastik kalabilmesi için yapıya yeterli yanal dayanım

ve rijitlik sağlanmasına ihtiyac duyulmaktadır. Özellikle, kullanılabilirlik sınır durumu (KSD) açısından bakıldığında, yapısal olmayan bileşenlerin uğrayacağı hasarın azaltılması için yeterli yanal rijitliğe ihtiyaç duyulur. Diğer yandan, yıkıcı depremler söz konusu olduğunda MAC'ların deprem enerjisini çevrimsel plastik mafsalların meydana geldiği kiriş uçlarında tüketebilecek şekilde tasarlanmaları gerekir. Bu amaca yönelik olarak, kiriş-kolon birleşimlerinin kendine bağlanan kirişlere kıyasla yeterli dayanım fazlalığına sahip olacak şekilde tasarlanması tavsiye edilir [5-7]. Bu dayanım fazlalığı, rastgele malzeme değişkenliğini [6] ve pekleşme oluşumunu [7] dikkate alarak, plastik mafsalların plastik moment kapasitesine erişmesini temin edecek şekilde belirlenmelidir. İlave olarak, Eurocode 8 gibi modern deprem yönetmelikleri hiyerarşi kriterlerini (plastik mafsalların kolon uçları yerine kiriş uçlarında oluşmasını) uygulayarak göcme modunu düzgün sekilde kontrol eder ve en çok sayıda plastik mafsalın oluşmasını sağlar. Bugüne kadar "zayıf kiriş"-"güçlü birleşim"-"güçlü kolon" hiyerarşisine dayanan klasik tasarım felsefesi, pratikteki sismik tasarımda yaygın şekilde uygulanagelmiştir [1-4] ve dağıtıcı bölgelerde oldukça dengeli histerezis döngülerinin gelişmesi ve sahip oldukları düşük enerji tüketme kapasiteleri nedeniyle mutlak şekilde kaçınılması gerektiği iyi bilinen yumuşak kat mekanizmalarının önlenmesi konusunda kesinlikle bazı avantajlar sağlamaktadır. Ancak, diğer yandan geleneksel tasarım yaklaşımı aynı zamanda çeşitli dezavantajlar da sergilemektedir [8-10].

Ciddi sismik olaylara istinaden, geleneksel stratejinin asıl dezavantajı stratejinin kendi özünde yatmaktadır. Aslında, bir yandan deprem enerjisinin sönümlenmesi için yapısal hasarın oluşması esas teşkil ederken diğer yandan da yakın zamandaki sismik olaylar sırasında meydana gelen ekonomik kayıpların tutarlarından da anlaşılacağı üzere, sanayileşmiş ülkeler söz konusu olduğunda böylesi yapısal hasarlar giderek daha az tolere edilebilen bir durum olarak doğrudan ve dolaylı kayıpların ana kaynağıdır.

Çelik MAÇ'lar özelinde ele alınacak olduğunda bir diğer dezavantaj da, yönetmelik tarafından gerekli kılınan fazla dayanıma sahip olan tam-dayanımlı kiriş-kolon birleşimlerinin ekonomik açıdan avantajlı olmamaları ve özellikle betonarme gibi başkaca malzemelerin kullanıldığı yapısal çözümlerle süregelen rekabet açısından önemli bir külfet teşkil etmeleridir. Aslında, istenilen birleşim performansı seviyelerini güvence altına almak için, tamamlayıcı gövde levhalarının, ilave berkitmelerin ya da takviye levhalarının kullanımına ve hatta guseli kirişlerin kullanımına önayak olan ciddi bir fazladan boyutlandırmaya ihtiyaç duyulmaktadır

Geleneksel tasarım stratejisinin yapı hasarı oluşması gibi asıl dezavantajını azaltmak için geçtiğimiz on yıllarda çeşitli stratejiler öne sürülmüştür. Özellikle de, deprem enerjisinin genel olarak yüksek göreli deplasmanların ya da hızların beklendiği, yapıdaki nokta çiftleri arasına konumlandırılmış enerji emicilerin kullanılması aracılığıyla viskoz sönümleme ya da histeretik sönümleme ile dağıtıldığı [12], çelik yapılara uygulanma açısından gayet uygun bir strateji ise destekleyici enerji sönümleme ya da pasif kontrol [11-15] olarak adlandırılan bir stratejidir. Pasif kontrol sistemleri çerçevesine dahil olan farklı stratejiler arasında, ayrıca geçmişte yapılan araştırma faaliyetlerinde, KSD gerekliliklerine yönelik olarak yanal deplasmanların azaltılması ve dayanım sınır durum (DSD) gerekliliklerini karşılamaya yönelik olarak da yapısal hasarın azaltılması amacıyla sürtünmeli sönümleyicilerin kullanılması öngörülmüştür.

Sürtünmeli sönümleyiciler düşük bir maliyetle yüksek bir potansiyel sunmaktadır ve kurulumları ile bakımı kolaydır. Bundan dolayı geçmişte çeşitli sürtünmeli sönümleme aygıtları deneysel

olarak test edilmiştir [16-18] ve bunların bazıları dünya genelindeki binalarda kullanılagelmektedir. Böylesi sürtünmeli sönümleyicilerin yerleştirilmesine yönelik en yaygın benimsenen sistem, sürtünmeli sönümleyicilerle entegre edilmiş olan bir çelik çapraz sisteminin kullanıma sokulmasıdır [16, 19, 20]. Çeşitli araştırmacılar, çapraz sisteminin kayma kuvvetini optimize etmeye yönelik tasarım prosedürleri öngörerek, bu yapısal konfigürasyon üzerinde çalışmışlardır.

Geleneksel tasarım stratejisinde, kendisine bağlanan kirişlere göre yüksek dayanım fazlalığına sahip kiriş-kolon birleşimlerinin tasarımı ihtiyacından kaynaklanan sakıncalar ele alınacak olduğunda, "zayıf kiriş"-"güçlü birleşim"-"güçlü kolon" yaklaşımına bir alternatif ortaya konulmuştur. Eurocode 8 yarı-rijit bağlantıların kullanılmasına kapı açtığı için, bunların deneysel testler yoluyla kontrol edilecek olan yeterli plastik dönme kapasitesini sağlayabilmesi kaydıyla (yüksek sismik risk bölgeleri için tipik olarak 0,035 rad) "güçlü kolon"-"zayıf birleşim"-"güçlü kiriş" şeklindeki alternatif yaklaşım uygulanabilir. Böylesi bir tasarım yaklaşımı sayesinde, uzun açıklıklar ya da büyük düşey yük durumlarında gözlenen büyük kiriş kesitlerinin kullanılması halinde dahi kısmi dayanımlı birleşimlerin benimsenmesi, kiriş-kolon hiyerarşisi kriterinin uygulanmasından doğan fazla boyutlandırmadan kaçınılmasına ve mümkün olabildiği kadar kolona aktarılan eğilme momentini kontrol etmeye izin verir. Ayrıca, kiriş-kolon birleşimlerinin yapısal detayı, tüm yapısal sistemin mali verimliliğini iyileştirerek ve yüksek fazla dayanım elde etmek için tasarlanmış birleşimlerin kullanılması halinde söz konusu olan ekonomik sakıncaların üstesinden gelinerek, önemli ölçüde basitleştirilebilir.

Bilim dünyasının MAÇ'lardaki enerji tüketen yarı-sürekli çerçevelerin tasarımına yönelik artan ilgisi [5, 21-27] aynı zamanda Eurocode 8'in son versiyonuna da yansıtılmıştır, ancak, bu tekniğin asıl uygulaması, birleşimlerin gerçek sönümleyici kapasitelerinin deneysel test yoluyla sergilenmesi gerektiğinden ve bu genellikle tasarımcıların imkanları dahilinde olmadığı için pratikte halen büyük ölçüde sınırlı kalmaktadır. Ayrıca, kısmi dayanımlı birleşimlerin uygulanması bir yandan daha ekonomik bir tasarıma önayak olsa da diğer yandan da çerçeve yanal rijitliğinde ve genellikle de kiriş uç bölgesindeki enerji sönümleme kapasitesinde azalma gibi bazı dezavantajlara sahip olabilmektedir.

Yukarıda kısa özet şeklinde anlatılan geçmişten hareket edilecek olduğunda, açıklanan tasarım stratejilerinin sakıncalarının üstesinden gelebilmek adına birçok araştırmacı çalışmalarını, deprem enerjisinin sönümlenmesini özel olarak tasarlanmış sönümleyicilerde yoğunlaştırabilecek, yani, birleşimin kendi bileşenlerine akılcı bir şekilde entegre edilmiş sönümleme aygıtları kullanarak "akıllı birleşimler" yaratma ve tasarlama olasılığına odaklamıştır. Bu nedenle, buradaki hedef, yalnızca sık olmayan ve seyrek gerçekleşen sismik olaylarda değil, aynı zamanda nadir ve çok nadir olaylar olarak nitelendirilen yukarıda anıldığı gibi yıkıcı depremlerde de neredeyse hiç hasar almadan dayanabilen birleşimler tasarlamaktır.

Bu araştırma çalışmalarının temel fikri, tamamlayıcı enerji sönümleme stratejisinden ilham almakta olup sönümleme aygıtlarının yeni bir bakış açısı ile kullanılmasını esas almaktadır. Aslında, pasif kontrol stratejilerinde yaygın olarak, yapının enerji sönümleme kapasitesi ek sönümleyici aygıtlar kullanılarak arttılırken, "İkame Strateji" olarak adlandırılabilecek yeni tasarım stratejisiyse sönümleyicilerin MAÇ'ların geleneksel dağıtım bölgelerinin yani, kiriş uç bölgelerinin görevini devralacak şekilde kullanılmasını esas almaktadır.

Teknolojik açıdan bakılacak olduğunda, bu yenilikçi yaklaşım sönümleyiciler ile teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimlerinin oluşturulmasına yöneliktir. Bu sönümleyiciler ya alt flanş seviyesine ya da her iki flanşın seviyesine konumlandırılabilirler, ayrıca, viskoz sönümleyiciler, kurşun ekstrüzyon sönümleyiciler, histeretik sönümleyiciler, sürtünmeli sönümleyiciler, şekil hafızalı alaşım sönümleyiciler (ŞHAS), burkulması engellenmiş çelik çaprazlar (BÖÇ) gibi farklı türlerden olabilirler.



Şekil 1.1: Farklı tasarım stratejileri arasında karşılaştırma

Gerek geleneksel sismik tasarıma gerekse de destekli enerji sönümleme stratejisine yönelik farklılıkları iyi bir şekilde netleştirmek için, sürtünmeli sönümleyicilerin kullanımının öne sürüldüğü Şekil 1.1'de farklı şemalar analiz edilmiştir [10]. Şekil 1.1a'da özellikle, geleneksel MAÇ'ların sönümleyici bölgelerinin, plastik mafsalların oluşması gereken kiriş uç bölgelerinde konumlandırıldığı gösterilmektedir. Sismik talep genellikle, sönümleyici bölgelerde beklenen plastik dönmeyi kontrol eden en büyük göreli kat ötelemesi (şekildeki ϑ) ile ifade edilmektedir. Destekli enerji dağıtım stratejisinin (Şekil 1.1b) amacı, etkili olmaları için büyük göreli deplasmanlara maruz kalan noktalar arasına konulan sismik sönümleyicilerin kullanılmasıyla sismik talebi azaltmaktır. Böylesi aygıtlar tarafından sönümlenen enerji, ötelemeler ϑ ların azaltılmasına ve dolayısıyla, kiriş uç bölgelerinde meydana gelen yapısal hasarın azaltılmasına olanak sağlar. Diğer yandan, ikame stratejisi (Şekil 1.1c), tüm kiriş uç bölgeleri sürtünmeli sönümleyicilerle teçhiz edilen birleşimlerle ikame edildiği için yapısal hasarın önlenmesine olanak sağlar. Geleneksel yapılarla kıyaslama yapılacak olduğunda beklenen ϑ talebi azalmaz (Şekil 1.1a), ancak, kiriş-kolon bağlantılarının dönmesi sürtünmeli sönümleyicilerin hareket boyunun uygun şekilde kalibre edilmesi yoluyla karşılandığı için beklenen ϑ bazı birleşim bileşenlerinde oldukça sınırlı bir yapısal hasara yol açar (Şekil 1.1c). İzin verilen azami dönme pratikte, sönümleyici hareket boyu ile kaldıraç kolu arasındaki oranla, yani, dönme merkezine (DM) olan uzaklığı ile belirtilir. Ancak, sürtünmeli sönümleyicinin uçları arasında meydana gelen göreli deplasmanın ($\delta = \vartheta d_b$, burada d_b kiriş derinliğidir) tamamlayıcı enerji sönümleme stratejisinin uygulandığı durumda meydana gelen göreli deplasmandan önemli ölçüde düşük olduğunu ($\delta = \vartheta h$, burada h katlar arası yükseklik) belirtmek yararlı olacaktır (Şekil 1.1b). Bu da, a) ve c) durumlarının benzer kat ötelemesi talepleri sağlamalarının beklenmesinin asıl nedenidir. Sonuç olarak, sismik performansların daha ileri düzeyde iyileştirilmesi, ikame stratejisinin tamamlayıcı enerji tüketimi stratejisiyle birlestirilmesi sayesinde elde edilir. Böyle birleştirilmiş bir strateji (Şekil 1.1.d) hem yıkıcı sismik olaylar durumunda beklenen kat ötelemesi taleplerinde azalmaya hem de kiris-kolon birlesimlerinde ciddi hasar olusmasının önlenmesine neden olur. Açık şekilde görülmektedir ki, kat ötelemesinin azaltılması binanın yapısal olmayan bileşenlerinin uğradığı hasarı azaltma açısından da önemli ölçüde fayda sağlamaktadır.

Sönümleyicilerle teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimlerinin kullanımı, enerji sönümlenmesini özel olarak tasarlanmış bileşenlere yönelik bir şekilde gerçekleşmesini sağlayarak yapısal elemanlardaki hasarın azaltılmasını sağlayan etkin bir yoldur. Bu bileşenler, gerektiğinde bir ya da birkaç sismik olay sonrasında değiştirilebilir. Ancak, geleneksel tasarım stratejilerinde yaygın olan önemli bir sakınca halen geçerliliğini korumaktadır. Aslında, hem geleneksel birleşimler söz konusu olduğunda hem de sismik sönümleyicilerle teçhiz edilmiş birleşimler söz konusu olduğunda, yıkıcı sismik olayların ardından yapı, gönyeden çıkmaya yol açan kalıcı genel deformasyonlara maruz kalır ve bu deformasyonların büyüklüğü binanın etkili bir şekilde onarılabilme olasılığını belirler. Bu nedenle, araştırmalar, bağlantıların genellikle art-germe sistemi ile çalışan kendini merkezleyen aygıtlarla teçhiz edilme olasılığına da eğilmektedir.

Aşağıdaki Bölümlerde farklı türlere ait sismik sönümleyicilerle teçhiz edilmiş "akıllı birleşimler" konusunda kısa bir genel bilgi yer almaktadır. Teknik literatürden ve halen ilerleme sürecinde olan araştırma projelerinden gelen ana sonuçlar kısa bir şekilde sunulmuştur ve sınıflandırma girişiminde bulunulmuştur. Kendini merkezleyen sistemlerle teçhiz edilmiş birleşimlere yönelik kısa bir sunum da yapılmıştır.

Bu konulara ilişkin araştırmaların canlılığı, zorlu bir görev olan deprem güvenliğinin sağlanması ele alınacak olduğunda, çelik konstrüksiyon teknolojilerinin sağlayabildiği yapısal çözümlerin çeşitliliği ve avantajlarının büyüklüğünden ötürü çelik yapıların geleceğinin betonarme yapılara kıyasla gayet parlak olabileceğini göstermektedir. Tasarımcıların ve müşterilerin, çeliğin yıkıcı sismik olaylar sonrasında tipik olarak meydana gelen doğrudan ya da dolaylı kayıpları azaltma konusundaki potansiyeli konusunda tam olarak bilinçlendirilmesi yoluyla deprem kuşağında yer alan ülkelerde çelik kullanımının teşvik edilebilmesi konusunda çelik endüstrisine sorumluluk düşmektedir.

1.2 GELENEKSEL BİRLEŞİMLERİN SAKINCALARI

Geleneksel kiriş-kolon birleşimlerinin dönme tepkisine ilişkin hızlı bir genel görünüm, çevrimsel etkilere maruz bırakılan bulonlu kiriş-kolon birleşimlerinin nihai davranışını ele alan deneysel bir programın sonuçlarının sergilendiği sonuçların analizinden [25] sağlanabilir. Özellikle, aynı kiriş ve aynı kolon ile teşkil edilen farklı birleşimler tasarlanıp test edilmiştir. Tasarımda birleşimlerin aynı eğilme dayanımı temin etmeleri amaçlanmış olup her bir birleşimin sadece en zayıf bileşeni değiştirilmiştir. Bundan dolayı, akmasının önlenmesi gereken bileşenlerin uygun şekilde güçlendirilmesi yoluyla nihai davranışın nasıl belirlenebileceği ortaya konulmuştur. Bu kapsam dahilinde, bileşen hiyerarşisi kriteri için bir tasarım aracı olarak bileşen yaklaşımı benimsenmiştir. Dahası, bileşen yaklaşımının kiriş-kolon birleşimlerinin çevrimsel tepkisinin tahmini açısından genişletilmesine yönelik gerçek imkan, bileşen yaklaşımının birleşimlerin şismik tasarımı açısından da güçlü bir araç olabileceğinin elde edilen sonuçlarla kanıtlandığı şekilde ortaya konmuştur.

Şekil 1.2'de [25], kayma bölgesini en zayıf bileşen olarak almak için tasarlanmış olan uzatılmış alın levhalı birleşimin davranışı gösterilmiştir. Özellikle, ana birleşim elemanlarının çevrimsel tepkisine işaret edilmiştir. Panel bölgesinin momente kıyasla kayma deformasyonu çevrimsel tepkisinden açık şekilde görülebileceği üzere, bileşen yönteminin kullanımı gerçekte kaymadaki panel bölgesinden oluşan ana enerji tüketim kaynağını sağlayan bileşenin kontrolüne izin vermiştir. Ancak, panel bölgesinin önemli şekilde pekleşmeye uğraması nedeniyle sonuç olarak ortaya çıkan aşırı dayanım, alın levhasını kiriş flanşına bağlayan kaynağın kırılıp eğilmekte olan alın levhası birleşimin kopmasını belirleyecek şekilde akmasına da yol açmaktadır.

Tam-dayanımlı kiriş-kolon birleşiminin davranışı kiriş ucunun akması ile belirlenir. Bu nedenle, ilgili çevrimsel davranış, eleman kesitini meydana getiren plak elemanların (flanş ve gövdenin) yerel burkulmasıyla belirlenir. Flanş ve gövdedeki yerel burkulma, bunların genişlik-kalınlık oranlarına bağlı olarak, çevrimsel yükleme koşulları altında meydana gelen dayanım azalmasını belirlemektedir. Bu ayrıca, tipik olarak ZKK (zayıflatılmış kiriş kesiti) birleşimlerindeki durumdur. Şekil 1.4'te [25] ZKK ile yapılmış bir uzatılmış alın levhalı birleşimin çevrimsel moment-dönme tepkisi gösterilmektedir. Birleşimde Şekil 1.2'de kullanılanla aynı kolon ve aynı kiriş kullanılmakta olup ZKK neredeyse aynı eğilme dayanımı elde edilecek şekilde kalibre edilmiştir.





Şekil 1.2: Kayma bölgesinin en zayıf birleşim bileşeni olarak tasarlandığı bağlantı bileşenlerinin davranışı [25]



Şekil 1.3: Kayma bölgesinin en zayıf birleşim bileşeni olarak tasarlandığı bağlantının çevrimsel moment-dönme tepkisi [25]



Şekil 1.4: ZKK bağlantının çevrimsel moment-dönme tepkisi [25]

Plastik mafsalın gerçek konfigürasyonunun, çevrimsel olarak iki flanş ve kinematik uyumluluk gerekliliklerinden ötürü gövdenin yerel burkulması sonucunda söz konusu olduğu açıktır. Ayrıca, bu durumda plastik dönme arzı, yıkıcı sismik olaylarda ayakta kalmak için gerekli olan değerlerin fazlasıyla ötesindedir fakat aynı zamanda geleneksel tasarım felsefesinin ana sakıncasını açık şekilde ortaya koymaktadır. Enerji tüketiminin bedeli kiriş uçlarında meydana gelen yapısal hasardır. Plastik deformasyon binada kalıcı bir yanal ötelenmeye yol açar ve bunun mertebesi yıkıcı depremler sonrasında binanın etkin bir şekilde onarılabilme olasılığını belirler.



Şekil 1.5: Civatalı T-elemanların en zayıf birleşim bileşeni olarak tasarlandığı bir ÇYTB'nin çevrimsel moment-dönme tepkisi [25]

Sekil 1.5'te cift yarık-T birlesimin (CYTB) çevrimsel tepkisi gösterilmektedir [25]. Kiris ve kolon kesitleri Şekil 1.2 ve 1.4'te incelenenlerle aynıdır. Bulonlu T-elemanlar, en zayıf birleşim elemanı olarak ve ayrıca, daha önce incelemeye alınan birlesimlerle neredeyse aynı eğilme dayanımına sahip bir kiriş-kolon birleşimi elde edecek şekilde tasarlanmıştır. Böylece, en zayıf birlesim elemanı seçiminin etkisine işaret edilmiştir. En zayıf birlesim elemanının, yani bulonlu T-elemanın kuvvet-deplasman davranışı da Şekil 1.5'te gösterilmektedir (sol T-eleman için). Beklenildiği gibi, birleşimin bozulması T-eleman flanşlarındaki akma çizgilerinin oluşumu ile T-eleman tarafından belirlenmektedir. Özellikle de, T-eleman gövdesine yakın olan akma hattında, başlangıç olarak bunun orta bölgesinde bir çatlak meydana gelmiş ve T-eleman flanşının tamamen kırılmasına yol açacak şekilde kademeli olarak ilerlemiştir. Uygun şekilde tasarlanmış [25] bulonlu T-elemanlar ciddi sismik olaylara dayanım için gerekli olan değerin oldukça ötesinde bir plastik dönme arzı sağlayabilmektedir. Ancak, histerezis döngüleri kademeli olarak ilerledikçe artan bir daralma etkisi ile karakterize edildiklerinden kararlı değildir. Böyle bir geleneksel birleşim tipolojisinin ana avantajı, bulonlu T-elemanların kolaylıkla ikame edilebilmeleri olup, birleşimi teçhiz ederek bu sayede histeretik sönümleyiciler olarak nitelendirilebilirler. Diğer yandan, birleşimin eğilme deformasyonu kabiliyeti, yapısal tasarımda değerlendirilmesi gerekecek şekilde öneme sahiptir. Sonuç olarak, yapının yanal deformasyonunun uygun şekilde kontrol edilmesi gerekir.

Yukarıda anılan geleneksel kiriş-kolon birleşimlerinin çevrimsel dönme tepkisine ilişkin özet genel bakıştan hareket edilecek olduğunda, geleneksel birleşimlerin avantajlarına ve dezavantajlarına yönelik olarak aşağıdaki hususlar ortaya konulabilir. Geleneksel tam dayanımlı kiriş-kolon birleşimler genellikle aşağıdaki avantajları sunmaktadır:

- Enerji tüketen bölgeler, gösterge değerinin çok ötesinde olan ve tipik olarak yüksek süneklikli yapılar için gerekli olan, 0,035 rad değerine eşit yeterli plastik dönme arzı değerleri sağlayabilen kiriş uçlarında oluşturulur. Bu durum, kiriş kesitini oluşturan flanşın ve gövdenin genişlik-kalınlık oranları sınırlandırılarak temin edilir.
- Histerezis döngüleri geniştir ve bunların stabilitesi, eleman kesitini oluşturan flanşın ve gövdenin genişlik-kalınlık oranlarının etkilediği dayanım azalması ile alakalıdır.

Ana dezavantajlar aşağıdakiler gibi anılabilirler:

- Enerji tüketen bölgeler, netice itibariyle ciddi sismik olayların ardından hasara uğramış birincil yapı sistemine ait oldukları için onarılmaları gerekir.
- Akmış kiriş uçlarının onarımı diğer bağlantı bileşenlerine (bulonlu T-elemanlar gibi) kıyasla kolay değildir.
- Yıkıcı sismik olayların ardından yapı gönyeden sapar. Yeniden merkezleme bundan dolayı onarılabilirlik açısından önemli bir husustur.
- Ciddi sismik olaylarda doğrudan ve dolaylı kayıplar gerçekleşir.

Buna karşın, kısmi dayanımlı birleşimler olarak tasarlanan geleneksel birleşimler dikkate alınacak olduğunda aşağıdaki avantajlar ortaya konulabilir:

• Kaymadaki panel bölgesinin akması hariç tutulacak olursa, enerji tüketen elemanlar tipik olarak, birçok durumda kolaylıkla ikame edilebilecek bağlantı elemanlarını (bulonlu T-elemanlar ve köşebentler gibi) meydana getiren plak elemanlardan oluşan elemanlardır.

• Kirişler, yani birincil yapı sistemine ait olan elemanlar elastik kalırlar.

Diğer yandan, aşağıdaki dezavantajlar meydana gelmektedir:

- Tasarımcının, birleşimin yalnızca eğilme dayanımını değil, aynı zamanda dönme rijitliğini ve plastik dönme arzını da gözönüne alıp kontrol edebilmesi gerektiğinden yapı tasarımı kısmi dayanımlı birleşimler kullanıldığında son derece karmaşık hale gelmektedir.
- Akmaya maruz kalan birleştirme elemanlarının onarılabilmeleri ya da ikame edilebilmeleri gerekir.
- Yıkıcı sismik olayların ardından bina yapısı gönyeden sapar. Yeniden merkezleme bundan dolayı onarılabilirlik açısından önemli bir husustur.
- Ciddi sismik olaylarda doğrudan ve dolaylı kayıplar gerçekleşir.

1.3 AKILLI BİRLEŞİMLER

Akıllı birleşimler, yıkıcı sismik olaylara maruz kalan binalar söz konusu olduğunda gerek tam dayanımlı gerekse de kısmi dayanımlı birleşimler olan geleneksel birleşimlerin sergilediği birçok sakınca açısından bir yanıt teşkil etmektedir. Akıllı birleşimler aşağıdaki hedeflerden birine ya da birkaçına ulaşabilecek şekilde değerlendirilebilirler:

- Birincil yapı sisteminin elastik kalmasını sağlamak (kirişlerin hasar almadıkları kısmi dayanımlı birleşimlerdeki gibi).
- Yıkıcı sismik olaylar sonrasında deprem enerjisini tüketmek için özel olarak tasarlanmış elemanların kolaylıkla değiştirilebilmek.
- Yıkıcı sismik olaylar sonrasında ortaya çıkan gönyeden sapma gibi kalıcı genel deformasyonları azaltılmak.

Yukarıdaki hedeflerden birini ya da birkaçına ulaşabilmek için akıllı birleşimler aşağıdaki stratejilere göre tasarlanabilir:

- Birleşimlerin farklı tipolojilere ait olabilen (histeretik sönümleyiciler, kurşun ekstrüzyon sönümleyiciler, burkulması engellenmiş çelik çaprazlar, sürtünmeli sönümleyiciler, şekil hafızalı alaşım sönümleyiciler) sismik sönümleyicilerle teçhiz edilmesiyle.
- Birleşimlerin yeniden merkezleme sistemleriyle teçhiz edilmesiyle.
- Birleşimlerin sismik sönümleyiciler ve yeniden merkezleme sistemleriyle teçhiz edilmesiyle.

Aşağıda, farklı tipolojilere ait akıllı birleşim sistemlerine ilişkin bazı öneriler kısaca sunulmuştur.

1.3.1 *Histeretik sönümleyicilere sahip akıllı birleşimler*

Yalnızca iyi bir sismik performans sağlamakla kalmayıp aynı zamanda yıkıcı bir deprem sonrasında hızlıca onarılabilen kesikli sönümleyicilere sahip yenilikçi bir birleşim sistemi Oh et al. [28] tarafından geliştirilmiştir. Kiriş-kolon birleşimi, plastik deformasyonların yoğunlaştığı alt flanşta (Şekil 1.6) bulunan kesikli bir sönümleyici ile teçhiz edilir. Dönme merkezi, bulonlu

T-eleman kullanılarak üst flanş seviyesinde sabitlenir. Dönme merkezinin konumu, genellikle kirişin üst flanşında yerleştirilmiş olan beton döşeme hasarının önlenmesini amaçlamaktadır. Birleşimin akmada eğilme dayanımı ve nihai eğilme dayanımı kesikli sönümleyicinin akma ve nihai dayanım değerleriyle ve kaldıraç koluyla belirlenmektedir.



Şekil 1.6: Kesikli sönümleyici ile teçhiz edilmiş kiriş-kolon bağlantısı [28]

Şekil 1.7'deki notasyona göre kesikli sönümleyicinin akma dayanımı aşağıdaki şekilde verilir:

$$\mathbf{P}_{y} = \min\left\{n\frac{\mathbf{f}_{y}\mathbf{t}\mathbf{B}^{2}}{2\mathbf{H}'}; n\frac{2\mathbf{f}_{y}\mathbf{t}\mathbf{B}}{3\sqrt{3}}\right\}$$
(1.1)

burada n kesikli sönümleyicinin dikme sayısı, t kalınlık, B dikmelerin genişliği, H eşdeğer yükseklik ve f_y akma gerilmesidir ve nihai dayanım aşağıdaki şekilde bulunmaktadır:

$$P_{u} = \min\left\{n\frac{f_{u}tB^{2}}{2H'}; n\frac{2f_{u}tB}{3\sqrt{3}}\right\} \qquad H' = H + 2\frac{r^{2}}{H_{T}}$$
(1.2)

burada H_T kesikli sönümleyici dikmelerin toplam yüksekliği ve f_u karakteristik çekme dayanımıdır.

Kesikli sönümleyicinin ilk akma deplasmanı aşağıdaki şekilde bulunur:

$$\delta_{y} = \frac{1.5P_{y}H_{T}}{n E tB} \left[\left(\frac{H'}{B}\right)^{2} + 2.6 \right]$$
(1.3)

burada *E* elastisite modülüdür.



Şekil 1.7: Kesikli sönümleyiciler ile teçhiz edilmiş birleşimlere yönelik tasarım kriteri

Akıllı birleşimlerin amacı bağlanan kirişlerin akmasını önlemek olduğundan, birleşim elemanlarına yönelik olarak kapasite tasarımının ikinci ilkesinin doğru bir şekilde uygulanması ile kolaylıkla bir tasarım kriteri türetilebilir. Bu ilke uyarınca, enerji tüketici olmayan elemanların tasarımının, nihai koşullarına ulaşacak şekilde akmaya ve pekleşmeye uğramış enerji tüketen elemanların aktarabildikleri maksimum iç kuvvetler dikkate alınarak yapılması gerekir. Bu durumda, enerji tüketen eleman, nihai dayanımı Denklem (1.2) ile bulunan kesikli sönümleyiciden oluşmaktadır. Bundan dolayı, kesikli sönümleyicinin kapasitesine karşılık gelen eğilme momenti aşağıdaki şekilde bulunur (Şekil 1.7):

$$\mathbf{M}_{b.Cd} = \frac{\mathbf{P}_{u}\mathbf{d}_{st}}{(l_{b1} + l_{b2})}(l_{b1} - l_{b2})$$
(1.4)

Bu nedenle, akmasının önlenmesi gereken ve enerji tüketici olmayan birincil bölge olan kiriş kesitinin aşağıdaki tasarım gerekliliğini sağlaması gerekir:

$$\mathbf{M}_{\mathrm{b.Cd}} \le \mathbf{M}_{\mathrm{b.Rd}} \tag{1.5}$$

burada $M_{b.Rd}$ kirişin tasarım dayanımıdır.

Kiriş kesitinin (1.2), (1.4) ve (1.5) no'lu denklemlerden yararlanılarak tasarımı, kirişin akmasının önlenmesini sağlar. Enerji tüketiminin yalnızca kesikli sönümleyicide yoğunlaşmasını temin etmek için diğer tüm birleşim elemanlarının da kapasite tasarımının ikinci ilkesine göre tasarlanması gerekir. Üst flanşta bulunan bulonlu T elemanın P_u 'ya eşit bir kuvveti aktarmak üzere tasarlandığı anlamına gelir. Benzer şekilde, basınçdaki kolon gövdesi, çekmedeki kolon gövdesi ve kaymadaki panel bölgesinin de kesikli sönümleyicinin aktarabildiği maksimum kuvvet P_u dikkate alınarak kontrol edilmesi gerekir.

Yeterli deplasman kapasitesini ve enerji tüketimini temin etmek üzere özel olarak tasarlanmış bir histeretik sönümleyici kullanılması nedeniyle, kesikli sönümleyicilerle teçhiz edilmiş birleşimler, yönetmelik hükümlerince şart koşulan referans değerinin ötesinde bir plastik dönme kapasitesi ile stabil histerezis döngüleri temin edebilir ve bağlanmış olan kirişin akmasını önleyebilirler (Şekil 1.8). Bu nedenle, yıkıcı bir sismik olay sonrasında yalnızca kesikli sönümleyicinin ikame edilmesine gereksinim olabilir.



Şekil 1.8: Kesikli sönümleyiciler ile teçhiz edilmiş bağlantılara yönelik deneysel test sonuçları

Test sonuçları [28] kesikli sönümleyiciler ile teçhiz edilmiş olup doğru bir şekilde tasarlanmış olan birleşimlerin mükemmel bir histeretik davranış sergilediğini göstermektedir. Ayrıca, kirişlerin ve kolonların elastik olmayan davranışı uygun kapasite tasarımı aracılığıyla önlenirken, bu sistemdeki enerji tüketimi ve plastik deformasyon yalnızca kesikli sönümleyiciler içinde yoğunlaştırılmıştır.

1.3.2 **BÖÇ ile akıllı birleşimler**

Burkulması Önlenmiş Çaprazların (BÖÇ'lerin) enerji tüketen bileşenini temsil etmek üzere çekme/basınca maruz kalan bir merkezi çekirdekten meydana geldikleri bilinmektedir. Basınç altındaki çekirdeğin burkulması uygun şekilde tasarlanmış bir dış kılıf kullanılarak önlenmektedir. Bundan dolayı, BÖÇ'ler tipik olarak konsantrik çaprazlı çerçevelerde çapraz elemanları olarak kullanılan özel histeretik sönümleyiciler olarak nitelendirilirler. Ancak, bunlar histeretik sönümleyicilerin bir tipolojisi olarak kabul görür görmez kullanımlarının birçok yapısal konfigürasyona yaygınlaştırılabileceği aşikardır. Özellikle de, BÖÇ'lerin histeretik sönümleyicilerle birlikte kiriş-kolon birleşimlerini teçhiz etmek için kullanılmaları, iki konfigürasyonun araştırıldığı [29]'da (Şekil 1.9) önerilmiştir.



Şekil 1.9: Burkulması önlenmiş çaprazlar ile teçhiz edilmiş kiriş-kolon bağlantıları [29]

Birinci konfigürasyonda hem üst flanş hem de alt flanşı bağlayan burkulması önlenmiş çelik çaprazların kullanımını göstermektedir. İkinci konfigürasyonda BÖÇ'ler yalnızca alt flanşa bağlanmıştır. Her iki durumda da üst flanş, pratik olarak dönme merkezinin konumunu belirleyen bulonlu bir T-eleman kullanılarak kolona bağlanmıştır.



Şekil 1.10: Histeretik sönümleyici olarak kullanılan "tamamı çelik" BÖÇ'nin yapısal ayrıntısı [29]

Histeretik sönümleyicinin basınç altında burkulması, iki adet bulonlu T elemanla oluşturulan bir dış kılıfla engellenen bir çekirdek plakadan meydana gelmektedir. Bu nedenle, bu sönümleyici "tamamı çelik" bir BÖÇ'dır (Şekil 1.10).

Akıllı birleşimlerin birincil amacı kiriş akmasının önlenmesi ve enerji tüketiminin sismik sönümleyiciler içinde yoğunlaştırılmasıdır. Dolayısıyla, bu durumda da yapısal detayın tasarımının eleman seviyesinde kapasite tasarımı ilkelerinin uygulanmasını esas alması gerekir.

Çekirdek plakanın akma durumundan hareketle $N = N_y$, akma durumuna yol açan kiriş kayma

etkisi $Q_b = Q_{bp}$, basit bir şekilde değerlendirilebilir (Şekil 1.11). Örnek vermek gerekirse, hem üst flanşı hem de alt flanşı bağlayan BÖÇ'ler ile yapılan konfigürasyona yönelik olarak düşey denge denklemi aşağıdaki gibidir:

$$V = Q_{bp} - 2N_{y} \sin\alpha \tag{1.6}$$

yatay denge denklemi H = 0 ve son olarak da dönme merkezi B etrafındaki dönme denge denklemi ise:

$$Q_{bp} = \frac{2N_{y}\cos\alpha}{2l_{b} - d_{c}} \left[d_{b} + tg\alpha \left(2\xi l_{b} - d_{c} \right) \right]$$
(1.7)



Şekil 1.11: Üst ve alt BÖÇ'lerle teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimlerinde güç tüketimi [29]

Dolayısıyla aşağıdaki ifade gözönüne alındığında:

$$tg\alpha = \frac{\zeta l_c - \frac{d_b}{2}}{\xi l_b - \frac{d_c}{2}}$$
(1.8)

BÖÇ çekirdek plakasının akmasına karşı gelen kirişin kayma etkisi aşağıdaki ifade ile belirtilmektedir:

$$Q_{bp} = \frac{4\zeta l_c}{2l_b - d_c} N_y \cos\alpha$$
(1.9)

BÖÇ'ın akma yaptığında kirişte meydana gelen maksimum eğilme momenti, ED kesitinde meydana gelir. Kapasite tasarımının ikinci ilkesine göre bu, aşağıdaki ifade ile verilir:

$$M_{b,Cd} = Q_{bp} (1 - \xi) l_{b} = \frac{4\zeta l_{c}}{2 l_{b} - d_{c}} N_{y} \cos \alpha (1 - \xi) l_{b}$$
(1.10)

Kirişin akmasını önlemek için aşağıdaki koşulun sağlanması gerekir:

$$M_{b.Cd} \le M_{b.Rd} = \frac{Z_b f_y}{\gamma_{M0}}$$
(1.11)

Dolayısıyla, kiriş kesitleri bilindiğinde BÖÇ'ın çekirdek plakasının tasarımına yönelik bağıntı; Denklem (1.11) ile Denklem (1.10) birleştirilerek kolaylıkla türetilebilir:

$$A_{core} \leq \frac{1}{f_{y}} \frac{M_{b.Rd} \left(1 - \frac{d_{c}}{2l_{b}}\right)}{2\zeta l_{c} (1 - \xi) \cos \alpha}$$
(1.12)

BÖÇ'lerin çekirdek plakası, kiriş akması önlenecek şekilde tasarlanır tasarlanmaz diğer tüm bağlantı bileşenlerinin, çekirdek plaka aktığı zaman, yani $N = N_y$ olduğunda, aktarılan maksimum kuvvetler gözönüne alınarak boyutlandırılması gerekir.



Şekil 1.12: Alt BÖÇ'lerle teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimlerinde güç dağılımı [29]

Yalnızca alt flanşta konumlandırılmış BÖÇ'lerle teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimleri söz konusu olduğunda (Şekil 1.12) aynı prosedür uygulanarak çekirdek plaka tasarımına yönelik aşağıdaki bağıntı elde edilir:

$$A_{core} \leq \frac{1}{f_{y}} \frac{M_{b,Rd} \left(1 - \frac{d_{c}}{2l_{b}}\right)}{\zeta l_{c} \left(1 - \xi\right) \left(1 + \frac{d_{b}}{2\zeta l_{c}}\right) \cos \alpha}$$
(1.13)





Şekil 1.13: BÖÇ'lerle teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimlerinin moment-dönme çevrimsel tepkisi [29]

Test sonuçları [29], histeretik sönümleyiciler olarak burkulması engellenmiş çelik çaprazlar ile teçhiz edilerek doğru bir şekilde tasarlanmış olan birleşimlerin mükemmel bir histeretik davranış sergilediğini göstermektedir (Şekil 13). Kirişlerin ve kolonların elastik olmayan davranışı uygun kapasite tasarımıyla önlenirken, enerji tüketimi ve plastik deformasyon yalnızca BÖÇ'lerde oluşmuştur.

1.3.3 Sürtünmeli sönümleyicilere sahip akıllı birleşimler

Sürtünmeli sönümleyicilerle teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimleri her ne kadar ilk kez 1995'te Popov ve Yang tarafından öne sürülmüş olsa da [30] bu yenilikçi birleşim tipolojisine yönelik araştırma faaliyeti ancak yakın zamanda artmış ve ağırlıklı olarak Yeni Zelanda'da hız kazanmış olup [31-35] orada gerçek binalara yönelik uygulamalar "Te Puni Village Buildings" de [36] ve İtalya'da [9, 10, 37-39] da gerçekleştirilmiştir.

Halihazırda kiriş-kolon birleşimlerini teçhiz etmek için önerilen sürtünmeli sönümleyiciler iki kategoride incelenebilir: 1) Simetrik Sürtünmeli Birleşimleri (SSB) esas alan sönümleyiciler ve 2) Asimetrik Sürtünmeli Birleşimleri esas alan sönümleyiciler (ASB).

Simetrik sürtünmeli birleşimler tipik olarak, uygulanan kuvvetin doğrultusunda uzun oval deliğe sahip bir iç plakaya normal deliklerle bulonlanmış olan iki dış plakadan meydana gelmektedir. Dahası, sürtünme yastıkları dış plakalar ile iç plaka arasında konumlandırılır (Şekil 1.14). Sürtünme yastıkları özel olarak seçilmiş bir malzemeden ya da uygun şekilde kaplanmış çelik plakalardan oluşturulabilir. Her iki durumda da, ya sürtünmeli yastık malzemesinin ya da çelik

plakaların kaplamasının, histerezis döngülerinin stabilitesinin güvence altına alınması amacıyla uygun sürtünme katsayısı değerleri sağlayacak ve temas yüzeylerinin aşınması nedeniyle bulon önyüklemesi kaybını azaltacak şekilde kesin bir doğrulukla seçilmeleri gerekir [40, 42]. Bulon önyükleme kayıplarının azaltılması için normal pulların yerine genellikle Belleville pulları, yani disk yaylar kullanılır.



Şekil 1.14: Simetrik sürtünmeli birleşimin kavramlaştırılması ve ideal yük-deplasman davranışı

Simetrik sürtünmeli birleşimin teorik kuvvet-deplasman davranışı, platonun gerçekte birleşimin kayma direnci nedeniyle söz konusu olduğu ideal rijit-mükemmel plastik modele karşılık gelmektedir ve aşağıdaki şekilde hesaplanabilir:

$$N_{slip} = n_b n_s \mu N_b \tag{1.14}$$

burada n_b n_b bulon sayısı, n_s temas yüzeylerinin sayısını, μ sürtünme katsayısını ve N_b bulon önyüklemesidir.

Asimetrik sürtünmeli birleşimler de (Şekil 1.15), uygulanan kuvvetin doğrultusunda uzun oval deliklere sahip bir iç plakaya normal deliklerle bulonlanmış olan iki dış plakadan meydana gelmektedir, fakat kuvvet aygıta yalnızca tek bir dış plaka tarafından aktarılır. Kapak plakası olarak adlandırılan ikinci dış plaka, dış yüklere maruz kalmamaktadır. Dahası, iki adet şim plakası ya da sürtünme yastığı dış plakalar ile iç plaka arasında konumlandırılır.



Şekil 1.15: Asimetrik sürtünmeli bağlantının kavramlaştırılması ve ideal yük-deplasman davranışı

ASB'de iki adet kayar yüzey bulunmaktadır: 1) üst besleme levhası ile dış plaka arasında bulunan ve uygulanan kuvveti aktaran arayüzey ve 2) alt besleme levhası ile iç plaka arasındaki arayüzey. ASB'lerin idealize edilmiş kuvvet-deplasman davranışı, iki adet kayma direnci seviyesiyle karakterize edilmektedir. Sismik talep ASB'nin sürtünme direncini aştıkça kayma ilk olarak B noktasına karşılık gelen bir kayma direnci seviyesi için birinci arayüzey üzerinde meydana gelir. Sismik talepteki başkaca artışlar ikinci arayüzeyi kaymaya zorlar ve bu durum kayma seviyesi C olarak temsil edilir. Bu aşamada bulon, Şekil 1.16'da gösterilen eğilme momenti dağılımına sahip çift eğrilik şeklindedir. Yükün tersinmesi sonrasında birinci arayüzey (D) üzerinde kayma meydana gelir ve bunu ikinci arayüzey takip eder (E).



Şekil 1.16: Bulon gövdesinin çift eğrilikli davranışı

Bulon gövdesi içindeki maksimum eğilme momenti aşağıdaki şekildedir:

$$\mathbf{M} = \frac{\mathbf{V}l}{2} = \frac{\mu \,\mathbf{N}l}{2} \tag{1.15}$$

Bulon gövdesinin, bulon önyüklemesi nedeniyle mevcut çekme kuvveti *N* den dolayı azaltılan tasarım eğilme dayanımı aşağıdaki şekildedir:

$$\mathbf{M}_{\text{bolt.Rd}} = \mathbf{Z}_{b} \left(1 - \frac{\mathbf{N}}{\mathbf{N}_{b.Rd}} \right) \mathbf{f}_{ub} \cong 0.1655 \mathbf{d}_{b}^{3} \left(1 - \frac{\mathbf{N}}{0.56 \mathbf{d}_{b}^{2} \mathbf{f}_{ub}} \right) \mathbf{f}_{ub}$$
(1.16)

Bulon gövdesinin tasarım kayma dayanımı aşağıdaki şekilde belirtilir:

$$V_{\text{bolt.Rd}} \cong 0.62 f_{\text{ub}} 0.56 d_{\text{b}}^2$$
 (1.17)

Bulon eşzamanlı olarak eğilme momentine ve kaymaya maruz kaldığı için M-V etkileşimi aşağıdaki denklem kullanılarak dikkate alınmaktadır:

$$\frac{M}{M_{bolt.Rd}} + \frac{V}{V_{bolt.Rd}} = 1$$
(1.18)

 $V = \mu N$ dikkate alındığında ve denklemler birleştirildiğinde (1.15-1.18) ve *N* cinsinden çözümleme yapıldığında tek bulonun sağladığı kayma dayanımı aşağıdaki şekilde değerlendirilir:

$$F_{slip} = 2\mu N \tag{1.19}$$

ASB'lerin SSB'lere kıyasla asıl dezavantajının, sürtünme katsayısı ve bulon çapı göz önüne alındığında, sürtünme ile iletilen kuvvette bir azalmaya yol açan bulon gövdesindeki M-N-V

etkileşimi nedeniyle olduğunu belirtmekte fayda vardır. Aslında, bulon akması koşuluna karşılık

gelen N değeri ASB'lerin SFSBlere kıyasla daha düşük bir kuvvet iletebilmeleri için ^N^b seviyesinin altındadır. Diğer yandan, ASB'lerin yazarları histerezis döngüsünün şeklinden dolayı bir miktar yeniden merkezleme etkisi bulunduğu iddiasına sahiptirler.

Asimetrik sürtünmeli sönümleyicilerle techiz edilmiş kiriş-kolon birleşimleri aynı zamanda kayar mafsallı birleşimler olarak da anılırlar (Şekil 1.17) [31-35]. Kirişin ucu, kolon yüzünden başlayan bir "kiriş boşluğu" bırakacak şekilde yerleştirilir. Kiriş üst flanşı kolon flanşına, kolona kaynaklanmış ve kirişe bulonlanmış bir plaka kullanılarak bağlanır. Kolona kaynaklanmış olan plakanın ucu dönme merkezinin yerini belirler. Dönme merkezinin konumu döşeme hasarının minimum seviyede olmasını amaçlamaktadır. Kirişteki kayma kuvveti gövde üst bulonları tarafından taşınır. Kolon yüzüne göre kiriş ucunun önemli ölçüde dönmesine izin vermek üzere alt flanş plakasında ve kolon gövde plakasının alt deliklerinde yatay kanallı delikler sağlanmıştır. Kiriş ucunda, kiriş alt flanşı ve kolon flanşı arasında bir boşluk bırakılmıştır. Şiddetli depremler söz konusu olduğunda beklenen dönme talebinin karşılanabilmesi için bu boşluğun yeterince büyük olması gerekir. Alt flanş plakasının altında alt flanş kapak plakası bulunmaktadır. Bulonlarla sağlanan bağlantı dışında, birleşimle hiçbir fiziksel bağlantıya sahip olmaması nedeniyle bu bir kayar plakadır. Gövde plakasının dışına benzer şekilde bir gövde takviye plakası yerleştirilir. Kaymanın meydana gelebileceği tüm yüzeylere şim plakaları yerleştirilmiştir. Bu şim plakaları çelik, pirinç ya da başka malzemelerden üretilebilirler. Kayma, alt flanş plakası ya da gövde plakası ile temas eden şim plakası tarafında meydana gelmesi için bunların standart delikleri bulunmaktadır.



Şekil 1.17: Asimetrik sürtünmeli birleşimli kayar mafsal bağlantısı [36, 43]

Asimetrik sürtünmeli birleşimlerle teçhiz edilmiş kayar mafsal birleşimlerin çevrimsel davranışı Şekil 1.18'de gösterilmektedir. Histeretik döngü şeklinin geleneksel sürtünmeli cihazınkine benzemediği (yani dikdörtgensel), ancak daha çok yayılı bir versiyona benzediği belirtilebilir.

Akma, kolon flanşına kaynaklanmış olan üst flanş plakası ve alt flanş plakasının birleşimin dönmesi sonucunda, bu plakaların eğilmesi ve ASB'lerde tipik olarak meydana gelen M-N-V etkileşimi nedeniyle bulonların akmasından kaynaklanan bu plakalardaki bir akma çizgisinin gelişimiyle sınırlandırıldığı için, bu birleşim tipolojisi yazarlar tarafından düşük hasarlı birleşim olarak anılır. Bu, ciddi sismik olaylar sonrasında bulonların değiştirilmesi gerektiği anlamına gelir.



Şekil 1.18: Asimetrik sürtünmeli bağlantılara sahip kayar menteşe birleşimlerinin çevrimsel davranışı [43]

Salerno Üniversitesi tarafından, Avrupa RFCS Araştırma Projesi FREEDAM çerçevesinde simetrik sürtünmeli bağlantılarla teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimleri üzerinde geniş bir deneysel analiz gerçekleştirilmiştir [44]. Bu birleşim, tamamen prefabrike olarak üretilmek ve bulonların sıkıştırılmasının azami kontrolünü sağlamak üzere atölyede monte edilmiş bir sürtünmeli sönümleyici kullanımına izin verecek şekilde tasarlanmıştır ve bunun sonucunda bulon önyükleme seviyesi sürtünmeli sönümleyicinin kayma direncini belirlemektedir. Bu nedenle, prefabrike ve ön-montajlı sürtünmeli sönümleyici daha sonra sahada, sırasıyla kolon flanşına ve kiriş flanşına bulonlanır. Ayrıca, prefabrike sürtünmeli sönümleyici kaldıraç kolunda artmaya ve böylece kaymaya karşılık gelen eğilme momentinde artmaya neden olur (Şekil 1.19). Sürtünmeli sönümleyicinin geliştirilmesine yol açan deneysel program Bölüm 2'de sunulmaktayken tam kiriş-kolon birleşimlerinin alt sistem testleri Bölüm 3'te sunulmaktadır.



Şekil 1.19: a) Yatay sönümleyicili konfigürasyon; b) Dikey sönümleyicili konfigürasyon

Sekiz adet dış kiriş-kolon birleşimi test edilmiştir. Bu testlerin asıl amacı bir yandan proje içinde geliştirilmiş olan tasarım prosedürünü doğrulamak ve diğer yandan da önerilen sistemin enerji tüketimi ve birleşim hasarının önlenmesi açılarından değerlendirilmesidir.

Testlerde iki farklı boyutta kiriş (IPE 270 ve IPE 450) ve iki farklı sürtünmeli sönümleyici ile teçhiz edilmiş (yatay ve dikey) birleşim dikkate alınarak sekiz adet kiriş-kolon birleşimi

incelenmiştir (Şekil 1.19). Test, bulonların montajında bir defasında disk yaylar kullanılarak ve diğer defa basit düz pullar kullanılarak her bir sönümleyici konfigürasyonu için iki kez gerçekleştirilmiştir [44, 45].

Numuneler, halihazırda Eurocode 3 bölüm 1-8 ile önerilen modellerden yararlanılarak sürtünme yastığı hariç olmak üzere tüm birleşim bileşenleri için ve yeni bileşen, yani sürtünmeli sönümleyici için tasarlanmış olup, sürtünmeli sönümleyiciye özel olarak odaklanmış olan deneysel testlerden elde edilen sonuçlardan yararlanılmıştır. FREEDAM sönümleyiciler ile teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimlerine yönelik tasarım prosedürü Kısım II'deki Bölüm 7'de sunulmuştur ("Tasarım Elkitabı").

Sürtünmeli sönümleyiciler ile teçhiz edilmiş yatay konfigürasyondaki bir kiriş-kolon birleşiminin testinin bir örneği Şekil 1.20'de gösterilmektedir. Birleşimin çevrimsel davranışı da kolon flanşında değerlendirilen eğilme momenti ile birleşimin dönmesi arasındaki ilişki gösterilecek şekilde sunulmuştur. Histerezis döngülerinin şekli, sabit T-elemanın gövdesinin ve köşebentlerin eğilmesinden, birleşimin dönmesindendir. Bu da sürtünme yastıklarında, tek başına sürtünmeli sönümleyicinin deneysel incelemesi için gerçekleştirilmiş olan basit eksenel testlerde meydana gelenden farklı şekilde bir basınç dağılımına (kokpit etkisi) yol açmıştır.



Şekil 1.20: Yatay konfigürasyondaki sürtünmeli sönümleyici ile teçhiz edilmiş bir birleşimin test edilmesi

Sabit T-elemanın gövdesinin ve köşebentlerin gövdelerinin kokpit etkisi nedeniyle eğilmesinden dolayı küçük bir miktar akma, bunlarla sınırlı kalmıştır. Birleşimler, istenilen herhangi bir dönme değerini, sadece sürtünmeli sönümleyicilerin uzun oval deliklerinin hareket boyunun tasarlanmasıyla kolaylıkla karşılayabilmektedir.

