

FREEDAM-PLUS

Valorisatie van kennis voor FREE from DAMage staal verbindingen

Subsidieovereenkomst nummer:800321-2020

Seismisch Ontwerp van Staalconstructies met FREE from DAMage verbindingen

Deel I: Informatieve Documenten

Auteurs:

Ir. M. Hahury Prof.dr. M. Veljkovic

LANGUAGE: NEDERLANDS



INFORMATIEVE DOCUMENTEN: Seismisch Ontwerp van Staalconstructies met schadevrije verbindingen

Dit document is de vertaling in het Nederlands van de informatieve documenten over FREE FREE from DAMage stalen verbindingen (FREEDAM-verbindingen) die zijn ontwikkeld in het RFCS FREEDAM – FREE from DAMage Joints (RFSR-CT-2015-00022) project. Deze vertaling maakt deel uit van het project RFCS FREEDAM-PLUS – Valorisatie van kennis voor FREE from DAMage stalen verbindingen (Subsidieovereenkomst nummer: 899321-2020), en werd vertaald door Milco Hahury met supervisie van Milan Veljkovic van de Technische Universiteit Delft.

Informatieve documenten (Engelse versie):

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 (Universidadeof Coimbra, Portugal)Jean-Pierre Jaspart, Jean-Francois Demonceau (UniversitedeLiege, Belgium)

Deelnemende organisaties

De organisaties die aan het FREEDAM-PLUS-project deelnemen zijn de volgende: Universidade de Coimbra Universita Degli Studi di Salerno Universita Degli Studi Di Napoli

Universidade de Combra	Universita Degn Studi di Salerno	Federico II
Paço das Escolas, Coimbra, 3001	Via Giovanni Paolo II, 132,	Corso Umberto I, 40, Napoli
451 Portugal	Fisciano SA, 84084 Italy	80138 Italy
www.uc.pt	www.unina.it	www.unina.it
Universite de Liége	Universitatea Politehnica	European Convention For
	Timisoara	Constructional Steelwork
Place Du 20 AOUT, 7, Liége, 4000	Piata Victoriei 2 Timisoara 300006	Avenue Des Ombrages 32/20
Belgium	Romania	32 Bruxelles 1200 Belgium
www.uliege.be	www.upt.ro	www.steelconstruct.com
Ozyegin Universitesi	National Technical University Of	Ceske Vysoke Uceni Technicke V
Nisantepe Mah Orman Sok 13,	Athens	Praze
Alemdag Cekmekoy Istanbul 34794	Heroon Polytechniou 9 Zographou	Jugoslavskych Partyzanu 1580/3
Turkey	C, Athina 15780 Greece	Praha 160 00 Czech Republic
www.ozyegin.edu.tr/eng	www.ntua.gr	www.cvut.cz/en
Institut National Des Sciences	Technische Universiteit Delft	Univerza V Ljubljani
Appliquees De Rennes		
Avenue Des Buttes De Coesmes 20	Stevinweg 1Delft, 2628 CN	Kongresni TRG 12 Ljubljana
Rennes Cedex 7, 35708 France	Netherlands	1000 Slovenia
www.isna-rennes.fr	www.tudelft.nl	<u>www.uni-lj.si</u>
Rheinish-Westfaelische	Universitet Po Architektura	Universitat Politecnica De
Technische Hochschule Aachen	Stroitelstvo I Geodezija	Catalunya
Templergraben 55 Aachen, 52062	Hristo Smirnenski BLVD 1, Sofia,	Calle Jordi Girno 31 Barcelona
Germany	1046 Bulgaria	08034 Spain
www.rwth-aachen.de	www.uacg.bg	www.upc.edu

INHOUDSOPGAVE

FIG	URI	ENLI	JST	FOUT! BLADWIJZER NIET GEDEFINIEERD.			
TABELLENLIJST				FOUT! BLADWIJZER NIET GEDEFINIEERD.			
SYN	ABO	DLEN	LIJST	16			
1	.1	INTRO	DDUCTIE	20			
1	.2	NADE	ELEN VAN TRADITIONELE VERBINDINGEN	25			
1	.3	SLIM	ME VERBINDINGEN	30			
	1.3	8.1	Slimme verbindingen met hysterese dempers	30			
	1.3	3.2	Slimme verbindingen met knik beperkende schoren	33			
	1.3	3.3	Slimme verbindingen met wrijvingsdempers	37			
1	.4	Zelf	-CENTRERENDE VERBINDINGEN	43			
1	.5	BRON	INEN	45			
2	O	NTW	IKKELING VAN FREEDAM DEMPERS	49			
2	.1	INTRO	DDUCTIE	49			
	2.1	1.1	Passieve systemen op basis van het gebruik van wr	ijvingsdempers 49			
2	.2	Sele	CTIE VAN MATERIALEN VOOR DE ONTWIKKELING VAI	N WRIJVINGSKUSSENS 53			
	2.2	2.1	Basis wrijvingstheorie	53			
	2.2	2.2	Wrijvingsmaterialen getest tijdens het onderzoeksp	roject FREEDAM 56			
2	.3	Gedr	AG ONDER CYCLISCHE BELASTINGSOMSTANDIGHEDI	EN 60			
	2.3	8.1	Experimentele opstellingen	60			
	2.3	8.2	Samenvatting van de testresultaten	63			
2	.4	VOOF	RSPANNINGSVERLIEZEN TIJDENS DE LEVENSDUUR	78			
	2.4	4.1	Introductie	78			
	2.4	4.2	Korte termijn voorspan verliezen	81			
	2.4	4.3	Middellange termijn voorspan verliezen	83			
	2.4	4.4	Lange termijn voorspan verliezen	84			
2	.5	Ontv	VERP EN GEAVANCEERDE MODELLERING VAN WRIJVI	NGSDEMPERS 86			
	2.5	5.1	Ontwerpwaarden van de wrijvingscoëfficiënt- en re	egressiemodellen 86			
2	.6	BRON	INEN	89			
3	O	IWTN	IKKELING VAN FREEDAM VERBINDINGEN	92			
3	.1	INTRO	DDUCTIE	92			
3	.2	Expe	RIMENTELE PROEVEN OP EXTERNE VERBINDINGEN	94			
	3.2	2.1	Beschrijving van de proefopstelling	94			
	3.2	2.2	Resultaten van de experimentele proeven	100			
3	.3	Expe	RIMENTELE PROEVEN OP INTERNE VERBINDINGEN	106			
	3.3	8.1	Proefopstelling en experimenteel programma	106			
	3.3	3.2	Resultaten van de experimentele proeven	109			
3	.4	Conc	CLUSIES	113			
3	.5	BRON	INEN	114			
4	EI	NDIC	GE-ELEMENTEN MODELLERING VAN FREI	EDAM DEMPERS EN VERBINDINGEN 117			
4	.1	INTRO	DDUCTIE	117			

	4.2	EINI	DIGE-ELEMENTEN MODELLERING VAN FREEDAM DEMPERS	118
	4.	2.1	Modellering aannames	118
	4.	2.2	Validatie en discussie van de resultaten	122
	4.3	FE-N	IODELLERING VAN FREEDAM VERBINDINGEN	127
	4.	3.1	Modellering aannames	127
	4.	3.2	Validatie en discussie van de resultaten: externe verbindingen	129
	4.	3.3	Validatie en discussie van de resultaten: interne verbindingen	132
	4.4	SAM	ENVATTING VAN NIEUWE INFORMATIE VOOR ONTWERPCODES	134
	4.	4.1	Dwarskracht in de T- en L-stuk verbindingen	134
	4.	4.2	Invloed van de klemkracht	137
	4.	4.3	Invloed van de wrijvingscoëfficiënt	140
	4.5	BRO	NNEN	141
5	G	EDR	AG ONDER STOOTBELASTING	143
	5.1	Intr	ODUCTIE	143
	5.2	FRE	EDAM DEMPERS ONDER STOOTBELASTING	144
	5.	2.1	Beschrijving van de geteste proefstukken en experimenteel programma	144
	5.	2.2	Beschrijving van de proefopstelling	146
	5.	2.3	Resultaten van de experimentele proeven	147
	5.	2.4	Simulatie van de testresultaten	149
	5.3	FRE	EDAM VERBINDING ONDER STOOTBELASTING	151
	5.	3.1	Geteste typologieën	151
	5.	3.2	Studies naar externe verbindingen	152
	5.	3.3	Studies naar interne verbindingen	156
	5.4	SAM	ENVATTING VAN NIEUWE INFORMATIEVE VOOR ONTWERPVOORSCHRIFTEN	166
	5.5	BRC	NNEN	167
6	S	EISM	ISCHE SIMULATIE BIJ PSEUDO-DYNAMISCHE PROEVEN	170
	6.1	INTR	ODUCTIE	170
	6.2	MOD	ELBOUW	171
	6.3	PSEU	IDO DYNAMISCH BEPROEVEN VAN HET MODELGEBOUW MET RBS VERBINDINGEN	174
	6.	3.1	Imperial Valley ($PGA = 1.10g$)	174
	6.	3.2	Spitak (PGA = 0.80g)	175
	6.	3.3	Kunstmatige opname ($PGA = 0.50g$)	176
	6.	3.4	Santa Barbara ($PGA = 0.80g$)	177
	6.	3.5	Coalinga (PGA = 0.80g)	177
	6.4	PSEU	IDO DYNAMISCH BEPROEVEN VAN HET MODELGEBOUW MET FREEDAM VERBINDINGEN	180
	6.	4.1	Imperial Valley ($PGA = 1.10g$)	180
	6.	4.2	Spitak (PGA = 0.80g)	181
	6.	4.3	Kunstmatige opname ($PGA = 0.50g$)	182
	6.	4.4	Santa Barbara ($PGA = 0.80g$)	183
	6.	4.5	Coalinga (PGA = 0.80g)	184
	6.5	NUM	ERIEKE SIMULATIE VAN DE SEISMISCHE RESPONS	185
	6.	5.1	Constructie met RBS verbindingen	185
	6.	5.2	Constructie met FREEDAM verbindingen	191