Dikey konfigürasyondaki sürtünmeli sönümleyici ile teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimi, kokpit etkisi engellenecek ve bunun sonucunda histerezis döngülerinin şekli iyileştirilecek biçimde tasarlanmıştır. Ayrıca bu durumda sürtünmeli sönümleyici tamamen prefabrike olacak; atölyede monte edilecek ve sonrasında kolon flanşına ve kiriş flanşına sahada bulonlanacak şekilde tasarlanır.

Sürtünmeli sönümleyiciler ile teçhiz edilmiş dikey konfigürasyondaki bir kiriş-kolon birleşiminin testinin bir örneği Şekil 1.21'de gösterilmektedir. Birleşimin çevrimsel davranışı aynı zamanda kolon flanşında değerlendirilen eğilme momenti ile birleşimin dönmesi arasındaki
ilişki gösterilecek şekilde sunulmuştur. Histerezis döngülerinin şekli ideal dikdörtgen şekline oldukça yakındır. Ayrıca, döngülerin kararlılığı kayma direncinde sürtünme yastıklarının temas yüzeylerinin aşınması nedeniyle yalnızca çok küçük bir azalma gerçekleşmesi dışında mükemmeldir. Bu durum sürtünme yastıkları için özel olarak tasarlanmış olan kaplama işleminden kaynaklanmaktadır [44].

Ayrıca, bu durumdaki küçük bir akma, birleşimin dönmesi nedeniyle eğilmeye maruz kalan ve dönme merkezinin konumlandırılması için kullanılan sabit T-elemanın gövdesiyle sınırlı kalmıştır. Dönme merkezi, doğal olarak beton döşemeyi destekleyen üst flanşta konumlanmaktadır. Böyle bir dönme merkezi seçimi ile bina türü yapılardaki beton döşemenin hasara uğramasının önlenmesi amaçlanmıştır.



Şekil 1.21: Dikey konfigürasyondaki sürtünmeli sönümleyici ile teçhiz edilmiş bir bağlantının test edilmesi

1.4 KENDİNİ MERKEZLEYEN BİRLEŞİMLER

Moment-dayanımlı çerçevelere yönelik kendini merkezleyen enerji tüketici birleşimler de (KM-ETB) yakın bir zamanda önerilmiştir [46-54]. Bunlar, enerji tüketen bir birleşim ile birleştirilmiş olan art-germeli (AG) tellerini esas alan bir kendinden merkezleme sisteminden meydana gelmektedir. Farklı araştırmacıların ortaya koydukları KM-ETB'ler, histeretik sönümleyiciler ya da sürtünmeli sönümleyicilerle donatılmış olsalar da ilke olarak KM-ETB'lerdeki enerji tüketen birleşimler herhangi bir pasif sismik sönümleyici tipolojisiyle teçhiz edilebilir.

Örnek olarak, pasif sürtünmeli sönümleyiciler ile donatılmış kendini merkezleyen bir enerji tüketici birleşim Şekil 1.22'de gösterilmektedir. Kendini merkezleme sistemi tipik olarak, kolonlar vasıtasıyla birçok açıklıktan geçen ve kirişlere paralel giden AG tellerden meydana gelmektedir. Böyle teller Şekil 1.23'te gösterildiği gibi birleşim bölgesinin dışına ankre edilir. Yüksek dayanımlı çelik teller, sürtünmeli aygıtların kurulumundan sonra art-germe işlemine tabi tutulurlar. İlk art-germe kuvvetinin tellere uygulanması nedeniyle kiriş flanşları kolon flanşlarına doğru sıkıştırılır. Art-germe nedeniyle oluşan eksensel kuvvet ve eğilmenin bileşik etkisi altında aşırı sıkıştırma nedeniyle, kiriş flanşlarının erken akmasını ya da burkulmasını engellemek için takviye plakalarına gereksinim duyulur. Böyle takviye plakaları tipik olarak kiriş flanşlarının dış

yüzlerine kaynaklanırlar. Takviye levhaları kolon flanşı ve kiriş flanşları arasına, kolonla yalnızca kiriş flanşları ve takviye plakaları temas edecek şekilde yerleştirilir. Bu sayede kiriş flanşları ve kolon yüzü arasında iyi bir temas sürdürülmesi sağlanırken kiriş gövdesi ezilmede akmaya karşı korunur.



Şekil 1.22: Sürtünmeli sönümleyicilerle donatılmış kendini merkezleyen birleşimler [48, 54]

Sürtünmeli aygıtlar kiriş flanşlarına konumlandırılır ve sürtünme yastıklarını oluşturan iki pirinç şim plakası arasında sandviç yapılan bir iç plakadan (sürtünme plakası) meydana gelir. Sürtünme yastıkları, böyle bir iç plaka ile ve, ya kiriş flanşı takviye plakası ya da bir dış plaka ile temas halindedir. Tüm plakalar kiriş flanşlarına bulonlanmıştır. Birleşimlerdeki boşluğun açılması ve kapanması sırasında sürtünmeli sönümleyicinin hareket boyunu karşılamak için iç plakaya uzun oval delikler açılmıştır. Kiriş takviye plakalarının orta derinliğinde bulunan dönme merkezinin etrafında döndüğü zaman kiriş flanşları ve dış plaka iç plakaya doğru kaydığında sürtünme üretilir. Kayma kuvvetlerini aktarmak için oval delikli bir kayma elemanı kiriş gövdesine bulonlanmış ve kolon flanşına kaynaklanmıştır.



Şekil 1.23: Sürtünmeli sönümleyicilere sahip kendini merkezleyen bağlantının bileşenleri (sol) ve sonuç çevrimsel tepki (sağ) [48, 54]

Böylesi bir birleşim tipolojisinin çevrimsel yüklemeye maruz bırakıldığındaki moment-dönme davranışı Şekil 1.23'te şematik olarak gösterilmektedir. Davranış, kiriş-kolon arayüzeyinde açılan ve kapanan bir boşlukla karakterize edilir. Birleşimin toplam moment dayanımı, tellerdeki başlangıçdaki art-germe, sürtünme kuvveti ve tellerin uzaması sonucunda gelişen ilave bir kuvvet nedeniyle oluşan moment tarafından sağlanır. Sürtünme kuvvetleri üst ve alt sürtünmeli plakaların orta derinliğinde etki eder.

Uygulanan moment altında, birleşim başlangıçta rijit bir birleşim gibi davranır ve göreli dönme sıfıra eşittir (Şekil 1.23'teki 0 ila 2 durumları). Uygulanan momentin büyüklüğü, tellerdeki başlangıç art-germe kuvveti nedeniyle moment dayanımına ulaştığında kirişin kolon yüzüne olan baskısı kalkar. Buna karşılık gelen moment (durum 1), baskıyı açma momenti olarak adlandırılır. Kirişin dönmesi, halen sürtünmeli sönümleyicilerin direnci tarafından tutulduğu için uygulanan moment 1 ve 2 durumları arasında artmaya devam eder. Durum 1'de sürtünme kuvveti minimum düzeydedir ve dönme başlangıç noktası olan nokta 2'de azami değerine ulaşana kadar kademeli olarak artar.

Boşluk açılması sonrasında, art-germeli tellerin elastik eksensel rijitliği, birleşimin artık rijitliğini sağlar. Bu aşamada tellerin uzaması toplam uygulanan momente dayanım gösterilmesine katkı sağlayan ilave bir kuvvet üretir. Sonuçta, durum 4'te tellerin akması meydana gelebilir. Yük boşalımı meydana geldiğinde (durum 3), göreli dönme sabit kalmaya devam eder. Durum 5'te sürtünme kuvveti yine sıfıra eşittir. 5 ve 6 durumları arasında sürtünme kuvveti yön değiştirerek durum 6'da azami değerine yeniden ulaşılana kadar ilerleyerek artar. 6 ve 7 durumları arasında kiriş, kiriş üst flanşı yeniden takviye levhasıyla temas edene kadar ancak sıkışmadan döner. 7 ve 8 durumları arasında, sürtünme kuvveti değeri kiriş takviye levhalarına doğru sıkıştırıldıkça azalır ve durum 8'de M sıfıra eşit olur. Uygulanan momentin tamamen ters çevrilmesi Şekil 23'te gösterildiği üzere yüklemenin tersi olarak meydana gelen benzer bir birleşim davranışıyla sonuçlanacaktır.

Kendini merkezleyen bir davranış elde etmek için liflerin elastik bölgede kalmasının birincil öneme sahip olduğu ve akmanın engellenmesi için kiriş flanşlarının güçlendirilmesi gerektiği kolaylıkla anlaşılmaktadır. Bu koşulların sağlanması durumunda art-germe kuvveti muhafaza edilir ve yük boşalımı sonrasında bağlantı kendiliğinden merkezlenecektir. Bu, kolonların akmalarının engellenecek şekilde tasarlanmış olmaları kaydıyla birleşim momentinin kaldırılması ve yapının depremden önceki pozisyonuna geri dönmesi sonrasında göreli dönmenin sıfıra geri döndüğü anlamına gelmektedir. Birleşimin çevrimsel moment-dönme davranışı, enerji dağıtım kapasitesinin sürtünme yüzeyleri arasında gelişen kuvvete bağlı olduğu bayrak şekilli histerezis döngüsü ile karakterize edilir.

1.5 KAYNAKÇA

- [1] Mazzolani F.M., Piluso V.: "Theory and Design of Seismic Resistant Steel Frames", E & FN Spon, An imprint of Chapman & Hall, Birinci Basım, 1996. ISBN 0-419-18760-X.
- [2] Mazzolani F.M., (Editor): "Moment Resistant Connections of Steel Frames in Seismic Areas, Design and Reliability", E&FN Spoon, 2000.
- [3] Elghazouli A.Y.: "Seismic Design of Steel Frames with Bolted Beam-to-Column Connections", Elnashai, A. S. and Dowling, P. J. (Editors.), ICP (pubs.), (2000).
- [4] Bruneau M., Uang C., Wittaker A. W.: "Ductile Design of Steel Structures", McGraw Hill, 1998.
- [5] Faella C., Piluso V., Rizzano G.: "Structural Steel Semirigid Connections", CRC Press, Boca Raton, Ann Arbor, Londra, Tokyo, 1999. ISBN 0-8493-7433-2.

- [6] Piluso V., G. Rizzano G.: "Random Material Variability Effects on Full-Strength End-Plate Connections", Journal of Constructional Steel Research, Cilt 63, Sayı 5, sf. 658-666, 2007.
- [7] Piluso V., G. Rizzano, M. Latour M., Francavilla A.B.: "Progettazione Sismica dei Collegamenti Flangiati Trave-Colonna a Completo Ripristino di Resistenza e Duttilità", Centro Stampa Università di Salerno, ISBN: 978-88-940089-2-0, Ekim 2015.
- [8] Piluso V., Montuori R., Troisi M.: "Innovative structural details in MR-frames for free from damage structures", Mechanics Research Communications, Cilt 58 (2014), sf. 146–156.
- [9] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads", Engineering Structures, Cilt 85, sf. 219-233, 2015
- [10] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental analysis of beam-to-column joints equipped with sprayed aluminium friction dampers", Engineering Structures, Cilt 146, sf. 33-48, 2018.
- [11] Aiken I.D., Clark P.W., Kelly J.M.: "Design and Ultimate-Level Earthquake Tests of a 1/2.5 Scale Base-Isolated Reinforced-Concrete Building." Proceedings of ATC-17-1 Seminar on seismic Isolation, Passive Energy Dissipation and Active Control. San Francisco. California. 1993
- [12] Constantinou M.C., Soong T.T., Dargush G.F.: "Passive Energy Dissipation Systems for Structural Design and Retrofit." Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, University at Buffalo, State of New York, 1998.
- [13] Christopoulos C., Filiatrault A.: "Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation", IUSS PRESS, 2000, Pavia. İtalya
- [14] Yang T-S., Popov E.P.: "Experimental and Analytical Studies of Steel Connections and Energy Dissipators", Report No. UCB/EERC-95/13, University of California, Berkeley, 1995.
- [15] Kelly J.M.: "Aseismic Base Isolation: A review. Proceedings, 2nd U.S. National Conference on Earthquake Engineering, Stanford, CA, 823-837, 1979
- [16] Pall A.S., Marsh C.: "Response of Friction Damped Braced Frames", Journal of Structural Division, ASCE, Cilt. 108, No. ST6, Haziran, sf. 1313-1323, 1982
- [17] Marsh C., Pall A.S.: "Friction Devices to Control Seismic Response", Proceedings Second ASCF,/EMD Specialty Conference on Dynamic Response of Structures, Atlanta, ABD, Ocak, sf. 809-818, 1981.
- [18] Pall A.S., Marsh C., Fazio P.: "Limited Slip Bolted Joints for Large Panel Structures", Proceedings, Symposium on Behavior of Building Systems and Building Components, Nashville, ABD, Mart, sf. 385-494, 1979.
- [19] Mualla I., Belev B.: "Seismic Response of Steel Frames Equiped with a New Friction Damper Device Under Earthquake Excitation", Engineering Structures, 24(3), sf.365-71, 2002.

- [20] Kelly J., Skinner R., Heine A.: "Mechanisms of Energy Absorption in Special Devices for Use in Earthquake Resistant Structures", Bullettin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 5(3), sf.63-88, 1972.
- [21] Calado L., De Matteis G., Landolfo R.: "Experimental response of top and seat angle semi-rigid steel frame connections". Material and Structures, Cilt 33, 2000, sf.499-510.
- [22] De Matteis G., Landolfo R., Calado L.: "Cyclic Behaviour of Semi-Rigid Angle Connections: a Comparative Study of Tests and Modelling". Proc. of Third International Conference "Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas", Montreal (Kanada), Ağustos, 2000, Balkema sf.165-174.
- [23] Elnashai A.S., Elghazouli A.Y.: "Seismic Behaviour of Semi-Rigid Steel Frames: Experimental and Analytical Investigations", Journal of Constructional Steel Research, 29, sf. 149-174, 1994.
- [24] Elnashai A.S., Elghazouli A.Y, Danish-Ashtiani F.A.: "Response of Semi-Rigid Steel Frames to Cyclic and Earthquake Loads", Journal of Structural Engineering, ASCE, 124(8), sf. 857-867, 1998.
- [25] Iannone F., Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental Analysis of Bolted Steel Beam-to-Column Connections: Component Identification". Journal of Earthquake Engineering, 15(2), sf. 214-44, 2011.
- [26] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Cyclic Modeling of Bolted Beam-to-Column Connections: Component Approach", Journal of Earthquake Engineering, 15(4), sf.537-63, 2011.
- [27] Latour M., Rizzano G.: "Experimental Behavior and Mechanical Modeling of Dissipative T-Stub Connections", Journal of Structural Engineering, 138(2), sf.170-82, 2012.
- [28] Oh S.H., Kim Y.J., Ryu H.S.: "Seismic performance of steel structures with slit dampers", Engineering Structures, cilt 31, sf. 1997-2008, 2009.
- [29] Inoue K., Suita K., Takeuchi I., Chusilp P., Nakashima M., Zhou F.: "Seismic-Resistant Weld-Free Steel Frame Buildings with Mechanical Joints and Hysteretic Dampers", Journal of Structural Engineering, ASCE, Cilt 132, No. 6, 1 Haziran, sf. 864-872, 2006
- [30] Yang T.S., Popov E.P.: "Experimental and analytical studies of steel connections and energy dissipators", Berkeley: Earthquake Engineering Research Center, UCB/EERC-95/13, 1995.
- [31] Khoo H., Clifton G.C., MacRae G., Ramhormozian S.: "Proposed design models for the asymmetric friction connection", Earthquake Engineering and Structural Dynamics. Aralık 2014;44(8):1309-1324.
- [32] Borzouie J., MacRae G., Chase J.: "Cyclic Performance of Asymmetric Friction Connections with Grade 10.9 Bolts. The Bridge and Structural Engineer. Mart 2015; 45(1).
- [33] Yeung S., Zhou H., Khoo H., Clifton G.C., MacRae G.: "Sliding shear capacities of the Asymmetric Friction Connection", 2013 NZSEE Conference, 26-28 Nisan, Wellington, 2013. Makale n. 27

- [34] Butterworth J.W., Clifton G.C.: "Performance of Hierarchical Friction Dissipating Joints in Moment Resisting Steel Frames", 12 World Conference on Earthquake Engineering, Makale N. 718, 2000
- [35] Golondrino J.C., MacRae G., Chase J., Rodgers G., Clifton G.C.: "Velocity effects on the behavior of asymmetrical friction connections (AFC)", 8th STESSA Conference, Shanghai, Çin, 1-3 Temmuz 2015
- [36] MacRae G., Clifton G.C.: "Low Damage Design of Steel Structures", Steel Innovations 2013, Workshop, 21-22 Şubat 2013, Christchurch.
- [37] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental Analysis of Innovative Dissipative Bolted Double Split Tee Beam-to-column Connections", DOI: 10.1002 /stco.201110009, Steel Construction, Cilt 4, Sayı 2, sayfa 53–64, Haziran, 2011.
- [38] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental Behaviour of Friction T-stub Joints under Cyclic Loads", Steel Construction, Cilt 6, Sayı 1, sayfa 11–18, 2013.
- [39] D'Aniello M., Zimbru M., Latour M., Francavilla A. B., Landolfo R., Piluso V., Rizzano
 G.: "Development and Validation of Design Criteria for Free from Damage Steel Joints", EUROSTEEL 2017, 13–15 Eylül 2017, Copenhagen, Danimarka.
- [40] Ferrante Cavallaro G., Latour M., Francavilla A.B., Piluso V., Rizzano G.: "Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability", Journal of Constructional Steel Research, 141, sf. 145-155, 2018.
- [41] Ferrante Cavallaro G., Francavilla A.B., Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental behaviour of innovative thermal spray coating materials for FREEDAM joints", Composites Part B: Engineering 115, sf. 289-299, 2017.
- [42] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental analysis on friction materials for supplemental damping devices", Construction and Building Materials 65, sf. 159-176, 2014.
- [43] MacRae G., Clifton G.C.: "New Technology Applications, Recent Developments and Research Directions for Seismic Steel Structures in New Zealand", Asian Conference on Earthquake Engineering, Bangkok, Tayland, Aralık, 2010.
- [44] Piluso V., Rizzano G., Latour M., Francavilla A.B., Ferrante Cavallaro G., Nastri, da Silva L.S., Santiago A., Santos A.F., Castellano M.G., Di Fusco D., Jaspart J.P., Demonceau J.F., D'Antimo M., Landolfo R., D'Aniello M., Zimbru M., Silva J.M., Guerra I.: "FREEDAM FREE from DAMage Steel Connections", Grant Agreement RFSR-CT-2015-00022, Mid-term Report: 1 Haziran 2015 31 Aralık 2016 (Koordinatör: V. Piluso).
- [45] Piluso V., Latour M., Francavilla A.B., Rizzano G.: "Experimental tests on FREEDAM connections subjected to cyclic loading conditions: Test Report", FREEDAM - FREE from DAMage Steel Connections, Grant Agreement RFSR-CT-2015-00022, Deliverable D5-WP2T2.1 "Test Report", Task 2.1 – Tests on external beam-to-column joints, 31 M 2016.

- [46] Ricles J.M., Sause R., Garlock M., Zhao C.: "Posttensioned Seismic-Resistant Connections for Steel Frames", Journal of Structural Engineering, Cilt 127, No. 2, Şubat, sf. 113-121, 2001.
- [47] Christopoulos C., Filiatrault A., Uang C-M., Folz B.: "Posttensioned Energy Dissipating Connections for Moment-Resisting Steel Frames", Journal of Structural Engineering, Cilt 128, No. 9, 1 Eylül, sf. 1111-1120, 2002.
- [48] Rojas P., Ricles J.M., Sause R.: "Seismic Response and Design of Post-Tensioned Steel Moment Resisting Frames with Friction Components", 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, B.C., Kanada, Ağustos 1-6, Makale No. 1603, 2004.
- [49] Garlock M., Ricles J.M., Sause R.: "Experimental Studies of Full-Scale Posttensioned Steel Connections", Journal of Structural Engineering, Cilt 131, No. 3, 1 Mart, sf. 438-448, 2005.
- [50] Chou C-C., Chen J-H., Chen Y-C, Tsai K-C: "Evaluating performance of post-tensioned steel connections with strands and reduced flange plates", Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 35, sf. 1167–1185, 2006.
- [51] Garlock M., Sause R., Ricles J.M.: "Behavior and Design of Posttensioned Steel Frame Systems", Journal of Structural Engineering, Cilt 133, No. 3, 1 Mart, sf. 389-399, 2007.
- [52] Garlock M, Li J.: "Steel self-centering moment frames with collector beam floor diaphragms", Journal of Constructional Steel Research, 64, sf. 526–538, 2008.
- [53] Wolski M., Ricles J.M., Sause R.: "Experimental Study of a Self-Centering Beam– Column Connection with Bottom Flange Friction Device", Journal of Structural Engineering, Cilt 135, No. 5, 1 Mayıs, sf. 479-488, 2009.
- [54] Rojas P., Suárez D.C., Ricles J.M., Sause R.: "Seismic evaluation of an eight story building with self- centering steel moment resisting frames and flange friction devices", 15th World Conference on Earthquake Engineering, Lisboa, Makale No. 3002, 2012

BÖLÜM 2

SÜRTÜNMELİ SÖNÜMLEYİCİLERİN GELİŞTİRİLMESİ

2.1 GİRİŞ

Tamamlayıcı sönümleme aygıtlarının geliştirilmesine, yapı dinamiğinin fiziksel olarak yorumlanmasını esas alan, yapıların sismik tepkisinin gelişmiş bir şekilde anlaşılması sayesinde yaklaşık 50 yıl önce Yeni Zelanda'da başlanmıştır [1]-[4]. Aslında, daha önceden de ele alındığı gibi deprem enerjisi genellikle kinetik enerjiye, viskoz ve histeretik sönümlemeye ve elastik gerinim enerjisine dönüşür. Bir konstrüksiyona belirli noktalarında pasif enerji dağıtım sistemlerinin eklenmesi yapısal özellikleri değiştirir ve özellikle de sismik olay sırasındaki enerji dengesini değiştirerek salınım deplasmanları ve hasarın azaltılması açısından belirli avantajlar sağlar. Ayrıca, ciddi sismik olaylar söz konusu olduğunda, hasar görmüş aygıtların kolaylıkla değiştirilebilmesine fırsat tanıması nedeniyle uygun tasarım stratejilerinin uygulanması yoluyla belirli bölgelerdeki enerji dağıtımının azami seviyeye çıkarılması sayesinde yapısal onarılabilirliğin iyileşmesini sağlar. Bu avantajlar sayesinde geçen birkaç on yıl içinde destekleyici sönümleme sistemlerinin geliştirilmesi akademik çevrede ve mühendisler arasında büyük ilgi toplayarak çok sayıda tüketici aygıtın geliştirilmesine yol açmıştır [5]-[10]. Bu sistemlerin birçoğu dünya genelindeki binalara ve köprülere hem sismik güçlendirme hem de yeni konstrüksiyonlar olarak kurulmuştur (Şekil 2.1-Şekil 2.4).



Şekil 2.1: Rion-Antirion Köprüsü'ne uygulanan viskoz sönümleyiciler (Yunanistan) - (Kaynak: FIPMEC srl)

Şekil 2.2: Prekast betonarme yapı içine kurulmuş burkulması engellenmiş çelik çaprazlar (İtalya) -(Kaynak: FIPMEC srl)

Pasif enerji dağıtım sistemleri genel olarak aşağıdaki üç kategoriye ayrılmaktadır: *i) deplasman aktivasyonlu; ii) hız aktivasyonlu; iii) hareket aktivasyonlu*. Birinci kategori, yapının iki noktası arasında meydana gelen göreli deplasman sayesinde enerji tüketen aygıtlara yöneliktir. Bu sönümleyiciler hareket frekansına bağlı olmayan özelliklere sahiptirler ve yapı içinde oluşan iç kuvvetlerle uyum içerisinde olan kuvvetler sağlamaktadır. Bu kategoriye ait olan sistemlere ilişkin tipik örneklerin tümü metalik akmalı sönümleyicilerin tipolojilerindendir. İkinci kategori

yapısal tepkiyle farklı fazdadırlar. Bu, hızla etkinleştirilen sönümleyiciler tarafından sergilenen azami direncin deplasmanlar ve kuvvetler açısından doruk yapısal tepki ile eşzamanlı olmadığı anlamına gelmektedir. Hıza bağlı sistemlere ilişkin tipik örnekler viskoz ve visko-elastik sönümleyicilerdir.





Şekil 2.3: Test sonrasındaki ADAS aygıtı

Şekil 2.4: Boeing Ticari Uçak Fabrikasında tekli bir çapraz bağlantıya kurulmuş Pall aygıtları, ABD - (Kaynak: Dr Pall)

Sonuç itibariyle hareketle etkinleştirilen aygıtlar ikincil bir sistem aracılığıyla yapısal tepkiyi değiştiren aygıtlardır. Hareketle etkinleştirilen cihaza ilişkin tipik bir örnek de enerji akışını değiştirerek yapısal tepkiyi azaltabilen bir kütle-yay-sönüm sisteminden meydana gelen ayarlı kütle sönümleyicidir. Destekleyici sönümleyicilere ilişkin geniş bir kategori deprem enerjisinin ttüketilmesi için kuru sürtünmeyi esas almaktadır. Bu elemanlarda enerjinin tüketimi, hidrolik basınçların, elektromanyetik kuvvetlerin ya da en basit haliyle yüksek dayanımlı bulonların uygulanması yoluyla birbirine kenetlenmiş olan temas eden iki yüzey arasında kayma olmasıyla tüketilir. Bu son kenetleme yöntemi muhtemelen basitliği nedeniyle inşaat mühendisliği uygulamasında en çok uygulanan yöntemdir. Aslında en basit şekilde, yüksek dayanımlı bulonların kullanımı ile, sıkıştırma torku değerinin ve bulon sayısının ve çapının ayarlanması ile, temasta olan bir ya da birden fazla yüzey üzerine sabit bir kuvvet uygulamak mümkündür. Kayma kuvvetinin, depremin hız ve frekans içeriğine yalnızca çok düşük şekilde bağlı olduğu değerlendirildiğinden sürtünmeli sönümleyiciler genellikle deplasman aktivasyonlu sönümleyiciler kategorisine girmektedir. Sürtünmeli sönümleyicilerin ilk kayma kuvveti birçok durumda hızdan ihmal edilebilir mertebede etkilenmesine rağmen sürtünme direncinin aşınması ve bozulması da tam aksine hıza önemli şekilde bağlıdır. Sürtünmeli sönümleyicilerin çevrimsel davranışı genellikle bir rijit-plastik davranış aracılığıyla açıklanabilmektedir.



Şekil 2.5: Anti-sismik sürtünmeli aygıta ilişkin ilk Japon patenti [11]





Şekil 2.6: Simetrik sürtünmeli aygıtlara sahip kayar menteşeli birleşim [12]

Şekil 2.7: Wellington'un ödüllü Te Puni Köyü -Asimetrik sürtünmeli sönümleyicilere sahip kayar menteşeli birleşim [13]

Bu nedenle, tasarımcının ihtiyaç duyduğu tek parametre kayma kuvvetidir ve bu, haliyle temas eden yüzeye dik kuvvet değerine ve kayar arayüzeyin yapısal bir özelliği olan sürtünme katsayısına bağlıdır. Sürtünmeli aygıtların büyük bir avantajı, bunların ciddi sismik etkiler sırasında sismik enerjiyi tüketebilmeleriyle beraber bunların servis koşulları altında deplasman azaltıcıları olarak çalışacak şekilde kullanılabilmeleridir.

Sürtünme katsayısı adezyon, kazıma ve kirleticilerin mevcudiyeti gibi farklı unsurlara bağlıdır. Bu unsurların modellenmesi genellikle tribolojinin konusudur. Tribolojide, statik ve dinamik yükler altındaki kayma kuvvetlerinin tahmin edilmesine yönelik teorilerin geliştirilmesi için yüzeylerin topografyası, malzemelerin sertliği, arayüzey katmanlarının mekanik özellikleri ve etkileri fiziksel olarak modellenir (Şekil 2.8, Şekil 2.9). Bunun aksine, yapı mühendisliğinde sürtünmeli malzemelerin özellikleri tipik olarak, böylesi aygıtların tasarlanması için gerekli olan bilgilerin sağlanması için genellikle yeterli olduğu değerlendirilen deprem mühendisliği kapsamına yönelik deneysel yaklaşımın izlenmesi yoluyla araştırılmaktadır.





Şekil 2.8: Gerçek ve görünür temas alanları arasındaki fark [14]



Teknik literatürde çeşitli çalışmalar, farklı yüzeysel işlemlerden geçmiş ve yüksek dayanımlı sürtünme etkili bulonlar ile kenetlenmiş ve yüzeysel işlem görmüş kayar metalik yüzeylerin histeretik davranışının karakterizasyonuyla ilgilenmektedir. Enerji tüketici çaprazlar ya da linkler için kullanılmak üzere 70'lerden beri geliştirilen sürtünmeli sönümleyicilerin en büyük kısmı bu yaklaşımı benimsediği için bu durum özellikle inşaat mühendisliği amaçları açısından önemlidir. Bu tipteki ilk avgıtlar, çelik kayar yüzeyler arasına konulmuş asbest fren yastıklarının kullanıldığı, çaprazların kesiştiği yere sürtünmeli sönümleyiciler konularak geliştirilmiştir [15]. Sürtünmeli sönümleyicilere ilişkin en basit biçimlerden biri konvansiyonel bir çapraz elemanının ucuna yerleştirilen basit bulonlu kanallı plakalar içeren şekilde [16] tarafından önerilmiştir. Caprazin çerçeveye bağlantısı, çaprazın akması ya da burkulması meydana gelmeden önce kayacak sekilde tasarlanmıştır. Ters-V çaprazlara yönelik bir diğer sürtünmeli sönümleyici [17] tarafından önerilmiştir. Sürtünmeli sönümleyicilere ilişkin yakın zamandaki uygulamalar, yalnızca ihmal edilebilir düzeyde hasara maruz kalan, enerjiyi tüketebilen düsük hasar sistemleri konseptiyle alakalıdır. Düşük hasar yarı-rijit kiriş-kolon birleşimleri yakın zamanda incelenmiştir. Kanallı bulonlu birleşimlerin geleneksel birleşim tipolojileri açısından gelecek vaat eden bir alternatif olduğu kanıtlanmıştır. Aslında, kanallı bulonlu birleşimler ilk olarak Grigorian ve ark. [12] tarafından incelenmiştir ve bu çalışmalar esas alınacak olduğunda kirişin alt flanşında bulunan Asimetrik Sürtünmeli Birleşimlere (ASB'ler) sahip Kayar Mafsallı Birleşimler (KMBler) Clifton [18[21] tarafından geliştirilmiştir (Şekil 2.6, Şekil 2.7). Bu ilk çalışmaların ardından son yıllarda benzer başkaca çözümler ortaya konulmuştur. [23]-[24]'te sürtünmeli sönümleyici; köşebentlerden ve alt kiriş flanşına ve kolona bulonlanmış olan bir guseden oluşmaktadır. Bu konfigürasyonun ana avantajı, kullanılan sürtünme malzemesinin daha iyi kontrol edilmesini ve bulon sıkma prosedürlerinin doğru şekilde uygulanmasını temin etmek üzere sönümleyicinin prefabrike olarak üretilme olasılığıdır. Dahası, Clifton tarafından önerilen çözümle olan asıl fark, Asimetrik Sürtünmeli Birleşimler (ASB'ler) yerine Simetrik Sürtünmeli Birleşimlerin (SSB'ler) kullanılmasıdır. Her iki çözüm için de döşemenin varlığı, plastikleşmeyi kirişin alt flanşı seviyesinde yoğunlaştırmaktadır ve bunun sonucunda birleşim hasara uğramamış olarak kalacak sekilde hasar aygıt dahilinde tutulacaktır (Sekil 2.10, Sekil 2.11).



Şekil 2.10: Bir FREEDAM birleşiminin konsept görünümü



Şekil 2.11: FREEDAM kiriş-kolon birleşiminin bir laboratuar testi sırasındaki görünümü

Daha önce rapor edilen tüm uygulamalarda, güvenilir bir sürtünmeli sönümleyicinin geliştirilmesinde geniş ve stabil histerezis döngülerinin sağlanmasının büyük öneme sahip olduğu açıktır. Bu konu, düşük maliyetli ve pratikte uygulanması kolay çözümler sunmak ve aynı zamanda geliştirilen kanallı bulonlu sürtünmeli sönümleyicilerin tasarımına ve modellenmesine yönelik basit araçlar sağlayan FREEDAM araştırma projesi dahilinde geniş bir şekilde incelenmiştir. Bir sürtünmeli sönümleyicinin kayma kuvveti, sürtünme katsayısının; sürtünme arayüzeylerinin sayısı, bulon sayısı ve bulon önyükleme kuvveti ile çarpımının sonucudur. Bu nedenle, sürtünmeli sönümleyicinin kayma direncini belirlemek için bulonlara uygulanan önyükleme kuvvetini kontrol etmek ve sürtünme arayüzeyini sağlamak için kullanılan malzemenin sürtünme katsayısı değerini tam ve hassas bir şekilde karakterize etmek gerekir. Bulon önyükleme kuvveti EN1090-2 [27] (yani bileşik, tork, DTI pullar) ile öngörülen yöntemlerden biri uygulanarak kontrol edilebilir. Bu yöntemler, EN1990 [26] ile sıkmada şart koşulan %95 asgari güvenilirliğin temin edilmesi için tasarlanmıştır. Bunun aksine, belirlenen bir arayüzeyin geliştirebildiği sürtünme katsayısı değerinin deneysel olarak karakterize edilmesi gerekir ve bu birden fazla faktöre bağlıdır. Özellikle, geçmişteki deneysel çalışmalarda halihazırda sergilendiği üzere, bir arayüzeyin sürtünme katsayısı sürtünmeli aygıtın oluşturulabilmesi için kullanılan malzemelere ve onun yüzey hazırlığı, mikro ve makro sertliği, malzemelerin kayma direnci ve pürüzlülüğü gibi ana tribolojik özelliklerine büyük oranda bağımlıdır. Bu konuya, FREEDAM araştırma projesi kapsamında geliştirilen sürtünmeli sönümleyicilerin davranışının açıklandığı paragraflarda değinilmiştir. Özellikle belirtilecek olursa, çevrimsel yükleme koşulları altındaki (düşük ve yüksek hız) sönümleyicilerin davranışı sunulmaktadır. Bunun ardından, sürtünmeli sönümleyicilerin uzun süreli davranışı değerlendirmeye alınmıştır ve FREEDAM birleşiminin sürtünmeli sönümleyicilerinin tasarımına ilişkin bilgiler verilmiştir.

2.2 SÜRTÜNME YASTIKLARININ GELİŞTİRİLMESİNE YÖNELİK MALZEMELERİN SEÇİMİ

2.2.1 Temel sürtünme teorileri

Tarihsel açıdan bakılacak olduğunda geçmişteki triboloji çalışmalarının önemli bir bölümü metallerin sürtünme özelliklerinin araştırılmasına eğilmiştir ve kayan cisimler arasındaki iki ana sürtünme kaynağı olarak adezyon ve küreme belirtilmiştir. İki yüzey birbirine doğru yüklendiklerinde, pürüzlerin plastik olarak deforme olmasıyla "soğuk kaynak" birleşimler olarak anılan durumun oluşmasına neden olduğundan adezyon bileşeni ortaya çıkar. Bu birleşimlerin yakın temasından dolayı, adezyon bağlarının kayması belli bir kayma yükü gerektirecektir. Temastaki yüzeyler arasındaki göreli hareket, bir cismin diğerini kaldırmasını gerektirdiğinden, küreme doğal yüzeylerin pürüzlülüğünden kaynaklanır. Adezyon bileşeninin kökenini matematiksel olarak açıklamanın en basit teorisinde [28] de ifade edildiği gibi, soğuk kaynaklı birleşimlerin kayma direnci adezyon-bağımlı olduğunda, bu gerçek temas alanına orantılı olmak zorundadır ve ideal elastik-plastik davranışa sahip metallerde bunun $A = N/\sigma_0$ 'e eşit olduğu kabul edilebilir. Burada *A* gerçek temas alanı, σ_0 malzeme çentik sertliği ve *N* yüzeye dik etkiyen kuvvettir. Adezyondan kaynaklanan toplam sürtünme kuvveti (*F_A*) aşağıdaki şekilde ifade edilebilir:

$$F_{A} = As = \frac{N}{\sigma_{0}}s \tag{2.1}$$

s burada, soğuk kaynaklı birleşimlerin kayması için birim alan başına gelen kuvvet. Halihazırda belirtildiği üzere küreme, daha yumuşak bir metalin içine giren sert metalin pürüzlülüğünden kaynaklanan sürtünme kuvvetidir. Bowden ve Tabor teorisine göre bu katkı aşağıdaki şekilde tahmin edilebilir:

$$F_{\mathbf{p}} = nr\mathbf{h}\sigma_{\mathbf{0}} \tag{2.2}$$

burada n pürüzlerin sayısı, r pürüzün yarı genişliği ve h pürüzün yüksekliğidir. Bu nedenle, adezyon ve küreme nedeniyle meydana gelen toplam kayma kuvveti (F) aşağıda verilmektedir:

$$F = F_A + F_P = \frac{N}{\sigma_0} s + nrh\sigma_0$$
(2.3)

Küreme bileşeni aşınma süreci sırasında oldukça önemlidir, ancak, metaller söz konusu olduğunda böylesi bir katkının adezyona kıyasla göz ardı edilebilir olduğu gösterilmiştir. Bu nedenle, Denklem (2.1) sürtünme kuvvetinin ve normalde yükün oranın görünür temas alanına bağlı olmadığını belirterek metaller açısından son derece önemli bir özelliği açıklamaktadır. Pratikte, Bowden ve Tabor'un teorisi kuru sürtünmenin klasik teorisinin üç önermesinin ikisini açıklamaktadır ve aşağıdakileri belirtmektedir:

- toplam sürtünme kuvveti görünür temas yüzey alanından bağımsızdır;
- geliştirilebilecek toplam sürtünme normalde uygulanacak etkiyle orantılıdır;

• yavaş kayma hızları söz konusu olduğunda toplam sürtünme kuvveti kayma hızından bağımsızdır.

İlk iki varsayım genellikle, bunları 1699 yılında sunan Fransız mühendisin adıyla Amontons kanunları olarak bilinmekteyken bir üçüncüsü de Coulomb adıyla bilinir [29]-[30]. Kayma sırasında, kayan arayüzeye hareketin zıt yönünde etki eden teğetsel kuvvetin hesaplanmasına yönelik klasik ilişki iyi bilinen Coulomb sürtünme katsayısı $F=\mu N$ olup burada F kayma kuvveti, N normal etki ve μ sürtünme katsayısıdır. Sürtünme kuvveti daima hareketin (kinetik sürtünme durumunda) ya da potansiyel hareketin (statik sürtünme durumunda) zıt yönündedir. (2.1) denklemine göre aşağıdaki ilişki elde edilebilir:

$$\mu = \frac{s_0}{\sigma_0} \tag{2.4}$$

burada s_0 en zayıf malzemenin kritik kayma gerilmesi, σ_0 en yumuşak malzemenin sertliğidir. Denklem (2.4) metaller için makul bir sürtünme katsayısı tahmini sağlamaktadır, ancak, genelde sürtünme katsayısı diğer üç etkiye bağlıdır: temas basıncı (*P*), kayma hızı (*v*) ve sıcaklık (*T*). Bu nedenle, genel olarak bir arayüzeyin sürtünme katsayısı $\mu = \mu(P, v, T)$ olarak ifade edilmelidir.

Kauçuk esaslı malzemeler söz konusu olduğunda malzemenin yapısı onun sürtünme özelliklerini etkilemektedir. Aslında, kauçuk düşük bir elastisite modülüne sahiptir ve bu malzeme en sert malzemenin yüzey pürüzlerinin şekline ayak uydurduğundan gerçek temas alanı normal yükün büyüklüğünden önemli ölçüde etkilenir [31]. Polimerik malzemelerin davranışları klasik sürtünme teorisinden sapma göstermektedir. Aslen, polimerlerin tribolojisi adezif kesişimlerden, temas halindeki sürtünen malzemenin kayma direncinden ve gerçek temas alanından etkilenmektedir [32]. Polimerlerin sürtünme katsayısı uygulanan normal yükün değerlendirmeye alınan aralığına ve polimer tipine bağlı olarak sabit ya da azalan ilişkiler yoluyla temsil edilebilmektedir [33]-[35]. Özellikle, çelik-kauçuk arayüzeylerin sürtünme katsayısını modellemek için çeşitli matematiksel ilişkiler ortaya konulmuş olup μ temas basıncının (P) ve malzeme elastisite modülünün (E) bir fonksiyonu olarak ifade edilir. Bunların bazıları burada belirtilmektedir:

[36]:]:
$$\frac{1}{\mu} = a + b\left(\frac{p}{E}\right)$$
 (2.5)

a ve b deneysel test yoluyla bulunacak olan ampirik parametrelerdir;

[32]:
$$\mu = K \left(\frac{p}{E}\right)^{-1/n}$$
 (2.6)

burada K ve n değerinin deneysel olarak bulunması gerekir;

$$[37]: \mu = \mu_{\pm} + a(P)^{-h} \tag{2.7}$$

burada, basınç sonsuz olduğunda μ_{∞} sürtünme katsayısının değeri olup *a* bir deneysel sabitedir ve *h* ise Shore sertliğinin 100'e bölümüdür. Sonuç olarak kauçuk söz konusu olduğunda klasik sürtünme teorisinden ayrılan bir diğer önemli sapmaya işaret edilmesi gerekir. Aslında,

polimerik malzemeler söz konusu olduğunda sürtünme kuvveti kayma hızına önemli ölçüde bağlı olabilir. Bu davranış polimerlerin viskoelastik davranışından kaynaklanmaktadır. Bunlara bakılmaksızın, genellikle birçok polimerik malzemeye yönelik olarak hızın etkisi sınırlı bir hız aralığı içinde olacak şekilde düşüktür (0,01-1 cm/sn).

2.2.2 FREEDAM araştırma projesi sırasında test edilen sürtünmeli malzemeler

Bugüne kadar çok sayıda çalışmada sismik aygıtlara ve sürtünmeli birleşimlere yönelik sürtünmeli malzemelerin analizine odaklanılmıştır. Ana hatlarıyla, geçmişteki çalışmalar sürtünme özellikle destekleyici enerji tüketim aygıtlarına yönelik uygulama açısından malzemelerin analizine odaklanmıştır [38]-[40] ancak, daha yakın zamanda birleşimlerdeki sürtünmeli sönümleyicilerin uygulanması ve tüp kesit kullanılan çelik kulelere yönelik aynalara sahip sürtünmeli birleşimlerin belirli türlerinin geliştirilmesi için benzer çalışmalar da geliştirilmiştir. Özellikle, [41]-[42]'de HISTWIN'nin faaliyetleri dahilinde (çelik rüzgar enerjisi kulelerinde uygulamaya yönelik statik sürtünmeli birlesimlerin arastırıldığı) ve halihazırda hem elemanter birleşimler hem de asimetrik sürtünmeli sönümleyicilerle teçhiz edilmiş birleşimler üzerinde yapılmış bir dizi çevrimsel testi gerçekleştirmiş olan Auckland Üniversitesi'nin araştırma grubu tarafından [18]-[21] yakın zamanda, sürtünme arayüzlerinin davranış karakterinin belirlenmesiyle ilgili önemli çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Ayrıca, arayüzeylerin sürtünme katsayısının karakterinin belirlenmesiyle ilgilenen diğer çalışmalar da halihazırda [43]'te geliştirilmiştir. FREEDAM araştırma projesi dahilinde tüm bu çalışmalar, FREEDAM birleşimlerinde uygulanmak üzere test edilecek olan, rasyonel malzeme seçimini sağlamak için referans olarak kullanılmıştır.

Ayrıca, sürtünmeli sönümleyiciler için kullanılacak olan arayüzeylerin seçimi, deprem mühendisliği uygulamalarında kullanılacak olan sönümleme aygıtlarının davranışının değerlendirilmesine odaklanan klasik teorik çalışmalardan elde edilen bazı ilkeler çerçevesinde yapılmıştır. Metalik arayüzeylerin söz konusu olması durumunda yüksek sürtünme katsayısı değerlerinin normalde yalnızca büyük yüzeysel sertlik farkına sahip malzemelerin eşleştirilmesiyle sağlanabildiği (2.4) denkleminden kolaylıkla anlaşılabilmektedir. Bu farkın elde edilmesi konusunda çeşitli olasılıklar bulunmaktadır, ancak, ağırlıklı olarak çelikle beraber sürtünmeli arayüzeylerin gerçekleştirilmesi açısından kullanılan malzemeler normalde metaller, kauçuklar ya da karbür alaşımlardır. Yüksek dayanımlı temperli çelik, pirinç ya da fenolik kauçuklar gibi bu malzeme kategorilerinin bazıları halihazırda çeşitli araştırmacılar tarafından yaygın sekilde incelenmistir. Halihazırda gerçeklestirilmiş olan deneysel çalışmalara ilişkin örnekler, normal ve aşınmaya dirençli çelikler üzerinde [14] tarafından gerçekleştirilenler ve yumuşak çelik, pirinç, püskürtme alüminyum ve farklı kauçuk tipleri üzerinde [43] tarafından gerçekleştirilen çalışmalardır. Bu analizler, yumuşak çelik tarafından oluşturulan arayüzeylerin yalnızca düşük sürtünme katsayısı değerleri (0,1-0,25) geliştirebileceğini ve ayrıca, çevrimsel bir yükleme geçmişine maruz bırakıldıklarında yüzeylerde meydana gelen hasar ve sürtünme katsayısının küreme bileşeninin artışı nedeniyle önemli bir pekleşme davranışı sergilediğini kanıtlamıştır (Şekil 2.12, Şekil 2.13).



Şekil 2.12: Yumuşak Çelik Üzerinde Test [14] 4 cıvata – Her bir cıvatanın önyükleme seviyesi 210 kN - 1 temas yüzeyi



Şekil 2.13: Yumuşak Çelik Üzerinde Test [43] 4 cıvata – Her bir cıvatanın önyükleme seviyesi 50 kN - 2 temas yüzeyleri

Açıkça görülmektedir ki, sürtünme katsayısının başlangıç değeri oldukça düşüktür ve çevrimsel yükleme koşulları altında gösterilen peklesme tepkisi bu malzemelerin sürtünme sönümleyicilerine uygulanması açısından uygun olmayan özelliklerdir. Aslında, ilk sürtünme katsayısının düsük bir değer olması sürtünmeli birleşimlerin düsük bir maliyetle geliştirilmesi açısından önemli bir sınırlandırma teşkil etmektedir, çünkü bu tipte bir malzemenin kullanılması sönümleyicide çok sayıda bulonun kullanılmasını ve sonuç olarak büyük boyutlu ve yüksek maliyetli aygıtların benimsenmesini gerektirecektir. Ayrıca, sürtünmeli aygıtların pekleşmeye maruz kalmaları halinde birleşimlerin diğer tüm elemanlarının ve kolonların artan kuvvet değerlerine karşılık, fazladan güçlendirilmesi gerekeceğinden ve bu durum çerçevenin elemanlarının aşırı derecede büyük boyutlu yapılmasına yol açacağından pekleşme davranışı uygulama açısından avantajlı bir özellik değildir. Tüm bu nedenlerden dolayı yumuşak çelikten üretilen arayüzeyler genellikle sismik sönümleyiciler için uygun olarak nitelendirilmezler ve benzer nedenlerden dolayı, halihazırda [14]'te önerilen yüksek dayanımlı çelikler ve aşınmaya dirençli çelikler de sınırlandırmalar getirmektedir. Aşınmaya dirençli çelikten üretilen sürtünme şim levhaları daha yüksek bir sürtünme katsayısı geliştirebilmelerine rağmen (yaklaşık 0,4) halen bir miktar pekleşme ile karakterize edilmektedirler. Geçmiş deneysel çalışmalarda değerlendirmeye alınan diğer malzemeler pirinç, püskürtme alüminyum ve farklı kauçuk tipleridir [43]. Geçmiş deneyimlere bakılacak olduğunda, normalde fren sistemlerinde uygulama için kullanılan kauçukların (ağırlıklı olarak fenolik reçinelerden meydana gelen) stabil bir davranış ancak oldukça düşük bir sürtünme katsayısı (0,15 ila 0,25 aralığında) sağladığı gösterilmiştir. Ayrıca, [43]'de bildirildiği üzere bu malzemeler tipik olarak düşük bir çekme dayanımı değeri ile karakterize edilirler ve bu onları çelik plakalara yapıştırılmış olmadıkları takdirde sürtünmeli birleşimlerde kullanım açısından uygunsuz kılar. Bunlar aslında, sürtünmeli birleşimlerde normalde gerçekleşen etkilerin altında delikli kesitlerde kolaylıkla gevrek kopmalara maruz kalabilirler (Şekil 2.14, Şekil 2.15). Bundan dolayı, bu sakıncalar nedeniyle, FREEDAM projesinin diğer testlerinde kauçuk malzemeler değerlendirmeye alınmamıştır.



Şekil 2.14: Kauçuk Üzerinde Test [43] 4 cıvata – Her bir cıvatanın önyükleme seviyesi 50 kN - 2 temas yüzeyi



Şekil 2.15: Net kesiti boyunca kauçuk sürtünme şim plakalarının gevrek kopması [43]

Pirinç, kendisinin sürtünme davranışlarının karakterize edilmesine [38], [39], [43] ya da onun sürtünmeli aygıtlardaki uygulamasının test edilmesini ele alan çeşitli çalışmaların konusu olmuştur. Özellikle, Voiculescu ve Dalban [39] tarafından gerçekleştirilen çalışmada, basit bindirmeli kayma birleşimleri üzerinde yapılan testlerle pirincin sürtünme katsayısının yaklaşık olarak 0,3'e eşit olduğu belirtilmiştir. [43]'te pirinç aynı zamanda ek birleşimleri üzerinde gerçekleştirilen testler yoluyla araştırılmıştır ve ayrıca bu durumda, sürtünme katsayısı, çevrimsel yükleme koşulları altında arayüzey üzerinde meydana gelen küremenin artışıyla artma yaşama eğiliminde olsa da bunun ilk değerinin oldukça düşük olduğu belirtilmiştir (yaklaşık 0,1).



Şekil 2.16: Termik püskürtme alüminyum üzerinde yapılan test [40] 1 cıvata – 2 temas yüzeyi -Sürtünme Katsayısı araştırmacılar tarafından sağlanmıştır: 0.71

Şekil 2.17: Termik püskürtme alüminyumun davranışı [43] 4 cıvata – Her bir cıvatanın önyükleme seviyesi 50 kN - 2 temas yüzeyi

Termik olarak püskürtme alüminyuma yönelik gelecek vaat eden testler [40] ve [43] ile sağlanmıştır. Bu deneysel analizler, termik püskürtme alüminyumun tribolojik tepkisinin 0,4'ten daha yüksek olan sürtünme katsayısı değerlerinin gelişimiyle ve çevrimsel yükleme koşulları altında kararlı bir davranışla karakterize edildiğini ortaya koymuştur (Şekil 2.16, Şekil 2.17). Belirli bir uygulama bir tarafa, bu çalışmalar, genel olarak termik püskürtme kaplamaların da düşük maliyetli olmaları itibariyle endüstriyel uygulamalarda yüksek potansiyelli olarak karakterize edildiklerini göstermiştir. Bu husus esas alınacak olduğunda FREEDAM araştırma

projesi sırasında, sürtünmeli sönümleyicilerin geliştirilmesi için termik püskürtme teknikleri kullanılarak uygulanabilen malzemeler seçilmiştir. Termik püskürtme, ergimiş ya da erimiş metallerin yüksek hızda geçerek temizlenmiş ve hazırlanmış bileşen yüzeylerine püskürtüldüğü özel cihazlar/sistemler aracılığıyla gerçekleştirilen kaplama uygulanmasına yönelik endüstriyel bir prosedürdür. Bu prosedürde kaplama malzemesi bir ısı kaynağı ile ergitilir ve ardında bir ana malzeme üzerine gazlar aracılığıyla itilerek burada katılaşarak som bir tabaka oluşturur (Şekil 2.18, Şekil 2.19).

Daha önce de belirtildiği üzere, bir metal arayüzeyin sürtünme katsayısı en zayıf malzemenin kayma direnci (s₀) ve en yumuşak malzemenin yüzey sertliği (σ_0) arasındaki oranla belirlendiğinden temas halindeki levhaların yüzey sertliği arasındaki fark temel bir özelliktir [28]. Bu nedenle, önceki gözlem esas alınacak olduğunda daha yüksek bir sürtünme katsayısı değeri elde etmek için gerekliliklerin i) temas halindeki malzemelerin yüzey sertlikleri arasında büyük bir fark olması; ii) en zayıf malzemenin kayma direncinin yüksek bir değer olması; iii) en yumuşak malzemenin yüzey sertliğinin gayet düşük bir değer olması ihtiyacı olduğu açıktır. Korozyon meselesinin önlenmesi açısından FREEDAM sürtünmeli sönümleyiciler, yaklaşık 130 HV düzeyinde bir yüzey sertliği ile karakterize edilen 1.4301 (AISI 304 eşdeğeri) kalitede çelikten üretilmiş iç paslanmaz çelik plakadan meydana gelmektedir. Bu nedenle, daha yüksek sürtünme katsayısı değerleri geliştirebilmek için paslanmaz çelik plakalarla eşleştirilecek olan sürtünme şim levhalarının malzemesi çok daha düşük ya da çok daha yüksek bir yüzey sertliğiyle karakterize edilebilecek şekilde seçilmiştir. Bu kapsama ulaşabilmek için malzeme seçimi ticari olarak mevcut tüm malzemeler ya da alaşımlar arasından yüzey sertliği 130 HV'den ciddi ölçüde farklı değerlerle karakterize edilmiş olanlar tespit edilerek gerçekleştirilmiştir. Bu nedenle, iki sınıf malzemenin testi yapılmıştır: "sert" olarak adlandırılan ve "yumuşak" olarak adlandırılan malzemeler. Yumuşak malzemeler sınıfında HV değeri 5 ila 30 olarak karakterize edilen ve termik püskürtme yoluyla uygulanan saf metaller test edilmiştir (aşağıdaki paragraflarda M1 ila M5 olarak etiketlenmişlerdir). Bunun aksine, sert malzemeler sınıfında ise, toz karışımlar olarak üretilen karbür alaşımları ve ayrıca 3M Deutschland GmbH tarafından üretilen elektrosuz nikel sürtünme şim levhaları, sönümleyicilerin sürtünme besleme levhalarının kaplanması açısından bir sürtünme arayüzeyi sağlamaya uygun olan yüksek yüzey sertliği değerleri ile karakterize edilen kaplama malzemeleri olarak ele alınmıştır (aşağıdaki paragraflarda M6 ila M8 olarak etiketlenmiştir). Seçili karbür alaşımın yüzey sertliği 550 ila 1200 HV arasında değişmektedir. Bunun aksine 3M tarafından üretilen sürtünme pulları Elektrosuz Nikel olup yüksek bir yüzey sertliği değeri (600/900 HV) elde etmek üzere elmas tozu katkıları içermektedir.

Paslanmaz çelik daha sert malzemelerle bir arada kullanıldığında, çelik plakanın tüketilmesinin teşvik edildiği ve bu nedenle, elde edilen sürtünme katsayısının aslen çelik plakanın kayma direnci ve yüzey sertliği arasındaki oranla belirlendiği unutulmamalıdır. Bunun aksine, çelik daha yumuşak bir malzeme ile birleştirildiğinde arayüzeyin aşınması esas olarak sürtünme şime levhalarının tükenmesinden kaynaklanmaktadır ve sürtünme katsayısı da aslen sürtünme şim levhasını kaplamak için kullanılan malzemenin kayma direnci ve yüzey sertliği arasındaki orana bağlıdır.



Şekil 2.18: Elektrik ark tel püskürtme işleminin şematik diyagramı (www.metco.com)



2.3 ÇEVRİMSEL YÜKLEME KOŞULLARI ALTINDAKİ DAVRANIŞ

2.3.1 Deneysel düzenekler

FREEDAM birleşimlerde kullanılan sönümleyicilerin sürtünme katsayısını karakterize etmek için hem Salerno Üniversitesi'nde hem de FIP Industriale SpA tesislerinde elemanter sürtünmeli sönümleyiciler üzerinde geniş bir deney dizisi gerçekleştirilmiştir. Deneysel çalışmada i) kullanılan sürtünme malzemesinin türü; ii) bulonların kenetleme kuvvetinin etkisi; iii) benimsenen bulon düzenleme tipolojisinin etkisi; iv) sürtünme katsayısı açısından değerlendirilen rasgele malzeme değişkenliği; v) yüklerin uygulanma hızı gibi bir dizi değişken değerlendirmeye alınmıştır. Ana sonuçlar ve uygulanan test prosedürleri bundan sonra özet bir şekilde rapor edilecektir.

2.3.2 Düşük hızlı testlere ilişkin düzenek

FREEDAM araştırma projesi sırasında analiz edilmiş olan arayüzeylerin sürtünme katsayısı değerini değerlendirilmek için oluşturulmuş olan tipik numune, daha önce tanımlanan sekiz malzemeden biriyle kaplanmış olan sürtünme şim levhalarına sahip bir paslanmaz çelik plakanın eşleştirilmesiyle elde edilen sürtünme arayüzeylerinin tek-eksenli davranışının test edilmesi için monte edilmiş çelik plakalardan oluşmaktadır. Test edilen alt sistemin tasarımında EN1090-2'ye göre yapılan kayma testleri için sağlanmış olan numunelerin düzeninden faydalanılmaktadır [27]. Bu alt sistem, özellikle AISI 304 çelik eşdeğeri olan 1.4301 Paslanmaz Çelikten üretilmiş bir kanallı çelik plakadan [45], numuneyi test makinesine bağlamak için kullanılan normal deliklere sahip bir çelik plakadan ve M20 sınıfı 10.9 HV [46] bulonlarla öngerilme verilmiş sürtünme şim levhaları ve dış plakadan meydana getirilmiştir (Şekil 2.20, Şekil 2.21). Test edilen numune FREEDAM kiriş-kolon birleşimlerinin sürtünme sönümleyicisinden beklenenle aynı koşulları simüle etmeyi amaçlamaktadır. Özellikle belirtmek gerekirse, kanallı deliklere sahip paslanmaz çelik plaka prefabrikasyon yöntemiyle kolaylıkla üretilebilen ve sürtünme sönümleyicisinin oluşturulabilmesi için doğrudan şantiyede alt kiriş flanşına takılan bir gusenin iç plakasını simüle etmekteyken dış çelik plakalar da sürtünme sönümleyicisini kolonun yüzüne sabitlemek için kullanılan köşebentleri simüle etmeyi amaçlamaktadır.



Şekil 2.20: Tipik numune geometrisi



Şekil 2.21: Makine içindeki numune

İlk kayma kuvvetinin değerini ve onun azalmasını tayin etmek için tüm numuneler, deplasmana bağlı enerji tüketen aygıtların testine odaklanmış, güncel olarak mevcut tek yönetmelik olan EN15129 (2009)'da yer alan yükleme protokolü uygulanarak çevrimsel yükleme koşulları altında test edilmiştir [47]. Böyle bir yönetmelik, aygıtlarda gerçek çalışma koşullarının yinelenmesi amacıyla testlerin çevrimsel yükleme koşulları altında gerçekleştirilmesini gerektirmektedir. Bu kapsam dahilinde, sönümleyiciye, aygıtın maksimum tasarım deplasmanının %25'i, %50'si ve %100'ü olarak artan genlikli çevrimlerin uygulanmasını öngörmektedir. Maksimum genlik, gerçek uygulamalarda sürtünmeli sönümleyici seviyesinde ortaya çıkan deplasman talebinin tahmin edilmesi yoluyla tanımlanmıştır. Bundan dolayı, sönümleyici seviyesindeki tasarım deplasman talebi kaldıraç kolunun bir referans değeri, yani, 600 mm'ye ve 40 mrad olan (EC8'in SSY çerçevelere yönelik olarak şart koştuğu 35 mrad'lık minimum değerden daha büyük olan) bir maksimum dönmeye eşit FREEDAM birleşiminin üst T-elemanı ile sürtünmeli sönümleyicinin orta-merkezi arasındaki mesafe dikkate alınarak 0,04x600=24 mm olarak hesaplanmış ve 25 mm'ye yuvarlanmıştır. Çevrimler, statik benzeri bölgede kalmaları sağlanacak şekilde tanımlanmış olan artan hız değerlerinde ve mevcut donanımın kapasitesine göre gerçekleştirilmiştir. Bundan sonra sunulacak olan teştlerde çevrimin hızı ilk 10 çevrim için 1 mm/sn ve maksimum genlikteki çevrimler için 5 mm/sn arasında değişkenlik sergilemiştir. Her bir testte hem üst hem de alt M20 yüksek dayanımlı bulonlar, test önyüklemesine ulaşabilmek için bir tork anahtarı yardımıyla sıkılmış ve bu işle, halka tipi yük hücreleri vasıtasıyla izlenmiştir (Sekil 2.22, Sekil 2.23).



Şekil 2.22: Sıkıştırma sıralaması



Düşük hızlı testler bir universal test makinesi olan Schenck Hydropuls S56 kullanılarak gerçekleştirilmiştir (Şekil 2.21). Bu tarz bir makine +/- 630 kN'a eşit yükleme kapaşiteşine, +/-125 mm'ye eşit maksimum hareket uzunluğuna sahip bir hidrolik pistondan ve eksensel yüke karşı koymak için kullanılan kendinden dengelemeli bir çelik çerçeveden meydana gelmektedir. Bulon kuvvetinin, kayma yükünün, sıkma torkunun ve deplasmanın sürekli olarak kontrol edilmesi için test öncesinde ve sırasında farklı sensörler kullanılmıştır. Aygıtın eksensel deplasmanları doğrudan test makinesinin transdüseriyle ölçülmektedir ve aynı şekilde, kayma kuvveti doğrudan makinenin yük hücresinden yararlanılarak kontrol edilmiştir. Test öncesinde sıkma torku bir el tipi tork anahtarı ile uygulanmış ve maksimum kapasitesi 680 Nm'ye eşit olan bir Futek TAT430 tork sensörü ile izlenmiştir. Aynı zamanda, bulonlara uygulanan ön germe test öncesinde ve sonrasında, maksimum kapasitesi 222 kN olan Futek LTH500 halka tipi yük hücreleri yardımıyla izlenmiştir. Her test öncesinde bir tork anahtarı yardımıyla bulonlara kuvvet uygulanmış, uygulanan sıkma torku ve bulon içindeki önyükleme kuvveti gözlemlenmiştir. Özellikle de, benimsenen bulonlar 0,13'e eşit bir ortalama k-faktörü değerine sahiptirler. Her testte bulonlara uygulanan sıkıştırma torkunun değeri 0,13x171,5x20=446Nm'ye (emniyet yükünün %100'ü) eşit maksimum seviye ve 0,40x0,13x171,5x20=178 Nm (emniyet yükünün %40'ı) arasında değişkenlik göstermiştir.

2.3.3 Yüksek hız testlerine ilişkin düzenek

Sürtünme malzemelerinin yüksek hızlar altındaki davranışının araştırılması için FIP Industriale S.p.a. tesislerinde planlanmış ve geliştirilmiş olan sürtünme yastıkları ile teçhiz edilmiş alt sistemler üzerinde belirli bir deney dizisi gerçekleştirilmiştir.



Şekil 2.24: Numunelerin yüksek hız testlerine ilişkin düzeni

Numuneler (Şekil 2.24) test düzeneğine bağlantıları için kullanılan sistem hariç olmak üzere düşük hızlardaki testler için kullanılanlarla neredeyse aynıdır. Numuneler bir AISI 304 plaka üzerinde kayan iki adet sürtünmeli yastıktan meydana gelmektedir. Sürtünme yastıkları üzerine önyükleme uygulayan bulonlar iki adet M20 HV 10.9 olup bunlar üzerindeki kuvvet iki adet kuvvet pulları aracılığıyla ölçülmektedir. Şekil 2.25'te testlerin gerçekleştirilmesi için kullanılan makine gösterilmektedir. Son derece rijit bir düzenekten ve maksimum eksensel kuvveti 2000 kN'ye eşit olan, piston hareket uzunluğu \pm 300 mm'ye eşit olan, maksimum kuvvetteki maksimum hızı 300 mm/sn'ye eşit olan bir aktüatörden meydana gelmektedir. Testler deplasman kontrollü olarak gerçekleştirilmiştir ve analizin birinci aşamasına testlere 1,27 Hz frekansındaki bir sinüsoidal girdi, değişken genlik (\pm 25 mm'ye kadar), ve maksimum 200 mm/sn hız uygulanmıştır.



Şekil 2.25: Test makinesi

Giriş sinyalinin şekli hariç olmak üzere test protokolü düşük hızlı testlerde kullanılanla aynıdır. Doğal olarak, hızın sürtünme katsayısı üzerinde oynadığı rolün araştırılması için yükün uygulanma hızı her bir durum için değiştirilmiştir.

2.3.4 Test sonuçlarının özeti

Daha önce belirtildiği üzere düşük hızlı testlerde EN15129 [47] tarafından öngörülen yükleme prosedürü izlenerek çevrimsel yükleme protokolü uygulanmış ve her bir test için çevrimlerin sıralamaları aşağıdaki hızlarda uygulanmıştır:

- 1 mm/sn'de 6,25 mm olarak 5 çevrim;
- 4/5 mm/sn'de 12,5 mm olarak 5 çevrim;
- 4/5 mm/sn'de 25 mm olarak 40 çevrim.

Arayüzeylerin çevrimsel tepkisi, sürtünme katsayısının başlangıç değeri ve onun çevrimsel yükleme geçmişi sırasındaki azalması, her bir test için numuneye uygulanan yük sensörleri aracılığıyla analiz edilerek değerlendirilmiştir. Özellikle aşağıdaki diyagramlarda çeşitli sayısal değerler rapor edilmiştir:

- Test makinesinin, sırasıyla, yük hücresinden ve LVDT'sinden edinilen kayma kuvveti ($F_{slip,i}$) ve deplasman (d_i) cinsinden oluşturulan kuvvet-deplasman histeretik eğrisi;
- Sürtünme katsayısının ($\mu_{\text{effective}}$) "efektif" (ya da tasarım) değerine karşı kümülatif deplasman (d_{total}) eğrisi. Test makinesinin yük hücresinden edinilen kayma kuvveti ile bulonların sürtünme arayüzeyine uyguladığı başlangıç önyükleme kuvvetlerinin ($4N_0$) toplamı arasındaki oran olarak hesaplanan sürtünme katsayısının efektif değeri;
- Sürtünme katsayısının (μ_{actual}) "gerçek" değeri ile kümülatif deplasman (d_{total}). Test makinesinin yük hücresinden edinilen kayma kuvveti ile test sırasında doğrudan yük hücrelerinden edinilen bulonların sürtünme arayüzeyine uyguladığı önyükleme kuvvetlerinin gerçek değerlerinin ($2N_{cell,1}+2N_{cell,2}$) toplamı arasındaki oran olarak hesaplanan sürtünme katsayısının gerçek değeri; Aşağıda elde edilen sonuçların bir sentezi rapor edilmiştir.

Ayrıca, sürtünmeli aygıtın davranışı, EN 15129 [47] ile tanımlanan etkin sönümleme bozulması değerlendirilerek açıklanmıştır. Bu parametre, maksimum genlikteki çevrim kümelerinin 3. çevriminde ölçülen enerji tüketim değerine göre normalize olan enerji tüketimi bozulmasını temsil etmektedir. Ana sonuçlar aşağıdaki bölümlerde özetlenmiştir. Yine de, verilerin yüksek miktarda olması nedeniyle, ayrıntılı test sonuçları için FREEDAM araştırma projesinin Görev 1.1 çıktısı referans alınmalıdır.

2.3.4.1 Kaplama türünün etkisi: "Sert" Malzemeler (M6-M8)

"Sert" kaplamalarla kaplanmış olan sürtünme yastıklarına sahip paslanmaz çeliği eşleştiren arayüzeyler üzerinde gerçekleştirilen testlerin sonuçlarının bir sentezi, test edilen malzemelerden birinin histeretik eğrilerinin rapor edildiği Şekil 2.26-Şekil 2.28'de sunulmaktadır.



Şekil 2.26: M6 şimlerinin histeretik davranışı

Şekil 2.27: 3M şimlerinin histeretik davranışı



Şekil 2.28: M7 şimlerinin histeretik davranışı

M6 karbür kaplama söz konusu olduğunda, çevrimsel tepki yaklaşık 350 kN'ye eşit olan başlangıç kayma kuvveti değerinin oluşumuyla karakterize edilmiş ve sonrasında testin sonunda yaklaşık %20 seviyesinde olan kademeli bir azalma gerçekleşmiştir. Testler sırasında bu malzemede beklenmedik bir davranış gözlemlenmiştir. Aslında, kuvvet sıçramalarıyla ve ani enerji salınımlarıyla karakterize edilen stabil olmayan birinci çevrimin gelişimi ile Şekil 2.26'dan histeretik eğrinin bir ilk yapışma-kayma aşamasından etkilendiği anlaşılabilmektedir. Yine de, temas halindeki yüzeyler arasındaki atomlararası çekimin bozulmasına (sürtünmenin adezyon bileseni) muhtemelen izin veren bu birinci cevrim sonrasında, kayma düzenli sekilde gerçekleşerek testin sonuna doğru son derece stabil bir tepkiye yol açmıştır. M7 karbür kaplama söz konusu olduğunda global olarak, benzer bir tepki gözlemlenmiştir. Bu durumdaki davranış yaklaşık 250 kN'ye eşit olan bir başlangıç kayma kuvveti ile karakterize edilmiştir, bu birkaç çevrim sonrasında hafifçe artmış ve yaklaşık 300 kN'lik bir değerde stabilize olmuştur. Bu değere ulaşıldıktan sonra tüm çevrimler aynı kayma kuvveti ile karakterize edilmiştir ve bu durumda da stabil ve enerji tüketen bir davranış elde edilmiştir. Şekil 2.28'de rapor edilen histeretik davranış M6 malzemesi için gözlemlenene oldukça benzer görülse de, gerçekte anlık enerji salımları ve titreşimlerle karakterize edilen güçlü bir yapışma ve kayma davranışının gelişimi nedeniyle bu durumda testi gerçekleştirmek için hızı ciddi ölçüde azaltmak gerekmiştir. 3M sürtünme şim levhaları, geçmişte aynı araştırmacılar tarafından pirinç ya da bazı fenolik kauçuklar gibi başkaca malzemelerde halihazırda gözlemlendiği üzere [43] tepkinin iki farklı aşaması ile karakterize edilmiş olan bir davranış ile karakterize edilmişlerdir. Arayüzeyin bir pekleşme davranışı sergilediği birinci aşama, yaklaşık %60 oranında bir kayma direnci artışı ile karakterize

edilmiştir. İkinci aşama, bozulma sonrasında ilk değerine dönen kayma kuvveti azalması ile karakterize edilmiştir. Ayrıca, bu durumda, hiçbir yapışma ve kayma tepkisi gözlemlenmemiştir ve tüm çevrimler stabil bir kayma kuvveti değeriyle karakterize edilmiştir. Kayma kuvvetinin ilk değeri yaklaşık 400 kN olmuştur (Şekil 2.27).



Şekil 2.29: M6 şimlerinin hasarı



Şekil 2.30: 3M şimlerinin hasarı

Testler sonrasında arayüzeylerin hasarının değerlendirilmesi için numuneler açılmıştır. Şekil 2.29 ve Şekil 2.30'da arayüzeyin hasar durumu, M6 ve 3M sürtünme şim levhaları kullanılan numuneleri temsil etmektedir. Bu şekilden gözlemlenebileceği üzere, bu malzemeler açısından paslanmaz çeliğe göre kaplama tabakasının daha yüksek sertliğe sahip olması nedeniyle hasarın en büyük kısmı testin sonunda bulon başının altında bulunan bölgede çok fazla çizik barındıran paslanmaz çelik plaka üzerinde yoğunlaşmıştır. Örnek vermek gerekirse Şekil 2.31 ve Şekil 32'de sönümleyicinin kümülatif hareketine kıyasla sunulmuş olan (yük hücreleri aracılığıyla ölçülen) bulon kuvvetlerinin ve gerçek sürtünme katsayısının diyagramı M6 karbür kaplamalı sürtünmeli yastıklara sahip numune için rapor edilmiştir. Başlangıçta 171,5 kN'ye eşit bir emniyet yüküne ulaşmak için sıkılmış olan her iki bulonun yükleme geçmişindeki birinci çevrim sonrasında ilk önyüklemenin yaklaşık %20'lik bir toplam kayba ulaşacağını böyle bir şekilden gözlemlemek mümkündür. Bunun aksine, "gerçek "sürtünme katsayısı sürtünmeli test sırasında levhalarının stabil davranışını sergileyerek sabit kalmaktadır.



Actual Friction coefficient (M6) 0.9 0.8 Friction Coefficient 0.7 0.6 0.5 0.4 0.3 0.2 0.1 0 1000 2000 3000 4000 5000 Cumulative Displacement [mm]

Şekil 2.31: Bulon kuvvetlerinin tipik diyagramları

Şekil 2.32: "Gerçek" sürtünme katsayısı ile kümülatif hareket: M6

2.3.4.2 Kaplama türünün etkisi: "Yumuşak" Malzemeler (M1-M5)

M7 karbür söz konusu olduğunda meydana gelene benzer şekilde, yumuşak malzemelerin bazıları yapışma-kayma olayı ile karakterize edilen bir davranış sergilemiştir. Bu, M2, M3 ve M5 adlı seçili demir dışı metallerin üçünde meydana gelen durumdur ve bunların tepkisi güçlü ve anlık enerji salınımlarına sahip, dönüşümlü olarak meydana gelen hareketin durması ve başlaması ile karakterize edilir (Şekil 2.33, Şekil 2.34). Bundan dolayı, tüm bu durumlarda testler test donanımının hasara uğramasını önlemek için erkenden durdurulmuştur. Bu malzemelere yönelik olarak histeretik davranış, ilk kayma sonrasında statik değerlerden dinamik değerlere doğru dönüşümlü ve sürekli sıçramalar olarak karakterize edilmiştir. Açık olarak, bu arayüzeylerin çevrimsel davranışları sismik uygulamalara uygun olmasalar da, bu deneysel analizde elde edilen sonuçlardan anlaşılacağı üzere sürtünme katsayısı değerinin yüksekliği nedeniyle bu malzemelerin statik yükler için tasarlanmış olan sürtünmeli birleşimlerde uygulanmasının gelecek vaat etmeye devam ettiğini belirtmek gerekir.



Şekil 2.33: M2 pullarının histeretik davranışı



Şekil 2.34: M3 pullarının histeretik davranışı



Şekil 2.35: M1 pullarının histeretik davranışı



Şekil 2.36: M3 pullarının histeretik davranışı

M1 ve M4 metalleri çok benzer bir davranış sergilemiştir (Şekil 2.37, Şekil 2.38). Özellikle, bunların histeretik tepkisi "sert" malzemelerle elde edilenden daha yüksek bir kayma kuvveti değeri ile karakterize edilmişken, diğer yandan da bunlar hem bulon gevşemesi hem de sürtünme yastıklarında meydana gelen hasar nedeniyle daha ciddi bir bozulmaya da yol açmıştır. Ayrıca, her iki malzemeye yönelik olarak birbirinin aynısı iki testte sergilenen davranış önemli ölçüde

farklı olmuştur ve bu malzemelerin davranışlarında rasgele bir değişkenlik sergilenmiştir. Böylesi bir değişkenlik aslen iki testte kullanılan bulonların farklı davranışlar sergilemesi nedeniyle söz konusu olmuştur. Örnek vermek gerekirse Şekil 2.37 ve Şekil 38'de bulunan kırmızı ve siyah çizgiler, M4 sürtünme yastıklarına sahip numuneler üzerinde yapılmış iki teste yönelik olarak sürtünme katsayısı ve bulon kuvvetleri ile kümülatif hareket olarak ifade edilen sonuçları sunmaktadır. Sürtünme katsayısının gerçek değeri iki testte de değişmese de bulonların neticede tüm histeretik tepkiden farklı bir tepkiye yol açacak ölçüde önemli şekilde farklı bir davranış sergilediği bu grafiklerden açık olarak anlaşılmaktadır. Özellikle, ilk kayma sonrasında iki testten birinde bulonların öngerilmesinde yaklaşık %15'lik bir ani kayıp gözlemlenmiş olup bu durum netice itibariyle kayma kuvvetinde orantılı bir kayba yol açmaktadır. Numunelerdeki böylesi bir farklı tepki muhtemelen, sürtünmeli şim levhaları üzerine uygulanan kaplamalardaki kusurlar nedeniyle meydana gelebilir, ve yumuşak kaplamalar söz konusu olduğunda kaplama tamamen elle yapılır ve bu durum kaplama metalinin eşit olmayan şekilde yayılmasına yol açar. M1 malzemesi söz konusu olduğunda testlerin sonundaki ilk kayma kuvvetinin bozulması %45 olmuştur, M4 malzemesi söz konusu olduğundaysa yaklaşık %50 olmuştur. Bunlara bakılmaksızın, her iki malzemede son derece yüksek sürtünme katsayısı değerleri sağlamıştır ve özellikle de M1 ve M4 malzemelerinin ilk sürtünme katsayıları sırasıyla yaklaşık 0,55/0,65 ve 0,7/0,9'a eşit olmuştur.



Şekil 2.37: Gerçek sürtünme katsayısı - M4

Şekil 2.38: Bulon kuvvetleri – M4

Daha önceki durumlarda olduğu gibi, arayüzeylerin hasarının değerlendirilmesi için yumuşak malzemelerle oluşturulan numuneler de test sonrasında açılmıştır. Şekil 2.39 ve Şekil 2.40'tan anlaşılabileceği üzere, bu durumlarda hasar beklendiği gibi ağırlıklı olarak sürtünmeli şim levhalarda yoğunlaşırken test sonrasında paslanmaz çelik bulonlar neredeyse hiç hasar almamıştır.



Şekil 2.39: M1 şimlerinin hasarı



Şekil 2.40: M4 şimlerinin hasarı

2.3.4.3 Kenetlenme kuvvetinin etkisi

Elemanter sürtünmeli sönümleyicilerin davranışını etkileyen parametrelerin etkisini araştırmak üzere bazı malzemeler (M1, M4, M6) üzerindeki deneysel testler genişletilmiştir. Özellikle, bu üç malzemeye yönelik olarak kenetlenme kuvvetinin etkisi, disk yay konfigürasyonlarının etkisi ve rasgele malzeme değişkenliği etkileri incelenmiştir. Bu kısımda kenetlenme kuvvetinin sürtünmeli sönümleyicilerin histeretik davranışı üzerindeki etkisi kısaca tartışılmaktadır. Değişken önyüklemelere sahip bir test dizisinin tipik kuvvet-deplasman eğrilerinin temsili olarak sunumu, incelenmiş olan üç malzemeden biri (M6) için Şekil 2.40-Şekil 2.44'te örnek olarak rapor edilmiştir. Diğer malzemelere ilişkin sonuçlar genel davranış açısından oldukça benzerdir ve ayrıntılı şekilde yorumlanmayacaktır. Beklendiği üzere, histeretik davranış genellikle statik kayma kuvvetine ulaşıncaya kadar yüksek bir başlangıç rijitliği ile karakterize edildi ve tüm analiz edilen durumlarda statik kayma kuvvetinin değeri stabilize dinamik sürtünme direncinden daha yüksekti. Tüm malzemeler neredeyse dikdörtgen histerezis döngüleri sergilemişlerdir. Kuvvet-deplasman açısından bakılacak olduğunda daha az bir stabil davranış sağlayan tek malzeme, halihazırda açıklandığı üzere davranışı yüksek basınçlarda hafif bir yapışma-kayma tepkisi sergileyen birinci çevrim ile karakterize edilen sert bir kaplama olan M6 malzemesidir.



Şekil 2.41: M6 şimleri, %100 önyükleme



Şekil 2.42: M6 şimleri, %80 önyükleme





Şekil 2.43: M6 şimleri, %60 önyükleme

Şekil 2.44: M6 şimleri, %40 önyükleme

Bu testler dizisinde gözlemlenen en önemli hususlar, bu spesifik kaplama malzemesine yönelik olarak yapışma-kayma tepkisinin kaybolarak bulonların önyüklemesini azaltmasıdır, bu durum yapışma-kayma olayının arayüzey üzerinde oluşturulan temas basıncına kuvvetli bir şekilde bağlı olduğunu göstermektedir. Şekil 2.45, Şekil 2.46'da testler sırasında söz konusu olan bulon kuvvetlerinin evrimi ve efektif sönümleme bozulması sergilenmektedir. Bulon kuvveti (N_b) testin başlangıcında uygulanan ilk değere (N_{b0}) göre normalleştirilirken efektif sönümleme bozulması ise [47]'de yer alan prosedüre göre hesaplanmıştır.



Şekil 2.45: Bulon kuvvetlerinin bozulması (%100 ila %40 önyükler)



Şekil 2.46: Enerji tüketiminin bozulması (%100 ila %40 önyükler)

Bu çizelgelerde ilk önyükleme kuvvetindeki azalmanın efektif sönümleme bozulmasında bir iyileşmeye yol açtığını gözlemlemek mümkündür. Bu son parametre asıl olarak sürtünmeli birleşimin enerji tüketim kapasitesindeki bozulmayı ifade etmektedir. Analiz edilen üç malzeme, Şekil 2.47 - Şekil 2.49'daki sentezde rapor edildiği üzere sürtünme katsayısının ilk değeri açısından önyüklemeye kuvvetli bir bağımlılık sergilemezken, bunların ilerleyen bir şekilde bozulması başlangıç kenetleme kuvvetinin azalması ölçüsünde azalmıştır. Bu testlerde gözlemlenen sürtünme katsayısının başlangıç değerinin değişkenliği, pratikte bu malzemeler için gözlemlenmiş olan sürtünme katsayısının başlangıç değeri M1 malzemesi için 0,67 ile 0,75 aralığındayken, M4 malzemesi için 0,71 ile 0,94 ve M6 malzemesi için 0,62 ile 0,65 aralığında

olup (uygulanan önyüklemeye yönelik olarak net bir eğilim sergilemeksizin), aynı parametrenin bundan sonra gösterilecek olan istatistiksel değişkenlik aralığı M1 malzemesi için 0,62-0,81, M4 malzemesi için 0,69-0,84 ve M6 malzemesi için 0,52-0,68'e eşittir.





Şekil 2.48: Önyüklemenin sürtünme katsayısı üzerindeki etkisi: M4 şimleri



Şekil 2.49: Önyüklemenin sürtünme katsayısı üzerindeki etkisi: M6 şimleri

Bu nedenle, önyükleme kuvvetinin değişken değerlerindeki testler statik sürtünme katsayısı ve bulon önyüklemesi arasında net bir korelasyona işaret etmemektedir. Bunun aksine, ilk önyüklemeye göre normalleştirilmiş bulon kuvvetleri ile kümülatif hareket gösterilimi ve efektif sönümleme bozulması ile çevrimlerin sayısı diyagramları, önyükleme kuvvetinde beklenildiği gibi bir azalma sergilemektedir ve bunun sonucunda bulon önyüklemesinde daha düşük bir kayıp ve daha düşük bir enerji bozulması söz konusu olmuştur. İlave olarak, tüm verilerin analizi, M6 malzemesi için 10. çevrimdeki efektif sönümleme bozulmasının EN15129[47] ile şart koşulandan daima %10 daha az olduğunu ortaya çıkarmıştır [47]. Bunun aksine, sonuçlar M1 ve M3 malzemelerine (yumuşak malzemeler) yönelik olarak bu asgari gerekliliğin ancak yük basıncı emniyet yükünün %60'ı ile sınırlandırıldığında karşılanabileceğini göstermektedir.

2.3.4.4 Disk Yayların Konfigürasyonlarının Etkisi

Disk yaylar, genellikle Belleville olarak da adlandırılan ve ön ayarlarının uygun şekilde yapılması kaydıyla [48] bir eşik değer aşıldığında tamamen düzleşme meydana gelene kadar önemli bir rijitlik artışı gösteren ve bu eşik değere ulaşıncaya kadar elastik olarak sıkışabilen bir konik dairesel pul tipidir. Bunların asıl özelliği, istenilen rijitlik ve direnç değerleri eşzamanlı olarak elde edilecek şekilde bir pul sistemi elde etmek üzere, direncin iki katına çıkarılabilmesi için birbirleri üzerine konularak (paralel küme) ya da deforme olabilirliğin iki katına çıkarılabilmesi için sırt sırta konularak (seri küme) ya da yine seri ve paralel şekillerdeki kombinasyonlar halinde düzenlenebilmeleridir. Bunların teknik literatürdeki varlığı, bir birleşimin ömrü genelinde ve özellikle de titreşimlerin, sünmelerin ya da bulonlar arasında elastik etkileşimlerin beklenebileceği durumlarda, bulonlardaki önyüklemenin sabit tutulmasının gerekli olduğu tüm durumlarda genellikle yararlı olarak nitelendirilmektedir.



Şekil 2.50: Tipik cıvata diyagramı



Şekil 2.52: Düz rondelalara sahip cıvata diyagramı

Şekil 2.51: Rondelalara ya da disk yaylara sahip birleşim



Şekil 2.53: Disk yaylara sahip cıvata diyagramı

üm bu hususlar [48]'de genis sekilde açıklanmıştır. Bunların olası etkisi normal pullara sahip bir sistemin ve disk yaylara sahip diğer bir sistemin davranışının karşılaştırıldığı Şekil 2.50-Şekil 2.54'te kısaca açıklanmıştır. İki durum arasındaki asıl fark, kolaylıkla doğrulanması mümkün olduğu üzere, çevrimsel yükler altındaki aşınma ya da kaplama katmanlarının sünmesi nedeniyle bulon sisteminde bir kalınlık azalması olduğunda, sistemin düşük eksensel rijitliğinin, sürtünme malzemesinin aşınması ya da kaplamaların ya da pürüzlerin ezilmesi nedeniyle söz konusu olabilecek kenetlenmiş kalınlığın azalmasını telafi etmeye yardımcı olmasıdır. Aslında, konik pullar bulon gövdesini iten yaylar olarak etki ederler ve gevsemeyi en azından kısmen de olsa eski haline getirirler. Disk yayların konfigürasyonunun etkisi, FREEDAM projesi sırasında disksiz yaylar, 3'ü paralel, 3'ü paralel-2 sıralık seri (6 disk yay), 3'ü paralel-3 sıralık seri (9 disk yay) olarak dört farklı olası konfigürasyonunun kullanımı ele alınarak cevrimsel testlerle incelenmiştir. Daha önce olduğu gibi test sonuçları M1 malzemesinin bir örneği olarak özetlenmiştir. Fakat, diğer durumlara yönelik olarak davranışta göz ardı edilebilir farklılıklar gözlemlenmiş ve bu nedenle, burada rapor edilenlerle aynı hususlar bu çalışmada incelenen tüm malzemelere genişletilebilir. M1 malzemesi, disk yayların çevrimsel tepki üzerindeki etkisini daha kolay vurgulamaya izin verdiğinden buradaki karşılaştırma M1 malzemesine referansla sunulmaktadır. M1 malzemesi gözönüne alındığında, disk yayların konfigürasyonunun global olarak histeretik tepki üzerinde önemli bir etki yaratmayacak olduğu Şekil 2.54-Şekil 2.57'den gözlemlenebilir. Aslında, tüm testlere yaklaşık 400 kN olan ilk kayma kuvveti ile başlanmış ve yaklasık 200 kN'lik bir kuvvetle bitirilmiştir, ancak, beklenen tepkinin aksine, dişk yayların sayısı daha yüksek olduğunda davranışta daha yüksek bir bozulma sergilenmiştir.



Şekil 2.54: Düz rondelalara sahip M1 pulları



Şekil 2.56: 6 Disk Yaya sahip M1 pulları



Şekil 2.55: 3 Disk Yaya sahip M1 pulları



Şekil 2.57: 9 Disk Yaya sahip M1 pulları

Genel histeretik davranıs açısından bakılacak olduğunda bu sonuç, Avrupa standardize disk yayların sönümleyicinin genel tepkisi üzerindeki sınırlı verimliliğine işaret etmektedir. Bu durum, test sırasında bulon kuvvetleri ve efektif sönümleme bozulması diyagramıyla da temsil edilerek kanıtlanmaktadır (Şekil 2.58, Şekil 2.59).

Sekil 2.58 testler sırasında bulon aksamının daha yüksek deforme olabilme sergilemesi, bulon kuvvetlerinin beklendiği üzere ilk önyüklemede daha düşük bir kayıpla sonuçlandığını rapor etmektedir. Ancak, elde edilen avantaj, muhtemelen sürtünme malzemesinin daha yüksek şekilde aşınması nedeniyle birleşimin histeretik tepkisinin genel anlamda iyileşmesiyle sonuclanmaz. Bu durum, disk yayların farklı bir düzeninin kullanılmasının davranışta önemli bir iyileşmeye karşılık gelmediğini gösteren efektif sönümleme bozulması diyagramlarında (Şekil 2.59) vurgulanmıştır.







NV-28 (No Disc Sp

NV-27 (3 Disc Spring

NV-26 (6 Disc Springs

NV-25 (9 Disc Sp

Netice olarak, bu test dizisinin sonucları Avrupa standardize disk yayların bulon önyüklemesini sabit tutmaya yardımcı olabileceklerini ancak genel anlamda çevrimsel davranış açısından ciddi bir iyileştirme sağlayamayacaklarını göstermiştir. Bu nedenle, bunların rolü bir yandan başlangıç önyüklemesinin uzun süreli kaybı, titreşimler ya da termik etkilerle ilişkili olanlar gibi diğer etkilerin sınırlandırılması açısından önemli olabilirken diğer yandan da bunların kullanımının çevrimsel davranış üzerindeki etkisinin sınırlı olduğu görülmektedir.

2.3.4.5 Rassallığın Etkisi

FREEDAM projesinin spesifik testleri, sürtünme katsayısının istatistiksel değişkenlik aralığının değerlendirilmesine, KSD ve DSD tasarımlarında kullanılmak üzere sürtünme katsayıları değerleri önerilmesine odaklanmıştır. Aslında, özellikle de kapasite tasarımı ilkelerinin uygulanması bakış açısından, incelenen kaplama malzemelerinin tasarımda dikkate alınması gereken rassal bir değişkenlikten etkilendikleri de önceki sonuçlardan kolaylıkla Aslında, KSD kontrolleri için genellikle statik sürtünme katsayısının gözlemlenebilir. karakteristik değerinin kullanılması gerekirken, DSD kontrolleri ve özellikle de kapasite tasarım ilkelerinin uygulanması söz konusu olduğunda hem dinamik sürtünme katsayısının minimum değerinin (stabilize edilmiş çevrime atıf) hem de statik sürtünme katsayısının üst sınır değerinin bilinmesi gerekir. Bu iki değer arasındaki oran, yapının enerji tüketici olmayan kısımlarının tasarımı açısından pratikte dikkate alınması gereken fazla dayanım faktörünü etkiler. Bu test

serisi her bir kaplama malzemesi için, tamamı emniyet yükü seviyesinin %60'ına eşit olan bir önyükleme ile önyükleme yapılmış olan on eşit numune üzerinde gerçekleştirilmiştir (maksimum değer FREEDAM projesinin bir sonucu olarak önerilmiştir). Disk yaylar, sismik bakış açısından ciddi anlamda alakalı olmasalar da, halen daha önceden açıklandığı üzere, bunların uzun süreli davranış üzerindeki ve titreşim ile termal etkiler üzerindeki olası etkisi dikkate alınacak olduğunda numuneler 2'si paralel 3 sıralık seri ile altı disk yay içerecek şekilde düzenlenmiştir. Şekil 2.60-Şekil 2.62'deki diyagramlarda tüm testlerde elde edilen sürtünme katsayılarının bir sentezinin kümülatif harekete göre grafikleri gösterilmiştir ve ortalama değerden, değişkenlik katsayısının *k*-katı kadar çıkararak ya da buna ekleyerek kümülatif hareketin her bir değeri için değerlendirilen ortalama değer (sürekli çizgi) ve %5'lik ve %95'lik kısımları (alttaki ve üstteki kesikli çizgiler) aynı diyagramlarda rapor edilmiştir. Verilerin sınırlı sayıda olmasını hesaba katabilmek için (her malzeme için 10 numune) *k*- değeri, kısım D7.2'de EC0 tarafından verilen göstergelere göre tanımlanmıştır [26], yani normal dağılım varsayımıyla 1,92'ye eşit olduğu varsayılmıştır.



Şekil 2.60: Sürtünme katsayısının rasgeleliği - M1 şimleri



Şekil 2.61: Sürtünme katsayısının rasgeleliği - M4 şimleri



Şekil 2.62: Sürtünme katsayısının rasgeleliği - M6 şimleri

2.3.4.6 Hızın etkisi

Yüksek hız testleri yine düşük hız testlerine benzer şekilde iki ayrı adımda gerçekleştirilmiştir. İlk oturumda sınırlı sayıda test gerçekleştirilmiş ve analiz sekiz adet malzemeye genişletilmiştir. Sonrasında yalnızca M1, M4, M6 malzemeleri üzerinde başka testler gerçekleştirilmiştir.



Şekil 2.63: Hızın rasgeleliği - M4 şimleri

Testin ilk aşaması her biri daha önce belirtilmiş olan beş adet yumuşak ve üç adet sert malzeme ile kaplanmış olan sürtünmeli şim levhalarıyla gerçekleştirilen 15 adet yüksek hız testine yöneliktir. Bunun aksine, ikinci aşama yalnızca üç adet malzeme (M1, M4 ve M6) üzerinde 45 adet yüksek hız testine yöneliktir.



Şekil 2.64: Hızın etkisi - M1 pulları

Şekil 2.65: Hızın etkisi – M4 pulları



Şekil 2.66: Hızın ilk sürtünme katsayısı üzerindeki etkisi - M6 şimleri

Yüksek hız testleri sürtünme katsayısının hıza önemli şekilde bağlı olduğunu işaret etmiştir. Bu durum burada örnek olarak yalnızca M4 malzemesi (Şekil 2.63) için gösterilmiş olan test sonuçlarından kolaylıkla anlaşılabilmektedir. Yalnızca M1 malzemesi açısından gözönüne alınanen yüksek hız için (200 mm/sn) histeretik döngülerde bir miktar kararsızlık söz konusu olsa da diğer malzemeler için de benzer sonuçlar gözlenmiştir. Hız, histeretik döngülerin şeklinde bir değişikliğe neden olmaktadır, ancak, başlangıç kayma kuvvetinin değerini önemli ölçüde değiştirmemektedir. Aslında, Şekil 2.64-Şekil 2.66'da görüldüğü üzere, tüm yüksek hız testlerinde gözlemlenen sürtünme katsayısının ilk değerinin minimum/maksimum değerler arasında çeşitlilik göstermiş olup, değerlendirmeye alınmış olan üç adet malzeme için sürtünme katsayısı normal istatistiksel değişkenlik aralığı içinde kalmıştır. İlave olarak, üç malzemeye yönelik olarak ilk sürtünme katsayısı ile kayma hızının regresyon çizgisi çizildiğinde (regresyon neredeyse yatay) çok zayıf bir korelasyon gözlemlenmiştir.

Yine de, hız ilk sürtünme katsayısını önemli ölçüde etkilemezken, bunun testler sırasında malzemenin aşınması ve bulon kuvvetlerinin dalgalanmasında ilgi kurulabilecek bir etkiye yol açtığını testler vurgulamaktadır. Neredeyse tüm çevrimsel testlerde, kayma hızı düşük olduğunda (statik benzeri) sürtünme katsayısının çevrimsel bozulmasının önemli ölçüde daha yüksek olduğu gözlemlenmiştir. Bu nedenle, normalde daha basit düzeneklerle gerçekleştirilebilen düşük hız testleriyle sürtünme katsayısının çevrimsel bozulmasının evrimi genellikle muhafazakar bir tahminle elde edilebilir. Sürtünme katsayısının çevrimsel bozulması, kayma hızıyla üniform olarak bir değişim sergilememektedir. Aslında, üç malzeme açısından test hızına bağlı olarak farklı bozulma oranı gözlenmiştir. Örnek olarak, M4 malzemesine değinilecek olduğunda sürtünme katsayısının daha düşük hale gelerek hızın 4-100 mm/sn aralığında arttığı ve 100-200 mm/sn hız aralığında yeniden arttığı gözlemlenmiştir. Diğer durumlarda da benzerlikler gözlemlenmiş olsa da her bir malzeme kendi bozulma özelliklerine sahiptir ve genel bir kural tanımlanamaz. M1 malzemesi hız altında, sürtünme katsayısında bozulmaya hafif bir bağımlılık sergilemiştir. Bunun aksine, M6 malzemesi kayma hızına bağlı olarak değişken bir tepki sergilemiştir.


Şekil 2.67: Sürtünme katsayısı bozulmasının hıza bağlılığı – M1 şimleri



Şekil 2.68: Sürtünme katsayısı bozulmasının hıza bağlılığı – M4 şimleri



Şekil 2.69: Sürtünme katsayısı bozulmasının hıza bağlılığı – M6 şimleri

M4 ve M6 malzemeleri, kümülatif hareket ve kayma hızına bağlı olarak ilk statik değerin ötesinde, sürtünme katsayısında olası bir artış sergilemiştir. Özellikle belirtmek gerekirse M4 malzemesi statik değere kıyasla yaklaşık %20 oranında bir maksimum sürtünme katsayısı artışı göstermiştir. Bunun aksine, M6 malzemesi çok büyük kümülatif hareket değerleri için %60'lık artışlara ulaşmıştır. Tasarım açışından bakılacak olduğunda bu etki, kapasite tasarımı ilkelerinin uygulanması açısından olumsuz olabilir ve bu nedenle, yapının enerji tüketici olmayan elemanlarının tasarımına yönelik olarak sönümleyicinin fazla-dayanımının tahmininde dikkate alınmalıdır. Bununla beraber, yüksek hız testlerinin gerçekçi sismik olaylar durumunda meydana gelen kümülatif hareket talebinin kesinlikle ötesinde olan cok büyük kümülatif hareket değerleri dikkate alınarak gerçekleştirilmiş olması gözlemlenmelidir. Pratik durumlarda maksimum kümülatif hareketin gerçekçi bir tahmini genellikle, birleşim davranışının referansı olarak varsayılan standardize yükleme protokollerinin benimsenmesinden kaynaklanan talep dikkate alınarak yapılabilir. Örnek vermek gerekirse AISC 358 yükleme protokolünün sismik ön yeterlilikte dikkate alınıp alınmadığını, referans birleşimin kaldıraç kolunun örneğin 600 mm'ye sabitlenmiş olup olmadığını ve birleşimin maksimum dönmesinin 40 mrad'a sabitlenmiş olup olmadığını, sürtünmeli sönümleyicideki kümülatif hareket talebinin üst sınır tahmininin yaklaşık 400 mm'ye eşit olup olmadığını doğrulamak kolaydır. Aynı diyagramlar şekil 2.70- Şekil 2.72'de yatay eksen maksimum 400 mm'ye sabitlenecek şekilde yeniden çizilmiştir. Bu durum, dinamik fazla dayanımın bu aralık dahilinde ilk statik değere kıyasla M1 ve M4 malzemeleri (yumuşak)

için yaklaşık 1'e eşit olduğunu ve malzeme M6 için ise yaklaşık 1.2'ye eşit olduğunu vurgulamaktadır.



Şekil 2.70: Sürtünme katsayısı bozulmasının 400 mm'ye kadar hıza bağlılığı – M1 şimleri



Şekil 2.71: Sürtünme katsayısı bozulmasının 400 mm'ye kadar hıza bağlılığı – M4 şimleri



Şekil 2.72: Sürtünme katsayısı bozulmasının 400 mm'ye kadar hıza bağlılığı – M6 şimleri

2.4 HİZMET ÖMRÜ BOYUNCA MEYDANA GELEN ÖNYÜKLEME KAYIPLARI

2.4.1 *Giriş*

Çeşitli çalışmalarda önyükleme tekniklerinin, çelik gevşemesi olayının, kaplamaların sünmesinin, titreşimin, bulonun kendiliğinden çözülmesinin etkisi incelenmiş olup, önyükleme yapılabilir bulonların daima başlangıç yüklemesinde bir kayba maruz kaldığı gösterilmiştir [49]-[51]. Önyüklemenin yitirilmesi genellikle sıkma sonrasındaki ilk 12 saatte ciddi olmaktadır ve genel kayıp üzerindeki güçlü etki de birleşimlere uygulanan dış yüklerin büyüklüğünden kaynaklanmaktadır [52]. Ayrıca, uzun süreli testler, tipik olarak ilk etkilerin sona ermesinden sonra önyükleme kaybının sürekli olduğunu ve logaritmik bir artma kanununa uyduğunu göstermektedir [50]. Bulonun başlangıç çekme kuvvetinin(gerginliğinin) yitirilmesi farklı olaylarla bağlantılı olup, bunlar arasında bulonların yetersiz ilk ön gerilmesi, bulonun kendiliğinden çözülmesi, çelik gevşemesi, sünme, uygun olmayan malzeme kullanımı ve dış yüklerin uygulanması en önemli olanlardır. Bulon önyüklemesinin zaman içerisindeki

değişiminin şematik temsili üç aşamanın ayırt edilebileceği Şekil 2.73'te sunulmaktadır. Bulon, sıkıldıktan hemen sonra ağırlıklı olarak montaj işlemi ile ilgili olan bir ilk kayba maruz kalır. İlk kayıp sıkmadan hemen sonra meydana gelir ve özellikle de bulonun kendi akma sınırının ötesinde sıkılmış olması halinde, uygulanan önyüklemenin büyüklüğüyle artar [53]. Montaj sonrasında orta-dönem kayıp olarak adlandırılan durum gözlemlenir; sıcaklık değişimleri, montaj sorunları ve dış yüklerin etkileri gibi farklı etkenler bu kaybın miktarını etkiler. Son olarak uzun-dönem kayıp yapının ömrü boyunca sürekli olarak meydana gelir ve belirli bir süre sonrasında kayıp hızı stabil hale gelir.



Şekil 2.73: Önyüklemenin zaman içerisindeki değişimi

Sürtünmeli aygıtlarda uygulanan önyüklenebilir bulonların tepkisini karakterize etmek için FREEDAM projesi sırasında Salerno Üniversitesi'nde ve Liege Üniversitesi'nde deneysel testler gerçekleştirilmiştir (Şekil 2.74, Şekil 2.75). Önyükleme kaybının karakterize edilmesi için böyle yönelik metodolojiler bir kaybı sınırlandırmaya değerlendirmeye alınarak farklı konfigürasyonlara sahip pullar ve disk yaylarla teçhiz edilmiş bulonlu dört sistemin tipolojileri incelenmiştir. Ayrıca hem kısa hem de orta ve uzun süreli kaybın değerlendirilebilmesi açısından pulun her konfigürasyonu için zaman içinde farklı süreler boyunca uzatılmış olan testler gerçekleştirilmiştir. Kısa ve orta süreli çelik gevşemesinin değerlendirilebilmesi için 20 adet kısa süreli test (18 saate kadar uzatılmış) ve dört adet orta süreli test (30 gün) gerçekleştirilmiştir. Buna ilave olarak, dört farklı rondela konfigürasyonu için 5 aylık bir süre genelinde bulon kuvvetlerini gözlemleyen beş adet uzun süreli çelik gevşemesi testi gerçekleştirilmiştir.



Şekil 2.74: Uzun süreli test düzeneği



Testler bir sürtünme malzemesi (malzeme M4) ile kaplanmış olan şim levhalarından (8 mm), S275JR çelikten üretilmiş iki adet sıcak daldırma galvanizli dış plakadan (15 mm) ve AISI 304 paslanmaz çelikten üretilmiş bir iç kanallı plakadan meydana gelen Simetrik Sürtünmeli Birleşimler üzerinde gerçekleştirilmiştir. Plakalar M20 10.9 HV bulonlar kullanılarak sabitlenmiştir. SSB'lere yönelik daha önceki testler bulon gerilmesinin emniyet önyükünün yaklaşık %30-70'i ile sınırlandırılmış bir çalışma aralığına azaltılmasının olumlu etkisini gösterdiğinden cihaza yönelik hedef bulon önyüklemesi 120 kN'ye eşit olacak şekilde sabitlenmiştir. Bulonlar tüm testler için kuvvet ölçüm aygıtlarıyla teçhiz edilmiştir. Kısa ve orta süreli testlerde bulonlardaki önyüklemenin evrimi bir halka tipi yük hücresi (FUTEK LYH500 maksimum kapasite 222,4 kN) kullanılarak tespit edilmiştir. Uzun süreli testlere yönelik olarak bulon gövdesi içine iliştirilmiş gerinim ölçerler kullanılmıştır.





Şekil 2.76: Kişiselleştirilmiş rondela (BW)

Şekil 2.77: DIN 6796 M20 Disk yaylar (DS)

Testlerin bazılarında önyükleme kaybının azaltılması için konik disk şekilli Belleville rondelalar (Şekil 2.76, Şekil 2.77) kullanılmıştır. Bu yayların önyükleme kaybının azaltılması üzerindeki etkinliğinin değerlendirilmesi için bu çalışmada, M20 bulonlara yönelik standardize Avrupa tipi disk yaylar (DS DIN 6796 [54]) ve özelleştirilmiş tipteki Belleville rondela (BW) olmak üzere iki farklı tipte konik şekilli disk yaylar incelenmiştir. Özel yapım disk yaylara atölyede ön ayarlama yapılmıştır. Bu, mükemmel bir elastik kuvvet- deplasman davranışı temin etmek üzere malzemenin sertleştirilmesi için bunların fabrikada tamamen düzleştirildiği anlamına gelmektedir. Bunun aksine Avrupa tipi standardize disk yay tipik olarak ön ayarlama söz konusu olmaksızın üretilmiştir. Dolayısıyla, bunlar alternatif olarak "teslim edildiği" haliyle (ön ayarlamasız) test edilmiştir ve laboratuarda universal test aygıtı ile ön ayarlama yapılmıştır.

Özelleştirilmiş yaylar yaklaşık 120 kN'ye eşit bir kuvvet taşıyabilirler. Bunun aksine, DIN6796'ya uygun Avrupa tipi disk yaylar yaklaşık 70 kN kadar bir düzleştirme yüküne sahiptir. Daha önce belirtildiği üzere mevcut çalışma dahilinde dört farklı pul konfigürasyonu test edilmiştir. Şekil 2.78'de tanımlanan düzenler test edilmiştir: i) EN14399-6'ya uygun düz pullu (FW) bir konfigürasyon [55]; ii) hem bulon başının altına hem de somunun altına monte edilen özelleştirilmiş Belleville Pullar (BW); iii) DIN6796'ya uygun şekilde paralel olarak kümelendirilmiş 3 adetlik disk yaylar (3DS); iv) DIN6796'ya uygun şekilde paralel olarak kümelendirilmiş, laboratuarda ön ayarlaması yapılmış 3 adetlik disk yaylar (3DSps).



Şekil 2.78: İncelenen rondelaların konfigürasyonları

Kısa-orta ve uzun süreli testleri incelemek için gerçekleştirilen üç deneysel test dizisi bu bölümde sunulmaktadır. Gerçekleştirilen tüm testler "KS-DP-TEST #" kısaltma dizileriyle adlandırılmış olup ilk iki harf testin tipini ST=Kısa Süreli, MT= Orta Süreli ve LT= Uzun Süreli olarak göstermekte; ikinci harf çifti bulon konfigürasyonlarını FW=Düz Pul, BW=Büyük Pul, 3DS= 3 Disk Yay ve 3DSps= Ön Ayarlı 3 Disk Yay olarak tanımlamakta ve son sayı ise test sayısını (1, 2, 3...) belirtmektedir. Aynı dizi, uygulanan dış yük ile gerçekleştirilen test için bulon konfigürasyonunun ardından EXLOAD (DIŞ YÜK) dizilimi eklenerek kullanılmıştır. Örnek olarak "ST-BW-EXLOAD-TEST1" dıştan uygulanan bir yükle (EXLOAD) birlikte Büyük Rondela (BP) üzerinde gerçekleştirilen Kısa süreli (ST) Test 1'i (TEST1) belirtmektedir. Bindirmeli kayma bağlantılara uygulanan dış yük, uzatılmış sünme testleri için EN1090-2'ye göre tayin edilir ve 120 kN'a eşittir.