6.6	VERGELIJKING VAN SEISMISCHE PRESTATIES	196
6.7	BRONNEN	198

FIGURENLIJST

Figuur 1.1: Vergelijking tussen verschillende ontwerpstrategieën
Figuur 1.2: Gedrag van de componenten van de verbinding ontworpen met het kolomlijf op afschuiving als zwakste verbindingscomponent [25]
Figuur 1.3: Moment-rotatie cyclische respons van de verbinding ontworpen met het kolomlijf op afschuiving als zwakste verbindingscomponent[25]
Figuur 1.4: Moment-rotatie cyclische respons van een verbinding met gereduceerde liggersnede [25]
Figuur 1.5: Moment-rotatie cyclische respons van een dubbele gesplitste T-stuk verbinding ontworpen met geboute T-stukken als zwakste verbindingscomponent [25]
Figuur 1.6: Kolom-liggerverbinding voorzien van een spleetdemper [28]
Figuur 1.7: Ontwerpcriteria voor verbindingen voorzien van spleetdempers
Figuur 1.8: Experimentele testresultaten van verbindingen voorzien van spleetdempers 32
Figuur 1.9: Kolom-ligger verbindingen voorzien van knik beperkende schoren [29]
Figuur 1.10: Constructiedetail van de "volledig stalen" knik beperkende schoren gebruikt als hysterese demper[29]
Figuur 1.11: Krachtverdeling in kolom-liggerverbindingen voorzien van bovenste en onderste knik beperkende schoren [29]
Figuur 1.12: Krachtverdeling in kolom-liggerverbindingen voorzien van onderste knik beperkende schoren [29]
Figuur 1.13: Moment-rotatie cyclische respons van kolom-liggerverbindingen voorzien van knik beperkende schoren [29]
Figuur 1.14: Concept en ideale krachtverplaatsingsgedrag van een symmetrische wrijvingsverbinding
Figuur 1.15: Concept en ideale krachtverplaatsingsgedrag van een asymmetrische wrijvingsverbinding
Figuur 1.16: Boutschacht gedrag in dubbele kromming
Figuur 1.17: Schuifscharnier met asymmetrische wrijvingsverbindingen [36, 43]
Figuur 1.18: Cyclisch gedrag van schuifscharnierverbindingen met asymmetrische wrijvingsverbindingen [43]
Figuur 1.19: a) Configuratie met horizontale demper;
Figuur 1.20: Testen van een verbinding voorzien van een horizontale wrijvingsdemper
Figuur 1.21: Testen van een verbinding voorzien van een verticale wrijvingsdemper
Figuur 1.22: Zelf-centrerende verbindingen voorzien van wrijvingsdempers [48, 54]
Figuur 1.23: Componenten van een zelf-centrerende verbinding met wrijvingsdempers (links)
Figuur 2.1: Viskeuze dempers toegepast in de Rion-Antirion Bridge (Griekenland) - (Met dank aan: FIPMEC srl)

Figuur 2.2: Knik beperkende schoren geïnstalleerd in een geprefabriceerde constructie in Ancona (Italië) - (Met dank aan: FIPMEC srl)	n 9
Figuur 2.3: ADAS apparaat na testen	0
Figuur 2.4: Pall apparatuur geïnstalleerd in een enkele diagonale schoor in de Boeing Commercial Airplane Factory Everrett, Verenigde Staten- (Met dank aan: Dr Pall)50	g 0
Figuur 2.5: Eerste Japanse patent op anti-seismisch wrijvingsapparaat [11]5	1
Figuur 2.6: Concept van schuifscharnierverbinding met symmetrische wrijvingsapparatuu [12]	r 1
Figuur 2.7: Schuifscharnierverbinding met asymmetrische wrijvingsdempers van de prijswinnende Puni Village of Wellington - [13]	e 1
Figuur 2.8: Verschillen tussen echte en schijn contactoppervlakken [14]	2
Figuur 2.9: Slijtage door schuren [14]	2
Figuur 2.10: Conceptueel beeld van een FREEDAM verbinding	3
Figuur 2.11: FREEDAM kolom-liggerverbinding tijdens een laboratoriumtest	3
Figuur 2.12: Test op zacht staal [14] 4 bouten – Voorspanningsniveau van elke bout 210 kN 1 contactoppervlak	- 7
Figuur 2.13: Test op zacht staal [14[43] 4 bouten – Voorspanningsniveau van elke bout 210 kN - 2 contactoppervlakken	0 7
Figuur 2.14: Test op rubber M2 [43] 4 bouten – Voorspanningsniveau van elke bout 50 kN - 2 contactoppervlakken	2 8
Figuur 2.15: Broos falen van rubberen Wrijvingsvulplaten langs de netto doorsnede [43] 58	8
Figuur 2.16: Test op thermisch gespoten aluminium [40] 1 bout –2 contact oppervlakken wrijvingscoëfficiënt verstrekt door auteurs: 0.71	- 8
Figuur 2.17: Gedrag van thermisch gespoten aluminium [43] 4 bouten – Voorspanningsnivear van elke bout 50 kN - 2 contactoppervlakken	u 8
Figuur 2.18: Schematisch diagram van het elektrische boogspuit process (www.metco.com).59	9
Figuur 2.19: Schematisch diagram van het plasma spuit process (www.metco.com)	9
Figuur 2.20: Typische geometrie van het proefstuk	1
Figuur 2.21: Proefstuk in de machine	1
Figuur 2.22: Volgorde van aandraaien	1
Figuur 2.23: Typisch aanhaalmoment tegen Voorspanningsgrafiek	1
Figuur 2.24: Proefstukopstelling voor hoge snelheidsproeven	2
Figuur 2.25: Test machine	3
Figuur 2.26: Hysterese gedrag van M6 vulplaten64	4
Figuur 2.27: Hysterese gedrag van 3M vulplaten64	4
Figuur 2.28: Hysterese gedrag van M7 vulplaten64	4
Figuur 2.29: Beschadiging van de M6 vulplaten6	5
Figuur 2.30: Beschadiging van de 3M vulplaten6	5
Figuur 2.31: Typische grafiek van de boutkrachten60	б