2.4.2 Kısa süreli önyükleme kaybı

Önerilen bulonlu birleşimdeki kısa süreli relaksasyonun değerlendirilmesi için Düzen 2 üzerinde 20 adet test (18 saate kadar uzatılmış) gerçekleştirilmiştir (Şekil 2.75). Her bir konfigürasyon için beş adet test gerçekleştirilmiştir. İncelenen pulların konfigürasyonları a) EN14399-6 standardına uygun disk yayları olmayan pullar; b) özelleştirilmiş disk yaylar (BS); c) DIN 6796 önayarlı olmayan pullar (3DS); d) DIN 6796 önayarlı pullar (3DSps). Beş testin dördü birleşimde dış yükler olmaksızın gerçekleştirilmiş (ST-##-TEST#), beşinci test yalın sürtünmeli sönümleyiciye 120 kN'a eşit bir dış yük (ST-##-EXLOAD-TEST#) uygulanarak gerçekleştirilmiştir. Bunun amacı dış çekme yükünün önyükleme kaybı üzerindeki etkisini ayrı olarak tahmin etmektir. Tüm test sonuçları Şekil 2.79'da özetlenmiştir.



Şekil 2.79: Kısa süreli testlerin sonuçları.

Sönümleyiciye bir çekme yükü uygulandığında (ST-##-EXLOAD-TEST#), anlık bir önyükleme kaybı meydana gelir. Bu durum bulon başı ve somun ile bulon dişlerinin arasındaki kaplamaların oturmasından kaynaklanmaktadır. Çoğunlukla, dıştan uygulanan yük yükleme sürecinin sonunda yoğunlaşmış bir kayba neden olur. Aslen tüm testler kayıp-süre eğrilerinde uygulanan yüke orantılı bir ötelenme göstermektedir. Tablo 2.1-Tablo 2.4'te bulonlu sistemde meydana gelen önyükleme kaybı 1saat, 6saat, 12saat ve 18saatlik süre adımları için istatistiksel parametreler cinsinden (ortalama, %5 ve %95 yüzdelik değerleri) rapor edilmiştir. Kayıp ilk en yüksek değerin bir yüzdesi olarak tahmin edilmiştir (120kN). Ayrıca, 50 yıl içinde beklenen kayıp her bir süre adımında, o süre adımına yönelik verilerin EN 1090-2'de belirtilen prosedüre göre logaritmik

ekstrapolasyonuyla hesaplanır. Her tablonun son iki sütununda önyükleme kaybı ve çekme yükü uygulanmış test için 50 yıllık kayba yönelik tahmin rapor edilmektedir; bu durumda test edilen numunelerin sınırlı olması nedeniyle istatistiksel değerlendirme mümkün olmamıştır.

	1		ST-FW-EXLOAD- TESTİ1-2							
	Fraktil Fraktil 50 yıl sonra kayıp									
Süre	μ [%]	σ [%]	CV	Fraktii %5 [kN]	F raktii %95 [kN]	Fraktil %5	μ [%]	Fraktil %95	Kayıp [%]	50 yıl içinde kayıp [%]
1saa	%2,6	%0,1	%6,3	%2,29	%3,01	%5,24	%6,9	%6,90	%8,15	%12,80
6saa	%3,1	%0,1	%4,7	%2,81	%3,44	%5,46	%6,5	%6,68	%8,71	%13,16
12sa	%3,3	%0,2	%7,9	%2,78	%3,91	%5,05	%6,4	%7,10	%8,97	%13,13
18sa	%3,4	%0,2	%8,4	%2,86	%4,11	%4,98	%6,4	%7,16	%9,16	%13,23

Tablo 2.1: Kısa süreli rahatlama konfigürasyonu FW

Tablo 2.2:	[.] Kısa süreli	rahatlama	konfigürasyonu	BW
------------	--------------------------	-----------	----------------	----

			S	T-BW TES	STİ 1-4				ST-BW-EXLOAD-		
				Fraktil	Fraktil	50 y	ıl içinde l	кауір	Т	ESTİ 1	
Sür e	μ [%]	σ [%]	CV	%5 [kN]	%95 [kN]	Frakti 1 %5	μ [%]	Fraktil %95	Kayı p [%]	50 yıl içinde kayıp [%]	
1sa	%2,10	%0,22	%10,3	%1,64	%2,56	%4,28	%5,49	%6,70	%6,1	%6,31	
6sa	%2,61	%0,31	%12,0	%1,94	%3,28	%4,08	%5,49	%6,90	%6,4	%7,07	
12s	%2,84	%0,36	%12,5	%2,08	%3,60	%4,02	%5,49	%6,96	%6,6	%9,91	
18s	%2,98	%0,39	%12,9	%2,16	%3,80	%3,97	%5,49	%7,00	%6,7	%9,22	

Tablo 2.3: Kısa süreli rahatlama konfigürasyonu 3DS

			S	T-BW TES	STİ 1-4				ST-BW-EXLOAD- TESTİ 1		
				Fraktil	Fraktil	50 yı	l içinde l	кауір			
Süre	μ [%]	σ [%]	CV	%5 [kN]	%95 [kN]	Fraktil %5	μ [%]	Fraktil %95	Kayı p [%]	50 yıl içinde kayıp [%]	
1saat	%2,9	%0,1	%6,08	%2,57	%3,34	%6,05	%6,9	%7,85	%7,5	%15,23	
6saat	%3,5	%0,2	%6,30	%3,07	%4,02	%6,01	%6,9	%7,88	%7,9	%13,38	
12sa	%3,8	%0,2	%6,39	%3,29	%4,33	%6,00	%6,9	%7,89	%8,1	%12,83	
18sa	%3,9	%0,2	%6,69	%3,40	%4,54	%5,96	%6,9	%7,94	%8,2	%12,59	

Tablo 2.4: Kısa süreli rahatlama konfigürasyonu 3DSps

	ST-3DSps TESTİ 1-4											
	Erektil Frektil 50 yıl sonra kayıp											
Süre	μ [%]	σ [%]	CV	Fraktii %5 [kN]	695 [kN]	Frakti 1 %5	μ [%]	Frakti 1 %95	Kayı p [%]	50 yıl içinde kayıp [%]		
1saat	%2,4	%0,2	%11,9	%1,82	%3,07	%4,13	%5,5	%6,97	%6,8	%12,28		
6saat	%2,8	%0,2	%9,56	%2,30	%3,47	%2,22	%5,5	%6,65	%7,4	%11,16		
12saa	%3,0	%0,2	%8,49	%2,52	%3,63	%4,51	%5,5	%6,51	%7,7	%11,18		

	ST-3DSps TESTI 1-4									ST-3DSps- EXLOAD-TESTİ 1		
				E1-44	E 1-491	50 yı	l sonra l	кауір				
Süre	μ [%]	σ [%]	CV	%5 [kN]	695 [kN]	Frakti 1 %5	μ [%]	Frakti 1 %95	Kayı p [%]	50 yıl içinde kayıp [%]		
18saa	%3,2	%0,2	%7,76	%2,67	%3,73	%4,59	%5,5	%6,41	%7,8	%11,21		

Kısa süreli kaybın, sisteme dış yükler uygulanmadığında araştırılan her bir konfigürasyonda benzer bir büyüklüğe sahip olduğu görünmektedir (ortalama %3,4). Dış yük dikkate alınacak olduğunda FW, 3DS ve 3DSps konfigürasyonu kıyaslanabilir bir kayıp seviyesi (sırasıyla %9,16, %8,29 ve %7,85) sergilemiştir, BW konfigürasyonunda ise %6,76 oranında biraz daha düşük bir kayıp sergilenmektedir.

2.4.3 Orta süreli önyükleme kaybı

Kısa süreli testler ve aynı düzenek için benimsenmiş aynı yaklaşımı izleyerek, bulon kuvvetinin değişimini gözlemlemek üzere 30 güne (720 saate) kadar dört adet orta süreli çelik gevşemesi testi gerçekleştirilmiştir. Orta süreli testlerin asıl amacı sıkma sonrasındaki ilk saatlerde/günlerde görülen kaybın tanımlanmasıdır. Ancak, kaybın stabilize olma süresi konusunda fikir edinebilmek üzere testler çok daha uzun bir süre için uzatılmıştır. Şekil 2.80'de yer alan sonuçlar daima numunede dış çekme yükünün uygulandığı durumla kıyaslanmaktadır (MT-##-EXLOAD-TEST#).



Şekil 2.80: Orta süreli testlerin sonuçları.

Tablo 2.5'te dış yüklerin bulunduğu ve bulunmadığı testlere yönelik sonuçlar verilmiştir. Dış yük uygulanmış FW'li sistem için iki adet test mevcuttur. Dolayısıyla, değerler 30 günlük çelik gevşemesi testlerini esas alan, 50 yıl içinde beklenen kayıpları veren bir regresyon çalışması kullanılarak ortalama olarak belirtilmiştir. Tabloda birinde dış yük bulunan (MT-##-EXLOAD-TEST#) ve diğerinde bulunmayan (MT-## -TEST#) her iki durum rapor edilmektedir.

	MT-FW		MT-FW- EXLOAD		MT-BW		MT-BW- EXLOAD		MT-3DS		MT-3DS- EXLOAD		MT-3DSPs		MT-3DSps- EXLOAD	
Süre	Kayı p [%]	50y Kayı p [%]	Кауі р [%]	50y Kayı p [%]	Кауір [%]	50у Кау 1р [%]	Kay ıp [%]	50у Кау 1р [%]	Kay ıp [%]	50у Кауір [%]	Kayı p [%]	50y Kayı p [%]	Кауір [%]	50у Кау 1р [%]	Kay 1p [%]	50y Kayı p [%]
1saat	0,89	0,9	8,62	12,54	1,22	4,18	6,17	6,31	3,8	13,99	7,55	16,23	1,17	4,12	6,82	12,28
6saat	1,31	2,77	9,27	12,82	1,76	4,75	6,48	7,07	5,54	15,81	7,95	13,38	1,69	4,68	7,48	11,17
12saa	1,48	3,17	9,49	12,85	1,99	5,00	6,60	9,19	6,17	15,94	8,12	12,84	1,92	4,94	7,73	11,17
18saa	1,56	3,43	9,64	12,93	2,13	5,13	6,76	9,22	6,72	15,94	8,29	12,59	2,08	5,18	7,85	11,22
24saa	1,6	4,18	9,77	13,00	2,2	5,13	6,81	7,75	6,72	15,82	8,41	12,19	2,10	5,18	8,00	11,48
7gün	2,15	4,01	10,31	12,93	2,45	5,78	7,21	8,61	8,27	14,84	9,00	11,73	2,44	5,49	9,22	12,44
15gün	2,32	4,19	10,70	12,97	3,29	6,06	7,47	9,11	8,65	14,28	9,35	11,78	3,10	5,87	9,90	15,92
30gün	2,59	4,35	11,22	13,61	3,67	6,33	7,65	9,08	9,21	13,92	9,87	11,88	3,60	6,12	10,8	15,97

Tablo 2.5: Orta süreli testlerin özeti

Hiçbir dış yük uygulanmadığı takdirde FW, BW ve 3DSps sistemlerine yönelik kayıplar arasında genel olarak önemli bir fark bulunmamaktadır. Bunun aksine, 3DS aksamı için bir dış yük uygulandığında söz konusu olan kayba (%9,87) aynı aksama yine gayet yakın olan daha yüksek bir kayıp görülmektedir (%9,21). Yine de, testlerin sınırlı sayıda olması sonucunda farklı aksamların orta süreli tepkisini genelleştirmek oldukça güçtür.

2.4.4 Uzun süreli önyükleme kaybı

Beş aylık bir dönem genelinde önyükleme kaybının gözetimi için uzun süreli testler gerçekleştirilmiştir. Testler, uzatılmış sünme testlerine yönelik protokol uyarınca EN 1090-2'ye göre gerçekleştirilmiştir. Yönetmelik yer alan yaklaşımın amacı, deplasman-kayıt süre eğrisinin eğimini özgünleştirmek ve hedef sürede meydana gelen kaybı ekstrapolasyon yoluyla tanımlamaktır. Bu çalışmada sunulan testlerde yaklaşık 2-3 ay sonra stabilizasyon meydana gelmiştir. Bu sonuç diğer araştırmacıların bulgularıyla tutarlı olup benzer detaylar konusunda stabilizasyonun genellikle 4 aydan önce meydana geldiği tespit edilmiştir [49]. Testler tüm test süresi boyunca 20 °C düzeyinde sabit bir sıcaklığa sahip olan sıcaklık kontrollü bir oda içinde gerçekleştirilmiştir. Buradaki amaç, EN 1090-2'ye göre tanımlanmış olan işletme yükü dikkate alınarak uzun süreli bir dönemde söz konusu olan kaybın sayısal olarak belirlenebilmesi için bulonların maruz kaldığı birim şekil değiştirme değişikliğinin ölçülmesidir. Ölçüm cihazlarının ölçümleri cekme yükünün uygulanmasından beş ay önce ve sonra sürekli olarak kaydedilmiştir. Plakanın sünme kaynaklı deplasmanlarını takip edebilmek için numuneler üzerinde 0,0025 mm hassasiyetine sahip altı adet gösterge (Digimatic gösterge ID-C112X/1012X) yerleştirilmiştir. Cihazlar EN1090-2'de belirtilen sınırın çok altında olan, iç plaka ve sürtünme yastığı arasındaki bağıl deplasmanları ve dış plaka ve sürtünme yastıkları arasındaki bağıl deplasmanları ölçmektedir. Hem bağıl hem de toplam deplasmanların kontrol edilmesi için altı adet cihaz

kullanılmıştır. Bulonların sıkılmasından hemen sonra sistem makineye yerleştirilmiştir ve eksensel çekme yükü uygulanmıştır. Beş ay boyunca gerçekleşen önyükleme kayıpları ilk bulon önyüklemesi yüzdesi olarak ifade edilmiş olup Şekil 2.81'de rapor edilmiştir.



Şekil 2.81: Uzun süreli testlerin sonuçları

Genel olarak FW, 3DS ve 3DSps'ye yönelik sonuçlar arasında dikkate değer bir fark bulunmamakta olup bu durum halihazırda kısa ve orta süreli testler için tartışılan sonuçları teyit etmektedir. %11,9-%12,3 kayıp yaşanan Düz Pulların kullanıldığı konfigürasyona yönelik olarak daha yüksek bir cıvata kaybı tespiti yapılabilir. Standart pulun bulondaki kaybı telafi etme olasılığı bulunmadığından bu durum beklenen sonuçlarla uyumludur. 3DS aksamı FW aksamına halen benzer sekilde %11,3'lük bir kayıp sergilemektedir, bu durumda disk yayların ön ayarının bulunmaması bunları mevcut uygulama açısından daha az uygun kılmaktadır. Ancak, 3DSps konfigürasyonu da benzer sonuçlar (5 ayda %11,6) sergilemektedir; haliyle, bu konfigürasyon için benzer bir önyükleme kaybı kaydedilmiştir. 3DSps (Belleville DIN6796) için elde edilen sonuç bu duruma yönelik olarak önyükleme kaybının ön ayar prosedüründen etkilenmediğini göstermektedir. Önyükleme kaybında BW konfigürasyonuyla daha düşük bir azalma gözlemlenmiştir. Aslında, BW aksamı 5 ay içinde daha düşük bir önyükleme kaybı sergilemektedir (%7,4). Bu sonuç, önceki paragraflarda yer verilen kısa süreli ve orta süreli kayıplarla uyum içindedir. Ancak, bu duruma yönelik olarak kaybın gelişimi diğer durumlardan biraz daha farklıdır. Aslında, kaybın eğimi her zaman pozitif değildir. Bu durum, rondelanın yavaş bir şekilde yük boşaltmasına yol açan ve bulondaki çekme kaybını telafi eden çelik gevşemesinin bir sonucu olabilir. Bu durum, bulondaki çekmenin, büyük rondelaların kenarının alttaki plakanın üzerine kayması mümkün olana kadar azalmasını gerektirebilir. Bu rondela türünün önyükleme üzerindeki etkisi hakkında daha ayrıntılı bilgi [56]'da yer almaktadır. Her ne kadar sınırlı sayıda olsalar da, sunulan deneysel testlerin benzer detaylar üzerinde gerçekleştirilen daha önceki testlerden elde edilen sonuçları teyit ettiği ve genişlettiği de vurgulanmalıdır [57-58]. İncelenen tüm durumlarda bulondaki başlangıç önçekmesinin kaybının hiçbir zaman montaj önyüklemesinin %16'sından fazla olmadığını belirtmek gerekir. Tasarım açısından bakılacak olduğunda bu bilgiler, gerçekleştirilen analizler esas alındığında muhafazakar bir şekilde 1,16'ya eşit şekilde sabitlenebilecek olan bulonun önçekmesinin kaybına yönelik kısmi bir güvenlik faktörünün benimsenmesinin gerekliliğini vurgulaması açısından son derece önemlidir. Pratik bakış açısından yaklaşılacak olduğunda, bu durum cihazların yapının hedef ömrü boyunca kaymamasını temin etmek üzere bulonlara %16 daha yüksek sıkma torklarıyla önyükleme yapılması gerektiği anlamına gelir.

2.5 SÜRTÜNMELİ SÖNÜMLEYİCİLERİN TASARIMI VE GELİŞMİŞ MODELLEMESİ

2.5.1 Sürtünme katsayısının ve regresyon modellerinin tasarım değerleri

Tasarım açısından hızlı bir yöntem sağlamak veya FREEDAM araştırma projesi sırasında daha kapsamlı bir şekilde incelenmiş olan üç kaplama malzemesiyle (M1, M4 ve M6) teşkil edilmiş aygıtları modellemek için düşük hız test verilerinin bir regresyon analizi (ortalama ve üst/alt sınır oranları) gerçekleştirilmiştir. Basitlik açısından yaklaşılacak olduğunda, daha önce de gösterildiği üzere çevrimsel bozulma açısından en muhafazakar tepkiyi sağladıklarından dolayı düşük hız test verileri dikkate alınmıştır. Regresyon çalışmasının sonuçları Tablo 2.6'da özetlenmiştir. Sürtünme katsayısı, aşağıdaki denklem vasıtasıyla kümülatif hareketin bir fonksiyonu olarak ifade edilmiştir:

$\mu_{eff} = A_0 \delta_t^2 + B_0 \delta_t + C_0$	$if \delta_t < k$
$\mu_{eff} = A_{1} \delta_t^{2} + B_{1} \delta_t + C_{1}$	$if \; k < \; \delta_t < 400 \; mm$
$\mu_{eff} = A_2 \delta_t^2 + B_2 \delta_t + C_2$	$if400 < \delta_t {<}1500mm$
$\mu_{eff} = A_3 \delta_t^2 + B_3 \delta_t + C_3$	$if~1500 < \delta_t < 4000~mm$

	<u>M</u>	1 Malzeme	<u>si</u>	<u> </u>	M4 Malzemesi		<u>N</u>	16 Malzemes	<u>i</u>
	Fraktil %5	ortalama	Fraktil %95	Fraktil %5	ortalama	Fraktil %95	Fraktil %5	ortalama	Fraktil %95
A	0	0	0	6.35 · 1 0⁻⁵	7.34 · 1 0⁻⁵	7.934 • 1 0⁻⁵	1.2 • 1 0⁻⁴	9.83 · 1 0⁻⁵	8·1 0⁻⁵
Bo	-7.2 · 1 0 -	7.6 • 1 0⁻³	7.9 · 1 0⁻³	-6.35 · 1 0 -9	-7.34 · 1 0 -8	-7.934 · 1 0	-6.7 · 1 0 -8	-6.84 · 1 0	-7.1 · 1 0⁻³
C _o	0.61	0.69	0.79	0.69	0.76	0.84	0.52	0.60	0.68
A1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
B1	2 · 1 0⁻⁴	2 · 10 ⁻⁴	0	0	0	0	-4.3 · 1 0 -5	-2.11 · 1 0	-8.69 · 1 0

	<u>M</u>	1 Malzemes	si	Δ	14 Malzemesi		M	16 Malzemes	<u>i</u>
	Fraktil %5	ortalama	Fraktil %95	Fraktil %5	ortalama	Fraktil %95	Fraktil %5	ortalama	Fraktil %95
<i>C</i> ₁	0.43	0.50	0.59	0.53	0.58	0.64	0.487	0.504	0.52
A2	0	0	0	0	0	0	0	0	0
B2	-1.1 · 10	-1.6 · 1 0	-1.1 · 10	-1.233 · 1 0	-9.096 • 1 0	-7.37 · 1 0⁻⁸	-3.63 · 1 0	-3.01 · 1 0	-2.39 · 1 0
C2	0.55	0.64	0.63	0.57 9	0.616	0.669	0.484	0.508	0.53 2
A ₃	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Ba	-4·10 ⁻⁵	-3·10 ⁻⁵	-5·10 ⁻⁵	-5.32 · 1 0 -5	-4.41 · 1 0 -5	-3.09 · 1 0 -5	0	0	0
C ₃	0.45	0.44	0.54	0.474	0.545	0.604	0.43	0.463	0.496
k		25			50			50	

Ayrıca, enerji tüketen birleşimlerin bu makalede açıklanan üç malzeme ile tasarımı için kullanılacak olan ana parametreler önceki kısımlarda edinilen sonuçlardan başlanarak türetilmiştir. Yukarıda anıldığı üzere, bir sürtünmeli aygıtın tasarımı sürtünme katsayısının en az üc farklı değerini gerektirir: (1) Kullanılabilirlik sınır durumu kontrolleri için kullanılacak olan değer, (2) sönümleyicilerin direncini tasarlamaya yönelik değer ve (3) yapının enerji tüketici olmayan kısımlarını (düşük-akma seviyeli bir yapı söz konusu olduğunda bu kısımlar birleşimler, kirişler ve kolonlardır) tasarlamak için sürtünme katsayısının üst sınır değeri. Özellikle, KSD kontrolleri ele alınacak olduğunda, sürtünmeli birleşimlerin statik yükleme koşullarının meydana geldiği durumlarda ya da orta seviyede sismik olayların meydana geldiği durumlarda kaymamasını sağlamak gerekir. Tüm bu yük kombinasyonlarında statik sürtünme katsayısının karakteristik değerinin kullanılması gerekir. Sönümleyicilerle ilgili olarak DSD'ye uygun enerji tüketimini garanti altına almak için dinamik sürtünme katsayısının beklenen en düşük değerinin, yani, dinamik sürtünme katsayısının karakteristik değerinin dikkate alınması gerekir. İlave olarak, yapının tüketici olmayan kısımlarının DSD tasarımında (bu durum kirişler, kolonlar ve birleşim elemanları ile temsil edilir) en yüksek beklenen statik sürtünme katsayısı değerinin, yani, %95 yüzdelik değer statik sürtünme katsayısı kısmının dikkate alınması gerekir. Aslında, istatistiksel bakış açısından yaklaşılacak olduğunda bu, sönümleme aygıtlarının kayması meydana gelmeden önce tüketici olmayan elemanların dayanması gereken azami olası değerdir. Bu amaçtan hareketle, üç malzemenin her biri, 10 verinin her bir kümesi için efektif ve gerçek statik sürtünme katsayıları değerlendirilmiş olup sonuçlar Tablo 2.7'de özetlenmiştir.

	M1 M	Malzemesi		M4 Malzemesi				M6 Malzemesi				
TEST n°		μ 0,effective	$\mu_{0,actual}$	TEST n°		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$	TEST n°		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$	
NV	60	0,82	0,84	NV	38	0,72	0,74	NV	49	0.64	0.65	
NV	61	0,72	0,73	NV	39	0,81	0,85	NV	50	0.63	0.63	
NV	62	0,66	0,67	NV	40	0,76	0,81	NV	51	0.57	0.57	
NV	63	0,75	0,77	NV	41	0,77	0,80	NV	52	0.54	0.55	

Tablo 2.7: İstatistiksel sürtünme katsayısının istatistiksel değişkenliği

M1 Malzemesi				M4 Malzemesi			M6 Malzemesi				
Tł	EST n°	µ 0,effective	μ 0,actual	T	EST n°	µ 0,effective	µ 0,actual	T	EST n°	µ 0,effective	μ 0,actual
NV	64	0,73	0,75	NV	42	0,73	0,76	NV	53	0.59	0.59
NV	65	0,75	0,77	NV	43	0,83	0,86	NV	54	0.65	0.65
NV	66	0,62	0,62	NV	44	0,79	0,82	NV	55	0.58	0.59
NV	67	0,69	0,70	NV	45	0,71	0,74	NV	56	0.64	0.65
NV	68	0,72	0,74	NV	46	0,78	0,81	NV	57	0.65	0.65
NV	69	0,67	0,69	NV	47	0,74	0,77	NV	58	0.53	0.53
ORT	TALAMA	0,71	0,73	OR	TALAMA	0,76	0,79	ORT	TALAMA	0,60	0,61
STA SA	NDART APMA	0,06	0,061	STA S.	INDART APMA	0,04	0,041	STA S.	NDART APMA	0,05	0,047
	CV	0,08	0,084		CV	0,05	0,052		CV	0,08	0,077
Fra	ktil %5	0,62	0,61	Fra	ktil %5	0,69	0,72	Fra	ktil %5	0,52	0,52
Fraktil %95		0,81	0,85	Fra	ktil %95	0,84	0,87	Fral	ktil %95	0,68	0,70

Daha önceden açıklandığı üzere, bu değerler, birinci stabilize çevrime yanıt olarak değerlendirilen dinamik sürtünme katsayılarının %5 yüzdelik değerlik kısımlarıyla birlikte sürtünmeli birleşimlerin tasarlanması için gerekli olan değerleri temsil etmektedirler.



Şekil 2.82: Sıkıştırma sıralaması



Şekil 2.83: Tipik tork ve önyükleme diyagramı



Şekil 2.84: Sıkıştırma sıralaması

Bu sürtünme katsayılarının anlamları Şekil 2.82-Şekil 2.84'te sunulmaktayken basitlik açısından bunlar Tablo 2.8'de özetlenmektedir.

Tablo 2.8: Sürtünme katsayılarının tasarım değerleri

M1 Malzemesi		M4 Malzemes	i	M6 Malzemesi		
Tasarım FC $\mu_{0,d}$		Tasarım FC	$\mu_{0,d}$	Tasarım FC	$\mu_{0,d}$	
Statik %5 fraktil	0,62	Statik %5 fraktil	0,6	Statik %5 fraktil	0,52	
Statik %95 fraktil	0,81	Statik %95 fraktil	0,8	Statik %95 fraktil	0,68	
Dinamik %5 fraktil	0,43	Dinamik %5	0,5	Dinamik %5 fraktil	0,49	

2.6 KAYNAKÇA

- Kelly, J., Skinner, R. & Heine, A., 1972. Mechanisms of Energy Absorption in Special Devices for Use in Earthquake Resistant Structures. Bullettin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 5(3), pp.63-88.
- [2] Skinner, R., Kelly, J. & Heine, A., 1975. Hysteresis Dampers for Earthquake Resistant Structures. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 3, sf.287-96.
- [3] Aiken, I., Nims, D., Whittaker, A. & Kelly, J., 1993. Testing of Passive Energy Dissipation Systems. Earthquake Spectra, 9(3).
- [4] Christopoulos, C. & Filiatrault, A., 2006. Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation. Pavia: IUSS PRESS.
- [5] Soong, T. & Spencer Jr, B., 2002. Supplemental Energy Dissipation: State-of-the-Art and State-of-the-Practice. Engineering Structures, 24, sf.243-59.
- [6] Cahis, X., Bozzo, L., Foti, D. & Torres, L., 1997. An Energy Dissipating Device for Seismic Protection of Masonry Walls. In L'ingegneria Sismica in Italia. Taormina, Italia, 1997.
- [7] Kobori, T. et al., 1992. Development of Hysteresis Steel Dampers. In Earthquake Engineering Tenth World Conference., 1992.
- [8] Nakashima, M., 1995. Strain-Hardening Behavior of Shear Panels made of Low-yield

Steel: Test. Journal of Structural Engineering ASCE, 121(12), sf.1742-49.

- [9] Whittaker, A., Bertero, V., Alonso, J. & Thompson, C., 1989. UCB/EERC-89/02 Earthquake Simulator Testing of Steel Plate Added Damping and Stiffness Elements. Berkeley: College of Engineering University of California.
- [10] Alonso, J., 1989. Mechanical Characteristics of X-Plate Energy Dissipators. Berkeley: University of California.
- Takenaka Komuten KK, 1989. ANTI-SEISMIC DAMPER USING BOLT DRIVE. Patent. Priority JP20211389A · 1989-08-03
- [12] Grigorian CE, Yang TS, Popov EP. 1993 "Slotted bolted connection energy dissipators". Earthquake Spectra. Vol.9, No.3, sf.491-504.
- [13] MacRae G.A., Clifton G.C., Mackinven H., Mago N., Butterworth J., Pampanin S. "The sliding hinge joint moment connection." Bulletin of New Zealand society for earthquake engineering, cilt 43, n.3, Eylül 2010.
- [14] Khoo, H., Clifton, C. Butterworth, J. MacRae, G. Ferguson, G. 2012. "Influence of steel shim hardness on the sliding hinge joint performance". Journal of Constructional Steel Research, 72, 119-129.
- [15] Pall, A. & Marsh, C., 1981. Response of Friction Damped Braced Frames. Journal of the Structural Division, 108(6), sf.1313-23.
- [16] Tremblay, R. & Stiemer, S., 1993. Energy Dissipation through Friction Bolted Connections in Concentrically Braced Steel Frames. ATC 17-1 Seminar on Seismic Isolation, 2, sf.557-68.
- [17] Mualla, I. & Belev, B., 2002. Seismic Response of Steel Frames Equiped with a New Friction Damper Device Under Earthquake Excitation. Engineering Structures, 24(3), sf.365-71.
- [18] Clifton GC, Butterworth JW, (2000). Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections 12th WCEE, Auckland, New Zealand.
- [19] G. C. Clifton, J. Butterworth, and J. Weber, "Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections"," SESOC, cilt 11, no. 2, sf. 21–52, 1988.
- [20] MacRae G.A., Clifton G.C., Mackinven H., Mago N., Butterworth J., Pampanin S. "The sliding hinge joint moment connection." Bulletin of New Zealand society for earthquake engineering, cilt 43, n.3, Eylül 2010.
- [21] S. Ramhormozian, G. Clifton, D. Cvitanich, S. Maetzig, and G. Macrae, "Recent Developments on the Sliding Hinge Joint," in The 2016 New Zealand Society for Earthquake Engineering (NZSEE) Annual Technical Conference, 2016.
- [22] S. Kishiki, S. Yamada, T.Takeuchi, K. Suzuki, E. Saeki, A. Wada.. 2004. "New ductile steel frames limiting damage to connection elements at bottom flange of beam-ends: part 2 cyclic loading tests of frames with a concrete slab. Proc. 13th WCEE.
- [23] M. Latour, V. Piluso, and G. Rizzano, "Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads," Eng. Struct., 2015.
- [24] M. Latour, V. Piluso, and G. Rizzano, "Experimental analysis of innovative dissipative bolted double split tee beam-to-column connections," Steel Constr., 2011.
- [25] Cahis, X., Bozzo, L., Foti, D. & Torres, L., 1997. An Energy Dissipating Device for Seismic Protection of Masonry Walls. In L'ingegneria Sismica in Italia. Taormina, Italia, 1997.
- [26] EUROCODE 0. Basis of structural design. CEN, 2010.
- [27] EN 1090-2. Execution of steel structures and aluminium structures: technical requirements for steel structures. CEN, 2008.

- [29] Halling, J., 1978. Principles of Tribology. London: Macmilln Education LTD.
- [30] Persson, B., 2000. Sliding Friction. Berlin: Springer.
- [31] Zhang, S., 1998. State-of-the art of Polymer Tribology. Tribology International, 31, sf.49-60.
- [32] Schallamach, A., 1958. Friction and Abrasion of Rubber. Wear, 1, sf.384-417.
- [33] Shooter, K. & Thomas, R., 1952. Frictional Properties of some Plastics. Research, 2, sf.533-39.
- [34] Rees, B., 1957. Static Friction of Bulk Polymers over a Temerature Range. Research, 10, sf.331-38.
- [35] Schallamach, A., 1952. The Load Dependance of Rubber Friction. In Phys Soc., 1952
- [36] Thirion, P., 1948. Les Coefficients d'Adherence du Caoutchouc. Rubber Chemistry and Technology, 21, sf.505-15.
- [37] Ratner, S. & Sokolskaya, V., 1956. The Influence of the Hardness of Rubber on its Coefficient of Static Friction without Lubrication. Rubber Chem. Technol., 29, sf.829-33.
- [38] Mualla, I., 2000. "Experimental evaluation of new friction damper device".12th WCEE, Auckland, New
- [39] Voiculescu, D., Dalban, C., 1999. "Behaviour of steel concentrically braced frames with friction dissipation devices". SDSS '99, Timisoara, RomaniaZealand.
- [40] Ono, S., Nakahira, K., Tsujioka, S., Uno, N., 1996. "Energy absorption capacity of thermally sprayed aluminum friction dampers". Journal of Thermal Spray Technology, 5(3), 303-309.
- [41] C. Heistermann, M. Veljkovic, R. Simões, C. Rebelo, L. Simões da Silva. (2013). Design of slip resistant lap joints with long open slotted holes. Journal of Constructional Steel Research, Cilt 82, Mart 2013, Sayfa 223-233
- [42] M.Pavlović, C. Heistermann, M. Veljković, D.I Pak, M. Feldmann, C. Rebelo, L. Simões da Silva. (2015). Friction connection vs. ring flange connection in steel towers for wind converters. Engineering Structures, Cilt 98, 1 Eylül 2015, Sayfalar 151-162
- [43] Latour M, Piluso V, Rizzano G. (2014). Experimental Analysis of Friction Materials for supplemental damping devices. Construction and Building Materials.
- [44] Voiculescu, D., Dalban, C., 1999. "Behaviour of steel concentrically braced frames with friction dissipation devices". SDSS '99, Timisoara, RomaniaZealand.
- [45] EN10088-1, 2005. Part 1: List of stainless steels
- [46] EN 14399-4 (2006). High-strength structural bolting assemblies for preloading –Part 4: System HV –Hexagon bolt and nut assemblies
- [47] EN 15129, (2009). Anti-seismic devices
- [48] G. P. Davet, "Using Belleville Springs To Maintain Bolt Preload," 1997.
- [49] C. Heistermann, "Behaviour of Pretensioned Bolts in Friction Connections," 2011.
- [50] C. Heistermann, M. Veljkovic, R. Simões, C. Rebelo, and L. Simões da Silva, "Design of slip resistant lap joints with long open slotted holes," Journal of Constructional Steel Research, 2013.
- [51] M. Veljkovic, "Achievements of HISTWIN project," 2015.
- [52] "FINITE ELEMENT ANALYSIS OF LAP JOINTS." [Online]. Available: https://www.steelconstruct.com//gsPublications/Eurosteel2014-

Christine_Heistermann.pdf. [Erişim tarihi: 11-Nis-2016].

- [53] C. Heistermann, "Resistance of Friction Connections with Open Slotted Holes in Towers for Wind Turbines," 2014.
- [54] "DIN 6796. Conical spring washers for bolted connections."
- [55] CEN, "EN 14399-6. High-strength structural bolting assemblies for preloading Part 6: Plain chamfered washers," no. Haziran, 2006.
- [56] S. Ramhormozian, G. C. Clifton, G. A. MacRae, and G. P. Davet, "Stiffness-based approach for Belleville springs use in friction sliding structural connections," J. Constr. Steel Res., cilt 138, sf. 340–356, Kasım 2017.
- [57] M. D'Antimo, J.-F. Demonceau, M. Latour, G. Rizzano, and J.-P. Jaspart, "Experimental investigation of the creep effect on prestressed bolts used in innovative friction connections," Ce/Papers, cilt 1, no. 2–3, sf. 580–589, 2017.
- [58] G. Ferrante Cavallaro, M. Latour, A. B. Francavilla, V. Piluso, and G. Rizzano, "Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability," J. Constr. Steel Res., cilt 141, sf. 145–155, 2018.

BÖLÜM 3

HASAR YALITIMLI BİRLEŞİMLERİN GELİŞTİRİLMESİ

3.1 GİRİŞ

Yüksek enerji tüketim kapasitesi ve netice itibariyle söz konusu olan global ve yerel süneklik talebindeki azalma nedeniyle geçtiğimiz on yıllar içinde, kiriş-kolon birleşimlerinde değiştirilebilir anti-sismik aygıtların kullanımı bilim camiasının büyük ölçüde dikkatini çekmiştir [1-11]. Bu tarihe kadar çok çeşitli sönümleyiciler önerilmiş olup metallerin akması, kuru sürtünme ve akışkanların viskozitesi gibi basit sönüm mekanizmalarının aktivasyonunu esas alan sistemler ortaya konulmuştur [12, 13]. Bunların uygulaması, tamamlayıcı enerji dağıtımını esas alan tasarım stratejileri çerçevesinde ortaya konulmuştur.

Yine de, anti-sismik aygıtların kullanımı yapısal hasarı azaltsa da, sönümleyicileri etkinleştirmek için genellikle ihtiyaç duyulan yanal deplasmanlar ana yapı elemanlarında onarımı ya güç ya da mümkün olmayan hasar oluşumuna neden olmaktadır.

Bu nedenden dolayı, çelik yapılarda yalnızca asgari düzeyde hasara maruz kalacak olan sönümleyicilerle teçhiz edilmiş birleşimlerin kullanımı fikrini esas alan yeni yaklaşımlar öne sürülmüştür. Örnek vermek gerekirse, Auckland Üniversitesi'nde 2004 yılından itibaren geliştirilen Kayar Mafsallı Birleşim (KMB) için durum bu şekildedir [14-20]. Bu birleşimler, çelik Moment Aktaran Çerçevelerde (MAÇ'lerde) kullanıldıklarında kiriş alt flanşı seviyesinde bulunan Asimetrik Sürtünmeli Sönümleyicilerin (ASS'ler) kayması suretiyle elastik olmayan büyük kiriş-kolon dönmelerini karşılayabilir [21-24]. Böyle bir tipoloji, yanal ötelenmenin sınırlandırılmasına ve eşzamanlı olarak kiriş ucunu akmaya karşı korumaya ve yönetmeliğin hükümleriyle belirtilen kiriş-kolon hiyerarşisinin uygulanmasıyla ortaya çıkan büyük kolon boyutu kullanımını azaltmaya izin verecek şekilde rijit ve kısmi-dayanımlı olmaları neticesinde çok sayıda avantaj sunmaktadır.

Yakın zamanda, sürtünmeli sönümleyicilerle teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşiminin geliştirilmesini, tasarımını ve testini amaçlayan kapsamlı bir araştırma çalışması dahilinde Simetrik Sürtünmeli Sönümleyicilerin (SSS'ler) kullanımını esas alan benzer kiriş-kolon bağlantıları öne sürülmüştür [25-35]. Bu tip yeni bağlantılar, tamamen atölyede imal edilmiş olup yapısal elemanlara (kiriş ve kolon) bir endüstriyelleştirilmiş kit kullanımıyla doğrudan şantiyede bulonlanarak KMB tarafından sağlanan benzer faydaların (rijitlik, ayarlanabilir dayanım, süneklik ve yüksek enerji tüketim kapasitesi) elde edilmesine izin vermektedir.

Endüstriyelleştirilmiş kitin ana avantajı sürtünmeli şim plakalarının kalitesini ve bulonların sıkılma prosedürünü hassas bir şekilde kontrol edebilmektir. Bu sorunlar aslen sürtünmeli aygıtların düzgün şekilde işlemesi için esas teşkil etmekte olup üretim süreci sırasında katı bir şekilde kontrol edilmeleri gerekir. Sönümleyici sürtünmeli aygıtın gerekli demontaj kabiliyetini temin etmek için kiriş flanşına ve L-elemanlara bulonlanmış olan bir kanallı guse ve yüksek dayanımlı önyüklenebilir bulonlarla kenetlenmiş şim levhalarıyla gerçekleştirilir. Gusenin kiriş flanşına paralel olduğu YSB konfigürasyonu ve gusenin kiriş flanşına dik olduğu DSB

konfigürasyonu olarak iki konfigürasyon incelenmiştir (Şekil 3.1). Eğilme etkileri altında birleşim, üst T-elemanı gövdesinin tabanında bulunan bir nokta etrafında dönmeye zorlanır ve sürtünmeli şim plakalarının üzerindeki gusenin kaymasıyla enerji tüketim desteği sağlanır. Gusenin bir diğer avantajı, sürtünmeli aygıtların kullanılabilirlik gerekliliklerini sağlamak üzere iletebilecekleri kuvveti azaltmaya izin veren kaldıraç kolundaki artıştır.



a) Kiriş flanşına paralel olan sönümleyici düzlemine sahip sürtünmeli birleşim (YSB-konfigürasyonu)



b) Kiriş gövdesine paralel olan sönümleyici düzlemine sahip sürtünmeli birleşim (DSB-konfigürasyonu) Şekil 3.1: SSS'lere sahip sürtünmeli birleşimlerin düzenleri

Bu özel birleşim tipolojisini araştıran deneysel çalışmalar, çevrimsel yükleme geçmişleri altındaki sürtünmeli şim plakalarının tepkisi, önyüklenebilir bulonların montaj sırasında ve servis ömürleri genelindeki davranışları, sürtünmeli aygıtlara sahip kiriş-kolon birleşimlerinin sonlu eleman modellemesi ve basit sürtünmeli sönümleyicilerin çarpma tepkisi gibi birleşim davranışının önemli hususlarına değinmiştir [25-36].

Sürtünmeli birleşimlerin deneysel davranışını değerlendirmek amacıyla FREEDAM araştırma projesi dahilinde iç birleşimlerin ve dış birleşimlerin gerçek moment dayanımlı çerçevelerdeki davranışını temsil edebilen alt sistemler üzerinde kapsamlı bir deney serisi gerçekleştirilmiştir

Deneysel testlerin sonuçları, proje sırasında geliştirilen sürtünmeli birleşimlere yönelik tasarım kriterlerinin doğrulanmasına ve parametrik çalışmaları gerçekleştirmek için kullanılan sonlu eleman (SE) modellerinin kalibrasyonuna imkan vermiştir. Özellikle de, deneysel faaliyetin birincil amacı önerilen kiriş-kolon birleşimlerinin deprem enerjisini neredeyse hiçbir hasar olmaksızın tüketme yeteneğinin doğrulanmasıdır. Bu kapsam dahilinde 16 adet deneysel test gerçekleştirilmiştir. Özellikle, Salerno Üniversitesi'nde dış birleşimler üzerinde 8 adet test gerçekleştirilmiştir ve Coimbra Üniversitesi'nde iç birleşimler üzerinde 8 adet test gerçekleştirilmiştir.

Numuneler, sürtünmeli sönümleyiciler hariç olmak üzere tüm birleşim bileşenleri için halihazırda Eurocode 3 bölüm 1-8 ile öne sürülen modellerden yararlanılarak tasarlanmıştır. Bunun aksine, yeni bileşen, yani sürtünmeli sönümleyici için ise kanallı deliklere ve araya konulmuş sürtünme yastıklarına sahip bindirmeli kayma numuneleri üzerindeki deneysel faaliyetlerden gelen sonuçlar kullanılmıştır. Özellikle de, Bölüm 2'de açıklandığı üzere, sürtünme yastıklarına yönelik kaplama malzemeleri üzerinde gerçekleştirilen testlerde M1 ve M6 malzemelerinin, titreşimi tetikleyebilen hafif bir yapışma ve kayma davranışı geliştirebildiği gösterilmiştir. Bu nedenle, bunlar FREEDAM sönümleyicilere uygulanması için uygun olarak nitelendirilebilseler de, kiriş-kolon birleşimlerine yönelik testler, FREEDAM birleşimlerinin yapışma ve kayma olayından kaçınılarak uygulanması açısından M4'ün en güvenilir seçenek olarak görülmesi nedeniyle yalnızca M4 malzemesine odaklanılmıştır. Sekizi birleşimlere bağlanan IPE 270 kirişleri ve diğer sekizi de IPE 450 kirişleri birleştiren on altı adet kiriş-kolon birleşimine yönelik deneysel faaliyet gerçekleştirilmiştir. Önceden belirtildiği üzere yatay konfigürasyon YSB ve dikey konfigürasyon DSB olarak iki farklı sürtünmeli sönümleyici konfigürasyonu değerlendirmeye alınmıştır (Şekil 3.1). Bu test her bir sönümleyici konfigürasyonu için iki kez gerçekleştirilmiştir. Bir test disk yaylar kullanılarak ve ikinci test ise bulon sistemi için yalın düz pulların kullanıldığı bir numuneye yönelik olarak gerçekleştirilmiştir.

3.2 DIŞ BİRLEŞİMLERE İLİŞKİN DENEYSEL TESTLER

3.2.1 Test düzeneğinin açıklaması

Deneysel faaliyet aşağıdaki birleşimlere yöneliktir:

- FJ-CYC01: IPE270 kiriş-HEM220 kolon, DSB-konfigürasyonu, 10.9 sınıfı M20 HV bulonlar, 6 disk yayla teçhiz edilmiş (paralel olarak kümelendirilmiş 2 disk yaydan meydana gelen seriler halinde kümelendirilmiş 3 grup);
- FJ-CYC02: IPE270 kiriş-HEM220 kolon, YSB-konfigürasyonu, 10.9 sınıfı M20 HV bulonlar 6 disk yayla teçhiz edilmiş (paralel olarak kümelendirilmiş 2 disk yaydan meydana gelen seriler halinde kümelendirilmiş 3 grup);
- FJ-CYC03: IPE450 kiriş-HEB500 kolon, DSB-konfigürasyonu, 10.9 sınıfı M20 HV bulonlar 6 disk yayla teçhiz edilmiş (paralel olarak kümelendirilmiş 2 disk yaydan meydana gelen seriler halinde kümelendirilmiş 3 grup);

- FJ-CYC04: IPE450 kiriş-HEB500 kolon, YSB-konfigürasyonu, 10.9 sınıfı M20 HV bulonlar 6 disk yayla teçhiz edilmiş (paralel olarak kümelendirilmiş 2 disk yaydan meydana gelen seriler halinde kümelendirilmiş 3 grup);
- FJ-CYC05: IPE270 kiriş-HEM220 kolon, DSB-konfigürasyonu, 10.9 sınıfı M20 HV bulon, disk yay olmaksızın;
- FJ-CYC06: IPE270 kiriş-HEM220 kolon, YSB-konfigürasyonu, 10.9 sınıfı M20 HV bulon, disk yay olmaksızın;
- FJ-CYC07: IPE450 kiriş-HEB500 kolonlar, DSB-konfigürasyonu, 10.9 sınıfı M20 HV bulon, disk yay olmaksızın;
- FJ-CYC08: IPE450 kiriş-HEB500 kolonlar, YSB-konfigürasyonu, 10.9 sınıfı M20 HV bulon, disk yay olmaksızın.



Şekil 3.2: Test edilen numuneler (dış birleşimler): a) yatay sönümleyicili konfigürasyon; b) dikey sönümleyicili konfigürasyon

Tüm deneysel testler Salerno Üniversitesi STRENGTH laboratuarında (STRuctural ENGineering Testing Hall - Yapı Mühendisliği Test Merkezi) gerçekleştirilmiştir. Testlerin düzeneği; destekleme aygıtları, yükleme makineleri ve ölçüm aletleri olarak üç makro kategoriye ayrılabilen aletlerden ve makinelerden meydana gelmektedir. STRENGTH laboratuarında ana sınırlayıcı aygıt, laboratuardaki tüm test donanımlarının sabitlenmesi için kullanılan, deliklere (80 mm çapında ve 1,0 m x 1,0 m'lik ağ oluşturacak şekilde gereğince aralıklandırılmış) sahip, laboratuarın güçlü döşemesi ile temsil edilmektedir. Bu güçlü döşeme, dış kiriş-kolon birleşimlerine yönelik test tertibatını geliştirmek için gerekli olan tüm destekleyici düzeneklerin sabitlenmesi için kullanılmaktadır. Bu durumda, birleşimler üzerinde çevrimsel testler gerçekleştirmek için bazı sabitleyici yapılar kullanılmıştır: her ikisi de tam olarak kaynaklanmış çelik plakalar ve yapısal elemanlar (Şekil 3.3) montajlanarak gerçekleştirilmiş rijit ve güçlü bir dikey çerçeve ve rijit yatay çelik bir sabitleyici (Şekil 3.3).



Şekil 3.3: Deney: a) FJ-CYC01-FJ-CYC04; b) FJ-CYC05-FJ-CYC08

Bunun yanı sıra, gerçek yapısal sistemde meydana gelen sıfır moment noktasını (Şekil 3.4) simüle etmek amacıyla iki çelik mafsaldan yararlanılmıştır (Şekil 3.3). Böyle mafsallar 2000 kN'a kadar olan kayma etkilerine direnecek şekilde tasarlanmıştır ve çelik bir taban kızağına bulonlanmıştır. İki mafsaldan birisi, bir pim kullanılarak kayma ve eksenel etkileri absorbe edecek şekilde detaylandırılmıştır. Kayma minimum düzeye gelecek şekilde kalibre edilmiş delikler kullanılmıştır. İkinci olanı ise, yatay yöndeki deplasmana izin verecek şekilde ve dikey yöndeki deplasmanlara direnecek şekilde tasarlanmıştır. Bu kapsam dahilinde istenilen deplasmana izin vermek üzere bir pim kanallı deliklerle beraber kullanılmıştır.



Şekil 3.4: Yapısal şema: a) sismik yükler nedeniyle bir dış birleşimde söz konusu olan etkiler; b)Laboratuarda üretilmiş şema

Son olarak, deneysel testler sırasında kirişin yanal-burulmalı burkulma olayını önlemek için yanal destek elemanları (Sekil 3.3) kullanılmıştır. Yükleme donanımına yönelik olarak deney serisinde üç farklı MTS hidrolik aktüatör kullanılmıştır. Kolona eksensel yükün uygulanması amacıyla, yük kontrolü altında çalışan bir MTS 243.60 aktüatörü kullanılmıştır. Bu aktüatör, basınçta 1000kN'a ve çekmede 650 kN'a eşit bir maksimum yükleme kapasitesine sahip olup, maksimum piston hareketinin uzunluğu +/- 125mm'ye eşittir. Birleşimdeki eğilme etkisini uygulamak için kirişin boyutuna bağlı olarak iki farklı MTS aktüatörü kullanılmıştır. IPE 270 kirişlerin test edilmesi için kullanılan birincisinin 245 kN'a eşit bir maksimum yük kapasitesi ve +/- 500mm'ye eşit bir piston hareket uzunluğu bulunurken IPE 450 IPE kirişlerin test edilmesi için kullanılan ikincisinin 500 kN'a eşit bir yük kapasitesi ve +/- 500mm'ye eşit bir maksimum piston hareket uzunluğu bulunmaktadır. Bunların her ikisi de, deplasman kontrolü altında kirişin ucuna istenilen deplasman geçmişini uygulamak için kullanılmıştır. Testler sırasında test edilen numuneler üzerinde uygulanan deplasmanların gözetimi aynı zamanda harici deplasman transdüserleri kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Özellikle deney serisi sırasında birleşimi oluşturan kirişin, kolonun ve elemanların ve özellikle de sürtünmeli sönümleyicinin deplasmanları LVDT'ler kullanılarak sürekli olarak ölçülmüştür. Yukarıda açıklandığı üzere iki adet hidrolik aktüatör kullanılarak deneysel testler gerçekleştirilmiştir, alt aktüatör 650 kN'ye eşit bir sabit eksensel basınç yükü uygulamak üzere kuvvet kontrollü olarak yönetilirken, üst aktüatör ise istenilen çevrimsel deplasman geçmişini uygulamak için kullanılmıştır.

Özellikle, AISC 346-10 yükleme protokolüne göre bir deplasman geçmişi uygulamak için üst aktüatör kirişin ucuna bağlanmıştır [37] (Şekil 3.5). Bu protokol, özellikle birleşimlere adanmış olan bir yükleme protokolü olup ABD'deki pratikte oldukça yaygındır ve normalde birleşimlerin ön yeterliliği için kullanılmaktadır. Bu yükleme protokolü EQUALJOINTS araştırma projesinde kullanılmış olanla da aynıdır.



Şekil 3.5: Yapısal şema: a) sismik yükler nedeniyle bir dış birleşimde söz konusu olan etkiler; b) laboratuarda üretilmiş şema

Bu nedenle, kod gereklilikleri bilgisinden başlanarak kirişin üstündeki deplasman geçmişini elde etmek mümkündür. Testler 50 *mrad*'a eşit olan bir maksimum dönmeye kadar gerçekleştirilmiştir (Tablo 1.1). Bu dönmenin yüksek süneklikli çerçeveler için 35 *mrad* olarak Eurocode 8'nin gerekliliği olan minumum değerden çok daha fazla olduğunu belirtmek gerekir.

v[mm/sn]	adm	θ [rad]	# çevrim	δ [mm]
0.5	1	0,00375	6	5,835
0,5	2	0,0050	6	7,780
1	3	0,0075	6	11,67
1	4	0,010	4	15,56
	5	0,015	2	23,34
2	6	0,020	2	31,12
	7	0,030	2	46,68
4	8	0,040	2	62,24
4	9	0,050	2	77,80

Tablo 3.1: Yükleme deplasmanı geçmişi

Üst aktüatör seviyesinde kuvvetlerin ve deplasmanların ve çeşitli birleşim bileşenlerindeki deplasmanların değerlendirilmesi için testler sırasında birçok parametre gözlemlenmiş ve elde

edilmiştir. Tüm testlerde en az altı adet doğrusal deplasman transdüseri kullanılmıştır. Aygıtların iki farklı birleşim konfigürasyonu için düzenlenmesine ilişkin örnekler burada test n°1 ve test n°2 için bildirilmiştir. Diğer tüm testler için ölçüm cihazlarının benzeri düzenleri kullanılmıştır.



Şekil 3.6: LVDT'lerin pozisyonu: a) FREEDAM-CYC01; b) FREEDAM-CYC02

Özellikle de FREEDAM CYC-01 birleşiminde aşağıdaki sensörler kullanılmıştır (Şekil 3.6a):

- T-eleman/köşebent flanşları ve kolon flanşı arasındaki göreli deplasmanın ölçümüne yönelik n.02, 03 ve 07 LVDT'ler;
- Guse ve kiriş arasındaki deplasmanların ölçümüne yönelik n. 05 LVDT;
- Sürtünmeli aygıtın deplasmanının ölçümüne yönelik n. 06 LVDT'ler;
- T-elemanın gövdesinin kiriş flanşına göre olası kaymalarının değerlendirilmesine yönelik n. 01 LVDT

- FREEDAM CYC-01 birleşiminde aşağıdaki sensörler kullanılmıştır (Şekil 3.6b):
- T-eleman/köşebent flanşları ve kolon flanşı arasında meydana gelen göreli deplasmanların ölçümüne yönelik olarak n.01, 03 ve 05 LVDT'ler kullanılmıştır;
- Sürtünmeli bağlantıdaki rijitlik levhası ve kiriş flanşı arasındaki deplasmanların ölçümüne yönelik n. 02 LVDT;
- Sürtünmeli aygıtın iki bulon sırasının deplasmanlarını ölçmeye yönelik n. 04 ve 06 LVDT'ler;
- T-elemanın gövdesinin kiriş flanşına göre olası kaymalarının değerlendirilmesine yönelik n. 07 LVDT.

Bunun yanı sıra, sürtünmeli aygıtların bulonlarına uygulanan ön-yükler RC-01, RC-03 ve RC-04 numaralarıyla etiketlenmiş olan halka tip hücreler (Futek LTH500) kullanılarak test öncesinde ve sırasında gözlemlenmiştir. IPE 270 kirişlerle yapılan testlerde yalnızca iki adet yük hücresi kullanılmışken, IPE 450 kirişlerle yapılan testler sırasında üç adet yük hücresi kullanılmıştır.

3.2.2 Deneysel testlerin sonuçları

Metni kısa tutmak adına burada yalnızca FJ-CYC01 ila FJ-CYC04 numuneleri için elde edilen sonuçlar sunulmuştur. Deney programının tamamına yönelik daha fazla bilgi projenin tamamının nihai raporunda bulunabilir.

Deneysel testler beklenen davranışa uygun bir tepki sağlamıştır. Aslında Şekil 3.7'de tasvir edildiği gibi geniş ve stabil histeretik çevrimler elde edilmiştir ve testlerin sonunda enerji tüketmeyen bileşenlerde makroskopik olarak hiçbir hasar gözlemlenmemiştir.

	FJ-CYC01	FJ-CYC02	FJ-CYC03	FJ-CYC04
M	+185,45	+145,73	+697,48	+556,97
**exp [[kNm]	-210,41	-227,80	-863,04	-782,37
$M_{nd,d}$ [kNm]	226,02	217,85	861,85	861,85
M _{Ed} [kNm]	142,61	137,46	543,79	543,79

Tablo 3.2: Sürtünme momentlerinin deneysel ve tasarım değerleri arasındaki karşılaştırma

Enerji tüketmeyen bileşenlerin tasarımı için benimsenen statik dayanımın üst sınır değerleri (Şekil 3.7'de kesikli çizgiyle temsil edilen) deneysel testler sırasında gözlemlenen maksimum eğilme momentlerine pratikte eşittir (Tablo 3.2). Benzer şekilde, dinamik sürtünme katsayısı değerlendirmeye alınarak hesaplanan eğilme dayanımının dinamik değerleri, birleşimlerin kayma direncine oldukça yakındır. Tablo 3.2'de dört birleşimin deneysel dayanımı ve numunelerin tasarım direnci arasında bir karşılaştırma rapor edilmektedir. Tüm numunelere yönelik olarak birleşimlerin eğilme dayanımının deneysel değerlerinin, tasarım değerlerinin aralığına oldukça yakın olduğunun gözlemlenmesi mümkündür (üst sınır statik ve alt sınır dinamik değerler arasında). Tasarım prosedürü ile uyum tamamen tatmin edicidir.

YSB-konfigürasyonuna sahip birlesimler söz konusu olduğunda, çoğunluklu olarak çekmedeki L-elemanların beklenenden daha yüksek bir ön yük kaybına yol açan yüksek deformasyonu nedeniyle pozitif eğilme momentleri altında biraz daha düşük bir kayma direnci gözlemlenmiştir. Bunun aksine, DSB-konfigürasyonundaki birleşimler söz konusu olduğunda bağlantının kayma dayanımı hem negatif hem de pozitif eğilme momentleri altında tasarım dayanımına pratikte eşittir. YSB-konfigürasyonuna sahip birleşimler söz konusu olduğunda birleşimin davranışı pozitif ve negatif eğilme momentleri altında önemli ölçüde farklı dayanım değerleri sergileyecek biçimde güçlü şekilde asimetrik olmuştur. Maksimum dayanıma göre fark FJ-CYC 02 numunesi söz konusu olduğunda %35'ten büyük olmuştur. Asimetrinin asıl nedeni T-elemanların/Lelemanların plakalarının eğilmesidir ve bunun neticesi olarak sürtünme yastıkları üzerindeki basınç dalgalanmasıdır. DSB-konfigürasyonuna sahip birleşimler çevrimsel davranışda daha düşük bir asimetri sergilemiştir. Yine de, deneysel testler sırasında, bulonların kenetlenme kuvvetlerindeki azalmayla da bağlantılı olarak büyük dönme değerlerinde eğilme momentinde küçük bir azalma gözlemlenmiştir. Bu etki, bağlantı kaldıraç kolundaki artış nedeniyle sürtünmeli sönümleyici seviyesindeki kümülatif hareketin daha büyük olduğu derin kirişe sahip olan numunelerde daha belirgin olmuştur.

Tepkinin, takip eden çevrimlere karşılık gelenden biraz daha yüksek bir kuvvette meydana gelen bir ilk kayma ile karakterize edilmiş olduğunu histerezis döngülerinden gözlemlemek mümkündür. Birkaç çevrim sonrasında kayma kuvveti stabilize olur ve histeretik döngüler tüm yükleme geçmişi için daima aynı şekille tekrarlanır. Birleşim döngülerinin şekilleri sürtünmeli sönümleyiciler üzerinde uygulanıp Bölüm 2'de sunulan bindirmeli kayma testlerininkiyle mükemmel şekilde kıyaslanabilir olduğundan, bu sonuçlar sürtünmeli sönümleyiciler üzerinde gerçekleştirilen deneysel testlerin neticeleriyle uyumludur. İlk yükseklikler statik sürtünme katsayısına karşılık gelmekteyken (yumuşak kaplama malzemeleri söz konusu olduğunda dinamik değerden daha yüksek) stabilize edilmiş çevrim değeri esas olarak sürtünme katsayısının dinamik değerine ilişkin sönümleyicinin kayma kuvvetine karşılık gelmektedir. Ayrıca, yalnızca sönümleyicilerin test edilmesi sırasında elde edilen sürtünme katsayıları dikkate alınacak olduğunda (Bölüm 2), kayma kuvvetinin, tüm yükleme geçmişi sırasında gözlemlenen hem statik hem de dinamik değerlerinin yalnızca sönümleyiciler üzerinde uygulanmış olan testleri esas alan öngörülen kayma kuvveti değerleri aralığı ile uyumlu olduğunu doğrulamak mümkündür. Her zaman, negatif/pozitif eğilme momentleri altındaki bulon kuvvetlerinin test dalgalanmaları (artış ve azalma) sırasında meydana gelen ve sürtünmeli sönümleyicinin çelik Lelemanlarının esnekliğinden kaynaklanan küçük farklılıklar elde edilmiştir.



Şekil 3.8'de, 50 mrad değerine eşit bir tasarım dönme değerini karşılayabilecek olan doğru sönümleyici geometrilerine işaret ederek, deforme olmuş konfigürasyondaki birleşimler tanımlanmaktadır.



Şekil 3.8: Deforme olmuş konfigürasyondaki numuneler: a) FJ-CYC01; b) FJ-CYC02; c) FJ-CYC03; d) FJ-CYC04

Benimsenen tasarım prosedürünün doğruluğu aynı zamanda testler sırasında gerçekleştirilen yerel ölçümlerle de gösterilmiştir. Aslında, tüm numunelere yönelik olarak enerji tüketimi yalnızca sürtünmeli sönümleyicilerle sağlanmış olup testin sonunda tüm yapısal elemanlar neredeyse hiç hasara uğramamıştır. Özellikle, dönme merkezinin, kirişin üst flanşının merkez hattında bulunan T-elemanla kesişim halinde olduğu varsayılacak olursa ve sönümleyicinin çevrimsel çekme/basınç kuvvetine maruz kaldığı durumda, LVDT'lerle elde edilen yerel ölçümlerin gösterilimi, sönümleyici ya da T-eleman seviyesinde etki eden yerel kuvvete karşı ölçülen deplasmanı belirtecek şekilde hazırlanmıştır.

VFC konfigürasyonunda LVDT 04 ve LVDT 06 ile kaydedilen deplasmanlar (Şekil 3.9) ve HFC konfigürasyonunda LVDT 06 ile kaydedilen deplasmanlar (Şekil 3.10) kullanılarak sürtünmeli sönümleyicilerin deplasmanına karşı gelen kuvvet belirlenmiştir. Histeretik döngülerin önemli bir enerji tüketim kapasitesi ile pratikte dikdörtgensel olduğu ve rijitlik ve dayanım açısından neredeyse hiçbir bozulmaya uğramadığı kolaylıkla gözlemlenebilir (Şekil 3.11).

Yerel ölçümler (Şekil 3.12 ve 3.13) T-elemanın ve L-elemanların pratik olarak elastik bölgede kaldığını gösterirken, tüketim sadece, yüksek enerji tüketimi ile stabil bir histeretik davranışı temin eden sürtünmeli sönümleyici ile sağlanır. Testlerin sonunda bulon kenetlenme kuvvetinde yaklaşık %25-30'a eşit bir kayıp gözlemlenmiştir.



Şekil 3.9: LVDT ve Yük Hücrelerinin pozisyonu - FREEDAM-CYC01



Şekil 3.10: LVDT ve Yük Hücrelerinin pozisyonu - FREEDAM-CYC02

Bu sonuç, sürtünmeli birleşimler düşük hasarlı olsalar bile, ciddi bir yer hareketinin meydana gelmesinin ardından sönümleyicinin artık dayanımını ve önyük kaybının büyüklüğünü kontrol etmek için bunların uygun şekilde bakıma gereksinim duyduklarını öngörmektedir. Özellikle de bulon önyüklemesinin eski haline getirilmesi için bulonların yeniden sıkıştırılması gerekebilir. Yine de, gerçek depremlerin, birleşim bileşenlerinde genellikle AISC-358 yükleme protokolü ile uygulanana kıyasla çok daha düşük olan bir kümülatif plastik dönme talebinin olduğu dikkate alınmalıdır. Bu nedenle, bu testler sırasında gözlemlenen kenetlenme kuvveti kaybı, bir gerçek yer hareketi sonrasında meydana gelen önyükleme kaybı ile doğrudan alakalı olmayan bir üst sınır değer olarak nitelendirilmelidir.



Şekil 3.11: Sürtünmeli sönümleyicilerin kayma kuvveti ile deplasman eğrisi FREEDAM-CYC01 (sol) ve FREEDAM-CYC02 (sağ)



Şekil 3.12: Yerel ölçümler FREEDAM-CYC01 – T-eleman ve L-elemanlar



Şekil 3.13: Yerel ölçümler FREEDAM-CYC02 – T-eleman ve L-elemanlar

Bulonların önyükünün değeri ve bunların testler sırasındaki değişkenliği sönümleyicinin iki bulon sırasıyla alakalı olarak konumlandırılmış RC-03 ve RC-04 adlı iki adet yük hücresi kullanılarak gözlemlenmiştir.

Bu sonuçlar Şekil 3.14'te gösterilmiştir. İlk olarak, bindirmeli kayma testlerinde halihazırda tespit edilmiş olan birinci kaymada yükleme döngüleri artış gösterdikçe bulonların artan bir gevşeme ile oturduğunun söz konusu olduğunu bu şekilden gözlemlemek mümkündür. Bu gevşeme, sönümleyicilerin bulon hatlarında gelişen eğilme etkilerinin tepe noktada bulon kuvvetlerinde pratikte yine ilk kuvveti sağlayacak şekilde ciddi bir salınıma neden olduğu yüksek deplasman çevrimlerine ulaşıncaya kadar meydana gelir.



Şekil 3.14: Sürtünmeli sönümleyicinin bulonlarındaki ön yük kuvveti FREEDAM-CYC01 (sol) ve FREEDAM-CYC02 (sağ)

Tüm deneysel testler beklenen davranışa tamamen uygun şekilde tepki vermiştir. Test edilen tüm durumlarda gövde ile flanş bağlantısındaki T-elemanlarda ve L-elemanlarda önemsiz ölçüde akma gözlemlenmesi, önerilen tasarım prosedürünün verimliliğini teyit etmiştir. Bu nedenle tüm deneysel testlerde enerji tüketimi yalnızca FREEDAM sürtünmeli sönümleyicilerle sağlanmış olup testin sonunda tüm yapısal elemanlar neredeyse hiç hasara uğramamıştır (Şekil 3.15). Bu deneysel aşamada belirtilen bir diğer husus da Belleville disk yayların histeretik davranış açısından önemli bir fayda sağladığının görülmediğidir. Bu sonuç, halihazırda Bölüm 2'de yapılmış olan ve sürtünmeli sönümleyicilerin testini ilgilendiren gözlemleri teyit etmektedir.



Şekil 3.15: FREEDAM-CYC02 testin sonunda deforme olmuş konfigürasyondaki numune

Özellikle de DSB konfigürasyonu ile YSB konfigürasyonu arasındaki kıyaslamaya yönelik olarak çevrimsel yükleme geçmişi sırasında dayanım bozulmasına ilişkin benzer bir davranış gözlemlenmiştir. Ayrıca, Belleville rondelaların etkisi her iki durumda da göz ardı edilebilir olmuştur. Ancak, DSB konfigürasyonunun kullanılması histerezis döngülerinin asimetrisinde bir azalma ve bunların şeklinde DSB konfigürasyonu (Şekil 3.11 sol) ve YSB konfigürasyonu (Şekil 3.11 sağ) için elde edilen kuvvet ile sürtünmeli sönümleyicilerin deplasman eğrileri arasındaki kıyaslamayla ortaya konulan ideal dikdörtgensel şekle daha yakın bir iyileşme sağlar. Özellikle, YSB konfigürasyonundaki histerezis döngüleri ile sergilenen tipik şekil, birleşime etkiyen negatif momentle meydana gelene kıyasla pozitif momentle meydana gelen sürtünme yastıkları üzerindeki farklı basınç dağıtımından kaynaklanmaktadır. Bu durum aynı zamanda 4. Bölümde sunulan SE simülasyonları ile de teyit edilmiştir.

3.3 İÇ BİRLEŞİMLERE İLİŞKİN DENEYSEL TESTLER

3.3.1 Test düzeneği ve deney programı

İç kiriş-kolon birleşimleri Coimbra Üniversitesi'nde test edilmiştir. Bu deney faaliyetinde test edilen bağlantılar Salerno Üniversitesi'nin dış birleşimler olarak test ettikleriyle aynıdır. Bu durum, kiriş-kolon birleşimlerinin çevrimsel tepkisinde meydana gelen tek farkın kayma bölgesinin farklı davranışından kaynaklandığı anlamına gelir. Özellikle, kirişler tarafından iletilen eğilme momentinin tipik sismik dağılımında, kayma bölgesinde beklenen kayma kuvveti

dış birleşimlerin kullanıldığı durumlarda meydana gelenin iki katıdır. Bundan dolayı, FREEDAM araştırma projesi dahilinde planlanmış olan deney faaliyetinin bu bölümünün başlıca amacı, araştırma projesi sırasında geliştirilen ve Kısım II "Tasarım Elkitabı", Bölüm 7'de ayrıntılı şekilde sunulan tasarım prosedürünün bir bölümünü oluşturan, kayma bölgesi davranışının değerlendirilmesine yönelik kriterlerin doğrulanmasıdır.

Bu nedenle, dış birleşimlere yönelik deney dizisine benzer bir şekilde kiriş ve kolon boyutları (IPE270/HEM220 ve IPE450/HEB500) ve sürtünmeli sönümleyicilerin konfigürasyonları (dikey ya da yatay konfigürasyon) değiştirilerek dört farklı FREEDAM bağlantısı konfigürasyonu test edilmiştir. Tablo 3.3'te rapor edildiği üzere toplamda 8 adet test gerçekleştirilmiştir.

N.	Test kodu	Kolon ve kiriş boyutları	Testin tipi	FREEDAM sönümleyici konfigürasyonu	Kaplama / malzemesi
1	IN270_CYC 1_M4_(1)	HE220M / IPE270	Çevrimsel	Yatay yastıklar	M4
2	IN270_CYC-1_M4_(2)	HE220M / IPE270	Çevrimsel	Yatay yastıklar	M4
3	IN270_CYC-2_M4_(1)	HE220M / IPE270	Çevrimsel	Dikey yastıklar	M4
4	IN270_CYC-2_M4_(2)	HE220M / IPE270	Çevrimsel	Dikey yastıklar	M4
5	IN450_CYC-1_M4_(1)	HE500B / IPE450	Çevrimsel	Yatay yastıklar	M4
6	IN450_CYC-1_M4_(2)	HE500B / IPE450	Çevrimsel	Yatay yastıklar	M4
7	IN450_CYC-2_M4_(1)	HE500B / IPE450	Çevrimsel	Dikey yastıklar	M4
8	IN450_CYC-2_M4_(2)	HE500B / IPE450	Çevrimsel	Dikey yastıklar	M4

Tablo 3.3: Deney program

Tüm testlerde M4 olarak etiketlenmiş malzeme, sürtünme yastıklarının kaplama malzemesi olarak kullanılmıştır ve disk yaylı rondelalar ise sönümleyicilerin bulon sistemlerinde kullanılmıştır. Bulonlara tork yöntemi kullanılarak önyükleme yapılmıştır ve her bir numune için sönümleyicinin bulon aksamlarında uygulanacak olan önyükleme kuvveti Bölüm 2'de sunulan deney sonuçları esas alınarak geliştirilen FREEDAM sönümleyiciler için tanımlanmış olan tasarım prosedürü esas alınarak tahmin edilmiştir. Bulon önyüklemesi sürtünme katsayısının ortalama değerine ve onun istatistiksel değişkenliğine bağlıdır.

Test edilen numuneler Şekil 3.16'da tasvir edilmiştir. Test düzeneğinin bir şeması Şekil 3.17'de rapor edilmiştir. Kolon, alt kısmında bulunan bir mafsal ile desteklenmekteyken kiriş uçları numunelerin yanal hareketine izin verecek şekilde dikey olarak desteklenmektedir. Kolonun üstüne bir aktüatör ile AISC 341/2010 [37] hükümlerine uyularak çevrimsel yük uygulanmıştır ve uygulanan maksimum dönme 50 mrad'a eşittir.



IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270
IPE270

a. Konfigürasyon 1.1 - HE220M / IPE270 - Yatay yastıklar

b. Konfigürasyon 2.1 - HE220M / IPE270 - Dikey yastıklar



c. Konfigürasyon 1.2 - HE500B / IPE450 - Yatay yastıklar

d. Konfigürasyon 2.2 - HE500B / IPE450 - Dikey yastıklar

Şekil 3.16: Test edilen numuneler (iç birleşimler)



Şekil 3.17: İç birleşimlere yönelik test düzeni (boyutlar mm cinsinden verilmiştir.)

Kiriş-kolon birleşimlerine aktarılan eğilme momenti, kiriş uçlarındaki reaksiyon, *R'ın* (Şekil 3.18), kiriş desteği ve kolon flanşı arasındaki uzunlukla (Şekiller 3.17 ve 3.18'deki L_b) çarpıldığı denklem (3.13.1) kullanılarak tahmin edilmişken bağlantı ekseni dönmesi ise kolonun aktüatör seviyesindeki yatay deplasmanı δ yı aktüatör ve kolon mafsalı arasındaki mesafeye (Şekiller 3.17 ve 3.18'deki L_c) bölerek tahmin edilmiştir.

$$M_t = R \times L_b$$



Şekil 3.18: Test düzeneğindeki destek reaksiyonlarının hesaplanmasına yönelik şema

Testler sırasında, numunelerin birisi için Şekil 3.19'da örneklendiği gibi, önemli miktarda enstrümantasyon kullanımı gerektiren kuvvet, deplasmanlar, deformasyonlar, tork ve sıcaklık ölçümleri yapılmıştır. Ayrıntılı olarak belirtmek gerekirse her birinde aşağıdaki enstrümantasyon kullanılmıştır:

- 1 aktüatör Kuvvet aralığı: ±900 kN; Deplasman aralığı: ±150 mm; +7.02mm/-5.63mm maksimum deplasman aralığıyla 1Hz frekans;
- 4 yük hücresi Basınçtaki maksimum kapasite 500kN;
- 15 adet deplasman transdüseri (Şekil 3.19'daki DT) LVDT (n.4 sensör aralığı ±25mm; n.4 sensör aralığı ±50mm);
- 1 statik tork transdüseri nominal tork 1000Nm;
- Termokupl (Şekil 3.19'daki TC);
- 4 adet dairesel yük hücresi kapasite 350kN;
- 46 adet gerinim ölçer (Şekil 3.19'daki E) uzunluk 6mm, gerinim sınırı %5.



Şekil 3.19: Ölçüm araçları

(3.1)

3.3.1.1 Deneysel testlerin sonuçları

Test edilen farklı numunelere yönelik moment-dönme eğrileri IPE270 kiriş kullanılan numuneler için Şekil 3.20'de ve IPE450 kiriş kullanılan numuneler için Şekil 3.21'de rapor edilmiştir. Bu eğrilerde, pozitif eğilme momenti oluştuğunda birleşimin üst bölümü çekmede ve sürtünmeli sönümleyici basınçta olur. Bunun aksine, bir negatif eğilme momenti meydana geldiğinde, sürtünmeli sönümleyici çekmede ve üst flanşı bağlayan bulonlu T-eleman basınçta olacak şekilde tam tersi bir durum söz konusu olur. Genellikle sonuçlar, bu birleşimlerin kiriş boyutundan ve sönümleyici konfigürasyonundan bağımsız olarak, tüm yükleme geçmişi boyunca, statik sürtünme direncinin sağlanmasına kadar rijit bir davranışa sahip ve ardından gayet stabil histeretik döngüler gelen benzer bir çevrimsel davranış sergilediğini göstermiştir. Ayrıca, diğer tüm birleşim bileşenleri; L-elemanlar ve T-eleman bileşenleri için Şekil 3.22'de örneklendiği üzere elastik kalmıştır. Bu nedenle, sürtünmeli sönümleyicilerin kullanılması enerji tüketimini sağlayarak diğer tüm birleşim bileşenlerinin hasara uğramasını önleyebilmektedir.



b. IN270_CYC-2_M4 (HE220M/ IPE270 - Dikey yastıklar)

Şekil 3.20: Moment-dönme eğrileri – Kirişi daha küçük olan numuneler

Farklı moment-dönme eğrileri gözlemlendiğinde deney düzeneğindeki bazı asimetriler nedeniyle sağ ve sol birleşimin tepkisi arasında bir miktar asimetri tespit edilmesi mümkündür. Özellikle, kiriş uçlarına karşılık gelecek şekilde konumlandırılmış olan iki pandülün dönme merkezlerinin tam olarak hizalanamadığı tespit edilmiştir.

Ayrıca, test edilen tüm numuneler, birleşimlerin pozitif ve negatif tepkisi altında, esasta Telemanlar ve L-elemanlar çekmeye maruz bırakıldıklarında basınca kıyasla farklı
deformasyonlar yapmaları nedeniyle asimetrik bir davranış sergilemektedir (Şekil 3.23). Bu durum dış birleşimler üzerinde gerçekleştirilen deneysel testlerle halen tespit edildiği üzere genellikle yatay konfigürasyondaki sürtünmeli sönümleyicilerin kullanıldığı numunelerde daha belirgindir.

Dahası, sürtünme direncinde gözlemlenen bozulma çevrimsel yükleme geçmişi sırasında bulonlarda meydana gelen önyük kuvveti kaybındaki artışla açıklanabilir (Şekil 3.24).



a. IN450_CYC 1_M4 (HE500B/ IPE450 - Yatay yastıklar)



b. IN450_CYC-2_M4 (HE500B/ IPE450 - Dikey yastıklar)

Şekil 3.21: Moment dönme eğrileri – IPE 450 kirişli numuneler

1 , 9,8

-J,6 -0,8

-1 -0,06

1

0,6

0,2

0,2 0,6

> -1 -0,06

1 0,8

Deformation [mm] 0,6 0,0 0,2 0,2 0,4 0,6 0,4 0,6

-0,6

-0,8

-1

1

-1

-0,06

[Deformasyon [mm]





a. L-eleman

Şekil 3.22: T-eleman ve L-elemanların deformasyonu

0,06



Şekil 3.23: T-eleman ve L-elemanların deformasyonu



a. IN270_CYC 1_M4 (HE220M/ IPE270 - Yatay yastıklar)



yastıklar)



b. IN270_CYC-2_M4 (HE220M/ IPE270 - Dikey yastıklar)



d. IN450_CYC-2_M4 (HE500B/ IPE450 - Dikey yastıklar)

Şekil 3.24: Bulon kuvvetleri

3.4 SONUÇLAR

Bu bölümde, iki farklı sürtünmeli cihaz konfigürasyonuyla teçhiz edilmiş kiriş-kolon birleşimlerinin sismik davranışının araştırılmasına yönelik deney programının sonuçları rapor edilmiştir. Özellikle, projenin önceki çalışma aşamalarında (sürtünmeli malzemelerin mekanik parametreleri, Belleville rondelaların rolü, bulonların önyük kuvvetinin yitirilmesinin etkisi) elde edilen asıl çıktılar esas alınarak Salerno Üniversitesi STRENGTH Laboratuarı'nda (dış birleşimler) ve Coimbra Üniversitesi'nde (iç birleşimler) 16 adet kiriş-kolon birleşimi tasarlanmış ve test edilmiştir.

Sonuçlar esas alınarak aşağıdaki neticelere ulaşılabilir:

- İki farklı konfigürasyon test edilmiştir: i) sürtünmeli sönümleyicinin, kiriş flanşına paralel olan yatay düzlemde konumlandırıldığı (YSB konfigürasyonu) ve ii) sönümleyicinin, sürtünme yastıklarının kiriş gövdesi düzlemiyle hizalı şekilde tutulacak biçimde konumlandırıldığı dikey konfigürasyon (DSB konfigürasyon). Genel birleşim tepkisi açısından bakılacak olduğunda fark oldukça küçüktür ve her iki konfigürasyonun pratikte etkili bir şekilde uygulanabileceğini ortaya koymaktadır. Yine de, DSB konfigürasyonunda bulunan sürtünmeli sönümleyici ile yapılan birleşim daha stabil bir çevrimsel davranış ve daha düşük bir çevrimsel davranış asimetrisi sağlamıştır;
- Tüm analiz durumlarında elde edilen davranış, beklendiği üzere herhangi bir kıstırma olmaksızın dolgun histeretik döngülerle ve enerji tüketim kapasitesi, dayanım ve rijitlikte açısından düşük bir bozulmayla karakterize edilmiştir.
- Testler sırasında gerçekleştirilen yerel ölçümler tasarım kriterleriyle uyumlu olarak, enerji tüketiminin yalnızca sürtünmeli sönümleyiciler tarafından sağlandığını ve tüketici olmayan bileşenlerin (kiriş, T-eleman, L-elemanlar) neredeyse hasara uğramadığını göstermiştir.

Bu nedenle, tüm deney dizisinin sonuçları FREEDAM kiriş-kolon birleşimlerinin ve Kısım II "Tasarım Elkitabı", Bölüm 7'de görselleştirilecek olan ilgili tasarım kriterlerinin etkili ön yeterliliğini teşkil etmektedir. Özellikle, ön yeterliliğe sahip tasarım prosedüründe tüm teknolojik ayrıntılar ve önceden belirlenmiş olan performans seviyelerinin elde edilmesi için uyulacak koşullar ve gereklilikler, halihazırda EC3'te kodlanmış olan bileşen yöntemiyle verilen aynı metodoloji izlenerek belirtilecektir [38].

3.5 KAYNAKÇA

- [1] V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental analysis and modelling of bolted T-stubs under cyclic loads", Journal of Constructional Steel Research, Cilt 64, sf. 655–669, 2008.
- [2] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental analysis of innovative dissipative bolted double split tee beam-to-column connections", Steel Construction, Cilt 4, sf. 53-64, 2011.
- [3] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads", Engineering Structures, Cilt 85, sf. 219-233, 2015.

- [4] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental Analysis of Friction Materials for supplemental damping devices". Construction and Building Materials, Cilt 65, sf. 159-176, 2014.
- [5] M. Latour, G. Rizzano: "Monotonic Modelling, Cyclic Behaviour and Fatigue Life of Dissipative T-stubs", ICASS 2009, Hong Kong, 2009.
- [6] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Cyclic behaviour of Friction Dissipative Double Split Tee Connections", STESSA 2011, Santiago de Chile, 2011.
- [7] C.E, Grigorian, T.S. Yang, E.P. Popov: "Slotted bolted connection energy dissipators", Earthquake Spectra. Cilt 9, No.3, sf.491-504, 1993.
- [8] A. Sato, K. Kimura, K. Suita, K. Inoue: "Cyclic test of high strength steel beam-to column connection composed with knee-brace damper and friction damper connected by high strength bolts", SEEBUS 2009 Tutanakları. Kyoto, Japonya, 2009.
- [9] E.M. Guneyisi, M. D'Aniello, R. Landolfo: "Seismic upgrading of steel moment-resisting frames by means of friction devices", Open Construction and Building Technology Journal, Cilt 8(Ek 1: M9), sf.289–99, 2014.
- [10] M. Taghi Nikoukala, S.R. Mirghader, K.M. Dolatshahi: "Analytical study of moment resisting frames retrofitted with shear slotted bolted connection". Journal of Structural Engineering, Cilt 141, 2015:04015019.
- [11] V. Piluso, R. Montuori, M. Troisi: "Innovative structural details in MR-frames for free from damage structures". Mechanism Research Communications, Cilt 58, sf.146-156, 2014.
- [12] C. Christopoulos, A. Filiatrault: "Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation", Pavia: IUSS PRESS, 2006.
- [13] T.T. Soong, Jr B.F. Spencer: "Supplemental Energy Dissipation: State-of-the-Art and State-of-the-Practice", Engineering Structures. Cilt 24, sf.243-259, 2002.
- [14] G.A. MacRae, G.C. Clifton, H. Mackinven, N. Mago, J. Butterworth, S. Pampanin: "The sliding hinge joint moment connection", Bulletin of New Zealand society for earthquake engineering, Cilt 43, n.3, Eylül 2010.
- [15] S. Ramhormozian, G.C. Clifton, G.A. MacRae: "The Asymmetric Friction Connection with Belleville springs in the Sliding Hinge Joint", NZSEE Konferansı, 2014.
- [16] G.C. Clifton, J.W. Butterwoth: "Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections", 12th WCEE, Auckland, Yeni Zelanda.
- [17] G.C. Clifton, R. Zaki, J.W. Butterwoth: "Damage-resistance steel framed seismicresisting systems", 13. WCEE, Vancouver, Kanada, 2004.
- [18] J.C. Golondrino, G. MacRae, J. Chase, G. Rodgers, G.C. Clifton: "Velocity effects on the behavior of asymmetrical friction connections (AFC)", 8. STESSA Konferansı, Şanghay, Çin, 1-3 Temmuz 2015.
- [19] H. Khoo, G.C. Clifton, J. Butterworth, G. MacRae, G. Ferguson: "Influence of steel shim hardness on the sliding hinge joint performance", Journal f Constructional Steel Research, Cilt 72, sf. 119-12, 2012.

- [20] S. Ramhormozian, G.C. Clifton, H. Nguyen, K. Cowle: "Determination of the required part-turn of the nut with respect to the number of free threads under the loaded face of the nut in fully tensioned high strength friction grip property class 8.8 bolts", Steel Innovations Konferansı, 2015.
- [21] H. Khoo, G.C. Clifton, J. Butterworth, G. MacRae: "Experimental Study of Full-Scale Self-Centering Sliding Hinge Joint Connections with Friction Ring Springs", Journal of Earthquake Engineering. Eylül Cilt 17, sf. 972-997, 2013.
- [22] H. Khoo, G.C. Clifton, G. Macrae, S. Ramhormozian: "Proposed design models for the asymmetric friction connection", Earthquake Engineering & Structural Dynamics. Cilt 44(8), sf.1309-1324, 2014.
- [23] H. Khoo, G.C. Clifton, J. Butterworth, G. MacRae, S. Gledhill, G. Sidwell: "Development of the self-centering Sliding Hinge Joint with friction ring springs", Journal of Constructional Steel Research, Cilt 78, sf.201-211, 2012.
- [24] J. Borzouie, G. MacRae, J. Chase: "Cyclic Performance of Asymmetric Friction Connections", The Bridge and Structural Engineer, Mart 45(1), 2015.
- [25] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Cyclic response of low yielding connections using different friction materials", Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 114, sf. 404-423, 2018.
- [26] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability", Journal of Constructional Steel Research, Cilt 41, sf.66-81, 2018.
- [27] M. Latour, M. D'Aniello, M. Zimbru, G. Rizzano, V. Piluso, R. Landolfo: "Removable friction dampers for low-damage steel beam-to-column joints", Soil Dynamics and earthquake Engineering, Cilt 115, sf. 66-81, 2018.
- [28] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental behaviour of innovative thermal spray coating materials for FREEDAM joints". Composites Part B Engineering, Cilt 115, sf.289-299, 2017.
- [29] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental analysis of beam-to-column joints equipped with sprayed aluminium friction dampers", Journal of Constructional Steel Research, 146, sf. 33-48, 2018.
- [30] A. Lemos, L.S. da Silva, M. Latour, G. Rizzano: "Numerical modelling of innovative DST steel joint under cyclic loading", Archives of Civil and Mechanical Engineering, 18 (3), sf. 687-701, 2018.
- [31] M. D'Antimo, M. Latour, G. Rizzano, J.F. Demonceau J.P. Jaspart: "Preliminary study on beam-to-column joints under impact loading", Open Construction and Building Technology Journal, 12, sf. 112-123.arch, 141, sf. 145-155, 2018.
- [32] M. Zimbru, M. D'Aniello, A. De Martino, M. Latour, G. Rizzano, V. Piluso: "Investigation on friction features of dissipative lap shear connections by means of experimental and numerical tests", Open Construction and Building Technology Journal, 12, sf. 154-169, 2018.

- [33] E. Nastri, M. D'Aniello, M. Zimbru, S. Streppone, R. Landolfo, R. Montuori, V. Piluso: "Seismic response of steel Moment Resisting Frames equipped with friction beam-tocolumn joints", Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 119, sf. 144-157, 2019.
- [34] V. Piluso, R. Montuori, E. Nastri, A. Paciello: "Seismic response of MRF-CBF dual systems equipped with low damage friction connections", Journal of Constructional Steel Research, 154, sf. 263-277, 2019.
- [35] F. Di Lauro, R. Montuori, E. Nastri, V. Piluso: "Partial safety factors and overstrength coefficient evaluation for the design of connections equipped with friction dampers", Engineering Structures, 178, sf. 645-655, 2019.
- [36] A.F. Santos, A. Santiago, G. Rizzano: "Experimental response of friction dampers under different loading rates", International Journal of Impact Engineering, Cilt 132, sf.1-14, 2019.
- [37] ASCE 341-2010, Seismic provisions for structural steel buildings. Chicago, 2010.
- [38] CEN, 2005b. "Eurocode 3: Design of steel structures Part 1-8: Design of joints". s.l.:s.n.

BÖLÜM 4

HASAR YALITIMLI BİRLEŞİMLERİN SONLU ELEMAN MODELLERİ

4.1 GİRİŞ

Çelik Moment Aktaran Çerçeveler (MAÇ'ler) doğru şekilde tasarlanır ve detaylandırılırsa mükemmel sismik performansı garanti eden sünek ve enerji tüketen yapısal sistemlerdir. Ancak, bunların geniş süneklik kaynağından faydalanılması, kaçınılmaz olarak kalıcı ötelemelerin ilişkili olduğu ana elemanlarda ciddi hasarın kabul edildiği anlamına gelmektedir. Doğrudan bir sonuç olarak, mükemmel sismik performans gösteren yapılar, uygulanamaz ve sürdürülemez olabilecek pahalı yenileme ve onarım maliyetleri gerektirebilir, bu da şiddetli bir depremden sonra istenmeyen bir yıktırıma yol açabilir.

Yeni Zelanda'da yakın zaman önce olan depremler (örn. 2010 yılında Christchurch'de başlayan) bu sorunu altını net bir şekilde çizmiştir. Dolayısıyla, binalarda yapısal hasarı önlemeye veya sınırlandırmaya yönelik yeni tekniklerle ilgili araştırmalar önem kazanmıştır. Dünya genelindeki eğilim, herhangi bir küçük hasarın kolaylıkla ve ucuz bir şekilde onarılabilmesi, böylece binanın yıktırılmasını önlemek ve hızlı bir şekilde kullanılabilir hale gelmesini temin etmek için depremlerin ekonomik etkilerini azaltma amaçlı düşük hasarlı sismik dirençli sistemlerin geliştirilmesi ve uygulanmasına geçiş yönünde olmuştur.

FREEDAM projesinin temel hedefi, kenetli çelik elemanlarda ve bir sürtünme yastığında kayma yoluyla, bağlı elemanlarda hasarı önleyen ve enerjiyi tüketen sürtünmeli sönümleyicileri bulunan yeni birleşimler geliştirmek ve bunların geçerliliğini sınamaktır.

FREEDAM projesi kapsamında çok geniş yelpazede testler ve analitik çalışmalar gerçekleştirilmiş olup ilgili sonuçlar bu belgenin diğer bölümlerinde açıklanmaktadır (FREEDAM sönümleyicilerinin geliştirilmesi için bkz. Bölüm 2, FREEDAM birleşimlerinin geliştirilmesi için bkz. Bölüm 3 ve pseudo-dinamik sismik testler için bkz. Bölüm 6). Ancak, teknolojinin bugünkü durumuna ilişkin eleştirel incelemelere dayanarak birleşim performansını karakterize eden ana unsurlar tanımlanmış ve cihazların lokal davranışını, birleşimin diğer parçalarla ve yapısal elemanlarla etkileşimini karakterize etmek için sonlu eleman simülasyonları esas alınarak kapsamlı ve geniş çaplı bir parametrik çalışma yürütülmüştür. Esasen, sonlu eleman analizlerinin bulonlu birleşimlerin doğrusal olmayan davranışını öngörmek için etkin bir şekilde kullanılabileceğini gösteren ve bağlantı bileşenlerindeki yük aktarımının (yük akışının) doğru bir açıklamasını veren çok sayıda çalışma vardır.

Dolayısıyla, proje kapsamında bir taraftan sürtünme arayüzleri davranışını tam olarak keşfetme ve diğer taraftan bunların lokal davranışını anlamak için enerji tüketici birleşimlere uygulandığında elde edilen sonuçları analiz etme amaçlı iki farklı sayısal program yapılmıştır. Bu çalışmanın amaçları şu şekildedir:

• Kompleks sürtünme sorunlarını simüle etmek için bir modelleme stratejisinin geliştirilmesi. Önerilen yaklaşım, bulonlu birleşime takılan sönümleyicinin sürtünme davranışını açıklayabilmektedir.

- Monotonik ve çevrimsel yükleme koşullarına tabi tutulan sürtünme cihazı ile donanımlı kiriş-kolon birleşimlerinin modellenmesi.
- Etkili tasarım kuralları geliştirmek için yerel düzeyde mekanik davranışın karakterize edilmesi.

Tüm bu hususlar bu Bölümde açıklanıp tartışılmakta ve FREEDAM projesi kapsamında gerçekleştirilen tüm sonlu eleman simülasyonlarının sonuçları özetlenmektedir. Bu bölüm: 1) FREEDAM sönümleyicilerinin modellenmesi ile ilgili lokal davranış özelliklerinin açıklanması ve tartışılması; 2) FREEDAM kiriş-kolon birleşimlerinin sismik davranışının açıklanması ve tartışılması; 3) sonlu eleman simülasyonlarından elde edilen sonuçların tartışılması sonucu elde edilen olası tasarım aşamalarının tartışılması olmak üzere üç temel kısım halinde düzenlenmiştir.

4.2 FREEDAM □ÖNÜMLEYİCİLERİN FE (□ONLU ELEMAN) MODELLEME □İ

Sonlu eleman analizlerinin öncelikli amaçları, bulonlar arasındaki karşılıklı etkileşimin etkilerini ve bulon başları altındaki yük dağılımının etkilerini değerlendirmektir.

Deneysel testlere göre yapılan modellerin geçerliliği sınandıktan sonra, sürtünmeli sönümleyicilerin davranışını test etmek için tasarlanmış bindirmeli kayma numunelerinin monotonik ve çevrimsel performansını incelemek için parametrik simülasyonlar yapılmıştır. FE simülasyonları arayüz olarak kullanılan sekiz farklı malzemenin sürtünme katsayılarının ve aynı zamanda bunların enerji ve dayanım bozulması açısından çevrimsel yükleme geçmişlerine karşı dayanma yeteneklerinin değerlendirilmesine olanak sağlamıştır. Modeller, deneysel sonuçlarla karşılaştırılmış, bu da bindirmeli kayma türü sürtünme birleşimlerinin davranışını simüle etme açısından doğruluklarını ve farklı modelleme yaklaşımlarının simüle edilen veriler üzerindeki etkisini göstermiştir.

4.2.1 Modelleme varsayımları

Sonlu eleman modelleri (FEM'ler) ABAQUS v.6.14 [2] kullanılarak geliştirilmiştir. Sayısal modellerin geometrileri FREEDAM projesinde test edilen numunelerinki ile nominal olarak özdeştir (bkz. Şekil 4.1). Özellikle belirtmek gerekirse, 9, 6, 3 ve 0 gibi farklı sayıda disk yayları olan FFD alt-sistemleri modellenmiş ve analiz süresinİ ve maliyeti düşürmek amacıyla sonuçlar üzerinde hiçbir etkisi olmadığı için sabit parçanın geometrisi dahil edilmemiştir (bkz. Şekil 4.1.b-i).

Tüm çelik levhalar ve yüksek dayanımlı bulonlar için 3 boyutlu katı sonlu eleman tipi C3D8I (8node linear brick, incompatible mode) kullanılmıştır. FE eleman seçiminde C3D8R elemanının aksine, birleşimin başlangıçtaki rijitliğini önemli ölçüde etkileyebilen kayma-kilitlenmesi olayından kaçınma kapasitesi esas alınmıştır.

Levhaların çelik özellikleri nominal elastik özellikler dikkate alınarak modellenirken, doğrusal olmayan davranış ise von Mises akma kıstasları kullanılarak modellenmiştir. Plastik pekleşme doğrusal olmayan bir kinematik ve izotropik pekleşme kullanılarak gösterilmiştir. M4 kaplama tabakası için de metal plastisitesi dikkate alınmıştır. M4 malzemesi ve çelik levhalar için kullanılmış olan gerçek gerilme-gerçek gerinim eğrileri Şekil 4.2'de verilmiştir.



Şekil 4.1: Bindirmeli kayma numuneleri için oluşturulmuş FE modelleri: a) sonlu elemanlar örneği; b-i) farklı sayıda disk yaylarına sahip alt-sistemler



Şekil 4.2: Gerçek gerilme – gerinim doğrusal olmayan özellikleri

Bulonlar, bulon nominal dairesel enkesit alanına ve [3, 4]den türetilmiş gerçek gerilme-gerçek gerinim değerlerine sahip dolu bir silindirin 3 boyutlu katı sonlu elemanlara bölünmesiyle modellenmiştir.

Mümkün olan tüm olası etkileşimler (bulon başından dış levhaya, bulon gövdesinden ilgili bulon deliğine, temasdaki levhalar) sonlu kayar formülasyonla "yüzeyden yüzeye temas" kullanılarak modellenmiştir. Teğetsel davranış belirtik analizler için ölçeklendirilmiş kayma-hızına-bağımlı veriler" ile birlikte bir "Ceza" sürtünme formülasyonu kullanılarak, normal davranış ise "Sert-Temas" formülasyou kullanılarak gözönüne alınmıştır. M4 kaplama tabakası ile çelik şim arasındaki bağlanmayı modellemek için "bağlayıcı" koşullar kullanılmıştır.

Bulon kenetlenmesi, FE yazılımında bulunan "Bulon yükü" özelliği kullanılarak modellenmiş ve tasarım ön-yükleme değeri uygulanmıştır. Yükleme protokolü uygulanmadan önce bağımsız bir adımda kenetlenme uygulanmıştır.

Cihazın iç plakasındaki uç kısıma ait düğümlerdeki referans noktalarına (RN) bağımlı kalınarak dış kısıtlar simüle edilmiştir. Cihazın bir ucunda bulunan RN üzerinde deplasman geçmişi uygulanmıştır. Yükleme protokolü ve Analizlerin çevrim sayısı deneysel olarak uygulananlara eşittir (örn. bkz. Şekil 4.3).



Şekil 4.3: UT-NV serisinin deplasman geçmişi

Disk yayları ile ve disk yayları olmadan bindirmeli kayma numuneleri üzerinde Salerno'da yapılan deneysel testler, toplam deplasmanlardaki sürtünmeden dolayı gelişen büyük miktarda ısınmanın net bir şekilde altını çizmiştir. Sürtünmeden kaynaklanan ısı iletiminden dolayı sürtünme birleşimlerinin histeretik davranışı termal genleşme nedeniyle etkilenebildiği için, etkileşimli termo-dinamik analizler gerçekleştirilmiştir. Sürtünmenin sebep olduğu ısınmadan dolayı sıcaklık değişimini ve yayılımını yeniden üretmek için termal özellikler de dikkate alınmıştır. Özgül ısı "c" 4.52E⁺⁸ mJ/ton/°C değerine eşit olacak şekilde ayarlanmış, Termal Genleşme " α_L " 1.26E⁻⁵ mm/mm/°C değerine ve Termal İletkenlik "k" 48 mW/mm/ °C değerine eşit kabul edilmiştir.

Örtük yarı-statik ve belirtik olan etkileşimli termo-mekanik dinamik analizler, bu her iki tip analizlerin hesaplama etkinliğini ve doğruluğunu araştırmak için yapılmıştır. Analiz türleri arasındaki farkı gösteren bir örnek Şekil 4.4'de verilmiştir. Her iki analiz türünün de sürtünme

birleşimlerinin genel davranışını simüle etmede etkili olduğu belirtilmelidir. Genel olarak, örtük (implicit) analizler belirtik (explicit) analizlere göre daha güvenilir sonuçlar vermektedir. Öte yandan, açık analizler hesaplama verimliliği bakımından avantajlar sağlamaktadır. Tablo 4-1'de her bir analiz türünü gerçekleştirmek için gereken ortalama hesaplama zamanı özetlenmiştir. Kolaylıkla kabul edilebileceği gibi, implicit (örtük) çözümleyici daha ağır bir hesaplama gayreti gerektirir.



Şekil 4.4: Deneysel'e karşı örtük ve belirtik kuvvet-deplasman eğrileri

Tablo 4.1: Örtük ve belirtik analiz karşılaştırması

FE Çözücü	Ortalama Analiz Süresi	Sonuçlarla ilgili Yorum
Örtük	24 saat	Her iki FE çözücü de deneysel
Belirtik	6 saat	olanlarla karşılaştırılabilir sonuçlar göstermede başarılıdır

Tablo 4-2'de ilgili sayıda disk yayları (DY) bulunan numune türleri bildirilmektedir. Numunelerin sabit kısmının geometrisi, sonuçlar üzerinde herhangi bir etkiye sahip olmadığından, hesaplama yükünü azaltmak için dikkate alınmamıştır (bkz. Şekil 4.1.b-i).

Tablo 4.2: Disk yayları olan nusmunelerin kimliği (ID)

DY sayısı	M6	M4
9 DS	NV 21	NV 17
6 DS	NV 22	NV 18
3 DS	NV 23	NV 19
0 DS	NV 24	NV 20

Sayısal sonuçlar bundan sonra aşağıdaki çıktılar üzerinden tartışılacaktır: i) Kayma Kuvveti [kN] – Deplasman [mm] / Süre [s]; ii) Toplam Ön-yük Büyüklüğü [kN] – Deplasman [mm]; iii) Sıcaklık [kN] – Deplasman [mm] / Süre [s].

4.2.2 Geçerlilik Sınaması ve Sonuçların Tartışılması

4.2.2.1 Disk yayların M6 sürtünme malzemesi içeren bindirmeli kayma birleşimleri üzerindeki etkisi [NV-21-22-23-24]

Şekil 4.5'de M6 malzemesi içeren bindirmeli kayma birleşimlerinin lokal davranışının temel sonuçları özetlenmiştir. Özellikle belirtmek gerekirse, Şekil 4.5.a NV-21 modeli için birleşim elemanlarındaki sıcaklığın (bulonlar ve levhalar) kümülatif kaymayı arttırdığını göstermektedir. Beklendiği üzere, sürtünme ile tüketilen enerji termal enerjiye dönüştürülmektedir. 3000mm kümülatif kaymadan sonra levha yüzeyi ile bulon arasındaki ortalama sıcaklık farkının tüm modeller için yaklaşık 15 °C ve 20°C arasında olduğu gözlemlenmiştir. Termal özellikler daha önce bahsedildiği gibi modellense de, büyük olasılıkla hem levhalar ve hem de bulonlarda termal genleşme meydana gelmesinden dolayı modellerde ön-yük kuvvetlerinin anlamlı düzeyde etkilenmediği ve sabit kaldığı görülmektedir (bkz. Şekil 4.5.b).

Kısmi sürtünme katsayısı kaybı FE modellerinde deneysel sonuçlar esas alınarak kalibre edilen sıcaklık-bağımlı sürtünme yasaları kullanılarak modellenmiştir (bkz. Şekil 4.5.c). Levhaların sürekli kaymasından dolayı sıcaklık arttığı için, sürtünme katsayısı buna göre azalır ve Şekil 4.5.d'de gözlemlendiği gibi modeller bu olayı tatmin edici biçimde öngörmektedir.

Şekil 4.6'da deneysel ve sayısal eğrilerin kayma kuvveti ve deplasman açısından karşılaştırması gösterilmiştir. Kolayca gözlemlenebildiği gibi, FE modelleri genel histeretik eğrilerini yeniden üretme konusunda tam kabiliyete sahiptir, dolayısıyla doğru sonuçlar verir.











Şekil 4.6: M6 malzemeli bindirmeli kayma birleşimlerinin simülasyon ve test davranışı [NV-21-22-23-24]

4.2.2.2 Disk yayların M4 malzemesi içeren bindirmeli kayma birleşimler üzerindeki etkisi [NV-17-18-19-20]

Deneysel testler sırasında gözlemlendiği gibi, M4 malzemesi kayma sırasında daha fazla sürtünme bozulması sergilemekte, dolayısıyla daha karmaşık bir modellemeye yol açmaktadır. Bu durumda da, DY adetleri değişken olan modeller arasında ön-yük kaybı açısından herhangi bir anlamlı farklılık gözlenmemiştir. Levhaların sürekli kaymasından dolayı sıcaklık arttıkça, verilen sıcaklık-bağımlı girdi verilerine göre sürtünme katsayısı azalmaktadır (bkz. Şekil 4.7a). Ayrıca, disk yaylarının sayısı ve sürtünme katsayılarının bozulması ile de doğrudan bir ilişki yoktur (bkz. Şekil 4.7b)

Kayma kuvveti-deplasman eğrileri Şekil 4.8'de tanımlanmış olup, buradan kayma kapasitesinde çevrimden çevrime belirgin bir bozulma olduğu kabul edilebilir.



Şekil 4.7: M4 malzemesi içeren bindirmeli kayma birleşimleri için sürtünme katsayısı eğrileri [NV-17-18-19-20]



Şekil 4.8: M4 malzemesi içeren bindirmeli kayma birleşimleri için sürtünme katsayısı eğrileri [NV-17-18-19-20]

4.2.2.3 Sürtünme Katsayılarının Basınca Bağlılığı

Sürtünme katsayılarının basınca bağlılığını araştırmak için her bir etkileşime ait, temas alanı bilgileri ve temas nedeniyle normal kuvvetler FE simülasyonlarından kaydedilmektedir. Bunların yardımıyla, deneyden ölçülen sürtünme kuvveti, temas basıncı ve ilgili temas alanı arasında aşağıdaki ifadeyi kullanarak bir ilişki kurmak mümkündür:

$$F_{f} = \mu(F_{pre}) \cdot F_{pre} \approx \int_{A} \mu(P) \cdot P \cdot dA \approx \sum_{i} \mu(P_{i}) \cdot P_{i} \cdot A_{i} \approx \mu(F_{N}) \cdot F_{N}$$
(4.1)

burada:

 $F_{\rm f}$ = deneysel test sırasında ölçülen sürtünme kuvveti $F_{\rm pre}$ = deneysel test sırasında ölçülen normal kuvvet (ön gerilme) $F_{\rm N}$ = FE simülasyonundan elde edilen normal kuvvet P = FE simülasyonundan elde edilen temas basıncı A = FE simülasyonundan elde edilen temas alanı $\mu(F_{\rm pre})$ = deneysel sonuçlardan hesaplanan sürtünme katsayısı

 $\mu(F_N)$ = deneysel sonuçlar ve FE simülasyonu arasındaki ilişkiden elde edilen sürtünme katsayısı



Şekil 4.9: Temas alanı ve basınç ilişkisi

Şekil 4.9'da görülebileceği gibi çekme veya itme olmasına bakılmaksızın genel hareketle, temas basıncı arttıkça temas alanı hafif azalma göstermektedir.

Buna ek olarak, aslında, ön-yükleme büyüklüğünün miktarı ne olursa olsun, Şekil 4.10 ve 4.11'de görüldüğü gibi temas basıncı ve ölçülen temas alanları tek eksenli FFD deneyleri simülasyonlarında daima aynı eğilimi izlemektedir. Bu durum, malzemelerin temas basıncından etkilenmeyecek derecede rijit olduğunu da göstermektedir. Temas alanındaki bu hafif azalma yüzeylerin elastik/plastik geriniminin veya daha düşük ölçüde levhaların eğilmesinin sonucunda olabilmektedir.