Figuur 2.32: "Werkelijke" wrijvingscoëfficiënt tegen Cumulatieve verplaatsing: M6	66
Figuur 2.33: Hysterese gedrag M2 vulplaten	66
Figuur 2.34: Hysterese gedrag M3 vulplaten	66
Figuur 2.35: Hysterese gedrag M1 vulplaten	67
Figuur 2.36: Hysterese gedrag M3 vulplaten	67
Figuur 2.37: Werkelijke wrijvingscoëfficiënt –M4	67
Figuur 2.38: Boutkrachten – M4	67
Figuur 2.39: Beschadiging van de M1 vulplaten	68
Figuur 2.40: Beschadiging van de M4 vulplaten	68
Figuur 2.41: M6 vulplaten, 100% voorgespannen	68
Figuur 2.42: M6 vulplaten, 80% voorgespannen	68
Figuur 2.43: M6 vulplaten, 60% voorgespannen	69
Figuur 2.44: M6 vulplaten, 40% voorgespannen	69
Figuur 2.45: Boutkrachten degradatie (100% naar 40% voorspanning)	69
Figuur 2.46: Energieafvoer degradatie (100% naar 40% voorspanning)	69
Figuur 2.47: Invloed van de voorspanning op de wrijvingscoëfficiënt: M1 vulplaten	70
Figuur 2.48: Invloed van de voorspanning op de wrijvingscoëfficiënt: M4 vulplaten	70
Figuur 2.49: Invloed van de voorspanning op de wrijvingscoëfficiënt: M6 vulplaten	70
Figuur 2.50: Typische bout grafiek	71
Figuur 2.51: Verbinding met sluitringen of schijfveren	71
Figuur 2.52: Bout grafiek met vlakke ringen	71
Figuur 2.53: Bout grafiek met schijfveren	71
Figuur 2.54: M1 vulplaten met vlakke ringen	72
Figuur 2.55: M1 vulplaten met 3 schijfveren	72
Figuur 2.56: M1 vulplaten met 6 schijfveren	72
Figuur 2.57: M1 vulplaten met 9 schijfveren	72
Figuur 2.58: Boutkrachten met verschillende configuraties van ringen	73
Figuur 2.59: Effectieve dempingsdegradatie met verschillende configuraties van ringen	73
Figuur 2.60: Willekeurigheid in wrijvingscoëfficiënt – M1 vulplaten	74
Figuur 2.61: Willekeurigheid in wrijvingscoëfficiënt – M4 vulplaten	74
Figuur 2.62: Willekeurigheid in wrijvingscoëfficiënt – M6 vulplaten	74
Figuur 2.63: Willekeurigheid in snelheid – M4 vulplaten	75
Figuur 2.64: Invloed van snelheid – M1 vulplaten	75
Figuur 2.65: Invloed van snelheid – M4 vulplaten	75
Figuur 2.66: Invloed van snelheid op de initiële wrijvingscoëfficiënt – M6 vulplaten	75
Figuur 2.67: Afhankelijkheid degradatie van de wrijvingscoëfficiënt op de snelheid -	M1
vulplaten	76

Figuur 2.68: Afhankelijkheid degradatie van de wrijvingscoëfficiënt op de snelheid – M4 vulplaten
Figuur 2.69: Afhankelijkheid degradatie van de wrijvingscoëfficiënt op de snelheid – Mo
vulplaten
Figuur 2.70: Afhankelijkheid degradatie van77
Figuur 2.71: Afhankelijkheid degradatie van7
Figuur 2.72: Afhankelijkheid degradatie van de wrijvingscoëfficiënt op snelheden tot 400
mm/s – M6 vulplaten77
Figuur 2.73: Evolutie van de voorspanning over tijd78
Figuur 2.74: Lange termijn proef opstelling
Figuur 2.75: Middellange en korte termijn proef opstelling
Figuur 2.76: Op maat gemaakte schijfveer
Figuur 2.77: DIN 6796 M20 schijfveer79
Figuur 2.78: Onderzochte sluitring configuraties
Figuur 2.79: Korte termijn testresultaten
Figuur 2.80: Middellange termijn testresultaten
Figuur 2.81: Lange termijn testresultaten
Figuur 2.82: Aandraai volgorde
Figuur 2.83: Typisch aanhaalmoment tegen voorspankracht grafiek
Figuur 2.84: Aandraai volgorde
Figuur 3.1: Ontwerp van verbindingen voorzien van symmetrische wrijvingsdempers93
Figuur 3.2: Beproefde proefstukken (externe verbindingen): a) horizontale demper configuratie; b) verticale demper configuratie
Figuur 3.3: Experimentele opstelling: a) FJ-CYC01-FJ-CYC04; b) FJ-CYC05-FJ-CYC08 96
Figuur 3.4: Constructief schema: a) krachtwerking in een externe verbinding door seismische
belastingen; b) reproductieschema in het laboratorium97
Figuur 3.5: Verplaatsingsverloop van de bovenste vijzel volgens het AISC 346-10 belastingsprotocol
Figuur 3.6: Positie van de LVDTs: a) FREEDAM-CYC01; b) FREEDAM-CYC02
Figuur 3.7: Hystereselussen
Figuur 3.8: Proefstukken in de vervormde toestand: a) FJ-CYC01; b) FJ-CYC02; c) FJ CYC03; d) FJ-CYC04
Figuur 3.9: Positie van de meetinstrumenten - FREEDAM-CYC01103
Figuur 3.10: Positie van de meetinstrumenten - FREEDAM-CYC02
Figuur 3.11: Slipkracht tegen verplaatsing kromme van de wrijvingsdempers
Figuur 3.12: Lokale metingen FREEDAM-CYC01 – T-stuk en L-stukken
Figuur 3.13: Lokale metingen FREEDAM-CYC02 – T-stuk en L-stukken
Figuur 3.14: Voorspankracht in de bouten van de wrijvingsdemper 105

Figuur 3.15: FREEDAM-CYC02 proefstuk in de vervormde toestand aan het einde var proef	1 de 106
Figuur 3.16: Geteste proefstukken (interne verbindingen)	108
Figuur 3.17: Proefopstelling voor interne verbindingen (afmetingen in mm)	108
Figuur 3.18: Schema voor de berekening van de oplegreacties in de testopstelling	109
Figuur 3.19: Instrumentatie	109
Figuur 3.20: Moment-rotatiekrommen – Proefstukken met kleinere ligger	110
Figuur 3.21: Moment-rotatiekrommen – Proefstukken met IPE 450 ligger	111
Figuur 3.22: Vervorming van T-stuk en L-stukken	112
Figuur 3.23: Vervorming van T-stuk en L-stukken	112
Figuur 3.24: Boutkrachten	113
Figuur 4.1: Gegenereerde FE-modellen van overlapte schuifproefstukken: a) voorbeeld van net; b-i) subsamenstellingen met verschillend aantal schijfveren	119 het
Figuur 4.2: Werkelijke rek-spanning niet-lineaire eigenschappen	120
Figuur 4.3: Verplaatsingsgeschiedenis van de series UT-NV	120
Figuur 4.4: Experimenteel tegen beide impliciete en expliciete kracht-verplaatsing krom	men 121
Figuur 4.5: Schuiven tegen verplaatsing respons van de modellen NV-21-22-23-24	123
Figuur 4.6: Gesimuleerde tegen proef respons van overlapte schuifverbindingen met materiaal [NV-21-22-23-24]	M6 124
Figuur 4.7: De wrijvingscoëfficiënt krommen voor overlapte schuifverbindingen met mater M4 [NV-17-18-19-20]	riaal 124
Figuur 4.8: De wrijvingscoëfficiënt krommen voor overlapte schuifverbindingen met mater M4 [NV-17-18-19-20]	riaal 125
Figuur 4.9: Contactoppervlak tegen druk	126
Figuur 4.10: Contactoppervlak percentages voor verschillende voorspanningskoppels	126
Figuur 4.11: Contactoppervlak percentages voor verschillende voorspanningskoppels	127
Figuur 4.12: Kenmerken van of FE-modellen van kolom-liggerverbindingen met FREED dempers	AM 128
Figuur 4.13: Gemiddelde rek-spanningskromme van S355 staal	128
Figuur 4.14: Experimentele tegen numerieke resultaten in termen van buigend momer rotatie van de verbinding	nt – 130
Figuur 4.15: Experimentele tegen numerieke modellen na cyclische proef tot 5%	131
Figuur 4.16: Equivalente plastische schade (PEEQ) in de demper bouten	132
Figuur 4.17: Vergelijking tussen T en X verbindingen met console demper	133
Figuur 4.18: Vergelijking tussen T en X verbindingen met verticale rib demper	133
Figuur 4.19: Dwarskracht overgebracht door verschillende componenten	134
Figuur 4.20: Dwarskracht op de verbindingsvlak	135