Şekil 4.10: Farklı ön-yük torkları için temas alanı yüzdeleri



Şekil 4.11: Farklı ön-yük torkları için temas basınçları

Ancak, deneyler daha yüksek ön-yük büyüklüklerinin sürtünme katmanının tribolojik özelliğinden dolayı daha düşük sürtünme katsayılarına ve sürekli hareketle çok hafif bir sürtünme bozulmasının gözlemlendiğini göstermiş olup, bu analizler sırasında da görüldüğü üzere kaybedilen temas alanı ve dolayısıyla basınçtaki artış nedeniyle olabilmektedir.

4.3 FREEDAM BİRLEŞİMLERİNİN FE MODELLEMESİ

FREEDAM birleşimleri üzerinde yapılan FE analizleri, kirişten kolona aktarma mekanizmasının etkilerini ve kuvvetler ve deformasyonların cihazların bulonlarında lokal yeniden dağılımını değerlendirmek için birleşimlerin yerel davranışını araştırmaya adanmıştır.

Modellerin geçerliliği deneysel testlere göre doğrulandıktan sonra, sürtünme sönümleyicileri donanımı bulunan birleşimlerin monotonik ve çevrimsel performansını incelemek için parametrik simülasyonlar yapılmıştır.

4.3.1 Modelleme varsayımları

Abaqus v 6.14 [2] kullanılarak geliştirilen sonlu eleman (FE) modellerinin geçerliliğini sınamak için deneysel testler kullanılmıştır. Yarı-statik analizler Dinamik Örtük (Dynamic Implicit) çözücü uygulanarak yapılmıştır. Deneysel birleşimlerin geometrik özellikleri, katı kısımların C3D8R sonlu elemanı (8-node linear brick with reduced integration) kullanılarak modellenmesiyle FE yazılımında üretilmiştir. Geometrik ve mekanik doğrusal olmayan davranışlar hesaba katılmıştır. Geniş kiriş-kolon birleşimleri üzerinde yapılan deneysel testlerde kolon ve düzenek arasındaki bağlantılarda beklenmedik bir kayma yaşanmış ve dolayısıyla sayısal modelde deforme olabilme kaynağı da dikkate alınmıştır. Şekil 4.12'de genel model şekli anlatılırken Şekil 4.13 deneysel olarak elde edilen ortalama malzeme özelliklerini göstermektedir.



Şekil 4.12: FREEDAM sönümleyicili kiriş-kolon birleşimlerinin FE modeli özellikleri



Şekil 4.13: S355 çeliği ortalama gerilim-gerinim eğrisi

Çelik malzeme özellikleri deneysel kampanyanın bir parçası olarak laboratuvarda yapılan kupon testlere dayandırılarak modellenmiştir, yani akma gerilmesi kirişlerde 380 MPa, kolonlarda 427 MPa ve L-eleman ve T-elemanlarda 443MPa değerine eşit olacak şekilde belirlenmiştir. Elastisite modülünün 210000MPa değerine ve Poisson katsayısının 0.3 değerine eşit olduğu kabul edilmiştir.

[5-10]'da açıklandığı gibi, gerilim-gerinim eğrisinin doğrusal olmayan kolu, doğrusal olmayan kinematik ve izotropik plastik pekleşme varsayılarak ve yarı çevrim girdi yöntemi kullanılarak uygulanmıştır. Bulonlar [3,4] ile gösterildiği şekilde modellenmiştir.

Bulonlar ve levhalar gibi temasta olan model parçaları, aşırı kapanmayı önlemek için Normal Davranış ("Sert Temas" seçeneği yoluyla) ve göreli kaymayı tanımlamak için Teğetsel davranışın (Coulomb sürtünme yasası uygulanarak) modellendiği etkileşimlerle atanmıştır. Ayrıca, sürtünme yastığının yüzeysel pürüzlerinin düzleşmesinden kaynaklanan kısmi sürtünme katsayısı kaybını simüle etmek için, Kısım 1.2'de gösterilen sıcaklığa bağlı sürtünme yasaları kullanılmıştır, dolayısıyla levhalardaki sürekli kaymadan dolayı sıcaklığın artmasıyla sürtünme katsayısı azalmaktadır. Referans sürtünme özellikleri Tablo 4.3'te verilmiştir. Bundan sonra gösterilen simülasyonlar, sayısal simülasyonlar için %5'lik dinamik yüzdeliğin kullanıldığı varsayılarak yapılmıştır.

Sürtünme katsayısı	%5'lik kısım	%95'lik kısım
	$\mu_{5\%}$	µ95%
Statik	0.69	0.84
Dinamik	0.53	0.65

Tablo 4.3: Sürtünme malzemesi özellikleri

Kaynaklı bileşenlerde herhangi bir plastik deformasyon beklenmediği için, tam penetrasyon kaynakların varlığını basitleştirilmiş bir şekilde tekrarlamak için temas eden yüzeyleri birbirine bağlayan bağın koşulları kullanılmıştır.

Analizler iki yükleme adımı düşünülerek yapılmıştır: (i) bulon kenetleme ve (ii) deplasman geçmişi uygulaması.

Birleşimlerin sınır koşulları testler sırasında kullanılanları yeniden üretmek için doğru bir şekilde simüle edilmiştir. Ayrıca, kiriş, deneysel düzeneğin aynı kısımlarında bulunan düzlem dışı desteklerle yanal olarak desteklenmiştir. Test prosedürüyle uyumlu olarak, kiriş ucuna %5 göreli ötelenme oranına ulaşılana kadar AISC 341 [11] yükleme protokolü uygulanmıştır.

4.3.2 Geçerlilik sınaması ve sonuçları tartışması: Dış birleşimler

Uygulanan modelleme varsayımları, sırasıyla Şekil 4.14 ve 4.15'ten gözlemleneceği gibi test edilen birleşimlerin global ve lokal davranışını etkili bir biçimde simüle etmektedir.



Şekil 4.14: Eğilme Momenti – Birleşim dönmesi açısından deneysel ve sayısal sonuçlar

Statikten dinamik sürtünmeye geçiş modellenmediği için, birleşimin başlangıçtaki çevrimler sırasındaki yanıtı doğru bir şekilde kopyalanmamaktadır. Ancak, çevrim sayısı arttıkça bu doğruluktan sapma ortadan kalkmaktadır.

Deneysel kampanya sırasında çelik elemanlarda herhangi bir hasar gözlenmemiştir. Ancak, sayısal analizler belli bölgelerde yoğunlaşmış hafif plastik hasar göstermekte olup, bu da Şekil 4.15'te üst T-eleman gövdesinin tabanında (dönme merkezinin bulunduğu yer) ve L-elemanlarının tabanlarında, T-elemanının altındaki kirişin üst gövde-başlık bölgesinde ve cihazın kesme bulonlarında eşdeğer plastik gerinimi (PEEQ) açısından anlatılmıştır. Ayrıca, sürtünme cihazındaki bulonların gövdelerinde plastik deformasyonlar gözlemlenebilmektedir. Aslında, yatay sönümleyici konfigürasyonu, cihazın tüm bulonlarında iki ezilme temas bölgesi olan bulon gövdelerinde kayma tipi eğilme etkilerini tetiklemektedir. Bunun aksine, dikey sönümleyicideki bulonlar, kenetli bulon gövdesinin ortalarında bir ezilme bölgesine sahiptir, bu da daha fazla lokal plastik gerinimine yol açmaktadır (bkz. Şekil 4.16). Ayrıca, bu ikinci örnekte kolon yüzeyine yakın bulonlar plastik gerinim göstermemektedir.



Şekil 4.15: %5'e kadar çevrimsel testten sonra deneysel ve sayısal modeller



Şekil 4.16: Sönümleyici bulonlarındaki eşdeğer plastik hasar (PEEQ)

4.3.3 Geçerlilik sınaması ve sonuçların tartışılması: İç birleşimler

Kolon gövde paneli elastik bölgede kaldığı ve doğrusal olmayan mekanizma Freedam sönümleyicilerde geliştiği için, iç birleşimler (bundan böyle çizimlerde "X" birleşimleri olarak anılacaktır) dış birleşimlerle (bundan böyle çizimlerde "T" birleşimleri olarak anılacaktır) neredeyse aynı davranışı sergilemektedir. Dolayısıyla, kısaltma amacıyla, alternatif olarak guseli (örn. yatay sürtünme mekanizması) ve dikey (dikey sürtünme mekanizması) sönümleyici donanımı bulunan T ve X birleşimlerinin davranışları arasındaki karşılaştırma gösterilmektedir.

Şekil 4.17a ve 4.18a guseli ve dikey kiriş sönümleyicili birleşimlerin moment-dönme eğrilerini göstermektedir. Kolayca gözlemlenebildiği gibi, farklılıklar ihmal edilebilir ve esas olarak iç birleşimler durumunda rijitliği daha yüksek olan, kolonun genel rijitlık farkından kaynaklanmaktadır, dolayısıyla aynı aks dönmesi uygulandığında kolonun dönmeye katkısı daha düşük ve cihazdaki kayma ve karşı gelen reaksiyon biraz daha yüksek olmaktadır.

Deforme olmuş şekil ve gerilme dağılımları, guseli ve dikey sönümleyici konfigürasyonları için sırasıyla Şekil 4.17b ve 4.17c karşılaştırılarak gözlemlenebildiği gibi, T ve X birleşimleri için neredeyse aynıdır.



Şekil 4.17: Guseli sönümleyicili T ve X birleşimleri arasındaki karşılaştırma



Şekil 4.18: Dikey sönümleyicili T ve X birleşimleri arasındaki karşılaştırma

4.4 TASARIM KURALLARI İÇİN YENİ BİLGİLENDİRMELERİN ÖZETİ

4.4.1 T ve L eleman birleşimlerinde kayma kuvveti

FEA'lar vasıtasıyla, kayma kontrolünun olduğu kolon yüzeyine olan birleşimlerin tasarımı (Teleman ve L-eleman) ile ilgili herhangi bir özelliği karakterize etmek için FREEDAM birleşimlerinin lokal davranışı araştırılmıştır, çünkü erken göçmeyi önlemek için bu elemanların çekme ve kayma birleşik etki kuvvetlerinden dolayı dayanımı garanti etmesi gerekir.

Error! Reference source not found.'da T ve L-elemanlar seviyesinde kayma kuvvetlerinin dağılımı ve kolon yüzeyindeki kesitte toplam kayma kuvveti gösterilmektedir. Test edilen her iki sürtünme cihazı konfigürasyonunda, iki bileşendeki kümülatif kayma (örn. ilgili mutlak değerlerin toplamı) toplam kayma kuvvetinden daha fazladır (tip 1 için bkz. **Error! Reference source not found.** a ve c ve tip 2 için bkz. Şekil **Error! Reference source not found.** b ve d). Kayma kuvvetinin birleşimin dönmesiyle gelişimini araştırmak için alternatif olarak negatif ve pozitif her iki yükleme koşulları altında monotonik analizler gerçekleştirilmiştir.



Şekil 4.19: Farklı bileşenler tarafından aktarılan kayma kuvveti

Şekil 4.20'de verilen sonuçlar daha önceki gözlemleri doğrulamakta ve her bir bileşen tarafından aktarılan kaymanın büyüklüğünü anlama imkanı sunmaktadır. Aslında, araştırlan durumlar için L-elemanları T-elemanına göre daha büyük kayma kuvveti aktarmaktadır. Konfigürasyon 1 birleşimleri toplam kaymanın yaklaşık %50'si T eleman tarafından aktarılan maksimum kayma kuvveti seviyeleri ile karakterize edilirken, L elemanları toplam kaymanın %100'üne yakın değerlere ulaşmaktadır (**Error! Reference source not found.** *a* ve *c*). Ancak, Konfigürasyon 1 bileşenleri maksimum toplam kaymaya kadar kayma aktarımı yaparken, Konfigürasyon 2 sistemleri (**Error! Reference source not found.** *b* ve *d*) çevrimsel olarak gözlemlenen aynı davranışı sergilemektedir, yani L-elemanlar tarafından aktarılan kayma 0.06 rad'a yakın dönme değerleri için toplam kaymanın neredeyse 2 katından fazla değerlere ulaşırken bileşenlerdeki kayma toplam kaymadan daha yüksek değerlere ulaşmaktadır.



Şekil 4.20: Birleşim yüzeyindeki kayma kuvveti

Kayma kuvveti dağılımlarının 2 bileşen arasındaki farkı esas olarak dikey düzlemde ve dikey kayma kuvveti-bileşeninde L-elemanlar tarafından daha yüksek rijitlik sağlanmasından kaynaklanmaktadır. Esasen, kayma kuvvetinin bileşenler arasında aktarım mekanizması (karşılaştırma için bkz. Şekil 4.16) son derece karmaşık ve konfigürasyona bağlıdır. Tip 1 birleşimi (FD 1-1-DS), L-elemanlar ve daha küçük ölçüde T-eleman tarafından aktarılan aynı işaretli kayma kuvvetleri ile karakterizedir. Aksine olarak, FD 2-1-DS'nin T elemanı, kolon yüzeyinde dengeyi korumak için L-elemanları tarafından aktarılan yükseltilmiş kayma kuvveti seviyesinden dolayı zıt işaretli bir kayma kuvveti taşımaktadır. Pozitif eğilme altında kuvvetler

daha kolay aktarılmak üzere, negatif/pozitif yükleme koşulları aynı konfigürasyon için bileşenler arasında aynı kuvvet dağılımı olmasına yol açmaktadır.



Şekil 4.21: 0.04 rad sönümleyici dönmesinde bağlı elemanlarda kayma dağılımı

Deneysel testleri açıklayan modeller üzerinde yapılan analizlerde, hasarın küçük yoğunluklarla T-elemanın tabanında, L-elemanlarda (Konfigürasyon 1 örneğinde), sürtünme sönümleyicisi bulonlarında ve daha düşük ölçüde kirişte (T-elemanın hemen altındaki kiriş ucunda gövdebaşlık kesişiminde ve kiriş-guse birleşiminin sonundaki oluklu delikler içinde) yer aldığı gözlenmiştir. Bu sonuçlar Şekil 4.22'de büyük kiriş-kolon sistemleri üzerinde PEEQ (eşdeğer plastik gerinimi) dağılımı açısından gösterilmiştir. 0.05 rad'a eşit dönmede değerlendirilen PEEQ açıklamasından gözlendiği gibi, yatay sürtünmeli sönümleyici konfigürasyonu birleşim elemanlarında daha fazla plastik deformasyonlara neden olmaktadır. Nitekim, bu sonuç Şekil 4.23'de verildiği gibi tüketilen enerji açısından da gözlenmektedir. Aslında, birinci konfigürasyon için toplam tüketilen enerjiye göre normalleştirilen sürtünme enerjisi ikinci konfigürasyonla karşılaştırıldığında daha düşük olup, normalleştirilen plastik enerji için ise bunun tersi geçerlidir. İkinci sönümleyici konfigürasyonu daha az plastik hasara yol açsa da, plastik hasarın her iki konfigürasyon için de sınırlı olduğunu ve maksimum plastik enerji tüketiminin 0.05rad'daki toplam tüketilen enerjinin %5'inden daha az olduğunu belirtmekte fayda vardır.



a) FD-1-2



b) FD-2-2 Şekil 4.22: Büyük birleşim sistemleri için çevrimsel analizin sonunda PEEQ dağılımı



Şekil 4.23: Normaleştirilmiş tüketilen enerji a) Sürtünme enerjisi ve b) Plastik enerji

4.4.2 Kenetlenme kuvvetinin etkisi

Deneysel testler, cihaz içine olarak bulonlara uygulanan kenetleme kuvvetinin önemini doğrulamıştır. Dolayısıyla, testlerde uygulanan ön-yükleme kuvvetine ek olarak (bundan böyle N_b olarak anılacak), %50 daha düşük bir değer (0.5 N_b) ve %50 daha yüksek bir değer (1.5 N_b)

dikkate alınmıştır. Tüm durumlarda 1.5 N_b değerinin $F_{p,C}$ (M20 gr.10.9 bulonlarda 172kN'a eşit) değerinden daha küçük olduğu belirtilmelidir.

Şekil 4.24'de dört birleşim için davranış eğrilerinin karşılaştırması gösterilmektedir (örn. iki birleşim konfigürasyonu ve iki sistem). Tablo 4.4 ve 4.5'te ise birleşimlerin sayısal olarak ölçülen mekanik özellikleri bildirilmektedir. Bildirilen eğilme momentleri, $M^{(+)}$ ve $M^{(-)}$, sırasıyla pozitif ve negatif moment altında kayma meydana geldiği sıradaki eğilme momentini gösterir. (4.2), (4.3) ve (4.4) denklemleri tablolarda bildirilen mekanik parametrenin anlamını açıklamaktadır.

$$\Gamma^{(+)} = 1 + \frac{M_{0.5N_b}^{(+)} - M_{N_b}^{(+)}}{M_{N_b}^{(+)}}$$
(4.2)

$$\Gamma^{(-)} = 1 + \frac{M_{0.5N_b}^{(-)} - M_{N_b}^{(-)}}{M_{N_b}^{(-)}}$$
(4.3)

$$\Delta M^{(+/-)} / M^{(-)} = \frac{M^{(-)} - M^{(+)}}{M^{(-)}}$$
(4.4)

Burada $\Gamma^{(+)}$ ve $\Gamma^{(-)}$ pozitif ve negatif eğilme momenti kapasitesindeki değişimi temsil etmektedir, alternatif olarak kenetlenme kuvvetinde tasarım değeri N_b den, 0.5 N_b ve 1.5 N_b değerine değişim göz önüne alındığında $M^{(+)}$ ve $M^{(-)}$ pozitif ve negatif eğilme momentleridir. Alt indisler, eğilme momentinin alındığı analizi açıklar, örn. 1.5 N_b veya 0.5 N_b değerine eşit olan kenetleme kuvveti ile, $\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ sırasıyla her bir karşı gelen analiz için pozitif ve negatif eğilme momenti arasındaki farkı ifade eder (N_b için üç değer kabul edilerek).

Beklendiği gibi, eğilme momenti değişimi pozitif ve negatif koşulları altında farklı olsa da bulon ön-gerilmesi ile orantılıdır. Tablo 4.4 ve 4.5'te bildirildiği gibi bu fark, kesinlikle birleşim konfigürasyonu ile ilişkilidir ve kiriş derinlikleri, kenetleme kuvveti veya sürtünme katsayısı ile sabittir. Konfigürasyon 1 için fark yaklaşık %25, konfigürasyon 2 için %15'tir.

Şekil 4.24 esas alınarak yapılabilecek ilave bir gözlem de, 1 numaralı birleşim konfigürasyonunun akma-sonrası davranışının kiriş-kolon sisteminin boyutuna ve ön yükleme seviyesine göre (maksimum ön-yükleme kuvvetine kıyasla) farklılık göstermesidir. Özel olarak belirtmek gerekirse, derin olmayan kirişli ve daha düşük göreli ön yüklemeli bir birleşim pekleşme (örn. akma-sonrası pozitif rijitlik) gösterirken, daha derin kirişli ve daha yüksek göreli ön yüklemeli bir birleşim yumuşama davranışı (örn. akma-sonrası negatif rijitlik) gösterir, ikinci durum daha düşük kenetleme kuvveti değerlerinde daha belirgindir. Bu olay negatif eğilme momentinde daha çok görülmektedir. İkinci konfigürasyon incelenen her iki sistemde de daha doğrusal bir davranış sergilemektedir.

Bağlantının rijitliği, kenetleme kuvveti değişiminden etkilenmez, çünkü bunu belirleyen birleşimin diğer bileşenlerinin (kolon yüzeyindeki birleşim, kolon gövde paneli vb.) rijitliğidir.





Şekil 4.24: Kenetleme kuvvetinin eğilme momenti kapasitesi üzerindeki etkisi

Tablo 4.4: Kenetleme kuvveti varyasyonu dikkate alındığında model FD 1-2-DS için eğilme momentleri

Kenetleme	$M^{(+)}$	<i>M</i> ⁽⁻⁾	$\Gamma^{(+)}$	Γ(-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
kuvveti	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
N _b	453	602	-	-	25%
0.5Nb	230	298	51%	50%	23%
1.5N _b	690	902	152%	150%	24%

Tablo 4.5: Kenetleme kuvveti varyasyonu dikkate alındığında model FD 2-2-DS için eğilme momentleri

Kenetleme	$M^{(+)}$	$M^{(-)}$	$\Gamma^{(+)}$	Γ (-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
kuvveti	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
N _b	484	564	-	-	14%
0.5Nb	250	290	52%	51%	14%
1.5N _b	714	838	148%	149%	15%

4.4.3 Sürtünme Katsayısının Etkisi

Bir başka önemli tasarım parametresi de kayan yüzeyler arasındaki sürtünme katsayısıdır. Dolayısıyla, bunun birleşim performansında oynadığı rolü incelemek için üç farklı dinamik sürtünme katsayısı değeri μ gözönüne alınmıştır: %5 lik yüzde ($\mu_{5\%}$), 0.59'a eşit alınmış ortalama değer (μ_{avg}) ve %95 lik yüzde ($\mu_{95\%}$), bkz.

Error! Reference source not found.'te eğilme momenti ve kiriş aks dönmesi cinsinden sayısal eğriler açıklanmıştır. Sürtünme katsayısı değerleri yüzdesi arttıkça birleşim kapasitesinin yükseldiğini gözlemlemek mümkündür. Bu gözlem, akmaması istenen yapısal elemanları tasarlamak için sürtünme yastıklarının sürtünme özelliklerinin değişkenliğini dikkate alma gerekliliğini doğrulamaktadır.

Benzer pekleşme/yumuşama davranışı her iki birleşim konfigürasyonu için de gözlemlenebilir ve buna ek olarak davranış eğrilerinin sürtünme katsayısıyla orantılı ölçeklendiği görülmektedir. Tablo 4.6 ve 4.7'de negatif ($M^{(-)}$) ve pozitif ($M^{(+)}$) yükleme koşullarında ($\mu_{5\%}$) tasarım değerine göre daha yüksek sürtünme katsayısı değerleriyle (μ_{avg} and $\mu_{95\%}$) analiz edilen FD-1-2-DS ve FD-2-2-DS modellerinin eğilme kapasitesi değişimi özetlenmiştir.

Sürtünme katsayısı	Δμ	<i>M</i> ⁽⁺⁾	M ⁽⁻⁾	Γ ⁽⁺⁾	Γ (-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
	[-]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
μ _{5%}	-	446	593	-	-	25%
μ_{avg}	110%	521	670	117%	113%	22%
μ95%	117%	535	733	120%	124%	27%

Tablo 4.6: Sürtünme katsayısı değişimi dikkate alındığında model FD 1-2 için eğilme momentleri

				
Tablo 4 7. Sürtünme	kateavisi dedisimi	dikkate alındığında n	nodel HD 2-2 icin	oðilmo momontlor
1 <i>ubio</i> 7.7. <i>Surianne</i>	Kuisuyisi uegişinii	иккие иннигении п	100001 D 2-2 için	egume momenuer

Sürtünme katsayısı	Δμ	<i>M</i> ⁽⁺⁾	<i>M</i> ⁽⁻⁾	Γ ⁽⁺⁾	Γ(-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
	[-]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
μ _{5%}	-	484	564	-	-	14%
μ_{avg}	110%	529	627	109%	111%	16%
μ95%	117%	568	679	117%	120%	16%

FD-1-2-DS durumundaki değişim sürtünme katsayısı değişimine göre farklılık gösterir. Daha özel belirtmek gerekirse, sürtünme katsayısındaki aynı artış için eğilme momentinde daha yüksek bir artış gözlemlenebilir. Diğer taraftan, Tablo 4.7'de FD-2-2-DS modeli analizleri eğilme kapasitesinin sürtünme özelliği rassallığına daha yakından bağlı olduğunu göstermektedir.

Bu analiz grubu için de değerlendirilen $\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ parametresi, sönümleyici konfigürasyonu ve farklı pozitif ve negatif koşulları altında gösterilen farklı davranışlar (konfigürasyon 1 için %25 ve konfigürsyon 2 için %15 aralığında değişen değerler) arasındaki ilişkiyle ilgili geçmiş gözlemleri doğrulamaktadır.





Şekil 4.25: Sürtünme katsayısının eğilme momenti dayanımı üzerindeki etkisi

4.5 KAYNAKÇA

- [1] Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2014) "Experimental Analysis on Friction Materials for Supplemental Damping Devices", Construction and Building Materials, 65:159-176.
- [2] Dassault Systèmes. Abaqus analysis 6.14 User's manual. Simulia Inc.; 2015
- [3] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, "Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable GR10.9 bolt assemblies", Journal of Constructional Steel Research, vol. 124, pp. 77-90, 2016.
- [4] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, "Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts", Steel and Composite Structures, vol. 24(6), pp. 643-658, 2017.
- [5] Cassiano D., D'Aniello M., Rebelo C., (2017) Parametric finite element analyses on flush end-plate joints under column removal. Journal of Constructional Steel Research, 137: 77– 92.
- [6] Cassiano D., D'Aniello M., Rebelo C., (2018). Seismic behaviour of gravity load designed

flush end-plate joints. Steel and Composite Structures, An International Journal, 26(5): 621-634. DOI: https://doi.org/10.12989/scs.2018.26.5.621.

- [7] D'Aniello M., Tartaglia R., Costanzo S., Landolfo R. "Seismic design of extended stiffened end-plate joints in the framework of Eurocodes". Journal of Constructional Steel Research, 128, 512–527, 2017
- [8] Tartaglia R., D'Aniello M., Rassati G.A., Swanson J.A., Landolfo R. (2018). Full strength extended stiffened end-plate joints: AISC vs recent European design criteria. Engineering Structures, 159:155–171.
- [9] Tartaglia R., D'Aniello M., Zimbru M., Landolfo R., (2018). Finite element simulations on the ultimate response of extended stiffened end-plate joints. Steel and Composite Structures, An International Journal 27(6): 727-745. DOI: 10.12989/scs.2018.27.6.727.
- [10] Tartaglia R., D'Aniello M., Landolfo R., (2018). The influence of rib stiffeners on the response of extended end-plate joints. Journal of Constructional Steel Research, 148: 669– 690.
- [11] ANSI/AISC 341-16 (2016). "Seismic Provisions for Structural Steel Buildings". American Institute of Steel Construction.
- [12] Tartaglia R., D'Aniello M., "Nonlinear performance of extended stiffened end plate bolted beam-to-column joints subjected to column removal" The Open Civil Engineering Journal, 2017, 11: 369-383
- [13] D'Aniello M., Cassiano D., Landolfo R. "Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable GR10.9 bolt assemblies". Journal of Constructional Steel Research, 124: 77–90, 2016.
- [14] D'Aniello M., Cassiano D., Landolfo R., (2017) Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts. Steel and Composite Structures, An International Journal,24(6): 643-658.
- [15] Zimbru M., D'Aniello M., De Martino A., Latour M., Rizzano G., Piluso V., (2018). Investigation on Friction Features of Dissipative Lap Shear Connections by Means of Experimental and Numerical Tests. The Open Construction and Building Technology Journal, 12(Suppl-1, M9): 154-169.
- [16] Francavilla A.B., Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2015). Simplified finite element analysis of bolted T-stub connection components. Engineering Structures, 100: 656-664.

BÖLÜM 5

DARBE YÜKLEMESİ ALTINDAKİ DAVRANIŞ

5.1 GİRİŞ

Darbe yüklerine maruz kalan kiriş-kolon birleşimi davranışının normal yükleme koşullarında gözlemlenen davranıştan farklılık gösterebildiği kabul edilmektedir [1–4]. Bu temel olarak darbe yüklerinin yüksek yükleme hızları özelliğinden dolayı birleşimlerin birden çok bileşeninde gerinim hızlarında meydana gelen yükselmeden kaynaklanmaktadır.

Gerinim hızı (d_c/d_t) bir malzemenin birim zaman başına (d_t) maruz kaldığı gerinim deformasyonunu (d_c) tanımlayan özelliktir ve çelik gerilme-gerinim eğrilerini etkiler. Genel olarak, yüksek sünekliğe sahip çeliklerde daha belirgin bir artış görülmekle birlikte, daha yüksek gerinim hızlarında dayanım özellikleri artmaktadır. Örneğin, yumuşak çelik için, yükselmiş gerinim hızlarında akma dayanımı (yaklaşık 600s⁻¹) statik yükler altındaki akma dayanımının 1.5 katı olarak kabul edilebilirken [5,6], bulonlarda kullanılan yüksek dayanımlı çelik genelde akma dayanımı için %10'dan daha yüksek bir artış göstermemektedir [1,7,8]. Ayrıca, dayanım varyasyonuna ek olarak, bir süneklik kaybı da normal şartlarda daha yüksek gerinim hızlarıyla ilişkilendirilmektedir.

Çeliğin yükselmiş gerinim hızlarına maruz kaldığı durumda gösterdiği dayanım özellikleri varyasyonu genelde, yüksek gerinim hızları değerlendirildiğinde gözlemlenen dayanım ile statik yükler altında gözlemlenen dayanım arasındaki oranı veren *DAF* "dinamik artış faktörü" parametresi ile tanımlanır. Akma dayanımının dinamik artış faktörünü gösteren modeller literatürde mevcuttur [9,10], örneğin Johnson-Cook modeli [9] gerinim hızlarının dayanım varyasyonunu logaritmik bir fonksiyon olarak tanımlamaktadır.

Gerinim hızlarının çelik birleşimlerin genel davranışındaki etkileri ile ilgili olarak, birleşimler genelde farklı çelik cinslerinin birleşiminden meydana geldiği için (tipik olarak bulonlar için yüksek mukavemetli çelik ve levhalar için yumuşak çelik), levhalar ve bulonları oluşturan malzemelerin gerinim hızı özelliklerine bağlı olarak dinamik davranışın önemli ölçüde farklılık gösterebileceğini anlamak kolaydır. Genel anlamda, elastik ve kopma dayanımında bir artış gözlemlenirken, yükleme hızı arttığı sürece süneklik kapasiteleri azalma eğilimi gösterir [1–4]. Bu açıdan bakıldığında, yapısal bir ölçekte, birleşimlerin iyi bir lokal sünekliğe sahip olmasının yapılarda alternatif yük yollarının gelişmesine izin vermek için çok önemli olduğu bilindiğinden [11,12], yapısal modellemede gerinim hızlarının etkisinin doğru bir şekilde değerlendirilmesi gerektiği açıktır.

Bu bölümde, FREEDAM birleşimlerinin darbe yüklemesi altındaki davranışıyla ilgili olarak FREEDAM projesi [13] sırasında elde edilen bulgular ve sonuçların özeti bildirilmiştir. Bu bulgularla ilgili daha detaylı bilgiler için, Marina D'Antimo [14] ve Ana Francisca Santos'un [15] doktora tezlerine başvurulabilir.

5.2 DARBE YÜKLEMESİ ALTINDA FREEDAM SÖNÜMLEYİCİLERİ

5.2.1 Test edilen numuneler ve deneysel programın tanımlanması

Şekil 5.1'de gösterilen test edilen numuneler çevrimsel testlerde kullanılanlara benzerdir. Bu numuneler ön gerilme uygulanmış M20 bulonlarla, termal sprey (sürtünme yastıkları) kullanılarak kaplanmış birkaç ek 8 mm çelik levhalı (S275JR çeliğinden yapılmış) çift kayma etkili bindirme birleşimleridir. İki ayrı kısım numuneyi oluşturur. Birincisi iç levhanın (AISI304 paslanmaz çelikten yapılmış) FREEDAM birleşiminin oluklu guse başlığını simüle etmek için oluklu hale getirildiği "kayan kısım"dır. İkinci kısım ise numuneleri test ekipmanına bağlamak için bir iç S275JR levhanın kullanıldığı "sabit kısım"dır. Ayrıca, arayüzdeki bulon kuvvetlerinin yayılma etkisini yeniden üretmek için bulon başlıkları ile sürtünme yastıkları arasına 15 mm kalınlığından iki dış çelik levha yerleştirilmektir. Sürtünmeli sönümleyicilerin farklı göçme modlarının değerlendirilebilmesi için Şekil 5.1 "standart" konfigürasyondan elde edilen üç farklı değişiklik Eurocode 3'e [16] göre tasarlanmıştır (**Error! Reference source not found.**).

Deneysel programın tümü Tablo 5.1'de özetlenmiş ve üç gruba ayrılmıştır. Birinci grupta (Grup A), toplam uzunluğu 41 mm'ye eşit iki adet oluklu deliğe, kalınlığı 30 mm'ye eşit iç levhalar ve ön yüklü M20 10.9 HV bulonlara sahip olan numune konfigürasyonu *a* (Error! Reference source not found.) kullanılmıştır. Grup B'de sekiz testin tümünde M20 8.8 SB bulonları kullanılmıştır. Bu testlerde, statik testler için *a* numunesi kullanılırken, darbe testleri için ise oluklu deliğin uzunluğu bakımından *a* numunesinden farklı olan *b* numunesi (daha uzun tek bir oluklu deliğe sahiptir, Şekil 5.2) kullanılmıştır. Son olarak, Grup C'de bulon deliği ezilmesi göçme modunda bir levhanın test edilebilmesi için iç levhaların kalınlığı bakımından *a* konfigürasyonundan farklı olan *c* numunesi kullanılmıştır (burada 10 mm kalınlık kullanılmıştır). Buna ek olarak, sabit kısımda iç levhanın genişliği, göçme modunun numunenin kayan kısmında olmasını güvenceye almak için arttırılmıştır. Ayrıca, her bir grup testte M1, M4 ve M6 olmak üzere FREEDAM sönümleyicileri üzerinde yapılan çevrimsel testlerin sonuçlarından seçilen üç farklı kaplama malzemesi kullanılmıştır.

Toplam 32 darbe testi yapılmıştır. Ayrıca, darbe testleri sonuçlarıyla karşılaştırmak için, numunelerin temel davranışını elde etmek amacıyla 8 adet de yarı-statik test gerçekleştirilmiştir. Her bir testten önce, $0.5 \cdot f_{ub}A_s$ (f_{ub} bulonların kopma dayanımı ve A_s bulonların çekmedeki enkesit alanıdır) değerine eşit bir ön yük kuvveti F_p uygulamak için bulonlar kalibre edilmiş bir tork anahtarı kullanılarak sıkıştırılmıştır. Her bir bulona uygulanan tork büyüklüğü, tasarım ön yük değeri F_p , bulon çapı d ve bulon k-faktörüne bağlıdır.



Şekil 5.1: FREEDAM numunesi: Yanal görünüm



Şekil 5.2: Test edilen numuneler: Önden görünüm (boyutlar mm cinsinden).

⁽¹⁾ ID	Konf.	Bulon	Ön yük	⁽²⁾ Test Tipi
		Grup A		
T3- M4/M1/M6-SI-30				4 Darbe. 20Bar; 50Bar;
	а	M20 10.9	122.5 kN	75Bar; 100Bar
T4- M1/M6- FI-30		HV		100Bar
T8-M4/M6/M1-St30				Monotonik FC: 0.2KN/s
T10/11 -M4-St. 30				Monotonik DC: 0.01mm/s
		Grup B		
T1-M1- SI-30				3 Darbe: 40Bar; 60Bar;
				80Bar
T2-M1- FI-30	b	M20 8.8	98 kN	80Bar
		SB		3 Darbe: 20Bar;40Bar;
11-M0-51-30				60Bar
T7-M1/M6-St30	а	_		Monotonik FC: 0.2kN/s
		Grup C		
T5 M4 SI 10				5 Darbe: 50Bar; 80Bar;
15-14-51-10		M20 10 0	122 5 kN	100Bar; 120Bar; 150Bar
T5-M1/M6- SI-10	с	HV	122.3 KIN	3 Darbe:50 Bar; 100 Bar;
13-101/10-51-10		11 1		150 Bar
T9-M1-St10				Monoton ⁽²⁾ FC: 0.2kN/s
¹⁾ ID-Test: Tn° - X- $Tt - Pt$: Tn° =	=Test numaras	sı- X=ID Kaplama	Malzemesi(M4, M1	, M6) – Tt=Test tipi: Sıralı (SI), Ta
<i>Darbe (TD)</i> , ²⁾ FC – kuyyet kontrolii: DC- der	<i>Statik (St.) – P</i> Jasman kontro	't=Iç levha kalınlığı Jü	[mm])	

Tablo 5.1: Deneysel program

5.2.1.1 Test düzeneğinin tanımlanması

Darbe testleri için kullanılan test düzeneği Şekil 5.3'te şematik olarak gösterilmiştir. Düzenek, yatay olarak yerleştirilmiş ve rijit laboratuvar döşemesine sabitlenmiş iki HEB 500 kirişinden oluşmaktadır. Bir uçta bu kirişler iki adet IPE450 elemanından yapılmış rijit reaksiyon çerçevesine ortogonal olarak bulonlanmış, diğer uçta ise bir HEB650 elemanına bağlanmıştır. Düzenlemenin tüm çelik parçaları S355 yapısal çelik kalitesinden yapılmıştır. Bu şekilde, deformasyon veya dönme olmadan darbeleri karşılayabilecek son derece rijit bir yapı oluşturulmuştur. Ayrıca, darbe kuvvetinin uygulandığı kolona ("*dayanma kirişi*"), rijit reaksiyon çerçevesine paralel olarak yerleştirilmiş olup, darbe kuvveti uygulandığında ciddi deformasyonlara uğramaması için rijitliği son derece yüksek bir enkesitten (HEM340) yapılmıştır. Uygulama yükünün zıt ucunda, bu kiriş bir pivot mili ile sabitlenmiştir. Test teçhizatı ile ilgili ek bilgilere [17]den ulaşılabilir.

Test edilecek numune dayanma kirişi ve reaksiyon çerçevesine bağlanmıştır. Numunenin sınır koşulları iletilecek yüklerin türüne bağlıdır. Bu örnekte, numune sadece eksenel çekme kuvvetlerini iletmesi için iki mafsalla bağlanmıştır (**Error! Reference source not found.**).

Bu düzenleme kullanılarak iki tür darbe testi yapılabilir – tam ve sıralı (TD veya SD). Sıralı bir testte, aynı numune her bir sırada daha yüksek basınçla, göçme noktasına kadar (Şekil 5.4'teki kırmızı çizgiler) çok kez yüklenir ve yükü boşaltılır. Bu şekilde, göçmenin gerçekleşmesi için gereken yaklaşık basınç değerini belirlemek mümkün olur. Ayrıca, numunenin yükünü boşaltma aşamasında, numunenin elastik rijitliği yaklaşık olarak elde edilebilir. Tam darbe testi için, sıralı testin göçme basıncı kullanılır.

Numunelerin darbe yükleri altında test edilmesi için gerekli ölçüm araçları yüklerin dinamik niteliğinden dolayı yarı-statik testlerdeki kadar basit değildir. Birincisi, sistemin eylemsizlik kuvvetleri artık göz ardı edilemez ve ikincisi, kullanılan ölçüm araçlarının kısa süreli testleri okumaya özel ölçüm araçları olması gerekir. Daha sonra, kuvvet ve deplasmanlardan başka, ivme ve hızların da okunması gerekir. Kuvvet bir yük hücresi tarafından okunurken, numunenin deformasyonu ve "dayanma kirişi" lazer üçgenleme sensörleri tarafından ölçülür. Ayrıca, testler sırasında numunenin spesifik noktalarında testleri kaydeden ve deplasman, hız ve ivmeleri temin eden bir Photron yüksek hızlı kamera da kullanılmıştır. Bunun dışında, kirişin eylemsizlik kuvvetlerini dikkate almak için, "dayanma kirişi"nin a_{cm} kütle merkezi ve a_f kuvvet uygulama noktasındaki ivmeleri kaydetmek için iki adet ivmeölçer kullanılmıştır.


Şekil 5.3: Darbe testleri için kullanılan deneysel düzenleme – Sürtünmeli sönümleyici testleri



Şekil 5.4: Darbe testleri türleri – Kuvvet geçmişi şeması

5.2.1.2 Deneysel testlerin sonuçları

Bu deneysel etkinliğin temel amacı darbe yüklemesi altında FREEDAM sönümleyicilerinin davranışını araştırmak ve gerinim hızları genel olarak bu tip yükleme ile tetikleniyorsa, aynı numunelerde yarı-statik yükleme altında gözlemlenen referans davranıştaki önemli değişimi değerlendirmektir. Bu değerlendirme bir dinamik faktör "*DF*" kullanılarak gerçekleştirilir (Denklem 5.1):

$$DF_{p_i} = \frac{P_{i,imp}}{P_{i,st}}$$
(5.1)

Bu ifade darbe yüklemesi altında (*imp*) belli bir davranışsal parametre ile yarı-statik yükleme (*st*) altında görülen aynı parametre arasındaki orana karşılık gelir. Beş davranışsal parametre seçilmiştir, bunlar: statik sürtünme katsayısı μ , akma ve kopma dayanımı (F_y ve F_u), kayma meydana geldikten sonraki başlangıçtaki elastik rijitlik S_{ini} ve kayma meydana geldikten sonra sönümleyicinin süneklik kapasitesi δ_u . Örnek olarak, Şekil **Error! Reference source not found.**'te M1 kaplamalı grup A testleri için bu davranışsal parametreler bildirilmiştir (**Error! Reference source not found.**). **Error! Reference source not found.** ve **Error! Reference source not source not found.**'te incelenen tüm örnekler için bulunan dinamik faktörler özetlenmiştir.



Sekil 5.5: Deneysel kuvvet ve deplasman eğrileri (Grup A, M1)

Malzeme	Bulon sınıfı	F_k	DF_{frict}	
		Statik	Darbe	

Tablo 5.2: Sürtünme dinamik faktörleri ve sürtünme direnci bozulma değerleri özeti

		R-	Jiter				
		Statik	Darbe	_			
M4	10.9 HV	0.8	0.84	1.06			
M1	10.9 HV	0.7	0.9	1.04			
	8.8 SB	0.48	0.84	1.09			
M6	10.9 HV	0.5	1.15	1.13			
	8.8 SB	0.67	0.83	1.03			
F _k – kinemat	tik kayma kuvveti (k	ayma sonundaki kuvvet); F _{slip} – ilk kayma kuvv	eti (bkz. Şekil			
Error! Reference source not found.)							

Tablo 5.3: Kayma meydana geldikten sonra dinamik faktör değerlerinin özeti

Parametre	DF	Grup					
	-	Α	В	С			
S	DF_S	1.37	1.28	1.44			
Fy	DF_y	1.08	-	1.3			
Fu	DF_u	1.04	1.09	1.11			
δ _u	DF_{δ}	0.72	0.57	0.44			

Bu sonuçlar esas alınarak, FREEDAM sönümleyicilerinin davranışıyla ilgili çıkarılabilecek sonuçlar şöyledir:

Darbe yüklemesi altında, başlangıç sürtünme direncinde genellikle artış gözlemlenir • (Tablo 5.2'de DFsürtünme). Ayrıca, kayma sırasında hem darbe hem yarı-statik testlerde bir kayma kuvveti bozulması gözlemlenmiştir (Tablo 5.2'de Fk/Fkayma). Ancak, kaplama malzemesinden bağımsız olarak, bu bozulma, muhtemelen yüksek yükleme hızlarında ilk sürtünme katsayısı kinetik katsayısına daha yakın olduğu için, darbe testlerinde daha önemsizdir. Bu açıdan bakıldığında, birleşimlere sürtünme

sönümleyicilerinin uygulanması, yükselmiş gerinim hızlarının mevcudiyetinde sürtünme dirençleri arttığı için, hızlı uygulanan yükler altında performanslarını arttırabilir.

- Kayma sonrası başlangıç elastik rijitliği de (S) daha yüksek yükleme hızlarında artmıştır ve bu, sürtünmeli sönümleyici bileşenlerini oluşturan malzemelerin direncinin artmasıyla ilişkilidir.
- Yükleme hızlarının, sürtünmeli sönümleyicilerin nihai dayanımı ve sünekliği üzerindeki etkisi, numune bulon kesme kopması yerine levha ezilmesi sebebiyle göçtüğü zaman çok daha önemli olmuştur (%5'e kıyasla %11 dayanım artışı ve %30'a kıyasla %50 süneklik azalması). Bunun nedeni, levhalarda kullanılan paslanmaz çeliğin bulonlarda kullanılan yüksek dayanımlı çeliğe göre farklı gerinim hızlarına daha yüksek hassasiyet göstermesidir [18,19].
- Test edilen numunelerde, statik testlerde gözlemlenen göçme modları yüksek yükleme hızlarının varlığında değişmemiştir. Darbe yüklemesinden dolayı birleşimlerin statik göçme modundaki değişimler, bir birleşimi oluşturan parçaların mekanik ve geometrik özellikleri (levhaların kalınlığı ve/veya çelik kalitesi gibi), test hızı ve deneysel sınır koşulları gibi birden çok unsura bağlı göründüğü için hala tam olarak anlaşılmamıştır. Örneğin, Ribeiro ve ark. [20] tarafından yapılan parametrik çalışma T-elemanı bileşeninin yükleme hızındaki artışla daha gevrek göçme modları gösterdiğini ortaya koymuştur. Öte yandan, [3,4] gibi diğer yazarlar levhaların kalınlığından veya uygulanan yükleme hızından bağımsız olarak her zaman aynı göçme modunu gözlemlemiştir.

5.2.2 Test sonuçlarının simülasyonu

Bir önceki bölümde açıklanan deneysel kampanyanın ardından, sürtünmeli sönümleyici davranışı ile ilgili bilgileri genişletmek için bir sayısal çalışma yapılmıştır. İlk olarak, deneysel sonuçlar simüle edilerek model kalibre edilmiştir. Bu kalibrasyondan sonra: i) farklı göçme modlarını aktifleştirmek için 8 mm, 10 mm 15 mm ve 30 mm olmak üzere dört farklı iç levha kalınlığı, ii) başlangıç bulon ön-yük varyasyonu ve iii) farklı hız oranlarının ele alındığı bir parametrik çalışma yapılmıştır.

Tüm sayısal analizler, yarı-statik davranışı yakalamak için yarı-statik prosedür ve numunelerin dinamik davranışını yakalamak için orta seviyede dağıtım prosedürü ile dinamik örtük çözümleyici kullanılarak ABAQUS/Implicit yazılımı [21] ile gerçekleştirilmiştir.

Model bir önceki bölümde deneysel olarak test edilen numunelerle aynı geometriye sahiptir (**Error! Reference source not found.**). Kayan levhada herhangi bir sınırlama yapılmamış ve diğer uçta sabit iç levha deplasman uygulaması yönünde sınırlandırılmıştır. Uygulanan yükleme ile ilgili, iki ardışık adım tanımlanmıştır. Birincisi, sıcaklık değişimi yaklaşımı ile bulonlara ön yükleme yapılmış ve ardından paslanmaz iç levha çekilmiştir. Yarı-statik analiz için, deplasmanlar monotonik olarak uygulanmıştır. Dinamik sayısal modelleri kalibre etmek için, bir sınır koşulu olarak deneysel deplasman-zaman eğrileri uygulanmıştır.

Model "Hex" eleman şekline sahip C3D8R katı eleman tipi (first-order reduced integration continuum elements) ile oluşturulmuş olup doğrusal olmayan geometrik ve malzeme davranışını gözönüne almaya imkan tanımaktadır. Normal temas koşulları ayrılmaya olanak sağlayan "sert-temas" özelliğiyle sağlanmıştır. Teğetsel davranışla ilgili olarak, temas yüzeylerine göre farklı

özellikler varsayılmıştır. Sürtünme şimleriyle temas halinde olmayan kısımlar için "ceza" formülasyonlu 0.2'ye eşit bir sürtünme katsayısı kabul edilmiştir. Kalan kısımlar için ise, kabul edilen sürtünme katsayısı değeri deneysel değere eşit olmuştur. Ayrıca, bir önceki bölümde açıklandığı gibi, sürtünmeli sönümleyicilerin kayması sırasında genelde bir sürtünme direnci bozulumu gözlemlenir. Bu etkinin deneysel sonuçlara göre bulonlardaki ön yükleme kuvvetini bozduğu kabul edilmiştir. Darbe testleri için, Tablo 5.2'de verilen DF_{frict} dikkate alınarak kayma-hızına bağımlı bir model uygulanmıştır.

Sönümleyicilerin davranışının tam karakterini (statik ve dinamik) değerlendirmek için, hasar ve gerinim hızlarının bu eğrilere etkisi de dahil olmak üzere malzemelerin gerilim-gerinim eğrilerinin eksiksiz bir şekilde belirlenmesi gerektiği için bu sayısal simülasyonların temel bir unsuru, sönümleyicinin farklı parçalarının malzeme özelliklerinin karakterinin belirlenmesi olmuştur. Malzemelerin hasarı ABAQUS'da bulunan hasar sünek modeli kullanılarak dahil edilirken, gerinim hızlarının etkisini hesaplamak için Johnson cook modeli kullanılmıştır [22]



Şekil 5.6: Sürtünmeli sönümleyici sayısal modeli: Geometri ve sınır koşulları

Şekil 5.7'de daha önce gösterilen test edilmiş eğriler için örneklendirildiği gibi, sayısal simülasyonlar deneysel testlerde gözlemlenen davranışları kuvvet-deplasman eğrileri bakımından oldukça iyi açıklayabilmiştir.

Üzerinde çalışılan parametre sayısının arttırılması, sönümleyicinin tüm bileşenlerinde farklı göçme modları ve deformasyon seviyelerinin gözlemlenebilmesini mümkün kılmış olup, bulon ve kayma levhasının nihai dayanımı ve deformasyonu için Şekil 5.8'de bildirildiği gibi, belli bir davranışsal parametre için gerinim hızlarının etkisini açıklayan eğilim çizgilerinin değerlendirilmesini sağlamaktadır. Bu elemanları karakterize etmek için eğilim çizgileri daha sonra bir analitik modele uygulanmıştır [23].



Şekil 5.7: Deneysel testler ve sayısal simülasyonlar



Şekil 5.8: Hızın sürtünmeli sönümleyici davranışı üzerindeki etkisi

5.3 DARBE YÜKLEMESİ ALTINDAKİ FREEDAM BİRLEŞİMLERİ

5.3.1 Test edilen tipolojiler

University of Coimbra ve University of Liege'de test edilen numuneler, kolonlar dışında benzer konfigürasyonlara sahip olup, Şekil 5.9 ve Şekil 5.10'da bildirildiği gibi dış ve iç birleşimler için sırasıyla HEM340 ve HEB220 kullanılmıştır. Bu numuneler tabandaki T elemanın yerini M12 sınıfı 10.9HV ön yüklü bulonlar ile IPE220 kirişinin alt başlığına bağlanan ek bir guse üzerinde bulunan bir çift köşebent ve ön yüklemeli sürtünme yastıklarından oluşan bir sürtünmeli sönümleyicinin yer aldığı bir ÇYT (Çift Yarık-T birleşim) modifikasyonudur. Sürtünmeli sönümleyiciyi oluşturan köşebentler ve ön yüklemeli sürtünme yastıkları, ikisine Eurocode 3 Kısım 1.8 [24]: 50 kN öngörülen ön yük kuvvetinin %30'u kadar ön yükleme yapılmış altı adet M20 10.9 HV bulon ile bağlanmıştır.

Kiriş üst başlığı kolona bulonlu bir T-eleman ile bağlanırken, alt başlık kolona bir köşebent sistemi ile bağlanmış olan ek guseye bulonlanmıştır. Özel bir malzeme ile (M4 olarak tanımlanır) kaplanan sürtünme yastıkları sürtünmeli sönümleyiciyi meydana getiren guse başlığı ve köşebentler arasına yerleştirilmiştir. Ayrıca, sürtünmeli sönümleyici için yeterli bir hareket aralığı elde edilebilmesi için, guse başlığı birden çok oluklu deliğe sahiptir. AISI 304 paslanmaz çelik mamulü olan guse başlığı dışında tüm elemanlar S275JR çelikten yapılmıştır.



Şekil 5.9: Test edilen dış birleşim (University of Coimbra)



Şekil 5.10: İç birleşimlerin ana bileşenleri (University of Liege)

5.3.2 Dış birleşimler üzerine çalışmalar

5.3.2.1 Test düzeneği ve deneysel programn tanımlanması

Birleşim, negatif eğilme momenti altında test edilmiş ve deneysel kampanyada toplam dört test değerlendirilmiştir (**Error! Reference source not found.**): bir yarı-statik test ve üç darbe testi. Darbe testleri sırasında, darbe yükü sıralı bir şekilde uygulanmıştır. Tablo 5.4'te sunulan testlerde basınçtan sonraki hız değerleri aktüatörün ilk hesaplanan hızına karşılık gelmektedir. Bu hızın testler boyunca sabit kalmadığı belirtilmelidir.

Deney düzeneği, FREEDAM sönümleyicileri üzerinde yapılan deneysel testlerde kullanılanla aynıdır (bölüm 5.2), ancak bu durumda birleşim doğrudan "*dayanma kirişi*"ne bulonlanmış ve zıt uçta da kirişin düşey hareketlerini kısıtlayan ancak yatay kaymasına olanak sağlayan bir kısıtlayıcıya bağlanmıştır (**Error! Reference source not found.**). Kullanılan ölçüm araçları da FREEDAM sönümleyicilerinin deneysel testlerinde (bölüm 5.2) kullanılanlarla aynıdır.

Test tipi	Yarı-statik	Darbe		
Yükleme Şeması	Monotonik:	Sıralı Darbe:		
	deplasman kontrolü 0.02 mm/s	75 bar (500 mm/s); 120 bar (1000mm/s) ; 200 bar (1200mm/s)		

Tablo 5.4: Deneysel program



Şekil 5.11: Deneysel düzenleme

5.3.2.2 Deneysel testlerin sonuçları

Error! Reference source not found.'de her bir darbe sırasında (Darbe 1, Darbe 2 ve Darbe 3) elde edilen deneysel eğilme momenti-dönme eğrileri $(M - \emptyset)$ ve yarı-statik $M - \emptyset$ eğrisi gösterilmektedir.