Figuur 4.21: Verdeling van de dwarskracht in de verbonden elementen voor 0.04 rad demper rotatie
Figuur 4.22: PEEQ verdeling aan het einde van de cyclische analyse voor grote verbindingssamenstellingen
Figuur 4.23: Genormaliseerde gedissipeerde energie a) Wrijvingsenergie b) Plastische energie
Figuur 4.24: Invloed van de klemkracht op de buigend moment capaciteit
Figuur 4.25: De invloed van de wrijvingscoëfficiënt op de buigende momentweerstand 141
Figuur 5.1: FREEDAM proefstuk: Zijaanzicht 145
Figuur 5.2: Geteste proefstukken: Vooraanzicht (afmetingen in mm) 145
Figuur 5.3: Schets van de experimentele opstelling gebruikt voor stootproeven – Wrijvingsdemper proeven
Figuur 5.4: Typen stootproeven – Krachtsverloop schema147
Figuur 5.5: Experimentele kracht tegen verplaatsing krommen (Groep A, M1) 148
Figuur 5.6: Numerieke model van de wrijvingsdemper: Geometrie en randvoorwaarden 150
Figuur 5.7: Experimentele proeven tegen numerieke simulaties
Figuur 5.8: Invloed van de snelheid op het gedrag van de wrijvingsdemper
Figuur 5.9: Externe beproefde verbinding (Universiteit van Coimbra)
Figuur 5.10: Belangrijkste componenten van de interne verbindingen (Universiteit van Luik)
Figuur 5.11: Experimentele opstelling
Figuur 5.12: Experimentele rotatieverbinding gedrag: quasi-statisch tegen stoot proeven 154
Figuur 5.13: Verbinding na bezwijken: T-stuk 154
Figuur 5.14: FE modellen: Randvoorwaarden155
Figuur 5.15: M16 HV Bout modellering155
Figuur 5.16: FEM tegen Experimentele proeven
Figuur 5.17: Parametrische FEM resultaten156
Figuur 5.18: Stoot proef configuratie (helft van het proefstuk) met digitale afbeelding correlatie meting
Figuur 5.19: Proef terminologie
Figuur 5.20: Stootproef opstelling: Massa M1 (211kg) (b) en M2 (460 kg) (c) 158
Figuur 5.21: Kracht tegen verticale verplaatsing en moment tegen rotatie krommen verkregen door de statische proeven
Figuur 5.22: Stootproef resultaten – voorbeelden van verplaatsing tegen tijd metingen voor het punt 10C
Figuur 5.23: FE model detail en energie vergelijking162
Figuur 5.24: Vergelijking tussen een impliciete en expliciete simulatie van de statische proef
Figuur 5.25: Experimentele proeven tegen FE modellering

Figuur 6.1: Het modelgebouw en de verbindingen171
Figuur 6.2: Opbouw modelgebouw (met RBS verbindingen)
Figuur 6.3: Referentie systeem voor het ontwerp van de beproefde raamwerken
Figuur 6.4: Verplaatsing (links) en reactiekrachten (rechts) verloop voor proef 1
Figuur 6.5: RBS hysterese krommen (links) en globaal afgevoerde energie (rechts) voor Proef 1 (Momentvaste raamwerk-1)
Figuur 6.6: Verplaatsingsverloop (links) en moment-rotatie krommen (rechts)
Figuur 6.7: Verplaatsingsverloop (links) en moment-rotatie krommen (rechts)
Figuur 6.8: Verplaatsingsverloop (links) en moment-rotatie krommen (rechts)
Figuur 6.9: Hysterese krommen van bezweken RBS verbindingen (boven) en corresponderende schade patronen (beneden)
Figuur 6.10: Lasdetaillering RBS verbindingen
Figuur 6.11: Vloerverplaatsingen (links) en vijzelkrachten (rechts) van Proef 5
Figuur 6.12: Proef 1: vloer verplaatsingen (links) en reactiekrachten in de vijzels (rechts) 181
Figuur 6.13: Proef 2: vloerverplaatsingen (links) en reactiekracht vastgelegd in de vijzels (rechts)
Figuur 6.14: Proef 2: moment-rotatie krommen gerelateerd aan FREEDAM verbindingen behorende bij de momentvaste raamwerk-1
Figuur 6.15: Proef 3: vloerverplaatsingen (links) en reactiekrachten in de vijzels (rechts) 182
Figuur 6.16: Proef 3: moment-rotatie krommen gerelateerd aan FREEDAM verbindingen behorende bij de momentvaste raamwerk-1
Figuur 6.17: Proef 4: vloerverplaatsingen (links) en reactiekrachten in de vijzels (rechts) 183
Figuur 6.18: Proef 4: moment-rotatie krommen gerelateerd aan FREEDAM verbindingen behorende bij de momentvaste raamwerk-1
Figuur 6.19: Proef 5: vloerverplaatsingen (links) en reactiekrachten in de vijzels (rechts) 184
Figuur 6.20: Proef 5: moment-rotatie krommen gerelateerd aan FREEDAM verbindingen behorende bij de momentvaste raamwerk-1
Figuur 6.21: FREEDAM verbinding 1A aan het einde van de tweede experimentele campagne
Figuur 6.22: 3D model van het modelgebouw met RBS verbindingen
Figuur 6.23: Experimentele en numerieke moment-rotatie respons van de RBS
Figuur 6.24: Eindige elementenmodel van de RBS ligger verbindingssysteem
Figuur 6.25: Vergelijking van de hysterese lussen voor RBS-1A
Figuur 6.26: FE model van de constructie
Figuur 6.27: FE model van de kolom-liggerverbinding (verfijnd model)
Figuur 6.28: Uniaxialmaterial Hysterese: parameters
Figuur 6.29: Dak verplaatsingen: Proef 1 (links) en Proef 3 (rechts)
Figuur 6.30: Fundering: Proef 1 (links) en Proef 2 (rechts)
Figuur 6.31: Hysterese krommen (verbinding 1A): Proef 2 (links) en Proef 5 (rechts)

Figuur	6.32:	Vergelijking	tussen	de	2e	verdieping	vloerverplaatsingen	en	de	kolomvoet
afs	schuifk	racht				•••••				197
Figuur	6.33: V	/erbinding 1A	: hyster	ese	kror	nmen en ene	ergieafvoer			

TABELLENLIJST

Tabel 2.1: Korte termijn relaxatie configuratie FW	82
Tabel 2.2: Korte termijn relaxatie configuratie BW	82
Tabel 2.3: Korte termijn relaxatie configuratie 3DS	82
Tabel 2.4: Korte termijn relaxatie configuratie 3DSps	82
Tabel 2.5: Samenvatting van de middellange termijn proeven	84
Tabel 2.6: Resultaten van de regressiestudie	86
Tabel 2.7: Statistische variatie van de statische wrijvingscoëfficiënt	87
Tabel 2.8: Ontwerpwaarden van de wrijvingscoëfficiënten	88
Tabel 3.1: Verplaatsing belastingsverloop	98
Tabel 3.2: Vergelijking van experimentele en ontwerpwaarden voor wrijvingsmomenten 1	00
Tabel 3.3: Experimenteel programma 1	07
Tabel 4.1:Vergelijking tussen impliciete en expliciete analyses	21
Tabel 4.2: Identificatie van proefstukken met schijfveren	22
Tabel 4.3: Wrijvingsmateriaal eigenschappen 1	29
Tabel 4.4: Buigende momenten voor model FD 1-2-DS rekening houdend met de variatie v de klemkracht 1	an 39
Tabel 4.5: Buigende momenten voor model FD 2-2-DS rekening houdend met de variatie v de klemkracht 1	an 39
Tabel 4.6: Buigende momenten voor model FD 1-2-DS rekening houdend met de variatie v de wrijvingscoëfficiënt	an 40
Tabel 4.7: Buigende momenten voor model FD 2-2-DS rekening houdend met de variatie v de wrijvingscoëfficiënt	an 40
Tabel 5.1: Experimentele programma 1	45
Tabel 5.2: Samenvatting van de waarden van de dynamische wrijvingsfactors en degrada van de wrijvingsweerstand 1	tie 48
Tabel 5.3: Samenvatting van de waarden van de dynamische factors na het optreden van station 1	lip 48
Tabel 5.4: Experimenteel programma	53
Tabel 5.5: Stootproef etiket en belangrijkste eigenschappen	58
Tabel 5.6: Stootproef resultaten 1	61
Tabel 5.7: Dynamische toename factor berekening 1	62
Tabel 5.8: Vergelijking van FEM tegen experimenten 1	64
Tabel 5.9: Stootkracht schatting en dynamische toename factor 1	65
Tabel 6.10: Accelerogrammen gebruikt voor het uitvoeren van de proeven	73
Tabel 6.11: Belangrijkste experimentele resultaten (constructie met RBS verbindingen) 1	74

Tabel 6.12: Belangrijkste experimentele resultaten (constructie met FREEDAM verbindingen)
Tabel 6.13: Experimentele tegen analytische vergelijking van de afschuifkracht kolomvoet, 188
Tabel 6.14: Vergelijking met betrekking tot verbinding 1A
Tabel 6.15: Uniaxialmaterial Hysterese: parameters
Tabel6.16:Experimenteletegennumeriekevergelijkingvanvijzelkrachtenenvloerverplaatsingen
Tabel 6.17: Experimentele tegen numerieke vergelijking van verbinding 1A (PsD proeven tegen Sim. 2) 195
Tabel 6.18: Vergelijking tussen de experimentele campagnes in termen vloerverplaatsingen en afschuifkracht kolomvoet

SYMBOLENLIJST

-	
В	Breedte van de stutten
d_b	Liggerdiepte
d_{st}	Totale hoogte van demper tot bovenflens ligger
Ε	elasticiteitsmodulus
f_u	Uiterste spanning
f_{ub}	Uiterste boutspanning
f_y	Vloeispanning
F_{slip}	Slipweerstand bout
h	Hoogte tussen de verdiepingen
H'	Equivalente hoogte stut
H_T	Totale hoogte stut
l_b	Lengte ligger
l_{b1}	Lengte buiging-afschuiving staaf 1
l_{b2}	Lengte buiging-afschuiving staaf 2
l_c	Lengte kolom
$M_{b,Cd}$	Buigend moment capaciteit spleetdemper
$M_{b,Rd}$	Ontwerp moment weerstand ligger
$M_{bolt,Rd}$	Ontwerp buigweerstand
n_b	Aantal bouten
n_s	Aantal contactvlakken
N_b	Voorspankracht bouten
N_{slip}	Slipweerstand verbinding
N_y	Elastische normaalweerstand
P_y	Elastische weerstand spleetdemper
P_u	Uiterste weerstand spleetdemper
t	Dikte
$V_{bolt,Rd}$	Ontwerp schuifweerstand
δ_y	Verplaatsing bij vloeien spleetdemper
μ	Wrijvingscoëfficiënt

De volgende symbolen zijn gebruikt in Hoofdstuk 1:

De volgende symbolen zijn gebruikt in Hoofdstuk 2:

Α	Werkelijke cont	actoppervlak
---	-----------------	--------------

<i>A_{bolt}</i> Oppervlak bout
--

d_b	Diameter bout
d_{i}	Verplaatsing tijdens test
$d_{ m total}$	Cumulatieve verplaatsing
E	Elasticiteitsmodulus
f_y	Vloeispanning
f_u	Uiterste spanning
$f_{ m ub}$	Uiterste bout spanning
F	Totale wrijvingskracht
F_A	Wrijvingskracht door adhesie
F_P	Wrijvingskracht door ploegen
$F_{\rm slip,i}$	Slipkracht tijdens test
F _{preload}	Voorspankracht
h	Hoogte oneffenheid
k	Aanspanfactor
n	Aantal oneffenheden
n _{bolts}	Aantal bouten
n _{surfaces}	Aantal wrijvingsoppervlakken
Ν	Normaalkracht
N_0	Initiële bout voorspankracht
$N_{\rm cell}$	Voorspankracht in de donut meetcel
Р	Contactdruk
r	Halve breedte oneffenheid
S	Kracht per oppervlakte-eenheid
<i>s</i> ₀	Kritische schuifspanning
Т	Temperatuur
μ	wrijvingscoëfficiënt
μ_∞	Wrijvingscoëfficiënt bij oneindige druk
$\mu_{ ext{effective}}$	Effectieve wrijvingscoëfficiënt
$\mu_{ m actual}$	Actuele wrijvingscoëfficiënt
σ_0	Penetratiehardheid materiaal
V	Glijsnelheid

De volgende symbolen zijn gebruikt in Hoofdstuk 3:

F	Vijzelkracht
L_b	Lengte tussen verticaal steunpunt ligger en vlak kolom
L'b	Lengte tussen verticaal steunpunt ligger en rotatiecentrum verbinding
$L_{\rm c}$	Lengte tussen bovenkant kolom en scharnier aan de voet kolom

$M_{ m t}$	Moment verbinding
R	Reactiekracht
θ	Rotatie verbinding
δ:	Verplaatsing in het punt van krachtaanbrenging

De volgende symbolen zijn gebruikt in Hoofdstuk 4:

А	Contactoppervlak verkregen in FE-simulaties
$F_{\rm f}$	Wrijvingskracht gemeten tijdens de experimentele proef
F _{pre}	Normaalkracht gemeten tijdens de experimentele proef (voorspanning)
F _N	Normaalkracht verkregen in FE-simulaties
$M^{(+)}$	Doorbuigend moment
<i>M</i> ⁽⁻⁾	Opbuigend moment
N_{b}	Ontwerp voorspankracht in de bouten
Р	Contact druk verkregen in FE-simulaties
μ	Wrijvingscoëfficiënt
$\mu_{ m avg}$	Gemiddelde waarde van de dynamische wrijvingscoëfficiënt
$\mu_{ m dyn5\%}$	5% fractiel van de dynamische wrijvingscoëfficiënt
$\mu_{ m dyn}$ 95%	95% fractiel van de dynamische wrijvingscoëfficiënt
$\varGamma^{(+)}$	Variatie van het doorbuigende moment met parameter variatie
Γ ⁽⁻⁾	Variatie van het opbuigende moment met parameter variatie
$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$	De variatie tussen het opbuigende en doorbuigende moment capaciteit

De volgende symbolen zijn gebruikt in Hoofdstuk 5:

a _{cm}	Massamiddelpunt
a_{f}	Punt van krachtuitoefening
$A_{\rm s}$	Trekspanningsgebied bout
d	Diameter bout
d_{ϵ}	Rekvervorming
d_{t}	Tijdseenheid
DF	Dynamische factor
$E_{\rm act,imp}$	Werkelijke impactenergie
$E_{ m theo,imp}$	Theoretische impactenergie
$f_{ m ub}$	Uiterste boutspanning
$F_{\rm GR}$	Stootkracht geschat met grafische methode
F _{IT}	Maximale stootkracht berekend met impulsstelling
F _k	Kinematische slipkracht
Fp	Voorspankracht

$F_{\rm slip}$	Initiële slipkracht
F _{st}	Equivalente statische kracht
F _u	Uiterste weerstand
F_y	Elastische weerstand
g	gravitatieversnelling
h	Valhoogte
k	Aandraaifactor factor
т	Gewicht vallende massa
<i>M</i> _{slip}	Moment bij slip
$P_{i,imp}$	Gedragsparameter bij stootbelasting
P _{i,st}	Gedragsparameter bij quasi-statische belasting
R_E	Energieafvoer snelheid
S _{ini}	Initiële elastische stijfheid
t _{pulse}	Stoottijdspulse
$v_{act,imp}$	Werkelijke snelheid bij stootbelasting
v_{reb}	Snelheid van eerste stuit
$v_{the,imp}$	Theoretische snelheid bij stootbelasting
δ_{max}	Maximale doorbuiging
δ_{perm}	Permanente doorbuiging
δ_u	Vervormingscapaciteit na slip
μ	Wrijvingscoëfficiënt

1 SLIMME VERBINDINGEN VOOR SEISMISCH BESTENDIGE RAAMWERKEN: EEN KORT OVERZICHT

1.1 Introductie

Recent experimenteel onderzoek naar kolom-liggerverbindingen voor seismisch bestendige staalconstructies richt zich meer en meer op slimme verbindingen met het doel de constructieve schade bij destructieve seismische gebeurtenissen te beperken. Om deze reden wordt de aandacht van veel onderzoekers besteed aan kolom-liggerverbindingen voorzien van seismische dempers. Dergelijke dempers zorgen voor de afvoer van de energie die door de aardbeving wordt toegevoerd en vervangen daarom praktisch de afvoerende zones van traditionele momentvaste raamwerken, d.w.z. de balkuiteinden waar de ontwikkeling van plastische scharnieren doorgaans wordt verwacht. In principe kunnen alle typen seismische toegepast: hysterese dempers, dempers worden knik beperkende schoren, loden extrusiedempers, dempers vormgeheugenlegeringen, viskeuze dempers van en wrijvingsdempers. Dergelijke dempers kunnen niet alleen brede en stabiele hystereselussen opleveren, maar kunnen ook vrij gemakkelijk worden vervangen na destructieve seismische gebeurtenissen. Om deze reden kunnen kolom-liggerverbindingen voorzien van seismische dempers worden aangeduid als "slimme verbindingen".

Bovendien is de herstelbaarheid van constructies na zware grondbewegingen voornamelijk gerelateerd aan de hoeveelheid permanente vervormingen. Daarom houdt een modern onderwerp in de onderzoeksactiviteit naar slimme verbindingen verband met de mogelijkheid om gebouwen zelf-centrerend te maken en zo scheefstand te voorkomen na zware seismische gebeurtenissen.

Dit hoofdstuk geeft een kort overzicht van slimme verbindingen, waaruit blijkt hoe vitaal de onderzoeksactiviteit naar seismisch bestendige staalconstructies is, die steeds meer ook een kunst van constructieve detaillering wordt, met een groot aantal slimme oplossingen die betonconstructies niet kunnen bieden.