Yükleme tipinden bağımsız olarak, deneysel eğrilerin başlangıç davranışı, birleşimin davranışının olukların hareket boyunun sonuna kadar sürtünmeli sönümleyicilerin davranışı tarafından yönetildiğini göstermektedir. Yarı-statik davranış, darbe davranışı ile karşılaştırıldığında, (darbe 1 - #75 bar), sürtünme direnci için 1.14'e eşit bir *DF* faktörü gözlemlenmiştir (Şekil 5.12'de M_{slip}). Ayrıca, kayma sırasında, yarı-statik yükleme kapsamında sürtünme direncinde gözle görülür bir bozulma varken, darbe yüklemesi sırasında bu değer artmaktadır, bu da kayma yoluyla oluşan hız artışıyla ilişkilendirilmiştir [25].

Sürtünme cihazının tamamen kaymasının ardından, birleşimin diğer bileşenleri aktive edilmekte ve birleşimin bazı enerji tüketmeyen parçaları akmaya başlamaktadır. Yarı-statik yükleme altında, eğilmedeki T-eleman başlığının bulonlarında diş sıyrılması ile T-elemanda göçme gerçekleşmiştir (**Error! Reference source not found.**). Bu göçme modu, istenmese de, çekme altındaki HV bulonlarında ve sonuç olarak mod 2 veya mod 3'te göçecek şekilde tasarlandığında HV bulonlarında bağlanan T-elemanlarında görülen tipik bir göçmedir [1,26,27].

Darbe testleriyle ilgili olarak, birinci darbeden (Darbe 1 - #75bar) sonra, daha yüksek basınçlarda iki ek test yapılmıştır. Ne yazık ki, bu basınçlar birleşimin göçmesini tetiklemek için yeterli olmamıştır. Ancak, kaymadan sonra statik davranışı izleyen bir darbe davranışı olduğu gözlemlenebilir.



Şekil 5.12: Birleşimin deneysel dönme davranışı: yarı-statik ve darbe testleri



Şekil 5.13: Göçme sonrası birleşim: T-eleman

5.3.2.3 Test sonuçlarının simülasyonu

FREEDAM birleşimi testlerinin simülasyonu ABAQUS yazılımı ile yapılmıştır. Hesaplama süresini azaltmak için, deneysel düzenleme basitleştirilmiştir. İlk olarak, düzenleme XX düzleminde simetrik olduğu için düzenlemenin sadece yarısı modellenmiştir. İkinci olarak, reaksiyon çerçevesi dahil edilmemiştir. Ayrıca, mesnetlerle temas halinde olan bölgelere gerekli kısıtlamalar (Şekil 5.14b'de pimli kısıt ve düşey kısıt) uygulanarak mesnetler referans noktalarıyla modellenmiş, aktüatör çubuğu deplasmanları zamana bağlı olarak uygulayan bir katı nesne olarak modellenmiştir.

Toplamda beş farklı parça göz önünde bulundurulmuştur: i) HEM 340 kirişi "*dayanma kirişi*"; ii) IPE 220 kirişi; iii) aktüatör; iv) birleşimi HEM 340 kirişine bağlayan rijit parça ve v) FREEDAM birleşiminin tüm parçaları. M16 HV bulonları dışında tüm bulonlar tek bir bulon+bulon başı+somun parça olarak modellenmiş, deneysel testte gözlemlenen somun dişi sıyrılmasını daha doğru bir şekilde değerlendirebilmek için bulonun diş açılmamış bölümü ile bulon dişleri arasındaki geçiş Grimsno *ve ark*. [28] tarafından önerildiği gibi bulonun enkesit alanı azaltılarak modellenmiştir (**Error! Reference source not found.**).

Modelleme uygunluğuyla/varsayımlarıyla (ağ yapısı, temas etkileşimleri, ön yük, malzeme özellikleri vb.) ilgili olarak, FREEDAM sönümleyicileri modellerinde kullanılan yaklaşım burada da kullanılmıştır.



Şekil 5.14: FEM modelleri: Sınır koşulları



Şekil 5.15: M16 HV Bulon modellemesi

Sayısal simülasyonlar iki kısma ayrılmıştır: ilk olarak, deneysel testler simüle edilmiş (**Error! Reference source not found.**) ve daha sonra: i) eğilme yönü (negatif ve pozitif moment), ii) HV bulonlarda 2 somun kullanımı simüle edilerek bulon sünekliğinin etkisi ve iii) yükleme hızı gözönüne alınarak bir parametrik çalışma yapılmıştır.

Sayısal bulgulara dayanarak aşağıdaki sonuçlar çıkarılmıştır:

- Sayısal çalışma negatif ve pozitif eğilme momenti altındaki birleşim davranışının simetrik olmadığını göstermiştir (Error! Reference source not found.a). Kaymaya kadar olan bu asimetri negatif moment altındaki T-eleman açılması ile karşılaştırıldığında L-elemanlarda daha fazla açılma görülmesiyle ilişkilendirilmiştir [29]. Kaymadan sonra, asimetrik davranış üst ve alt L-elemanların farklı katkılarından kaynaklanır, bunun sebebinin de esas olarak her iki L-eleman gövdesiyle temas halinde olmayan, kesmedeki sürtünmeli sönümleyici bulonlarının nihai yük altında uğradığı deformasyon olduğu görülmektedir. Ancak, FE ile bu elemanlarda 2 somun kullanımı simüle edilerek T-elemanları bulonlarında gevrek somun diş sıyrılmasının önlenmesi yoluyla bu davranışın iyileştirilebileceği ortaya konmuştur (Error! Reference source not found.a).
- Birleşimin dinamik davranışıyla ilgili olarak, genel anlamda testlerin hızı (1.02 ve 1.14 arasında DFfriction), elastik dayanım (1.1 ve 1.15 arası DFMRd) ve nihai dayanım artışı (1.05 ve 1.12 arası DFMu) ile başlangıç sürtünme direncinde bir artış meydana geldiği gözlenmektedir. Bunun aksine, süneklik kapasitesi, önemli ölçüde olmasa da düşmektedir (1.0 ve 0.88 DFØu). Ayrıca, numunelerin başlangıç rijitlik değerinde önemli değişiklikler gözlemlenmemiştir (Error! Reference source not found.b).





Şekil 5.17: Parametrik FEM sonuçları

5.3.3 İç birleşimler üzerine çalışmalar

5.3.3.1 Test düzeneği tanımlaması

İç birleşimler üzerinde yapılan test kampanyası Simetrik Sürtünmeli Sönümleyiciler (SSS'ler-Şekil 5.18) ile donatılmış iki farklı kiriş-kolon birleşim numunesi üzerinde gerçekleştirilen bir statik monotonik test ve ağırlık düşürme deneylerinden oluşmuştur.



Şekil 5.18: Dijital görüntü korelasyonu ölçümlü darbe testi konfigürasyonu (numunenin yarısı)

Darbe testleri kolon başına değişken hızlarda çarpan bir kütle düşürme yoluyla yapılmıştır (**Error! Reference source not found.** ve **Error! Reference source not found.**). Yapılan testlerde iki parametre değiştirilmiştir: (1) darbede bulunan kütlenin düşme yüksekliği (darbe uygulanan kolon başından itibaren maksimum 4.1 metre olarak sabitlenmiş) ve (2) düşürülen kütle ağırlığı (M1=211 kg ve M2=460 kg – **Error! Reference source not found.**). Bu parametreler test sırasında hedeflenen darbe enerjisine göre sabitlenmiştir. Düşürülen kütle darbeye kadar ve geri tepme sırasında kütleye kılavuzluk eden boru şeklinde kılavuzlara bağlanmıştır (**Error! Reference source not found.**). Tüm numuneler Şekil 5.19'da bildirildiği gibi testin temel özelliklerinin açıklandığı bir alfanumerik etiketle işaretlenmiştir, burada kod (i) test tipini (Darbe Testi için DT veya Statik Test için ST), (ii) birleşim konfigürasyonunu (FREEDAM birleşimi için FR), (iii) test numarasını (01, 02, vb.), (iv) kullanılan kütle ağırlığın (M1 = 211kg veya M2=460 kg) ve (v) düşürme yüksekliğini (H250 düşürme yüksekliğinin 250mm olduğu anlamına gelir) gösterir.



Şekil 5.19: Test terim bilgisi

Tablo 5.5'te bildirildiği gibi toplam 6 darbe testi yapılmıştır. M1 kütlesi için düşme yükseklikleri 250 mm ile 4300 mm arasında değişirken, M2 kütlesi için yükseklikler 250 mm ile 3744 mm aralığındadır (numune yükü ve kütle düşünülerek uygulanabilir maksimum yükseklik). Bütün olarak, düşme hızları 2.04 m/s ile 8.45 m/s arasında değişmiştir. İki numune test edilmiş, 1 numaralı numuneye 5 kez darbe uygulanırken 2 numaralı numuneye uygulanabilir maksimum darbe enerjisi ile bir kez uygulanmıştır. Yapılan darbe testlerinin özeti Tablo 5.5'te verilmiş olup "1*" aynı numune üzerindeki sıralı bir darbe anlamına gelmektedir.

Ayrıca, kullanılan ekipman üzerinde kalibrasyon testleri ve kullanılan malzeme üzerinde çekme testleri yapılmıştır. Kalibrasyon testleri basit mesnetli kirişler üzerindeki ön darbe testlerinden oluşmuştur [30].

Darbe testi	Numune	M [kg]	h [m]	v [m/s]
ITFR01-M1-H250	1	211	0.25	2.04
ITFR02-M1-H4300	1	211	4.3	8.97
ITFR03-M2-H250	1*	460	0.25	1.98
ITFR04-M2-H2000	1*	460	2	6.09
ITFR05-M2-H2500	1*	460	2.5	6.93
ITFR06-M2-H3744	2	460	3.74	8.45

Tablo 5.5: Darbe testi etiketleri ve temel özellikleri



Şekil 5.20: Darbe test düzeneği: Kütle M1 (211kg) (b) ve M2 (460 kg) (c)

Testler sırasındaki tüm ölçümler Dijital Görüntüleme Korelasyonu (DIC) tekniği kullanılarak yapılmıştır (**Error! Reference source not found.**).

5.3.3.2 Deneysel testlerin sonuçları

Statik testlerle, deplasman ve dönme transdüserleri kullanılarak kuvvet - düşey deplasman ve moment-dönme eğrileri türetilmiş olup bu eğriler Şekil 5.21'de bildirilmiştir. Beklendiği gibi, numunede neredeyse kusursuz bir simetri davranışı gözlendiği belirtilebilir. Numunede beklenmeyen bir global düzlem dışı kararsızlık meydana geldiği için maksimum uygulanan kuvvete ulaşılmıştır; darbe testi sırasında bu durumundan kaçınmak için test edilen numunelerin yanal destekleri darbe testleri için sağlamlaştırılmıştır.

Bu eğriler daha sonra parametrik çalışmaları gerçekleştirmek amacıyla kullanılan sayısal yaklaşımın geçerliliğini sınamak için referans sonuçlar olarak kullanılmıştır.



Şekil 5.21: Statik testle elde edilen kuvvet - düşey deplasman ve moment - dönme eğrileri

1 numaralı numune üzerinde M1 kütlesi ile iki darbe testi yapılmıştır: ITFR01-M1-H250 ve ITFR02-M1-H4300 testleri (Tablo 5.5:). Birinci testte, elastik bölgede kalabilmek için (örn.

birleşimin herhangi bir bileşeninde plastik deformasyon olmamalıdır) 2500 mm'lik küçük bir düşme yüksekliği uygulanırken, test edilen numunede plastikliği aktifleştirmek için 4300 mm'lik bir düşme yüksekliğiyle ikinci test uygulanmıştır.

M2 kütlesi ile dört darbe testi yapılmıştır: üç tanesi (ITFR03, ITFR04 ve ITFR05) 1 numaralı numune üzerinde, örn. esas olarak test düzeneğini yeni M2 kütlesiyle kalibre etmek amacıyla daha önce M1 kütlesi ile test edilen numune üzerinde ardışık darbeler; sonuncusu (ITFR06) 2 numaralı numune üzerinde enerji ve hız açısından sistemin maksimum kapasitesi ile yapılmıştır.

Ana birleşim bileşenlerine ait çeşitli noktalar darbe sırasında kameralarla kaydedilmiştir. Bazı örnekler, 10 C Noktasındaki düşey deplasman - zaman eğrilerinin farklı testler için verildiği Şekil 5.22'de bildirilmiştir (bkz. Şekil **Error! Reference source not found.**). Şekillerde, kaydedilen tüm noktalar için deplasman gelişimi bakımından benzer bir eğilim bildirilmektedir.



Şekil 5.22: Darbe testi sonuçları – 10C noktası deplasmanı - zaman ölçümleri örnekleri

ITFR01-M1-H250 ve ITFR03-M2-H250 testlerinde her şey elastik kalmakta ve numune testlerden sonra herhangi bir kalıcı deformasyon göstermemektedir. ITFR02-M1-H4300 testi, test sonunda 46.2 mm'lik bir kalıcı deformasyon göstermiştir ancak birleşim bileşenlerindeki buna bağlı plastiklik seviyesi hala sınırlıdır. Esasen, M1 kütlesi ile uygulanan darbe ile ilişkilendirilen enerji, bağlantı bileşenlerinde plastikliği aktive etmek için yeterli olmamıştır; ancak sürtünme cihazı yaklaşık 20 mm'lik bir kayma göstermiş olup bu da yukarıda bahsedilen kalıcı deformasyona neden olmuştur. 65 mm oluklu deliklerin toplam boyutu ve bulonların oluk merkezine yerleştirildiği düşünülürse, bulonlar deliklerin hareket aralığının limitine ulaşmıştır. Mevcut maksimum enerji ve hız ile yapılan test (ITFR06) 24 mm'lik bir SSS kayması ve 88.5 mm'lik kalıcı deformasyon göstermiştir (**Error! Reference source not found.**).

Uygulanan tüm testlerde, darbe için hesaplanan teorik hızlar ($v_{\text{theo,imp}}$ – bkz. Denklem (5.1) veri toplama sistemi ($v_{\text{act,imp}}$) ile tespit edilenden biraz daha farklıdır. Aslında, gerçek hızlar genelde teorik olanlardan daha düşüktür ve bu yüzden enerjiler için de aynı durum gözlemlenir ($E_{\text{act,imp}}$ gerçek Enerji ve $E_{\text{theo,imp}}$ teorik enerjidir – bkz. Denklem (5.2).

$$v_{theo,imp} = \sqrt{2gh} < v_{act,imp} \tag{5.1}$$

$$E_{theo,imp} = \frac{1}{2}mv_{theo,imp}^2 < E_{act,imp}$$
(5.2)

Burada *g* yerçekimi ivmesi, *m* düşürülen kütlenin ağırlığı ve *h* düşürme yüksekliğini ifade eder. Tablo 5.6'da gerçek ve teorik değerler bildirilmekte olup düşme yüksekliği azaldıkça saçılmanın fazla olduğu görülmektedir. Gözlemlenen fark, temel olarak düşürülen kütle ile kılavuzluk eden sistem arasında gelişen sürtünmenin teorik hesaplamada dikkate alınmaması ile ilişkilendirilmektedir. Ancak, tüm testlerde, gerçek hız ve reel hız arasındaki oranlar yaklaşık 1'e eşittir, bu da sürtünmenin reel hızlar üzerindeki etkisinin göz ardı edilebilir olduğunu gösterir. Aynı tabloda, 10 C noktasında birleşimin maksimum (δ_{max}) ve kalıcı (δ_{perm}) düşey deplasman değerleri de bildirilmiştir. Sıralı darbe için (ITFR03, ITFR04 ve ITFR05), kalıcı deplasman bir önceki teste karşılık gelmektedir, *i*'nci maksimum deplasman ($\delta_{max,i}$) tüm önceki darbelerin kalıcı deplasmanlarının toplamıdır. Düşme yüksekliğindeki bir artışın kalıcı deformasyon büyüklüklerinde artışa neden olduğu açıktır.

Darbe hızı geri sekme hızına, yani darbe aygıtının gövdeyi terk ettiği hıza yakınsa, darbe elastik kabul edilir. Gerçekte, bir darbe hiçbir zaman tamamen elastik olmaz, enerjinin bir kısmı darbe uygulanan gövdeyi deforme etmek için harcanır. Darbenin doğası, Tablo 5.6'da verildiği gibi, bu hızların Geri Sıçrama Katsayısı "*GSK*" (bkz. Denklem **Error! Reference source not found.**) olarak adlandırılan oranı ile karakterize edilir. Bu GSK(COR) değerinin 1'e yakın olması numune yanıtının esas olarak elastik olduğu anlamına gelir.

$$COR = \frac{v_{reb}}{v_{theo,imp}} \le 1$$
(1.4)

Yapılan testler için COR katsayısı ITFR03 için 0.58 ile ITFR02 için 0.16 arasında değişmektedir. İkinci değer, artan darbe enerjisinin (kütle ağırlığı ve/veya yüksekliği) plastik deformasyonların aktivasyonu yoluyla daha fazla enerji tüketimine neden olduğunu, dolayısıyla darbenin son derece elastik olmayan bir hale geldiğini gösterir.

Darbe testi	h [mm]	V _{theo,imp} [m/s]	V _{act,imp} [m/s]	V _{reb} [m/s]	Vact,imp / Vtheo,imp	E _{theo,imp} [J]	E _{act,imp} [J]	COR	δ _{max} [mm]	δ _{perm} [mm]
				M1=	=211 kg					
ITFR01-	250	2.21	2.04	1.06	0.92	517.5	439.0	0.51	6.16	NA
ITFR02-	4300	9.18	8.97	1.49	0.98	8900.6	8488.6	0.16	56.5	46.2
M1-H4300										
				M2=	=460 kg					
ITFR03-	250	2.21	1.98	1.16	0.89	1128.2	901.7	0.58	10.2	NA
ITFR04-	2000	6.26	6.09	1.20	0.97	9025.2	8530.3	0.19	49.3	34.8
M2-H2000										
ITFR05-M2- H2500	2500	7.00	6.93	1.13	0.99	11281.5	11045.7	0.17	53.6	31.1
ITFR06- M2-H3744	3744	8.57	8.45	1.46	0.98	16895.2	16422.6	0.17	102.6	88.5

Tablo 5.6: Darbe Testlerinin sonuçları

Darbe testlerinin sonunda, L-elemanda ve T-elemanda önemli bir plastiklik seviyesine ulaşıldığı tespit edilmiştir; ayrıca sürtünme cihazında kaymanın ve yastık kaplama malzemesinin aşındığı da görünür olmuştur.

Laboratuvar tesislerinin kısıtlılığından dolayı, testler sırasında darbe kuvveti doğrudan kaydedilmemiştir. Bu yüzden, impulse-momentum teoremi ve bir grafik yaklaşımdan faydalanılmıştır ([14] & [30]).

Error! Reference source not found. maksimum darbe kuvveti hesaplamasına yönelik iki metodolojinin özetini verir. İki metodoloji, kuvvetin kabaca bir tahmini hesaplaması olsa da, DIF'in deneysel değerleri darbelenmiş birleşim için, DIF sadece fiziksel bir anlama sahip olduğu elastik olmayan darbeler için hesaplanmıştır (**Error! Reference source not found.**'de bildirilmiştir). Ayrıca, ITFR04 ve ITFR05 kümülatif darbe testleri için, önceki testlerde zaten kayma meydana gelmiştir, dolayısıyla grafik yöntemi için maksimum deplasman ve kalıcı deformasyon kullanılamadığından tabloda bildirilmemiştir.

Ancak, ITFR06 testi için hesaplanan DIF katsayısının bu yöntemle doğru elde edilemeyebileceğinin altı çizilmelidir. Aslında, yapılan statik test sırasında Yanal Burulmalı Burkulma (LTB) meydana gelmiştir.

Bu yüzden, bir sonraki bölümde sunulan ve deneysel sonuçlarla karşılaştırma yoluyla geçerliliği doğrulanan bir FEM modeli ilk olarak kuvvetlerin tahmin edilen değerlerini kontrol etmek ve ikinci olarak da deneysel test kampanyasında uygulanan parametrik analizleri genişletmek için kullanılmıştır.

Test	δ _{max} [mm]	δ _{perm} [mm]	v _{actsimp} [m/s]	V _{reb} [m/s]	t _{pulse} [s]	F _{ST} [kN]	F _{GR} [kN]	<i>F_{IT}</i> [kN]	DIF _{GR}	DIF _{IT}
Kütle M1										
ITFR02 M1	56.5	46.2	8.97	1.49	0.018	118.5	123.1	122.6	1.039	1.03
Kütle M2										
ITFR06 M2	102.6	88.5	8.45	1.46	0.027	158.7	164.6	168.8	1.037	1.06

Tablo 5.7: DIF hesaplaması

Burada M düşürülen kütle; $v_{act,imp}$ ölçülen hız; $v_{reb \ birinci \ sekmenin \ \"lcülen \ hız}$; t_{pulse} darbe genişliği impalsı, F_{ST} eşdeğer statik kuvvet, F_{GR} grafik yöntemiyle hesaplanan darbe kuvveti ve F_{TT} impulse teoremiyle değerlendirilen maksimum darbe kuvvetidir.

5.3.3.3 Test sonuçlarının simülasyonu

Modelleme varsayımları

[31]de bildirildiği gibi ABAQUS/CAE'de bir örtük (implicit) dinamik çözücü kullanılarak statik testin ön FE modeli geliştirilmiştir. Ancak, model malzemelerdeki hasarı kapsamamıştır ve örtük dinamik analizler darbe testlerinde de kullanılabilse de bu yöntem fazla zaman almaktadır. Bu yüzden, yapılacak parametrik çalışmalarda özellikle üzerinde durulan yazılımın çalışma süresini optimize etme açısından ve yakınsama problemlerinden kaçınmak amacıyla, bir belirtik zaman entegrasyonu kullanılarak FREEDAM birleşimi üzerinde darbe simülasyonları uygulanmıştır. Belirtik çözüm yöntemleri (Explicit) eylemsizliğin önemli bir rol oynadığı yüksek-hızlı problemler için geliştirilmiştir [21]. Tutarlılık sağlamak adına, belirtik çözücü, numunenin statik analizini kapsayacak şekilde genişletilmiş ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır.

Belirtik çözücüde bir FE modellemesi oluşturmak için başvurulan yaklaşım burada özetlenmiştir. Sistemin simetrisinden faydalanarak, kısa bir kolon (bir HEB 200'ün yarısı) SHJ

kullanılarak kirişe bağlanmıştır. Kiriş uç noktasında, laboratuvar sınır koşullarına mümkün olduğunca yakın şekilde yeniden üretmeye çalışarak bir kayıcı eleman yerleştirilmiş ve kolonun yarısı düşey bir düzlem simetrisi oluşturacak şekilde modellenmiştir (**Error! Reference source not found.**). İki kiriş kesiti, deneysel düzeneğe yerleştirilen kısıtları yeniden üretmek için yanal ötelenme ve burulma önlenecek şekilde kısıtlanmıştır.



Şekil 5.23: FEM detayı ve enerji karşılaştırması

Darbe, izotropik eylemsizliğe sahip bir 3D ayrık rijit cisim yoluyla uygulanmış ve rijit elemanlar kullanılarak ağ yapısı oluşturulmuştur. Berkitme levhaları kirişe ve kolona "Tie constraint" adı verilen kısıtlayıcılar ile bağlanmıştır. Tüm elemanlara, normal yönde bir "sert temas" tanımı ve 0.3 sürtünme katsayılı teğetsel davranışı olan genel bir temas uygulanmıştır. Sürtünme yastıkları ile oluklu guse başlığı arasındaki temas, spesifik teğetsel sürtünme ve klasik Coulomb sürtünme modelini izleyen bir normal davranışa sahip yüzeyden-yüzeye temas olarak tanımlanmıştır. Darbe aygıtı doğrudan test edilen numuneyle temas edecek şekilde yerleştirilmiş, gerçek testlerin başlangıç hızlarının değerleri kütleye atanmıştır (Tablo 5.6'da verilen *v_{act,imp}*). En uygun olarak, seçilen C3D8 isimli tam entegrasyonlu üç boyutlu sonlu eleman kullanılmıştır.

Sonuçların doğruluğu ve analiz süresinin optimizasyonunu sağlama adına ağ yapısı hassasiyet çalışması yapılmıştır. Genel olarak, talep edilen çıktı parametrelerine bağlı olarak, 33737 elemandan oluşan bir ağ yapısının her bir simülasyonu 20 ila 48 saat arasında sürmektedir. Ayrıca, iki farklı analiz yapılmıştır: birinci analizde, bulonlara ön yükleme yapılmış ve daha sonra ikinci bir dinamik analiz gerçekleştirilmiş ve ön yüklemeden kaynaklanan deformasyon durumu ikinci analizin başında bir başlangıç koşulu olarak kaydedilmiştir (ön tanımlı bir alan olarak). Bulonlar nominal çap kullanılarak ve malzeme nominal gerilmesi ölçeklendirilerek [32–36]de açıklandığı gibi modellenmiştir. "Bolt Force" (bulon kuvveti) seçeneği kullanılarak bulon gövdesinin orta kesitine bulon ön yükü uygulanmıştır. [30,37]de verilen prosedürü izleyerek, sadece kütle orantı katsayısının (a=11) yaklaşık %2'lik bir sönüm oranı ile kalibre edildiği klasik Rayleigh teorisi ile sönüm modellenmiştir.

ABAQUS'da uygulanan malzeme modelleri kupon çekme testlerinden elde edilmiştir. Mühendislik eğrileri ABAQUS'da 210 GPa Young modülü ve 0.3 Poisson oranı ile gerçek gerilme gerçek gerinim eğrileri olarak uygulanmıştır. [38]de Pavlović tarafından verilen prosedürü izleyerek sünek hasar malzemesi uygulanmıştır. Hasar, sadece yüksek plastiklik beklenen parçalara uygulanmıştır: T-eleman, L-elemanlar ve bulonlar. Hasar gelişimi, bir ters yaklaşım kullanılarak ve Abaqus'taki [14,30] kupon çekme testlerinin modellenmesi yoluyla parametreleri kalibre ederek deneysel testlerden çıkarılabilir. Bulon modellemesi [36]da açıklanan bir eşdeğer bulon gövdesi ile yapılan basitleştirilmiş modeli izleyerek uygulanır. Bulonlar üzerinde herhangi bir kupon testi yapılmadığı için, [32]de bildirilen testlere referans verilmiştir. Dinamik yüklemeler için, modelde gerinim hızının uygulanması gerekir. [30]da elde edilen sonuçlardan yola çıkılırsa, FEM modellemesinde gerinim hızını açıklamanın en iyi yolu Johnson-Cook formülasyonunun kullanılmasıdır. Burada ikincisi kullanılmıştır.

<u>Temel sonuçlar</u>

Statik test, kolona deplasman uygulanarak ve mesnetteki reaksiyonlar çıkartılarak (simetri düşünülerek) simüle edilmiştir. YBB(Yanal Burulmalı Burkulma) engellendiğinde görülen numune davranışı dayanımda artışa ve süneklikte azalmaya neden olur. Ayrıca, malzeme hasarları dikkate alınarak, bulon göçmesi model tarafından tespit edilebilir ancak sünekliğin olduğundan fazla değerlendirildiği [31,39]de verilen sayısal simülasyonda bu durum geçerli değildir. Hasarı modele dahil ederek ve YBB meydana gelmesini engellemek için düzlem dışı kısıtlar kullanarak, dinamik simülasyon testte elde edilen maksimum dayanımın iyi bir şekilde tahmin edilmesini sağlamaktadır. Göçme, alt L-elemanın bulonunda birleşik çekme ve kesme modunda gerçekleşmiştir.



Şekil 5.24: Statik testin örtük ve belirtik simülasyonu arasında karşılaştırma

Bu model numunenin darbe altındaki davranışını simüle etmek için kullanılmıştır. Şekil 5.25'te sunulan karşılaştırmalarda gösterildiği gibi, geliştirilen model darbe sırasında ve sonrasında birleşimin davranışını iyi bir uyum içerisinde yakalayabilmektedir.



Şekil 5.25: Deneysel testler ve FE modellemesi

Error! Reference source not found.'de deneysel sonuçlar ve FEM analizleri arasındaki karşılaştırma tahmindeki göreli hatalarla birlikte maksimum ve kalıcı deplasman (δ_{max} ve δ_{perm}) açısından bildirilmektedir. Genel olarak, FEM ile ITFR01 testi için yaklaşık %9 maksimum hata oranı ile iki değerin de iyi bir doğruluk seviyesinde tahmin edildiği görülmektedir.

Darbe testi	$\delta_{max,Exp}$ [mm]	$\delta_{\it perm,Exp}$ [mm]	$\delta_{max,FEM}$ [mm]	$\delta_{{\it perm},FEM}$ [mm]	% _{err,ðmax} [-]	% _{err,ðper} [-]
ITFR01-M1-H250	6.16	-	5.6	-	9.09%	-
ITFR02-M1-H4300	56.7	46.2	55.1	43.9	2.82%	4.98%
ITFR06-M2-H3744	102.6	88.5	102.8	87.8	0.19%	0.79%

Tablo 5.8: FEM deneysel karşılaştırması

Deneysel testler sırasında darbeyle ilişkili kuvvetleri kaydetmek mümkün olmadığı için, bu şekilde geçerliliği sınanmış FEM modeli, mesnet reaksiyonlarını toplayarak kuvveti tahmin etmek için faydalı bir araçtır. FEM modellemesinden DIF'ın hesaplanması için, deneysel test (F_{ST}) yerine FEM'den elde edilen statik dayanım (F_{ST,FEM}) kullanılmıştır, statik deneysel testte yanal burulmalı burkulma önlenmezken darbe testleri ve sayısal simülasyonlarda önlenmiştir. **Error! Reference source not found.**'da farklı yöntemlerle hesaplanan DIF'lar arasındaki karşılaştırma verilmektedir. Karşılaştırmaya göre, impals teoreminde DIF değerlerinin daha düşük tahmin edildiği görülmektedir.

Tablo 5.9: Darbe testi hesaplaması ve DIF

	δ		б ЕЕМ	Fer	$F_{ST,}$	$F_{DYN,}$	E_{Diss}	DIF	DIF _G	DIF _{IT}
Test	0 max,EX [mm]	Operm,EX [mm]	Omax,FEM [mm]	I'SI [kN]	FEM	FEM	[kNm	DII FEM [_]	R	[-]
	լուույ	լուույ	Luuni	[[,,,,]]	[kN]	[kN]	<i>m</i>]	[-]	[-]	
ITFR02	56.5	46.2	55.1	118.5	124.9.18	136.8	4774.2	1.09	1.04	1.03
ITFR06	102.6	88.5	102.8	159.7	153.2	179.2	11234	1.14	1.04	1.06

* burada $\delta_{max,EX}$ deneysel testlerdeki maksimum deplasman; $\delta_{perm,EX}$ deneysel testlerdeki kalıcı deformasyon; $\delta_{max,FEM}$ FEM'deki maksimum deplasman; F_{ST} eşdeğer statik kuvvet; $F_{ST,FEM}$ FEM ile hesaplanan statik kuvvet; $F_{DYN,FEM}$ darbeyle ilişkilendirilen kuvvet; E_{Diss} tüketilen enerjidir.

Geçerliliği sınanmış FE modelinin yardımıyla, darbe altında deneysel test kampanyası ile elde edilen sonuçların kapsamını genişletmek için parametrik analizler yapılmıştır. Genel olarak, birleşim davranışını etkileyen ene önemli parametre darbe enerjisidir fakat farklı darbe kütleleri veya hızlar kullanıldığında farklı birleşim davranışları gözlemlenebilir. Özellikle belirtmek gerekirse, parametrik çalışmadan, birleşimin davranışını sınıflandırmak için en iyi parametre olan enerji tüketim kapasitesi, Enerji tüketim hızı R_e [40] olarak adlandırılan bir parametre kullanılarak belirlenmektedir. Toplam 25 simülasyon için üç grup parametrik analiz yapılmıştır:

- Birinci grup (Grup 1) darbe hızının kütle ağırlıkları (M1=0.106t, M2=0.23t ve M3=0.3t) ile etkisini araştırmaktadır.
- Grup 2'de hız sabit tutularak (V5=6.26 m/s) kütle ağırlığı değişiminin birleşim davranışı üzerindeki etkisi araştırılmaktadır.

• Son grupta (Grup 3) darbe enerjisi sabit tutularak (E11=8.83E+03 J) eş zamanlı kütle ve hız değişiminin etkisi araştırılmaktadır.

Yapılan parametrik çalışmanın temel sonuçları şu şekilde özetlenebilir:

- V veya M'deki artış RE değerini arttırır, fakat incelenen hız aralığında bulonda kırılma gerçekleşmesinden dolayı kısıtlı olsa da, darbe enerjisi sabitken, birleşimler gerinim hızı etkilerinden dolayı daha yüksek kütlelere kıyasla daha yüksek hızlara daha iyi direnç göstermektedir. Düşey deplasmanın, hıza kıyasla düşürülen ağırlığa karşı daha hassas olduğu görülmektedir;
- Birleşim bileşenlerinde farklı bir hız dağılımına katkıda bulunan birçok faktör (hız, kütle ve darbe enerjisi) olduğu için birleşimin DIF ve dönme hızı değeri arasında net bir korelasyon yoktur;
- Birleşimin genel DIF değeri, numunede görülen ölçülmüş maksimum gerinim hızıyla net bir korelasyon göstermemektedir.

5.4 TASARIM KURALLARI İÇİN YENİ BİLGİLERİN ÖZETİ

Yapılan çalışmaların genel bir sonucu olarak, FREEDAM birleşimi ve onun sürtünmeli sönümleyicilerinin dinamik yükleme ve özellikle darbe durumunda iyi ve sünek bir davranış gösterdiği ortaya konmuştur. Sürtünmeli sönümleyicinin aktivasyonu ve bununla bağlantılı ciddi deplasmanlar yoluyla önemli bir enerji tüketimi meydana gelebilir.

Dinamik etkiler birleşimin genel davranışını etkilemektedir. Daha özel belirtmek gerekirse, (i) sürtünme yastığı seviyesinde sürtünme katsayısında meydana gelen bir artış ve (ii) süneklik hafif etkilenirken birleşim bileşenleri seviyesinde gerinim hızı etkilerinin gelişmesinden dolayı daha yüksek dayanımlara ulaşılabildiği gösterilmiştir.

Bu olumlu etkiden faydalanmak için, göçme sırasında sünek bileşenlerin aktivasyonunu sağlamak ve böylece özellikle kesme ve/veya çekme durumunda bulonların kırılması olmak üzere gevrek göçmeleri önlemek gerekmektedir.

Gerinim hızlarının etkisi düşünülerek FREEDAM birleşiminin tasarımı, statik tasarım kuralları dikkate alınarak ve gerinim hızlarının etkisi de eklenerek değerlendirilebilir. Birleşim davranışlarında gerinim hızlarını değerlendirmenin bazı farklı yolları vardır. Basitleştirilmiş bir yolla, statik direnç 1.0 ile 1.2 aralığında değişen bir *DIF* katsayısı ile ve statik sürtünme direnci (kayma direnci) 1.1 ile çarpılarak genel dinamik davranış elde edilebilir. Bir başka seçenek de gerinim hızlarının etkisini birleşimin her bir bileşenine ayrı ayrı aktarmak ve daha sonra da tasarım kurallarını uygulamaktır. Bu etkilerin aktarılması Şekil 5.8'de bildirilen eğilim çizgilerinin uygulanması yoluyla yapılabilir ve bileşenlerin dayanımı ve sünekliği için uygulanabilir. Bu şekilde, oluşan gerinim hızlarına bağlı olarak bu bileşimlerin farklı yükleme hızları için genel ve lokal davranışını analitik açıdan değerlendirmek mümkündür [22,25].

Daha ileri seviyede araştırmalar için, yapılan çalışmalarda FREEDAM birleşimleri davranışının FEM yoluyla nasıl uygun şekilde simüle edileceğine dair tavsiyeler verilmiştir. Daha özel belirtmek gerekirse:

- Gerinim hızı etkilerini hesaba katmak için Johnson-Cook davranış yasasının kullanılmasının geçerliliği sınanmıştır ve yasayı karakterize eden parametreler için tavsiye edilen değerler [30]'de verilmiştir;
- Bulon ön yüklemesini uygun şekilde simüle etme yöntemleri önerilmiş ve geçerliliği sınanmıştır;
- [38]de Pavlović tarafından verilen malzeme hasarlarını simüle etme prosedürü uygulanmış ve geçerliliği sınanmıştır özellikle [14]de bu prosedürde kullanılacak parametreler için değerler önerilmektedir.

5.5 KAYNAKÇA

- G. Culache, M.P. Byfield, N.S. Ferguson, A. Tyas, Robustness of Beam-to-Column End-Plate Moment Connections with Stainless Steel Bolts Subjected to High Rates of Loading, J. Struct. Eng. 143 (2017).
- [2] J.B. Davison, Investigation the Robustness of Steel Beam-to-column connections, in: 10th Int. Conf. Steel, Sp. Compos. Struct., North Cyprus, May, 2011.
- [3] E.L. Grimsmo, A.H. Clausen, M. Langseth, A. Aalberg, An experimental study of static and dynamic behaviour of bolted end-plate joints of steel, Int. J. Impact Eng. 85 (2015) 132–145.
- [4] P. Barata, A. Santiago, J.P. C. Rodrigues, C. Rigueiro, Experimental behaviour of beamto-column steel joints subjected to impact loading, in: Eighth Int. Conf. Adv. Steel Struct., Lisbon, July, 2015.
- [5] E. Saraiva, Variação das propriedades mecânicas do aço relacionadas com problemas de impacto em estruturas., University of Coimbra, 2012.
- [6] K. Vedantam, D. Bajaj, N.S. Brar, S. Hill, Johnson Cook strength models for mild and DP 590 steels, AIP Conf. Proc. 845 I (2006) 775–778.
- [7] J. Ribeiro, A. Santiago, C. Rigueiro, L. Simões da Silva, Analytical model for the response of T-stub joint component under impact loading, J. Constr. Steel Res. 106 (2015) 23–34.
- [8] H. Fransplass, M. Langseth, O.S. Hopperstad, Tensile behaviour of threaded steel fasteners at elevated rates of strain, Int. J. Mech. Sci. 53 (2011) 946–57.
- [9] G. Johnson, W. Cook, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, in: Proc. 7th Int. Symp. Ballist., The Hague, The Netherlands, 1983: pp. 541–7.
- [10] J. Malvar, J. Crawford, Dynamic increase factors for steel reinforcing bars, in: Twenty-Eighth DDESB Semin., Orlando, n.d. https://doi.org/10.1061/(ASCE)CF.1943-5509.0000971.
- [11] T. McAllister, World Trade Center building performance study: data collection, preliminary observations and recommendations., Federal Emergency Management Agency, Federal Insurance and Mitigation Administration, 2002.
- [12] Arup, Review of international research on structural robustness and disproportionate collapse, Department for Communities and Local Government, 2011.
- [13] FREEDAM, FREE from DAMage Steel Connections, Final Report, 2019.
- [14] M. D'Antimo, Impact characterization of innovative seismically designed connections for robustness application, 2020.
- [15] A.F. Santos, Behaviour of friction joints under impact loads, University of Coimbra, PhD

thesis, 2019.

- [16] Eurocode 3, Design of steel structures. Part 1.8: Design of joints, Brussels, Belgium, 2010.
- [17] P. Barata, A. Santiago, J.P.C. Rodrigues, C. Rigueiro, Development of an experimental system to apply high rates of loading, Int. J. Struct. Integr. 7 (2016) 291–304.
- [18] W.-S. Lee, C.-F. Lin, Impact properties and microstructure evolution of 304L stainless steel, Mater. Sci. Eng. A. 308 (2001) 124–135.
- [19] W.E. Luecke, J.D. McColskey, C.N. McCowan, S.W. Banovic, R.J. Fields, T. Foecke, T.A. Siewert, F.W. Gayle, Mechanical Properties of Structural Steels, Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster, NIST NCSTAR 1-3D;, 2005.
- [20] J. Ribeiro, A. Santiago, C. Rigueiro, L.S. Da Silva, Analytical model for the response of T-stub joint component under impact loading, J. Constr. Steel Res. 106 (2015) 23–34.
- [21] Abaqus, Abaqus Theory Manual, 2011.
- [22] A.F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, Analytical assessment of the friction dampers behaviour under different loading rates, J. Constr. Steel Res. 158 (2019) 443– 459. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.04.005.
- [23] A.F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, Analytical assessment of the friction dampers behaviour under different loading rates, J. Constr. Steel Res. 158 (2019) 443– 459.
- [24] Np En 1993-1-8, Norma Portuguesa Eurocódigo 3 Projeto de estruturas de aço, Inst. Port. Da Qual. (2010) 146.
- [25] A.F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, L. Simões da Silva, Response of friction joints under different velocity rates, J. Constr. Steel Res. 168 (2020). https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106004.
- [26] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable gr10. 9 bolt assemblies, J. Constr. Steel Res. 124 (2016) 77–90.
- [27] E. Munoz Garcia, J.. Davidson, A. Tyas, Analysis of the response of structural bolts subjected to rapid rates of loading, in: 4th Eur. Conf. Steel Compos. Struct. -EUROSTEEL, Mastricht, The Netherlands, 2005.
- [28] E.L. Grimsmo, A.H. Clausen, A. Aalberg, M. Langseth, A numerical study of beam-tocolumn joints subjected to impact, Eng. Struct. 120 (2016) 103–115.
- [29] M. Latour, M. D'Aniello, M. Zimbru, G. Rizzano, V. Piluso, R. Landolfo, Removable friction dampers for low-damage steel beam-to-column joints, Soil Dyn. Earthq. Eng. 115 (2018) 66–81.
- [30] M. D'Antimo, M. Latour, J.-F. Rizzano, Gianvittorio Demonceau, Experimental and numerical assessment of steel beams under impact loadings, J. Constr. Steel Res. 158 (2019) 230–247. https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0002288.
- [31] M. D'Antimo, M. Zimbru, M. D'Aniello, J.-F. Demonceau, J.-P. Jaspart, R. Landolfo, Preliminary finite element analyses on seismic resistant FREE from DAMage beam to column joints under impact loading, 2018. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.763.592.
- [32] M.D. Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable gr10. 9 bolt assemblies, J. Constr. Steel Res. 124 (2016) 77–90. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.05.017.
- [33] M. D'Aniello, R. Tartaglia, S. Costanzo, R. Landolfo, Seismic design of extended stiffened end-plate joints in the framework of Eurocodes, J. Constr. Steel Res. 128 (2017) 512–527. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.09.017.

- [34] M.D. Aniello, M. Zimbru, M. Latour, A. Francavilla, Development and validation of design criteria for free from damage steel joints, 1 (2017). https://doi.org/10.1002/cepa.57.
- [35] M. D'Aniello, M. Zimbru, R. Landolfo, M. Latour, G. Rizzano, V. Piluso, Finite element analyses on free from damage seismic resisting beam-to-column joints, in: COMPDYN 2017 - Proc. 6th Int. Conf. Comput. Methods Struct. Dyn. Earthq. Eng., 2017: pp. 802– 814. https://doi.org/10.7712/120117.5458.17524.
- [36] M.D. Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts, Steel Compos. Struct. 6 (2017) 643–658.
- [37] M. D'Antimo, M. Latour, J. Jaspart, J. Demonceau, Numerical and experimental investigation of simply supported steel beams under drop-weight impact tests, Ce/Papers. 3 (2019) 803–809. https://doi.org/10.1002/cepa.1137.
- [38] M.S. Pavlovic, Resistance of Bolted Shear Connectors in prefabricated steel-concrete composite decks, (2013) 1–10.
- [39] M. D'Antimo, M. Latour, G. Rizzano, J.-F. Demonceau, J.-P. Jaspart, Preliminary Study on beam-to-column joints under impact loading, Open Constr. Build. Technol. J. (2017).
- [40] H. Wang, B. Yang, X.H. Zhou, S.B. Kang, Numerical analyses on steel beams with finplate connections subjected to impact loads, J. Constr. Steel Res. (2016). https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.05.016.

BÖLÜM 6

DİNAMİK BENZERİ TESTLERİN SİMÜLASYONU

6.1 GİRİŞ

Önceki bölümlerde FREEDAM birleşimlerinin davranışları alt-sistemler ve sürtünmeli sönümleyicilerin deneysel ve sayısal davranışı dikkate alınarak açıklanmıştır. Bu bölümde, sürtünme birleşimleri olan gerçek-ölçekli binaların davranış değerlendirmesiyle ilgili deneysel verilerin eksikliği düşünülerek, FREEDAM projesi sırasında geliştirilen tam ölçekli yapılar üzerinde yapılan testlerin sonuçları sunulmaktadır. Tarihsel olarak, tam ölçekli çelik yapıların deprem yükü koşulları altındaki deneysel davranışına adanmış çok az sayıda çalışma yapılmıştır. Bu da, genelde doğrusal olmayan zaman tanım alanı (time-history) analizleri için benimsenmiş modelleme yaklaşımlarının geçerlilik aralığında bazı belirsizlikler bırakmaktadır. Sayısal modeller yaygın olarak benimsenmektedir, ancak uzman mühendisler genelde modellerin uygulama aralığı ile ilgili kısıtlamalardan haberdar değildir. Bunun nedeni, analitik yaklaşımların geçerlilik sınaması için kullanılacak tam ölçekli deneysel verilerin bulunma imkanının kısıtlı olmasıdır. Bu şekilde bir veri eksikliği; sınırlı kaynaklar, tam-ölçekli test ekipmanlarının bulunma imkanı ve yapıların tam ölçekli numuneleri üzerinden test kampanyaları yürütmek için ciddi gayretler gerekmesinden kaynaklanan uygulamaya ilişkin kısıtlamalardan doğmaktadır.

Bu çerçeve dahilinde ve bu bölümde FREEDAM birleşimleri ve ZKK birleşimleri olan tamölçekli yapıların dinamik davranışına ilişkin değerlendirmeler sunulmuştur. Bu kapsamda, Salerno Üniversitesi STRENGTH Laboratuvarında binalar üzerinde pseudo-dinamik testler gerçekleştirilmiştir. Açıklığa kavuşturmak adına, bu şekilde bir test faaliyetinin hepsinde Eurocode 8'in, Süneklik Sınıfı Yüksek (SSY): ZKK (Zayıflatılmış Kiriş Kesiti) birleşimleri, düşük hasar birleşimleri (FREEDAM tipi), Uzatılmış Alın Levhalı (UAL) birleşimleri, Çift-Yarıklı T (ÇYT) ve Çift-Yarıklı X-şeklinde T (ÇYT-X) birleşimleri için gerekli kıldığı minimumdan daha yüksek bir dönme kapasitesi sunmak için tasarlanmış olan, beş farklı birleşim tipolojisinin incelenmesiyle ilgili daha geniş bir deneysel programın bir parçası olduğunun altını çizmekte fayda vardır. Şu anda, planlanan test faaliyetinde birinci kampanyada ZKK birleşimleri ve ikincisinde FREEDAM birleşimleri ile donatılmış tam-ölçekli, iki katlı bir çelik binada iki farklı deneysel kampanyanın yürütülmesi ele alınmıştır. Bu bölümde bildirilen bu pseudodinamik testlerin temel sonuçları, kiriş-kolon birleşimini tasarlamak için yaygın olarak benimsenen geleneksel stratejilerle karşılaştırıldığında düşük hasarlı birleşimlerin sağladığı faydaları göstermektedir.

6.2 MODEL BİNA

Model bina, istenmeyen arizi burulma dönmelerini önlemek için enine doğrultuda desteklenmiş iki adet boyuna MAÇ'den oluşan tek açıklıklı-iki katlı bir çelik yapıdır. Boyuna açıklık 4 m, enine açıklık 2 m ve katlar arası yükseklik 2.40 m'ye eşittir. Çalışmanın amacı ZKK ve

FREEDAM birleşimlerin gerçek-ölçekli bir binaya ait olduğunda gösterdiği davranışların değerlendirilmesini de kapsadığından, model bina; birleşimler, hasar görmüş kolon veya kiriş uçlarının kolay değişimine izin verecek şekilde tasarlanmış olup, bu analiz edilen her bir birleşim tipolojisi için bir adet olmak üzere iki deneysel kampanyanın yürütülmesine olanak sağlamaktadır (**Error! Reference source not found.**). Deneysel faaliyetin amacı, pseudodinamik test yöntemi kullanarak bir dizi sismik olaya maruz bırakılan yapının sismik davranışını değerlendirmektir. Bu teknik yoluyla, yapının sismik davranışı zemin ivmeleri empoze etmeden, birkaç hidrolik hareket mekanizması (aktüatör) ile hareketin dinamik denklemlerini adım adım çözerek değerlendirilen kat deplasmanları uygulayarak değerlendirilmektedir [1]-[3].



a) ZKK birleşimleri olan model

b) FREEDAM birleşimleri olan model



c)ZKK birleşimi d) FREEDAM birleşimi Şekil 6.1: Model ve birleşimleri

Açıklık kazandırmak adına, modelle ilgili temel bilgiler özetlenmiştir. Kat döşemeleri toplam yüksekliği 100 mm'ye eşit, betonarme plak ve HI-BOND A55 çelik profilli bir döşemeden oluşmaktadır. Döşeme, yükleri beş adet eşit aralıklı IPE 140 veya HEB 140 tali kirişlere aktarmaktadır (**Error! Reference source not found.**). Sismik-dayanımlı tasarım, herhangi bir kayma elemanı kullanılmadığı ve betonarme plak ile kolonlar arasında Eurocode 8'de önerilene uygun boşluk bırakıldığı için herhangi bir kompozit davranış göstermemektedir. Yüksek dayanımlı dywidag çubuklarıyla sabitlenmiş rijit çelik ayaklar, model binanın ve reaksiyon çerçevesinin laboratuvarın güçlü döşemesine bağlanmasını garantiye almaktadır. Ayrıca, rijit temel diyaframı, modelin çelik ayaklarını reaksiyon çerçevesinin tabanına bağlamaktadır.



Şekil 6.2: Bina modeli (ZKK birleşimli)

Yapısal elemanlar olarak, S275JR çelik kalitesinden yapılmış IPE 270 kirişler ve S355JR çelik cinsinden yapılmış HEB 200 kolonlar kullanılmıştır. Çerçeve tasarımı Eurocode 8 [4], [5] hükümlerine göre yapılmıştır. Daha özel ifade etmek gerekirse, MAÇ'ler Süneklik Sınıfı Yüksek (SSY) olarak tasarlanmış ve yapısal elemanlar da kullanılabilirlik ve dayanım sınır durumu gereksinimleri (davranış faktörü 6'ya eşit, tip-1 spektrum, en büyük yer ivmesi 0.35g değerine eşit ve tip-B zemin, bölme duvarlarının ana yapı deformasyonuna engel olmadığı varsayılarak servis koşulları altında %1 katlar arası öteleme) dikkate alınarak tasarlanmıştır. Test edilen model MAÇ'ler uzunlukları 4 m'ye eşit üç açıklık ile her bir yön için karakterize edilmiş bir referans yapıyı temsil edecek şekilde seçilmiştir (**Error! Reference source not found.**). Prototip bina her bir yönde dört MAÇ ile karakterize olup, geriye kalan açıklıklar mafsallı kabul edilmiştir (**Error! Reference source not found.**). Yüklerin tasarım değerleri şu şekildedir: i) ölü yükler ara kat ve çatı seviyesinde sırasıyla 3.9 kN/m² ve 3.6 kN/m² değerine eşittir. Her bir MAÇ için

yük taşıma alanı toplam kat alanının ¼'üne karşılık gelmektedir. Yapısal elemanların ve giydirmelerin ağırlığı, kütleleri yaklaşık %10 arttırarak dikkate alınmıştır. Özellikle belirtmek gerekirse, her bir çerçeveye uygulanan kütleler birinci ve ikinci kat seviyesinde sırasıyla 19 ton ve 14.2 tona eşittir.



a) Referans yapısal sistemin 3D görünümü Şekil 6.3: Test edilen MAÇ'lerin tasarımı için kullanılan referans şema

Salerno Üniversitesi STRENGTH Laboratuvarında yapılan deneysel kampanyalar, farklı kirişkolon birleşimlerinin yapıların genel sismik davranışı üzerindeki etkisini incelemeyi hedefleyen daha geniş kapsamlı bir araştırma programına aittir. Bu nedenle, uygulanan ivme kaydı sırası tamamlanmış deneysel ZKK [5] ve FREEDAM birleşimli kampanyalar için aynıdır. Seçilen ivme kayıtları ve bunların yükseltilmiş en büyük yer ivmeleri **Error! Reference source not found.**'de verilmiştir. Birinci deneysel kampanya sırasında Test 1 ve Test 2 arasında bir başka test yapıldığı, ancak bunun kısmi bir test olduğu ve dolayısıyla belgenin devamında bildirilmeyeceğini de belirtmekte fayda vardır.

Tablo 6.1: Testleri yapmak için kullanılan ivme kayıtları

Test n.	İvme kaydı	PGA
1	Imperial Valley	1.10g
2	Spitak	0.80g
3	Yapay	0.50g
4	Santa Barbara	0.80g
5	Coalinga (kısmi)	0.80g

6.3 ZKK BİRLEŞİMLERİ OLAN MODEL BİNAN N PSEUDO- DİNAMİK TESTİ

Bu bölümde ZKK birleşimlerle donatılmış yapıyla ilgili kampanyaya ait deneysel veriler bildirilmiş ve tartışılmıştır.

Deneysel sonuçların analizinden, tüm testler için en büyük kat deplasmanları ve en büyük aktüatör kuvvetlerinin aynı anlarda meydana gelmesini beklemek mümkündür. Yapı, düzenli ve ilk titreşim modu öne çıkmış olduğu için bu yönü beklenen davranışla uyum içindedir. Tablo **Error! Reference source not found.**'de ana sonuçlar bildirilmiştir.

Imperial	Valley 1.1g		Test 1	Test 2	Test 3	Test 4	Test 5
Maksimum taban	Ç	ekme	-751	-652	-444	-586	-630
kesmesi (kN)	İtme		667	670	555	592	612
En büyük birinci kat	Ç	ekme	-78	-17	-29	-48	-47
deplasmanı (mm)	İtme		44	85	40	41	62
En büyük çatı	Çekme		-150	-34	-66	-99	-94
deplasmanı (mm)	İtme		88	171	83	85	129
	Çekme	Seviye 1	-3.3	-0.7	-1.2	-2.0	-2.0
Maksimum göreli kat ötelenmesi oranı (%)		Seviye 2	-3.0	-0.7	-1.5	-2.2	-2.0
	İtme	Seviye 1	1.9	3.5	1.7	1.7	2.6
		Seviye 2	1.9	3.6	1.8	1.8	2.8

Tablo 6.2: Temel deneysel sonuçlar (ZKK birleşimli yapı)

6.3.1 Imperial Valley (PGA = 1.10g)

Birinci test 1979 Imperial Valley'de (ABD) bulunan istasyon tarafından kaydedilen yer ivmesinin uygulanmasından oluşmuştur. Doğal en büyük yer ivmesinin 0.37g'ye eşit olduğunu vurgulamak önemlidir, ancak bu örnekte gerçeğin en az üç katı 1.10g seviyesine eşit bir büyütülmüş PGA uygulanmıştır.