Het is algemeen bekend dat de verschillende strategieën voor het ontwerp van seismisch bestendige structuren kunnen worden gekaderd met het oog op de energiebalans. Volgens de traditionele strategie voor het seismisch ontwerp van bouwwerken [1-4] moet, in geval van frequente en incidentele seismische gebeurtenissen waarvan de terugkeerperiode vergelijkbaar is met de levenscyclus van bouwwerken, de energie die door de aardbeving wordt ingebracht volledig worden afgevoerd door middel van viskeuze demping. Daarom is de hysterese energie gelijk aan nul omdat, voor dergelijke seismische gebeurtenissen, de structuur moet worden ontworpen om binnen het elastische bereik te blijven. Omgekeerd, in het geval van zeldzame en zeer zeldzame seismische gebeurtenissen met een terugkeerperiode van ongeveer 500 jaar en zelfs meer, wordt het grootste deel van de energie die door de aardbeving wordt ingevoerd, afgevoerd door hysterese, maar leidt dit tot ernstige plastic tochten en gerelateerde constructieve schade. Dergelijke constructieve schade moet verenigbaar zijn met de buigzaamheid en het energieafvoer capaciteit van constructies, omdat, hoewel constructieve schade wordt aanvaard, instortingspreventie moet worden verzekerd en de bescherming van mensenlevens moet worden gewaarborgd.

In het bovenstaande kader, met betrekking tot stalen momentvaste raamwerken moet de constructie voldoende zijdelingse sterkte en stijfheid bezitten om bij frequente en occasionele seismische gebeurtenissen binnen het elastiek bereik te blijven. In het bijzonder is voldoende zijdelingse stijfheid nodig om de schade aan niet-constructieve onderdelen te beperken, wat een fundamentele eis is voor de controle op bruikbaarheidsgrenstoestanden. Omgekeerd, in geval van destructieve seismische gebeurtenissen, moeten momentvaste raamwerken zodanig worden ontworpen dat de aardbevingsenergie wordt afgevoerd aan de uiteinden van de liggers waar cyclische plastische buiging moet optreden. Daartoe wordt aanbevolen kolomliggerverbindingen te ontwerpen met voldoende oversterkte [5-7] ten opzichte van de verbonden liggers, rekening houdend met willekeurige materiaalvariabiliteit [6] en het optreden van rek-versteviging, om de volledige ontwikkeling van de uiterste buigweerstand van plastische scharnieren te garanderen [7]. Bovendien vereisen moderne seismische codes, zoals Eurocode 8, met het oog op het bevorderen van het plastisch aangrijpen van een zo groot mogelijk aantal afvoerende zones door een goede beheersing van de bezwijkmodus, de toepassing van hiërarchiecriteria om het vloeien van liggeruiteinden in plaats van kolomuiteinden te bevorderen. Tot op heden is de klassieke ontwerpfilosofie gebaseerd op de hiërarchie van "zwakke ligger"-"sterke verbinding"- "sterke kolom" op grote schaal toegepast in praktisch seismisch ontwerp [1-4] en biedt zeker enkele voordelen, zoals de ontwikkeling van vrij stabiele hystereselussen van afvoerende zones en het voorkomen van zwakkeverdiepingsmechanismen die, zoals bekend, absoluut moeten worden vermeden vanwege hun slechte energieafvoer capaciteit. Aan de andere kant heeft de traditionele ontwerpbenadering ook verscheidene nadelen [8-10].

Wat zware seismische gebeurtenissen betreft, is het grootste nadeel van de traditionele strategie inherent aan de strategie zelf. Enerzijds is constructieve schade weliswaar van essentieel belang om de door seismische gebeurtenissen opgewekte energie af te voeren, maar anderzijds is dergelijke constructieve schade de voornaamste bron van directe en indirecte verliezen die in de geïndustrialiseerde landen steeds ondraaglijker worden, zoals blijkt uit de omvang van de economische verliezen tijdens recente seismische gebeurtenissen.

Een ander nadeel, dat specifiek is voor stalen momentvaste raamwerken, is dat het gebruik van volledig sterke kolom-liggerverbindingen met de voorschriften vereiste oversterkte niet kosteneffectief is en een belangrijke last vormt wanneer voortdurend wordt geconcurreerd met constructieve oplossingen waarbij andere materialen worden gebruikt zoals, met name, gewapend beton. Om de gewenste prestaties van de verbinding te garanderen, is een aanzienlijke overdimensionering nodig, wat leidt tot het gebruik van extra lijfplaten, extra verstijvingsribben of afdekplaten of zelfs het gebruik van consoles.

Om het belangrijkste nadeel van de traditionele ontwerpstrategie, namelijk het optreden van constructieve schade, te verminderen, zijn de afgelopen decennia verschillende strategieën voorgesteld. Een strategie die zeer geschikt is voor toepassing op staalconstructies is de zogenaamde strategie van aanvullende energieafvoer, of passieve controle [11-15], waarbij de energie van de aardbeving wordt gedissipeerd door viskeuze demping of hysterese demping door middel van de introductie van energie-absorbers die in het algemeen worden geplaatst tussen paren van punten van de constructie waar hoge relatieve verplaatsingen of snelheden worden verwacht [12]. Van de verschillende strategieën in het kader van passieve controlesystemen is ook het gebruik van wrijvingsdempers voorgesteld in vroegere

onderzoeksactiviteiten, gericht op het verminderen van zijdelingse verplaatsingen voor bruikbaarheidsgrenstoestandseisen en op het verminderen van constructieve schade om te voldoen aan uiterste grenstoestandseisen.

Wrijvingsdempers bieden een hoog potentieel tegen een lage kostprijs en zijn gemakkelijk te installeren en te onderhouden. Daarom is in het verleden verschillende apparatuur voor wrijvingsdemping experimenteel getest [16-18] en sommige daarvan zijn gebruikt in gebouwen over de hele wereld. Het meest toegepaste systeem voor de installatie van dergelijke wrijvingsdempers bestaat uit de invoering van een schoorsysteem dat is geïntegreerd met wrijvingsdempers [16, 19, 20]. Verscheidene onderzoekers hebben deze constructieconfiguratie gewerkt en ontwerpprocedures voorgesteld om de slipkracht van het schoorsysteem te optimaliseren.

Met betrekking tot de nadelen die in de traditionele ontwerpstrategie voortvloeien uit de noodzaak om kolom-liggerverbindingen met een hoge oversterkte ten opzichte van de verbonden liggers te ontwerpen, is een alternatief voor de benadering "zwakke ligger"-"sterke verbinding"-"sterke kolom" voorgesteld. De alternatieve filosofie van "sterke kolom"-"zwakke verbinding"-"sterke ligger" kan worden toegepast, omdat Eurocode 8 de deur heeft opengezet voor het gebruik van niet-volledig sterke verbindingen, op voorwaarde dat zij voldoende plastische rotatiecapaciteit kunnen bieden (doorgaans 0,035 rad voor zones met hoge seismiciteit), wat door middel van experimentele proeven moet worden gecontroleerd. Met een dergelijke ontwerpbenadering kan, zelfs in het geval van grote liggerprofielen zoals die voorkomen bij grote overspanningen of hoge zwaartekrachtbelastingen, door het gebruik van niet-volledig sterke verbindingen het op de kolom overgedragen buigmoment worden beheerst, waardoor overdimensionering kan worden voorkomen dat door toepassing van het kolomligger hiërarchiecriterium wordt aangenomen. Bovendien kan de constructiedetaillering van kolom-liggerverbindingen aanzienlijk worden vereenvoudigd, algemene door de kosteneffectiviteit van het constructieschema te verbeteren, door de economische nadelen te ondervangen die voortvloeien uit verbindingen die zijn ontworpen om een hoge oversterkte te bereiken.

De groeiende belangstelling van de wetenschappelijke gemeenschap voor het ontwerp van afvoerende semi-continue raamwerken met niet-volledig sterke verbindingen [5, 21-27] in momentvaste raamwerken komt ook tot uiting in de laatste versie van Eurocode 8, maar de daadwerkelijke toepassing van deze techniek is in de praktijk nog steeds zeer beperkt, omdat de werkelijke afvoerende capaciteiten van de verbindingen moeten worden aangetoond door middel van experimentele proeven, die in het algemeen buiten de mogelijkheden van gewone ontwerpers liggen. Bovendien kan de toepassing van niet-volledig sterke lassen enerzijds leiden tot een economischer ontwerp, maar anderzijds ook een aantal nadelen met zich meebrengen, zoals de vermindering van de zijdelingse stijfheid van het raamwerk en, in het algemeen, van de energieafvoer capaciteit aan het uiteinde de ligger.

Uitgaande van de hierboven kort samengevatte achtergrond hebben veel onderzoekers, om de nadelen van de beschreven ontwerpstrategieën te ondervangen, hun inspanningen gericht op de mogelijkheid om "slimme verbindingen" te ontwerpen, die in staat zijn om de afvoer van de energie van de aardbeving te concentreren in specifiek ontworpen "dissipators", d.w.z. dempingsapparatuur die op een slimme manier zijn geplaatst binnen de componenten van de verbinding zelf. Het doel is dan ook verbindingen te ontwerpen die niet alleen bestand zijn

tegen frequente en occasionele seismische gebeurtenissen, maar ook tegen destructieve seismische gebeurtenissen, zoals die overeenkomen met zeldzame en zeer zeldzame seismische gebeurtenissen.

Het basisidee van deze onderzoekswerken is geïnspireerd op de strategie van aanvullende energieafvoer, maar het is gebaseerd op het gebruik van de dempingsapparatuur vanuit een nieuw perspectief. In feite zijn passieve controlestrategieën gewoonlijk gebaseerd op de integratie van de energieafvoer capaciteit van de primaire structuur door middel van een aanvullende afvoer afkomstig van dempingsapparatuur; omgekeerd is de nieuwe ontwerpstrategie, die "vervangingsstrategie" zou kunnen worden genoemd, gebaseerd op het gebruik van dempers die zodanig zijn ontworpen dat zij de traditionele afvoerende zones van momentvaste raamwerken, d.w.z. de uiteinden van de liggers, vervangen.

Vanuit technologisch oogpunt heeft de innovatie betrekking op het ontwerp van kolomliggerverbindingen voorzien van dempers. Deze dempers kunnen op het niveau van de onderflens of op het niveau van beide flenzen worden geplaatst en kunnen bovendien tot verschillende typen behoren: viskeuze dempers, loden extrusiedempers, hysterese dempers, wrijvingsdempers, dempers van vormgeheugenlegeringen en knik beperkende schoren.



Figuur 1.1: Vergelijking tussen verschillende ontwerpstrategieën

Om de verschillen ten opzichte van het traditionele seismische ontwerp of de aanvullende strategie voor energieafvoer goed te verduidelijken, worden de verschillende schematiseringen geanalyseerd in Figuur 1.1, waarin het gebruik van wrijvingsdempers wordt voorgesteld [10]. Met name Figuur 1.1a wijst erop dat de afvoerende zones van traditionele momentvaste raamwerken zich bevinden aan de uiteinden van de ligger waar plastische scharnieren moeten

worden ontwikkeld. De seismische vraag wordt gewoonlijk uitgedrukt in termen van maximale verschuiving tussen verdiepingen (9 in het figuur) die de in de afvoerende zones verwachte plastische rotatie bepaald. De strategie van aanvullende energieafvoer (Figuur 1.1b) is gericht op de vermindering van de seismische vraag door de invoering van seismische dempers die, om doeltreffend te zijn, moeten worden aangebracht tussen een aantal, dat aan grote relatieve verplaatsingen worden blootgesteld. De extra energieafvoer die door dergelijke apparatuur wordt geleverd, maakt het mogelijk de verschuiving ϑ te verminderen en bijgevolg de constructieve schade die aan de uiteinden van de liggers ontstaat, te beperken. Omgekeerd maakt de vervangingsstrategie (Figuur 1.1c) de mogelijk constructieve schade te voorkomen, omdat alle afvoerende zones worden vervangen door verbindingen voorzien van wrijvingsdempers. De verwachte verschuiving vermindert niet wanneer een vergelijking wordt gemaakt met traditionele constructies (Figuur 1.1a), maar deze verschuiving leidt tot zeer beperkte constructieve schade in sommige verbindingscomponenten, omdat de rotatie van de kolom-liggerverbindingen wordt opgevangen door de slag van de wrijvingsdempers goed te kalibreren (Figuur 1.1c). De maximaal toegestane verdraaiing wordt praktisch bepaald door de verhouding tussen de slag van de demper en de hefboomarm, d.w.z. de afstand tot het rotatiecentrum. Het is echter nuttig op te merken dat de relatieve verplaatsing tussen de uiteinden van de wrijvingsdemper ($\delta=9d_b$, zijnde d_b de liggerdiepte) aanzienlijk geringer is dan de verplaatsing (δ =9h, zijnde h de hoogte tussen de verdiepingen) die optreedt wanneer de aanvullende strategie voor energieafvoer wordt toegepast (Figuur 1.1b). Dit is de voornaamste reden waarom de gevallen a) en c) naar verwachting vergelijkbare verschuivingseisen zullen opleveren. Ten slotte wordt een verdere verbetering van de seismische prestaties verkregen door de vervangingsstrategie te combineren met de aanvullende energieafvoer strategie. Een dergelijke gecombineerde strategie (Figuur 1.1d) leidt zowel tot een vermindering van de verwachte vervorming bij destructieve seismische gebeurtenissen als tot het voorkomen van aanzienlijke schade aan kolom-liggerverbindingen. Vanzelfsprekend is de vermindering van de verschuiving ook een belangrijk voordeel om de schade aan de niet-constructieve componenten van het gebouw te beperken.

Het gebruik van kolom-liggerverbindingen voorzien van dempers is een effectief middel om de schade in de constructieve componenten te beperken door de energieafvoer te richten op specifiek ontworpen componenten die, indien nodig, na een of meer seismische gebeurtenissen kunnen worden vervangen. Een belangrijk nadeel dat de traditionele ontwerpstrategieën gemeen hebben, blijft echter bestaan. Zowel bij traditionele verbindingen als bij verbindingen voorzien van seismische dempers, wordt de constructie na destructieve seismische gebeurtenissen namelijk onderworpen aan permanente complete vervormingen die resulteren in een scheefstand waarvan de grootte bepalend is voor de mogelijkheid om het gebouw effectief te herstellen. Om deze reden wordt ook onderzoek verricht naar de mogelijkheid om de verbindingen uit te rusten met zelf-centrerende voorzieningen die vaak bestaan uit een naspansysteem.

De volgende paragrafen geven een kort overzicht van "slimme verbindingen" voorzien van seismische dempers die tot verschillende typen behoren. De belangrijkste resultaten uit de technische literatuur en de lopende onderzoeksprojecten worden kort gepresenteerd en er wordt een poging tot classificatie gedaan. Er wordt ook een korte presentatie gegeven van verbindingen voorzien van zelf-centrerende systemen.

Het sprankelende onderzoek naar deze onderwerpen toont aan dat de toekomst van staalconstructies werkelijk glansrijk kan zijn vanwege de verscheidenheid aan constructieve oplossingen en de enorme voordelen die staalconstructietechnologieën kunnen bieden, in vergelijking met gewapende betonconstructies, wanneer de formidabele taak van seismische veiligheid moet worden aangepakt. Het is de verantwoordelijkheid van de staalindustrie om het gebruik van staal in seismische gevoelige landen te bevorderen door ontwerpers en klanten volledig bewust te maken van de mogelijkheden die staal biedt om directe en indirecte verliezen te beperken die gewoonlijk optreden na destructieve seismische gebeurtenissen.

1.2 Nadelen van traditionele verbindingen

Een snel overzicht van de rotatierespons van traditionele kolom-liggerverbindingen kan worden verkregen uit de analyse van de resultaten gepresenteerd in [25], waar de resultaten worden van een experimenteel programma worden gepresenteerd dat betrekking heeft op het uiterste gedrag van boutverbindingen onder cyclische belasting. In het bijzonder werden verschillende verbindingen, bestaande uit dezelfde ligger en dezelfde kolom, ontworpen en getest. Het ontwerp was erop gericht dezelfde buigweerstand van de verbindingen te garanderen, maar voor elke verbinding de zwakste component te wijzigen. Daardoor werd aangegeven hoe het uiterste gedrag kan worden bepaald door de componenten waarvan moet worden voorkomen dat ze vloeien, op de juiste wijze te versterken. Hiertoe is de componentenbenadering gebruikt als ontwerpinstrument voor de hiërarchiecriteria voor Bovendien werd feitelijke mogelijkheid componenten. de geschetst om de componentenbenadering uit te breiden tot de voorspelling van de cyclische respons van kolomliggerverbindingen, zodat de verkregen resultaten aantonen dat de componentenbenadering ook een krachtig instrument kan zijn voor het seismisch ontwerp van verbindingen.