Şekil 6.4: Test 1 için deplasmanlar (sol) ve reaksiyon kuvvetleri (sağ) geçmişi

Error! Reference source not found.'de birinci kat seviyesindeki aktüatörden elde edilen kuvvet değerlerinin ikinci kat seviyesine göre daha fazla dalgalandığı gözlemlenebilir. Bu temel olarak daha düşük bir hassasiyet ile karakterize olan, MTS 243.60-02 aktüatöründe kurulu kuvvet ölçerin doğruluk derecesinden kaynaklanmaktadır. Üst aktüatörde (MTS 243.45-01) bir gerinim ölçer yük hücresi donanımı bulunurken, alt aktüatör bir diferansiyel basınç hücresi ile donatılmıştır. İki test için maksimum taban kesme kuvveti, en büyük deplasmanlar ve katlar arası ötelemeler **Error! Reference source not found.**'de özetlenmiştir.

Maksimum göreli kat ötelemesi oranı yaklaşık %3 olduğu ve bunun da yapısal elemanlarda önemli ölçüde plastikleşmeye yol açtığı gözlemlenebilir. Yerel ölçüm araçları, ZKK birleşimleri ve kolon tabanlarının hasara uğradığını göstermiştir. Hasar, birinci kat seviyesindeki ZKK birleşimleri için daha fazlayken ikinci kat seviyesindekiler için daha az olmuştur. ZKK'lardaki akma kuvvetinin gözlemlenen değeri tasarım değerleriyle büyük ölçüde uyum göstermektedir (127.5 kNm).



Şekil 6.5: Test 1 için ZKK'lerin histeterik eğrileri (sol) ve genelde tüketilen enerji (sağ) (MRF-1)

Test 1'de yapıda meydana gelen hasarın durumu birinci kat seviyesindeki ZKK'lerde meydana gelen çok fazla sayıdaki çevrimden kaynaklanmıştır. Bu da solda Şekil 6.5'de verilen ZKK'lerin histeretik eğrileri ile gösterilmektedir. **Error! Reference source not found.**'de histeretik eğrilerden yola çıkarak hesaplanan ve ZKK'ler tarafından tüketilen enerji de sağda belirtilmiştir. ZKK birleşimlerinin 30 mrad seviyesinin hafif altında bir maksimum yerel dönme gerçekleştirdiğini, bunun da SSY- MAÇ'lerde kiriş-kolon birleşimi için olan EC8 gerekliliğine (35 mrad) çok yakın olduğunu gözlemlemek önemlidir.

6.3.2 Spitak (PGA = 0.80g)

İkinci ivme kaydı bir öncekinden oldukça farklıdır, bunun nedeni de birincisi daha yüksek sayıda en büyük değer ile karakterize edilirken ikincisinin esas olarak tek bir büyük genlik tepe değeri ile karakterize edilmiş olmasıdır. Bu özellik sonuçlardan açıkça görülmektedir: Spitak depremi için yaklaşık %3.6'lık bir göreli kat ötelemesi oranı ile karakterize edilen tek bir temel plastik bölge varken, diğer anlarda yapı neredeyse elastik kalmıştır. Bu durum örneğin, ZKK birleşimlerinin moment-dönme davranışının gözönüne alınması gibi, yapılan yerel ölçümler analiz edilerek daha net anlaşılabilir (**Error! Reference source not found.**). En büyük gerilme altındaki ZKK birleşiminin moment-dönme davranışının, ZKK orta eksenindeki eğilme momenti



yaklaşık 200 kNm'ye eşitken, yaklaşık 30 mrad olan en büyük dönme ile karakterize edildiği belirtilebilir.

Şekil 6.6: Deplasman geçmişleri (sol) ve moment-dönme eğrileri (sağ)

18 20

Moment [kNm]

50

0 -50

100

-150

-200

-250

-0.04

-0.03

-0.02

-0.01

0.00

Rotation [rad]

0.01

Bu tepe moment değerinin, birleşimin kontrolü için plastik bölgenin tamamen aktığı ve pekleşmenin meydana geldiği kabul edilerek belirlenen tasarım aşamasında kullanılmış eğilme momentinin beklenen değerini çok aştığını gözlemlemek faydalı olacaktır (140 kNm). Bu, EC8 in önerdiği 1.1'e eşit dayanım fazlalığı faktörünün çok düşük değerlendirildiği anlamına gelmektedir. Esasen, bu örnekte, ölçülen eğilme momenti ile ZKK'nin nominal plastik dayanım değeri arasındaki oran yaklaşık 1.6'ya eşittir. Yönetmelik hükümlerinde verilen değeri önemli ölçüde aşan bu dayanım fazlalığı miktarı, muhtemelen ZKK'deki kiriş başlıklarının genişlik-kalınlık oranının azalmasından kaynaklanmakta ve bu da başlık veya kaynaktaki kırılma neticesinde oluşan göçme modu ile ifade edildiği gibi, lokal burkulmayı pratik olarak engellemektedir.

6.3.3 Yapay kayıt (PGA = 0.50g)

200

150

100

50

0

-50

0

2

4 6

Displacement [mm]

-First floor displacements

Second floor displacements

8 10 12 14 16

Time [s]

Üçüncü ivme kaydı, kullanılan tasarım spektrumuyla eşleştirmek için SIMQKE aracı vasıtasıyla yapay olarak oluşturulmuştur. Bunu seçmekteki amaç, ivme bakımından yüksek sayıda tepe değerlerlelerle karakterize bir depremin etkilerini incelemektir. Bu örnekte, 0.50g değerine eşit bir en büyük yer ivmesi (PGA) seçilmiştir.



Şekil 6.7: Deplasman geçmişleri (sol) ve moment-dönme eğrileri (sağ)

Connection 1A Connection 1B

Connection 2A Connection 2B

0.02

0.03

Üçüncü test sırasında, birinci kat seviyesinin ZKK birleşimlerinde yaklaşık 170 kNm değerinde eğilme momentlerine ulaşılırken, ikinci kat seviyesinde ZKK seviyeleri sadece hafif hasar görmüş ve maksimum eğilme momentleri 120 kNm ve dönmeleri 10 mrad seviyesinin altında gerçekleşmiştir (**Error! Reference source not found.**). Maksimum taban kesme kuvveti 555 kN'a ve maksimum çatı deplasmanı yaklaşık 83 mm'ye eşit olmuş, bu da yaklaşık %1.8 maksimum göreli kat ötelemesi oranına yol açmıştır. Moment-dönme eğrileri açısından ZKK birleşimleri pratik olarak elastik bölgede kalmıştır.

6.3.4 Santa Barbara (PGA = 0.80g)

Test 4 Santa Barbara ivme kaydının uygulanmasından oluşmuştur. Bu test ZKK birleşimlerinde ek herhangi bir önemli plastikleşme göstermemiş ve yapısal davranış neredeyse elastik bölgede kalmıştır, kat deplasmanları ve moment-dönme histeretik eğrilerinden Şekil 6.8'de verildiği gibi net bir şekilde gözlenmektedir. Bu testle ilgili tüm temel sonuçlar Tablo 6.2'de verilmiştir.



Şekil 6.8: Deplasman geçmişleri (sol) ve moment-rotasyon eğrileri (sağ)

6.3.5 *Coalinga (PGA = 0.80g)*

Yapının göçmesi Test 5 sırasında gerçekleşmiştir. Özellikle belirtmek gerekirse, binanın birinci katında, aktüatörler tarafında karşılıklı iki çerçevede bulunan iki ZKK birleşiminin göçmesinden sonra son test kesintiye uğramıştır (**Error! Reference source not found.**). Göçme, ZKK-1A'daki kaynağın lokal çökmesi ile başlamış ve sonrasında iç kuvvetlerin yeniden dağılımından dolayı ZKK-1C de çökmüş, bu da burulma momentine ve karşı yöndeki çerçevenin aşırı yüklenmesine yol açmıştır. ZKK-1A'nın lokal çöküşü, kaynağın yorulma ömrüne ulaşılmış olmasına ve kolon flanş seviyesindeki beklenmedik yüksek eğilme momentine bağlanmıştır. ZKK-1A'daki çökmede eğilme momentinin 205 kNm'ye eşit olduğunu belirtmekte fayda vardır. Bu değer, daha önce de vurgulandığı gibi, ZKK'nın nominal dayanımının yaklaşık %60 üzerindedir (**Error! Reference source not found.**).

Kiriş başlığını kolon başlığına bağlayan kaynağın kırılması, ZKK birleşimlerinde beklenmeyen bir çökme biçimi olsa da, özellikle basit kiriş-kolon alt-sistemlerinde yapıldığında ZKK birleşimlerinin çevrimsel davranışının deneysel analizlerinde yaygın olarak uygulanan yükleme protokolü, beş depremden oluşan bir serinin uygulanmasından dolayı test edilen iki katlı binanın kiriş-kolon birleşimlerinde meydana gelen yükleme koşullarından tamamen farklıdır.

Kaynaklardaki kırılmanın, tekrarlanan depremlerden dolayı yorulmanın sonucu olabileceği görülmektedir. Bu kırılmanın, genel olarak daha düşük genliklere sahip yüksek sayıda çevrime neden olan, lokal burkulmaya yol açamayan bu tekrarlayan depremler ve zayıflatılmış kesit bölgesindeki kiriş başlıklarının genişlik-kalınlık oranındaki azalmadan dolayı lokal burkulma meydana getirmeyen az sayıda yüksek genlikli çevrimden kaynaklanan yorulmanın bir sonucu olabileceği görülmektedir.





c) ZKK 1A kaynağında çökme



b) Test 7 – Kolon C-D, 1'inci ve 2'nci kat



d) ZKK 1C merkez hattında çökme

Şekil 6.9: Göçen ZKK'lerin histeretik eğrileri (üstte) ve karşılık gelen hasar biçimleri (altta)

Test bitiminden sonra, kaynak detayının doğruluğunu kontrol etmek için, laboratuvarda zaten bulunan ve aynı üründen alınmış olan bir yedek ZKK kesildi ve incelendi. Çalışma tam penetrasyonlu küt kaynak detayının doğru bir şekilde ve önemli kusurlar olmadan gerçekleştiğini ortaya koydu (**Error! Reference source not found.**).

Uygulanan kaynak detayı tipolojisinin EC3 [6] ve EC8 yönetmeliklerine uygun olduğunu ve ayrıca AISC Çelik Tasarım Kılavuzunda [7] verilen kurallara da uyduğunu ifade etmekte fayda vardır. Kiriş-alın levhası kaynağı AISC Çelik Tasarım Kılavuzunda önerilen, kirişte gerilme yığılmasından dolayı kiriş başlığının erken kırılmasını önleyecek ve kiriş gövdesinde erişim delikleri içermemektedir [8]. Dolayısıyla, **Error! Reference source not found.**'da verildiği gibi, kiriş başlığı 45° tam penetrasyonlu küt birleşmelerle kaynak yapılmış, bu da dış taraf üzerine kısmi penetrasyonlu bir birleşim ve köklere köşe kaynaklarla kaynak yapılmış olan kiriş gövdesinin direkt üzerindeki başlık bölgesinde bir istisna oluşturmuştur. Detay, yönetmelikteki temel hükümlere uygun olduğu için, bir taraftan, tasarımda kullanılan dayanım fazlalığı

faktörlerinin daha düşük değerlendirilmesi ve diğer taraftan da kaynak detaylarının tasarımında, tekrarlayan sismik olayların etkisi altında meydana gelebilecek yorulma ömrü olayının muhtemelen doğru hesaplanmadığı ile ilgili olarak, elde edilen sonuçların kısmen gevrek göçmeye atfedilmesinin gerektiğini doğrulamaktadır. Bu sonuçlar tipik kaynak detaylarının sismik etkiler altındaki sismik davranışının ve bunların düşük-çevrim yorulma ömrünün değerlendirilmesine adanmış daha fazla araştırmaya ihtiyaç duyulduğunun altını çizmektedir.





Taraf a): Başlık kaynağı: Kısmi Penetrasyon



Taraf b) Gövde kaynağı: Tam Penetrasyon



Taraf c) Başlık Kaynağı: Tam Penetrasyon Şekil 6.10: Göçen AKK'lerin histeretik eğrileri (üstte) ve karşılık gelen hasar biçimleri

Bu değerlendirmelere rağmen, test edilen ZKK birleşimlerinin, normal şartlarda mevcut tasarım uygulamasında gerekli kılınmayan çok ciddi bir durum olan beş yıkıcı sismik olay dizisine maruz kaldığının gözlemlenmesi gerekir. Dolayısıyla, nihai göçme biçimi tamamen tatmin edici olmasa da, MAÇ'lerin davranışı makul ölçüde güvenilirdir ve ZKK birleşimlerinde büyük bir enerji tüketimi olduğunu doğrular.

Error! Reference source not found.'de aktüatörler tarafından kaydedilen kat deplasmanları ve kuvvetler gösterilmiştir. Daha fazla detay Tablo 6.2'de bulunabilir.





6.4 FREEDAM BİRLEŞİMLERİ OLAN MODEL BİNANIN PSEUDO-DİNAMİK TESTİ

Bu bölümde FREEDAM birleşimleri ile donatılmış yapıya ait kampanyanın deneysel verileri bildirilmiş ve tartışılmıştır. Uygulanan sismik girdilerin bir önceki kampanya ile aynı olduğunu vurgulamakta fayda vardır. Bu şekilde bir seçim, yapının analiz edilen iki birleşim tipolojisiyle donatılmış halinin sismik davranışını karşılaştırmaya olanak sağlayacaktır. Tablo 6.3'de kampanyanın temel sonuçları özetlenmiştir.

Imperial	Valley 1.1g		Test 1	Test 2	Test 3	Test 4	Test 5
Maksimum taban	Ç	ekme	-537	-447	-272	-388	-439
kesmesi (kN)	İtme		477	470	347	483	495
En büyük birinci kat	Ç	ekme	-73	-53	-41	-56	-72
deplasmanı (mm)	İtme		65	79	38	52	61
En büyük çatı	Çekme		-104	-84	-75	-89	-112
deplasmanı (mm)	İtme		103	112	52	70	85
	Colema	Seviye 1	-3.0	-2.2	-1.7	-2.3	-3.0
Maksimum göreli kat	Çekille	Seviye 2	-1.3	-1.3	-1.4	-1.4	-1.7
ötelemesi oranı (%)	İtme	Seviye 1	2.7	3.3	1.6	2.2	2.5
		Seviye 2	1.6	1.4	0.6	0.7	1.0

Tablo 6.3: Temel deneysel sonuçlar (FREEDAM birleşimli yapı)

6.4.1 Imperial Valley (PGA = 1.10g)

Birinci test, ilk deneysel kampanya için yapılmış olan Imperial Valley sismik girdisinin uygulanmasından oluşuyordu. Ne yazık ki, bu test sırasında oluşan harici transdüserlerde meydana gelen teknik problemlerden dolayı, birleşimlerin lokal davranışı ile ilgili herhangi bir

veri bulunmamaktadır. Dolayısıyla, Şekil 6.12'de anlatılan ile, sadece aktüatörlerin kaydettiği kat deplasmanları ve kuvvetlerini tartışmak mümkündür.

Birinci ve ikinci kattaki deplasmanlar sırasıyla 73 ve 104 mm ile en yüksek değerlerine ulaşmış olup, maksimum taban kesme kuvveti de 537 kN'a eşit olmuştur (**Error! Reference source not found.**). Aktüatörler tarafından kaydedilen en yüksek kat deplasmanları ve en yüksek reaksiyon kuvvetlerinin aynı anlarda meydana geldiğini gözlemlemek mümkündür. Yapı, düzenli ve ilk titreşim modu öne çıkmış olduğu için bu durum beklenmiştir. Bir başka yönü de, sürtünme aygıtlarının testin sonunda artık deplasmanlar (birinci ve ikinci katta sırasıyla 16 mm ve 29 mm) meydana geldiği için yapının kendi kendine yeniden merkezlenmesini sağlayamamış olmasıyla ilişkilidir.

Bu test sırasında, sürtünmeli sönümleyicilerin bazıları kaymaya uğramıştır. **Error! Reference source not found.** referans alınırsa, maksimum göreli kat ötelemesi oranları birinci ve ikinci katlarda %3 ve %1.6 olarak gerçekleştiğini ve bunun yapının tasarım aşamasında varsayılan yaklaşık %1'lik nominal elastik sınırının çok üzerinde olduğunu belirtmekte fayda vardır.



Şekil 6.12: Test 1: kat deplasmanları (sol) ve reaksiyon kuvvetleri (sağ)

6.4.2 *Spitak (PGA = 0.80g)*

İkinci test için model bina Spitak depremine maruz bırakılmıştır. Bu durumda, birleşimlerin gösterdiği davranışa atıfta bulunan deneysel veriler de mevcuttur. Bu ivme kaydıyla ilgili olarak geçerli bir özelliği vurgulamakta fayda vardır: zaman geçmişi önceki deneysel kampanyayla ilgili deneysel verilerin tartışmasında da vurgulandığı gibi, sadece tek bir önemli büyüklükte tepe genlik ile karakterize edilmesidir. Bu yönü de sonuçlara yansımıştır: modelin kat deplasmanları ve aktüatör reaksiyon kuvvetleri cinsinden sonuçların bildirildiği Şekil 6.13'de açıkça görüldüğü gibi model, plastik bölgede tek bir ana sapma geçirmiştir.

Taban kesme kuvveti açısından yaklaşık %15'lik bir maksimum azalma gözlense de, Test 1 ile karşılaştırıldığında, biraz daha fazla bir en büyük çatı deplasmanı (112 mm yerine 104 mm) ve birinci kat seviyesinde %3.3'e eşit bir maksimum göreli kat ötelemesi oranı gözlemlemek mümkündür. Ayrıca, bu örnekte, ikinci kat seviyesinde maksimum göreli kat ötelemeleri çok düşüktür. **Error! Reference source not found.**'de histeretik moment-dönme eğrileri bakımından lokal davranış bildirilmiştir. Şekilden, beklendiği gibi geniş ve stabil histeretik

dikdörtgen-biçimli moment-dönme eğrileri elde edildiğini gözlemlemek mümkündür. Bununla birlikte, maksimum ve minimum eğilme momentlerinin mutlak değerleri sırasıyla 80 kNm ve 120 kNm olduğu için, birleşimlerin asimetrik davranışına dikkat çekmek de mümkündür. Bu durum, bir önceki Bölümde tartışıldığı gibi basit kiriş-kolon birleşimlerinin alt-sistemler üzerinde yapılan deneysel testlerinde belirtildiği gibi, birleşimin davranışındaki asimetri ile uygunluk göstermektedir [9]. Spitak ivme kaydının, beklendiği gibi, tek bir ana tepe değerle karakterize edildiğini düşünürsek, sürtünme aygıtlarının PGA (en büyük yer ivmesi)'nın gerçekleşmesine karşılık gelen tek bir kayma sapması gösterdiği deneysel olarak doğrulanmıştır. Birleşimlerin yaşadığı maksimum dönme 1A birleşiminde gerçekleşmiştir ve değeri yaklaşık 17 mrad seviyesindedir. Diğer birleşimlerde daha düşük dönmeler gerçekleşmiştir. Özellikle, beklendiği gibi, ikinci kat seviyesinde gerçekleşen birleşim dönme değerleri yaklaşık 0.007 ve 0.002 rad seviyesindedir.



Şekil 6.13: Test 2: aktüatörler tarafından kaydedilen kat deplasmanları (sol) ve reaksiyon kuvvetleri (sağ)



Şekil 6.14: Test 2: MRF-1'e ait FREEDAM birleşimleriyle ilgili moment-dönme eğrileri

6.4.3 Yapay kayıt (PGA = 0.50g)

Bir önceki deneysel kampanyada test edilen benzer yapıyla tutarlılık sağlamak adına seçilen ve yapay olarak oluşturulan bu ivme kaydı ile, MAÇ'ler ilave kalıcı deplasmanlar olmadan neredeyse elastik bölgede kalmıştır (**Error! Reference source not found.**). Bu testteki lokal ölçümlerde, sadece 1A birleşimi 4 mrad dönme yaşayarak plastik bölge içerisinde hafifçe plastikleştiği için, yapıda düşük bir plastikleşme olduğunu ileri sürülmektedir (**Error! Reference source not found.**).



Şekil 6.15: Test 3: Aktüatörler tarafından kaydedilen kat deplasmanları (sol) ve reaksiyon kuvvetleri (sağ)



Şekil 6.16: Test 3: MAÇ-1'e ait FREEDAM birleşimleriyle ilgili moment-dönme eğrileri

6.4.4 Santa Barbara (PGA = 0.80g)

Dördüncü test, 1978 yılında Santa Barbara'da (ABD) bulunan istasyonda kaydedilen yer ivmesinin uygulanmasından oluşmuştur. Zaman geçmişi, ilgili büyüklükte tepelerle karakterize
edilmiş olsa da, uygulanan en büyük yer ivmesi (0.80g) sürtünmeli aygıtlarında sadece orta seviyede bir kayma yaratabilmiştir. Genel davranış Test 3'de vurgulanan özelliklerden çok farklı değildir: kat deplasmanları birinci ve ikinci katta sırasıyla 60 ve 90 mm değerini aşmamış, bu da birinci kat seviyesinde maksimum göreli kat ötelemesi oranlarının %2.3'e eşit olmasını tetiklemiştir (**Error! Reference source not found.**). Test sonunda herhangi bir kalıcı ötelenme gözlenmemiştir. Ayrıca bu örnekte, Test 3'e benzer şekilde, sadece 1A aktifleşmiştir. Maksimum rotasyonu 4.6 mrad'a eşit olmuştur (**Error! Reference source not found.**).



Şekil 6.17: Test 4: aktüatörler tarafından kaydedilen kat deplasmanları (sol) ve reaksiyon kuvvetleri (sağ)



Şekil 6.18: Test 4: MAÇ-1'e ait FREEDAM birleşimleriyle ilgili moment-dönme eğrileri

6.4.5 *Coalinga* (PGA = 0.80g)

Son test sırasında daha yüksek enerji tüketimi meydana gelmiştir. Bu test, modeli ve birinci katta bulunan aktüatörü bağlayan bir elemanda önemli hasara yol açan teknik bir problemden dolayı (kontrol kaybı) tamamlanamamıştır. 8.58'inci saniyede bu sorun meydana gelmiş ve aynı anda birinci deneysel kampanyada, birinci ZKK birleşimindeki gevrek kırılma gerçekleşmiştir. **Error! Reference source not found.**'da yukarıda sunulan temel sonuçları desteklemek için Test 5'e ait deplasman geçmişleri ve histeretik eğriler bildirilmiştir. Çatı seviyesindeki maksimum

kat deplasmanı 112 mm'ye eşittir (yapıda Test 2'de görülenle aynı değer). Histeretik eğriler pozitif ve negatif eğilme momentleri bakımından asimetri ile karakterize edilmektedir. Ayrıca, çevrim sayısı arttıkça en büyük momentlerin düştüğünü gözlemlemek mümkündür. Bunun nedeni sürtünme yastıklarının tüketiminden kaynaklanan ön-yüklenebilir yüksek dayanımlı bulonların sıkma kuvvetinin azalmasıdır (**Error! Reference source not found.**).



Şekil 6.19: Test 5: aktüatör tarafından kaydedilen kat deplasmanları (sol) ve reaksiyon kuvvetleri (sağ)



Şekil 6.20: Test 5: MAÇ-1'e ait FREEDAM birleşimleriyle ilgili moment-dönme eğrileri

Bu ikinci deneysel kampanyanın sonunda, sismik enerjinin tüketilmesine katkıda bulunan elemanların sadece FREEDAM birleşimlerine ait sürtünme yastıkları olmasından dolayı herhangi bir yapısal hasar gözlenmemiştir.



Şekil 6.21: İkinci deneysel kampanyanın sonunda FREEDAM birleşimi 1A

6.5 SİSMİK DAVRANIŞIN SAYISAL SİMÜLASYONU

6.5.1 ZKK birleşimli yapı

Test verilerini tamamlamak ve sismik yanıtın gözü kapalı tahminlerini gerçekleştirmek amacıyla, model binanın ön tasarım aşamasında SeismoStruct yazılımı ile ZKK birleşimleriyle donatılmış yapının doğrusal-olmayan 3D sonlu eleman modeli geliştirilmiştir [10] (**Error! Reference source not found.**). Yığılı ve yayılı plastiklik yaklaşımlar karma bir biçimde kullanılarak yapının doğrusal olmayan davranışı modellenmiştir. Özel olarak belirtmek gerekirse, yapısal elemanlar yayılı plastik yaklaşımla geometri ve malzeme açısından doğrusal olmayan davranışı doğrusal olmayan kuvvet-tabanlı elemanlarla modellenmiştir.



Şekil 6.22: 3D ZKK birleşimli bina modeli

Kullanılan sonlu eleman, tekrar en az 150 fibere bölünmüş beş entegrasyon kesiti ile karakterize edilmiştir. Bu yeniden alt bölünme (beş entegrasyon kesiti kullanımı), genelde gerilme-gerinim malzeme yasalarından yola çıkarak eğriliklerin hesaplanmasında uygun doğruluk seviyesini garantiye almak için yeterlidir. Kat döşeme diyaframlarını modellemek için rijit linkler

kullanılırken, yığılı noktasal kütleler açıklıkların merkezine yerlestirilmiştir. Model binada kullanılan kiriş-kolon birleşimlerinin yapısal detayı halen aynı yazarların daha önceki bir calısmasında test edilmistir. Numune, aynı ZKK geometrisine sahip bir birlesim detayı ve benzer bir çelik kalitesine sahiptir. Bu deneysel testin sonuçları [11] bu çalışmada, ZKK birleşimlerinin davranışını modellemek üzere kullanılan doğrusal-olmayan yay kalibrasyonu için kullanılmıştır. [11]'de test edilen ZKK'nin moment-dönme davranışı, ZKK merkez hattında hesaplanan eğilme momenti ve dönmelerine atıfta bulunarak Error! Reference source not found.'de raporlanmıştır. Özel olarak belirtmek gerekirse, ZKK'nin moment-dönme davranışı düzgün bir link kullanılarak modellenmiştir [12]. Bu link tipi güncel ticari yazılımda mevcut olan daha eksiksiz ve karmaşık histeretik modellerden biridir. Bununla birlikte, buradaki temel sorun kalibrasyon sürecini çok karmaşık hale getiren çok sayıda parametreye dayanmış olmasıdır. Bu parametrelerin kalibrasyonu, enerji tüketimi ve çevrimsel zarf açısından deneysel ve kalibre edilmiş eğri arasındaki dağılımı minimuma indiren Multical aracı [13] kullanılarak gerçekleştirilmiştir. MultiCal genetik algoritmalara dayanarak histeretik modellerin kalibrasyonuna yönelik bir araçtır.



Şekil 6.23: ZKK'nin deneysel ve sayısal moment-dönme davranışı

Kullanıcı tarafından tanımlanan bir grup kritere dayanarak deneysel yanıtı eşleştiren parametrelerin en iyi kombinasyonunu bulmaya imkan tanır. Model bina üzerindeki testler 35 mrad değerinden daha düşük dönme büyüklüklerine yol açtığı sürece, kalibrasyon prosedürü 35 mrad büyüklüğüne kadar olan test çevrimleri dikkate alınarak uygulanmıştır. Bu durum, beklenen dönme aralığı dışındaki model katsayılarının kalibrasyonu, tasarım dönmelerinde meydana gelmeyen olaylardan etkilenen bir grup parametrenin tanımlanmasına yol açabileceği için çok önemlidir. Böyle bir durum, örneğin, alt-sistem üzerinde yapılan testte gözlenen burkulma olayıdır ve sadece 50 mrad civarı dönmelerde meydana gelmiştir. Birleşim bölgesi Şekil 6.24'de açıklanan yaklaşıma göre modellenmiştir. Dolayısıyla, panel bölgesinin rijitleştirilmiş kısmı rijit çıkıntılarla modellenmiş, ZKK'nın doğrusal olmayan davranışı da daha önce kalibre edilen yay içine dahil edilmiştir. Bu doğrusal olmayan yay ZKK merkez hattına yerleştirilmiştir.



Şekil 6.24: ZKK kiriş-birleşim sistemi FE modeli

Sismik yükler çerçeve tabanına ivmeler cinsinden uygulanmıştır. Hilbert-Hughes-Taylor algoritması kullanılarak ve pseudo-dinamik test sırasında yapıldığı gibi bir Rayleigh yaklaşımıyla %1'e eşit sönüm değeri dahil edilerek 0.01 zaman adımının dikkate alındığı zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizler gerçekleştirilmiştir.

Bu bölümde, deneysel sonuçlar ve sayısal model arasındaki temel karşılaştırmalar bildirilmiştir. Genel olarak, bildirilen beş testle karşılaştırıldığında, geliştirilen FE modelinin global sismik davranış parametreleri bakımından yeterli bir doğruluk derecesi yakalayabildiği görülmektedir (**Error! Reference source not found.**). Gerçek ve tahmin edilen en büyük deplasmanları veya gerçek ve tahmin edilen en büyük kuvvetler arasındaki dağılımlar Spitak ivme kaydı haricinde %25'i aşmamaktadır. Bu özel örnekteki daha düşük doğruluk seviyesi muhtemelen ZKK'lerin karakterize edilmesi için uygulanan kalibrasyon işleminden kaynaklanmaktadır. [13]'de açıklandığı gibi, ivme kayıtları sadece birkaç tepe değerle karakterize edildiğinde, sadece bir çevrimsel testin sonuçlarına dayandırılan model parametrelerinin kalibrasyonu yaklaşıklıklara neden olabilir. Halen [13]'de, sadece bir çevrimsel testin sonuçlarına dayandırılan model parametrelerinin kalibrasyonu yaklaşıklıklara neden olabilir. Halen [13]'de, sadece birkaç yüksek genlikli çevrimin meydana geldiği durumlardaki lokal davranışın tatmin edici bir tahminine ulaşmak için genelde yeterli olmadığı anlaşılmıştır.

X	Maksimum En büyük birinci taban kesme kat deplasmanı		En büyük çatı deplasmanı (mm)		Maksimum katlar arası ötelenme (%)						
Test	Çekme	İtme	Çekme	İtme	Çekme	İtme	Çekme (L-1)	Çekme (L-2)	İtme (L-1)	İtme (L-2)	Enerji (kNm)
1 - Gerçek	-751	667	-79	44	-150	88	-3.27	-2.98	1.84	1.86	55.70
1 - Sim.	-656	601	-66	43	-130	84	-2.74	-3.02	1.77	1.97	50.80
1- Hata (%)	15	11	20	4	15	5	20	-1	4	-5	10
2 - Gerçek	-652	670	-17	85	-34	171	-0.70	-0.72	3.54	3.61	33.16
2 - Sim.	-645	648	-27	74	-52	133	-1.12	-1.24	3.08	2.55	30.21

Tablo 6.4: Taban kesme kuvveti, kat deplasmanları ve katlar arası ötelemenin deneysel ve analitik karşılaştırması

2- Hata (%)	1	3	-37	15	-36	28	-37	-42	15	42	10
3 - Gerçek	-444	555	-29	40	-66	83	-1.22	-1.54	1.67	1.79	28.59
3 - Sim.	-477	563	-31	42	-60	88	-1.27	-1.52	1.74	1.97	15.78
3- Hata (%)	-7	-1	-4	-4	10	-6	-4	2	-4	-9	81
4 - Gerçek	-586	592	-48	41	-99	85	-2.00	-2.16	1.71	1.84	55.63
4 - Sim.	-588	575	-47	44	-98	92	-1.95	-2.12	1.83	2.07	54.42
4- Hata (%)	0	3	2	-6	2	-8	2	2	-6	-11	2
5 - Gerçek	-630	612	-47	62	-94	129	-1.97	-1.96	2.57	2.81	37.16
5 - Sim.	-665	555	-47	54	-81	117	-1.95	-1.62	2.26	2.63	31.12
5- Hata (%)	-5	10	1	14	15	10	1	21	14	7	19

Bu durumlar için, kalibrasyonun en az bir çevrimsel testin sonuçları ve bir monotonik testin sonuçları dikkate alınarak yapılması gerekir. Bununla birlikte, diğer tüm durumlarda en büyük kat deplasmanları, en büyük kuvvetler ve en büyük katlar arası ötelemelere ait tahminlerin oldukça doğru olduğu görülmektedir.

Tablo FE modelinin, birçok durumda global davranışın oldukça yeterli bir tahminini verdiğini göstermektedir. Global davranış parametrelerine ilişkin bu doğru tahmin, test verileri ve analitik sonuçlar lokal davranış parametreleri açısından karşılaştırıldığında aynı doğruluk seviyesine karşılık gelmemektedir. Histeretik çevrimler deneysel döngülere benzer bir genel şekle sahipken, ZKK birleşimlerinin deneyimlediği maksimum/minimum dönmeler ve ZKK orta eksenindeki en büyük momentler açısından yapılan tahminler daha yaklaşıktır (**Error! Reference source not found.**).





Şekil 6.25: ZKK-1A için histeretik döngülerin karşılaştırılması

Beş test için yapılan bu karşılaştırma, MAÇ-1'in 1A birleşiminin davranışıyla ilgili olarak **Error! Reference source not found.**'de bildirilmiştir. Sonuçlar, birçok örnekte en büyük dönmeler düşük doğruluk seviyesinde tahmin edilirken, en büyük eğilme momentlerinin daha doğru tahmin edildiğini göstermektedir. Bu, ZKK birleşimlerinin moment-dönme yanıtını modellemek için kullanılan yay modeli bir deneysel testin sonuçlarından başlanarak ve doğru bir kalibrasyon işlemi uygulanarak kalibre edilmiş olsa da, fenomenolojik modellerin temel sorununun model tipolojisinin doğasında oldukları anlamına gelir.

Teoride bu tip modeller herhangi bir birleşim tipinin deneysel yanıtını son derece doğru şekilde yeniden üretebilen birden cok parametreye dayandırılırken, söz konusu parametreler modellenen elemanın mekanik yanıtıyla doğrudan bağlantılı değildir. Bu da gerçek ve benzetilmiş davranış arasında birçok örnekte önemli olabilecek uyumsuzluğa neden olabilir. Tablo 6.5'de bildirilen karşılaştırmalar, en büyük dönmeler bakımından hataların minimum %1 ile maksimum %62 arasında değiştiği görülürken, en büyük momentleri bakımından hataların ise minimum %0 ile maksimum %22 arasında değiştiğini göstermektedir. En büyük dönmelerin tahminindeki dağılımların %1 ve %62 arasında bulunan değişkenlik aralığının genişliği açık bir şekilde, birleşimlerin çevrimsel davranışını modellemeye yönelik parametrelerin gerçek deprem koşullarında ve hatta bu çalışmada dikkate alınan dizi gibi tekrarlayan depremlerin meydana geldiği koşullarda önemli ölçüde farklılık gösterebilen konvansiyonel yükleme protokollerine tabi kiriş-kolon alt-sistemlerinin test edilmesinden elde edilen deneysel sonuçlara göre kalibre edilmesinden kaynaklanmaktadır. Elde edilen sonuçlar daha önceki çalışmalarda belirtildiği gibi yükleme geçmişinin oynadığı rolün büyük önemini doğrulamaktadır [13]. Ancak, katlar arası deplasmanlar gibi global davranış parametreleri söz konusu olduğunda dağılımların önemli ölçüde azaldığına da dikkat çekmek gerekir. Bunun sebebi, tüketici bölge sayısı arttığı sürece lokal hataların ortalamasının alınmasıdır. Kat ve açıklık adedi daha fazla olan yapıların, tüketici bölge sayısı da yüksek olduğu için global davranış parametrelerinin tahmininde daha fazla gelişme olması beklenir.

Tablo 6.5: 1A birleşimi ile ilgili karşılaştırmalar

Test	Maximum	Minimum	Maximum	Minimum	Enerji (kNm)
1 – Gerçek	17	-25	199	-187	10
1 – Sim.	21	-10	160	-152	7
1 – Hata (%)	19	62	-20	18	-27
2 – Gerçek	6	-30	156	-190	4
2 – Sim.	6	-20	141	-166	3
2 – Hata (%)	15	32	-10	13	-28
3 – Gerçek	8	-13	124	-175	3
3 – Sim.	7	-11	117	-147	2
3 – Hata (%)	-7	15	-6	16	-18
4 – Gerçek	11	-12	155	-169	7
4 – Sim.	13	-12	155	-149	9
4 – Hata (%)	14	-1	0	12	40
5 – Gerçek	11	-27	149	-205	6
5 – Sim.	10	-17	148	-161	4
5 – Hata (%)	-13	36	0	22	-28

Tablo 6.5'de de gösterildiği gibi birçok durumda dağılımlar enerji tüketimi açısından önemlidir.

6.5.2 FREEDAM birleşimli yapı

FREEDAM birleşimleriyle donatılmış yapılarda iki yönlü amaca ulaşmak için OpenSees yazılımı kullanılarak binanın doğrusal olmayan 2D modeli geliştirilmiştir [14] (**Error! Reference source not found.**): 1) başlangıç olarak binanın sismik yanıtının gözü kapalı tahminlerini yapmak için FE modeli geliştirilmiştir; 2) FE sonuçları, uygulanacak reaksiyon kuvvetlerini tahmin ederek ve bunların aktüatör sistemi kapasiteleriyle uyumluluğunu doğrulayarak test düzeneği ve ekipman tasarımının kontrolü amacıyla kullanılmıştır.



Şekil 6.26: Yapının FE modeli

FE modellemesi için kullanılan strateji, karma olarak kullanılan yığılı ve yayılı plastisite yaklaşımına dayandırılmıştır. Daha özel belirtmek gerekirse, geometri ve malzeme açısından doğrusal-olmayan davranışı yayılmış plastisite yaklaşımıyla hesaba katmak için kirişler ve kolonlar elastik-olmayan kuvvet-tabanlı elemanlarla modellenmiştir (OpenSees'de *forceBeamColumn elemanı*). Her bir eleman, en az 120 fibere yeniden bölünmüş olarak beş entegrasyon kesitiyle karakterize edilmiştir. Bu da, malzeme özellikleri bilgisinden yola çıkarak eğrilikler ve iç etkilerin değerlendirilmesinde iyi bir doğruluk seviyesi sağlar. Test düzeneğindeki aktüatörler ile eylemsizlik kuvvetlerinin uygulanma noktalarını modellemek için açıklıkların ortasının 65 mm altına noktasal yığılı kütleler yerleştirilmiştir.

Birleşimler için çok rafine bir birleşim modellemesi kullanılmıştır. Model, dönme merkezini sabitleyen T-elemanının yerleştirildiği üst kiriş başlığı seviyesine yerleştirilmiş bir mafsal içermektedir. Dolayısıyla model, dönme merkezinin fiziksel konumuyla uyumludur. Ayrıca, yatay ötelemeli elastik-olmayan kuvvet-deplasman yasasına sahip bir *zeroLength eleman(sıfır uzunlukta eleman)* da sürtünmeli sönümleyicinin orta eksenine yerleştirilmiştir (**Error! Reference source not found.**).



Şekil 6.27: Kiriş-kolon birleşimi FE modeli (rafine model)

Özellikle, ötelemeli kuvvet-deplasman yasasına sahip yay, girdi parametreleri Şekil 6.28'de gösterilen *uniaxialmaterial Hysteretic* (tek eksenli malzeme Histeretik) eleman ile sağlanmıştır; bu parametreler de birleşimin doğrusal olmayan davranışını modelleyecek altı noktanın koordinatlarından oluşmaktadır. Ayrıca, $\mu^{-\beta}$ ile verilen bir faktöre göre, sünekliğe bağlı bozulması olan bir yük boşaltma rijitliği modellemek de mümkündür.



Şekil 6.28: Tek eksenli Histeretik malzeme: parametreler

Tablo 6.6: Tek eksenli Histeretik	: malzeme:	parametreler
-----------------------------------	------------	--------------

Nokta	d (mm)	F (kN)
3n	-170.00	-236.00
2n	-10.00	-235.00
1n	-0.02	-234.00

	0.00	0.00
1p	0.02	234.00
2p	10.00	235.00
3p	170.00	236.00

Analiz edilen duruma atıfta bulunursak, akma kuvvetinin sürtünme aygıtlarının kayma kuvvetine eşit olduğu ($F_{cf,Sd} = 234 \text{ kN}$) ve göz ardı edilebilir bir elastik-sonrası pekleşme varsayılarak simetrik üç doğrudan oluşan(trilineer) kuvvet-deplasman yasası uygulanmıştır. Açıklığa kavuşturmak adına, β faktörü 0'a eşit olacak şekilde sabitlenirken noktaların koordinatları Tablo 6.6'da bildirilmiştir.

Error! Reference source not found.'de belirtildiği gibi, modelin farklı parçalarını birleştirmek için rijit elemanlar kullanılmıştır.

Yer hareketini girdi olarak atamak için yapının tabanındaki ivmeler uygulanmıştır. Kullanılan zaman-geçmişleri 0.01 s'e eşit bir zaman adımı ile karakterize edilmiştir. Hareket denklemi, pseudo- dinamik test sırasında yapıldığı gibi bir Rayleigh yaklaşımıyla, tüm testlerde %1'e eşit sönüm değerinin belirlendiği Newmark algoritması kullanılarak çözülmüştür.

Birleşimin önerilen modelleme yaklaşımının, bu çözüm ile pseudo-dinamik testlerde olduğu gibi sürtünme sönümleyicilerinin aktivasyonu tahmin edilemediği için, birleşimin eğilme davranışının dönme yayına yoğunlaştırılmasından oluşan basit yaklaşıma göre daha güvenilir olduğu kanıtlanmıştır. Bunun yerine, rafine yaklaşım ise birleşimlerin gerçek mekanik davranışını dikkate alabilmektedir.

Binanın genel sismik davranışı ile ilgili sonuçlar Tablo 6.7'de bildirilmiştir. En büyük kat deplasmanları açısından görülen saçılmalar %25'in altındadır. Ayrıca, **Error! Reference source not found.**'da gösterildiği gibi deplasmanların zaman-geçmişleri uyumludur ve bu da gerçeğe daha uygun bir modelleme olduğunu doğrular.

Test	Aktüatör kuv	vvetleri (kN)	En büyük kat deplasmanı (mm)		
Test	(L-1)	(L-2)	(L-1)	(L-2)	
1 – Pseudo	339	326	73	104	
1 - Sim. 2	250	232	58	119	
1 - Hata (%)	-26	-29	-21	14	
2 - Pseudo	282	257	79	112	
2 - Sim. 2	237	223	59	133	
2 - Hata (%)	-16	-13	-25	18	
3 - Pseudo	220	222	41	75	
3 - Sim. 2	228	215	36	92	
3 - Hata (%)	4	-3	-12	22	
4 - Pseudo	390	255	56	89	
4 - Sim. 2	240	214	43	103	
4 - Hata (%)	-38	-16	-23	15	

Tablo 6.7: Aktüatörlerin kuvvet ve kat deplasmanlarının deneysel ve sayısal karşılaştırması

T = -4	Aktüatör kuv	vvetleri (kN)	En büyük kat deplasmanı (mm)		
Test	(L-1)	(L-2)	(L-1)	(L-2)	
5 - Pseudo	340	270	72	112	
5 - Sim. 2	266	242	58	126	
5 - Hata (%)	-22	-10	-20	12	



Şekil 6.29: Çatı deplasmanları: Test 1 (sol) ve Test 3 (sağ)

Ayrıca, taban kesme kuvvetine ilişkin doğru tahmin **Error! Reference source not found.**'da gösterilmiştir.



Şekil 6.30: Taban: Test 1 (sol) ve Test 2 (sağ)

Error! Reference source not found.'de deneysel sonuçlar ve sayısal simülasyonlar arasındaki karşılaştırma 1A birleşiminin maruz kaldığı eğilme momentleri ve dönmelere referans verilerek sunulmuştur. Eğilme momentleri bakımından maksimum dağılmalar -14 ve +28% arasında değişir. Bu birleşim modelleme yaklaşımı kullanımının sağladığı temel fayda, modelin sürtünme sönümleyicilerinin gerçek aktivasyonunu yakalamasıdır (**Error! Reference source not found.**). Ancak, kullanılan birleşim modelleme yaklaşımından bağımsız olarak, deneysel ve sayısal sonuçlar arasındaki dağılımlar ihmal edilebilir değildir, bu da yapıların sismik doğrusal-olmayan davranışını tahmin etmede çok sayıda belirsizlik kaynağından dolayı yaşanan zorlukları ispatlamaktadır. Özellikle belirtmek gerekirse, incelenen durumda, önemli bir etki kesinlikle sönümleyicilerin sürtünme katsayısındaki rastgele değişkenlikten ve bulonların gerçek ön

yüklemesinin kontrolünden kaynaklanmakta, her ikisi de sürtünmeli sönümleyicilerin kayma direncini ve sismik hareket altında kaymalarına karşılık gelen süreyi etkilemektedir.

Son olarak, tüm deprem dizisinin ardından kiriş-kolon birleşimlerinin pratikte herhangi bir hasar göstermediğinin altını çizmekte fayda vardır. Bu durum, çevrimsel yükleme koşulları altında yapılan deneysel testler sırasında kiriş-kolon birleşimleri alt-sistemlerinin göstermiş olduğu davranışı doğrulamaktadır [9]. Sadece dönme merkezine yakın bulonlu T-elemanının gövdesinde küçük bir akma meydana geldiği için bunlar düşük hasarlı birleşimler olarak anılabilir. Benzer küçük bir akma sürtünmeli sönümleyiciyi kolon başlığına bağlayan köşebentlerde de meydana gelmiştir [9]. Bunun aksine, aynı deprem dizisine maruz kalan ZKK'li uzatılmış alın levhalı birleşimlerle donatılmış aynı bina [5], sismik dizinin sonunda, zayıflatılmış kiriş kesit bölgesindeki kiriş başlıklarının çatlaması ve bazı birleşimlerde kirişi alın levhasına bağlayan kaynakların kırılmasından dolayı birleşimde göçme olmuştur.

Test	Dönma (nad)	Momen	t (kNm)	Enorii (kNm)	
Test	Donne (rau)	Negatif	Pozitif	Enerji (kivin)	
2 - Pseudo	17.03	118.36	90.98	4.14	
2 - Sim. 2	10.52	103.50	103.93	2.15	
2 - Hata (%)	-38	-13	14	-48	
3 - Pseudo	3.74	99.24	74.11	0.34	
3 - Sim. 2	0.65	85.63	103.53	0.07	
3 - Hata (%)	-83	-14	40	-81	
4 - Pseudo	4.61	107.55	87.42	2.64	
4 - Sim. 2	2.53	103.60	98.49	0.26	
4 - Hata (%)	-45	-4	13	-90	
5 - Pseudo	12.58	113.82	81.36	5.69	
5 - Sim. 2	7.42	103.80	103.74	1.98	
5 - Hata (%)	-41	-9	28	-65	

Tablo 6.8: 1A birleşiminin deneysel ve sayısal karşılaştırması (Pseudo testler ve Sim. 2)



Şekil 6.31: Histeretik eğriler (1A birleşimiı): Test 2 (sol) ve Test 5 (sağ)

6.6 SİSMİK PERFORMANSLARIN KARŞILAŞTIRMASI

Bu bölümde iki deneysel kampanya ile elde edilen temel sonuçların karşılaştırması bildirilmektedir.

Error! Reference source not found.'da her bir kampanyada izlenen kat deplasmanları ve taban kesme kuvveti rapor edililmiştir: FREEDAM birleşimleri ile donatılmış yapının daima daha düşük bir taban kesme kuvveti olduğunu gözlemlemek mümkündür. Bu, sürtünme aygıtlarıyla donatılmış yapının kolonlara aktarabildiği eğilme momentlerinin kısıtlı olmasından kaynaklanmaktadır. Ancak, bu eğilim en büyük kat deplasmanlarına bakıldığında gözlemlenemez.

	_		Deplasman	Taban kesme (kN)			
	-	Çekme		İtme		Columa	İtme
		Seviye 1 Seviye 2		Seviye 1	Seviye 1 Seviye 2		
Imporial Vallay	ZKK	-79	-150	44	88	-751.33	667.09
Imperiar vaney	FREEDAM	-73	-104	65	103	-536.88	477.20
Crutte la	ZKK	-17	-34	85	171	-652.47	670.44
Spitak	FREEDAM	-53	-84	79	112	-446.98	469.73
	ZKK	-29	-66	40	83	-444.42	555.15
Yapay	FREEDAM	-41	-75	38	52	-271.62	346.79
Santa Barhara	ZKK	-48	-99	41	85	-585.66	592.36
Santa Dal Dal a	FREEDAM	-56	-89	52	70	-388.06	483.42
Coalinga	ZKK	-47	-94	62	129	-629.71	612.24
	FREEDAM	-72	-112	61	85	-439.24	459.37

Tablo 6.9: Kat deplasmanları ve taban kesme kuvveti açısından deneysel kampanyaların karşılaştırılması

Ayrıca, FREEDAM birleşimleri, etkiyen yer hareketin aşağıdaki iki tepe noktası arasında yapısal davranışı elastik hale getirmektedir: ikinci kampanyada testler boyunca gözlemlenen deplasman aralığının azalmasının nedeni budur. Son olay tüm testler için bir genel geçerliliğe sahiptir ancak Şekil 6.32'de Test 1, 2 ve 5 için bildirilmiştir. Ayrıca, Şekiller sürtünme aygıtlarının yapının kendi kendine yeniden merkezlenmesini garantilemediğinin de altını çizmektedir.



Şekil 6.32: İkinci kat seviyesi kat deplasmanları ve taban kesme arasındaki karşılaştırma

Basitlik adına, analiz edilen birleşimlerin gösterdiği lokal yapısal davranış herhangi bir teknik sorunun meydana gelmediği en çok kullanılan birleşime referans verilerek bildirilmiştir; 1A birleşimi seçilmiş ve PGA(en büyük yer ivmesi) 0.8g'ye eşit olacak biçimde Spitak ve Coalinga depremlerine atıfta bulunularak karşılaştırma yapılmıştır. Bu birleşim ve etkiyen harekete ilişkin tartışmalar, diğerlerinin tümü için de benzer şekildedir. **Error! Reference source not found.**'den ZKK birleşiminin daha yüksek eğilme momentine dayanabildiği ve daha yüksek dönme talebini karşılayabildiği gözlemlenebilir: sırasıyla 120 kNm'ye kıyasla 240 kNm ve 0,013 rad'a kıyasla yaklaşık 0,027 rad. Bununla birlikte, karşılaştırılan iki birleşimin aynı enerjiyi tükettiği kanıtlanabilir. Bunun nedeni FREEDAM birleşiminin davranış gösterdiği optimum yol

olarak, aynı zamanda yapının yüksek miktarda enerji tüketme olasılığını engellemeden düşük seviyelerde gerilme altında bırakması ve daha rijit hale gelmesine olanak tanımasıdır.

Önceki ifadeler birinci kata ait birleşimlerr için geçerliyken, ikinci kat seviyesinde bulunanlar esas olarak elastik davranış göstermekte ve bu nedenle burada bildirilmemektedir.



Şekil 6.33: 1A Birleşimi: histeretik eğriler ve tüketilen enerji

6.7 KAYNAKÇA

- [1] Magonette, G., Pegon, P., Buchet, P., Advanced Testing Techniques at the ELSA-JRC Reaction Wall (1998).
- [2] Molina, F. J., Buchet, Ph., Magonette, G. E., Negro, P., Bidirectional pseudodynamic techinique for testing a three-storey reinforced concrete building (2004) Proc. Of 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Paper N., 75.
- [3] Tsai, K., Weng, Y., Lin S. L., Pseudo-dynamic test of a full-scale CFT/BRB frame (2004) 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Paper No. 750.
- [4] CEN (2005) EN 1998-1 Eurocode 8: Design of Structures for Earthquake Resistance.Part 1: General Rules, Seismic Actions and Rules for Buildings, CEN, European Committee for Standardization, 2005.
- [5] CEN (2005) EN 1998-3: Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance –
 Part 3: Assessment and retrofitting of buildings, CEN, European Comsmittee for Standardization, 2005.
- [6] Di Benedetto, S., Francavilla, A.B., Latour, M., Ferrante Cavallaro, G., Piluso, V., Rizzano, G. Pseudo-dynamic testing of a full-scale two-storey steel building with RBS connections (2020) Engineering Structures, 212.
- [7] CEN [2005]: EN 1993-1-8 Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part 1-8: Design of Joints, CEN, European Committee for Standardization, 2005.
- [8] AISC Steel Design Guide, Murray, T. M., Summer, E. A., Extended End-Plate Moment Connections. Seismic and Wind Applications, 2003.
- [9] Meng, R. L., Design of moment end-plate connections for seismic loading (1996) Ph.D. Thesis, College of Architecture and Urban Studies, The Virginia Polytechnic Institute and State University, USA.
- [10] Francavilla, A.B., Latour, M., Piluso, V., Rizzano, G., Design criteria for beam-tocolumn connections equipped with friction devices, Journal of Constructional Steel Research, 172 (2020) 106240.
- [11] SeismoSoft (2016). SeismoStruct 2016 A computer program for static and dynamic analysis of framed structures.
- [12] Iannone, F., Latour, M., Piluso, V. and Rizzano, G., Experimental Analysis of Bolted Steel Beam-to-Column Connections: Component Identification (2011) J. Earthq. Eng., vol. 15, no. 2, pp. 214–244.
- [13] Sivaselvan, M. V., Reinhorn, HYSTERETIC MODELS FOR DETERIORATING INELASTIC STRUCTURES (2000) J. Eng. Mech., vol. 126, no. June, pp. 633–640.
- [14] Chisari, C., Francavilla, A. B., Latour, M., Piluso, V., Rizzano G., Amadio, C., Critical issues in parameter calibration of cyclic models for steel members (2017) Engineering Structures, vol. 132, pp. 123-138
- [15] McKenna, F., OpenSees: A Framework for Earthquake Engineering Simulation, Computing in Science and Engineering (2011) 13, 58-66.