In Figuur 1.2 [25] wordt het gedrag getoond van een verlengde kopplaatverbinding die zodanig is ontworpen dat het kolomlijf op afschuiving als zwakste component wordt verkregen. In het bijzonder wordt de cyclische respons van de belangrijkste verbindingscomponenten aangegeven. Het gebruik van de componentenmethode heeft de controle mogelijk gemaakt van de component die de belangrijkste bron van energieafvoer vormt, welke in feite word gevormd door het kolomlijf op afschuiving, zoals blijkt uit het moment versus de cyclische respons op afschuivingsvervorming van het kolomlijf. Vanwege de aanzienlijke rekversteviging van het kolomlijf geeft de resulterende oversterkte echter ook aanleiding tot het vloeien van de kopplaat, zodat de breuk van de las die de kopplaat met de liggerflens verbindt, bepalend is voor het bezwijken van de verbinding.



Figuur 1.2: Gedrag van de componenten van de verbinding ontworpen met het kolomlijf op afschuiving als zwakste verbindingscomponent [25]

De moment-rotatie cyclische respons van de verbinding is weergegeven in Figuur 1.3 [25]. Hieruit blijkt dat, wanneer het vloeien van de verbinding voornamelijk betrekking heeft op het kolomlijf op afschuiving, brede en stabiele hystereselussen worden verkregen. In het bijzonder ligt de plastische rotatievoorziening van de verbinding ver boven de waarden die doorgaans nodig zijn om destructieve seismische gebeurtenissen te weerstaan. Hoewel de concentratie van het vloeien in het kolomlijf in staat is om voldoende plastische rotatievoorziening en energieafvoer capaciteit te verzekeren, is de constructieve schade moeilijk te herstellen. Bovendien moet een niet-lineaire constructieberekening, gericht op de beoordeling van de seismische prestaties, worden uitgevoerd door het kolomlijf naar behoren te modelleren. Bovendien kunnen significante tweede-orde-effecten in het plastische bereik optreden. Om deze reden is de auteur van mening dat, ondanks de hoge energieafvoer, kolom-liggerverbindingen met een vloeien van het kolomlijf moeten worden vermeden.



Figuur 1.3: Moment-rotatie cyclische respons van de verbinding ontworpen met het kolomlijf op afschuiving als zwakste verbindingscomponent[25]

Het gedrag van een volledig sterke kolom-liggerverbinding wordt bepaald door het vloeien van het liggeruiteinde. Daarom wordt het bijbehorende cyclische gedrag bepaald door de lokale knik van de plaatelementen die de doorsnede vormen. De lokale knik in de flens en lijf bepaalt, afhankelijk van de breedte-dikteverhouding, de sterktedegradatie die optreedt onder cyclische belasting omstandigheden. Dit is typisch ook het geval bij verbindingen met een gereduceerde liggersnede. Figuur 1.4 [25] toont de moment-rotatie cyclische respons van een verlengde kopplaatverbinding met een gereduceerde liggersnede. De verbinding heeft dezelfde kolom en dezelfde ligger als in Figuur 1.2 en de gereduceerde liggersnede is gekalibreerd om bijna dezelfde buigweerstand te verkrijgen.



Figuur 1.4: Moment-rotatie cyclische respons van een verbinding met gereduceerde liggersnede [25]

De werkelijke configuratie van het plastische scharnier is blijkbaar het resultaat van lokale knik waarbij cyclisch de twee flenzen en, vanwege de kineastische compatibiliteitseisen, het lijf betrokken zijn. Ook in dit geval ligt de plastische rotatievoorziening ver boven de waarden die typisch nodig zijn om te overleven bij destructieve seismische gebeurtenissen, maar ook het belangrijkste nadeel van de traditionele ontwerpfilosofie is duidelijk. De prijs van energieafvoer is de constructieve schade die optreedt aan de liggeruiteinden. De plastische vervorming leidt tot een permanente bouwverschuiving, waarvan de grootte bepalend is voor de mogelijkheid om het gebouw effectief te herstellen na destructieve seismische gebeurtenissen.



Figuur 1.5: Moment-rotatie cyclische respons van een dubbele gesplitste T-stuk verbinding ontworpen met geboute T-stukken als zwakste verbindingscomponent [25]

Figuur 1.5 toont de cyclische respons van een dubbele gesplitste T-stuk verbinding [25]. De ligger- en kolomdoorsneden zijn gelijk aan die van de verbindingen die in de Figuren 1.2 en 1.4 zijn onderzocht. De geboute T-stukken zijn ontworpen als de zwakste verbindingscomponent en bovendien om een kolom-liggerverbinding te verkrijgen met bijna dezelfde buigweerstand als de eerder onderzochte verbindingen. Daarom wordt gewezen op de invloed van de keuze van de zwakste verbindingscomponent. De kracht versus verplaatsing van de zwakste verbindingscomponent, d.w.z. het geboute T-stuk, is ook afgebeeld in Figuur 1.5 (voor het linker T-stuk). Zoals verwacht werd het bezwijken van de verbinding bepaald door het geboute T-stuk met de vorming van vloeilijnen in het T-stuk flenzen. In het bijzonder trad een scheur op bij de vloeilijn dicht bij het T-stuk flens, aanvankelijk in het centrale deel, en ontwikkelde zich geleidelijk tot de volledige breuk van het T-stuk flens. Goed ontworpen [25] geboute T-stukken zijn in staat een plastische rotatie te leveren die veel groter is dan de waarde die nodig is om zware seismische gebeurtenissen te weerstaan. De hystereselussen zijn echter niet stabiel omdat ze gekenmerkt worden door een geleidelijk toenemend knijpfenomeen. Het belangrijkste voordeel van een dergelijke traditionele verbindingstype is dat de geboute T-stukken gemakkelijk kunnen worden vervangen, zodat zij kunnen worden beschouwd als hysterese dempers die de verbinding uitrusten. Anderzijds kan de buigvervorming van de verbinding aanzienlijk zijn, zodat hiermee rekening moet worden gehouden bij het constructief ontwerp. Als gevolg moet de zijdelingse vervormbaarheid van de constructie naar behoren worden gecontroleerd.

Uitgaande van het hierboven gegeven beknopte overzicht van de cyclische rotatierespons van traditionele kolom-liggerverbindingen kunnen de volgende overwegingen worden gemaakt met betrekking tot de voordelen en de nadelen van traditionele verbindingen.

Traditionele volledig sterke kolom-liggerverbindingen vertonen over het algemeen de volgende voordelen:

- de afvoerende zones worden gevormd door de liggeruiteinden die in staat zijn adequate waarden van de plastische rotatie te leveren, veel verder dan de referentiewaarde, gelijk aan 0,035 rad, typisch vereist voor constructies met hoge vervormbaarheid. Dit wordt bereikt door de breedte-dikteverhouding van de plaatelementen die de doorsnede van het element vormen, te beperken;
- de hystereselussen zijn breed, terwijl hun stabiliteit gerelateerd is aan de sterktedegradatie zoals beïnvloed door de breedte/dikte-verhoudingen van de plaatelementen die de doorsnede vormen.

De voornaamste nadelen kunnen als volgt worden beschreven:

- de afvoerende zones behoren tot het primaire constructieve systeem, dat als gevolg daarvan door zware seismische gebeurtenissen wordt beschadigd en daarom moet worden hersteld;
- de reparatie van de gevloeide liggeruiteinden is niet eenvoudig in vergelijking met andere verbindingselementen (zoals geboute T-stukken);
- na destructieve seismische gebeurtenissen blijft de bouwconstructie uit het lood staan. Daarom is hercentering een belangrijk punt van zorg voor de herstelbaarheid;
- Bij zware seismische gebeurtenissen treden directe en indirecte verliezen op.

Daarentegen kunnen met betrekking tot traditionele verbindingen die zijn ontworpen als nietvolledige sterke verbindingen, de volgende voordelen worden genoemd:

- indien het vloeien van het kolomlijf op afschuiving wordt uitgesloten, worden de afvoerende componenten typisch gevormd door de plaatelementen die de bevestigingselementen vormen en die in vele gevallen gemakkelijk kunnen worden vervangen (zoals geboute T-stukken en hoekprofielen);
- de liggers, d.w.z. de delen die tot het primaire constructiesysteem behoren, blijven in het elastische bereik;

Aan de andere kant doen zich de volgende nadelen voor:

- het constructief ontwerp is zeer gecompliceerd bij het gebruik van niet-volledig sterke verbindingen, omdat de ontwerper niet alleen rekening moet kunnen houden met de buigweerstand van de verbinding, maar ook met de rotatiestijfheid en de plastische rotatie, en deze moet kunnen beheersen;
- de bevestigingselementen die aan vloeien onderhevig zijn, moeten worden hersteld of vervangen;
- na destructieve seismische gebeurtenissen blijft de bouwconstructie uit het lood staan. Daarom is hercentering een belangrijk punt van zorg voor de herstelbaarheid;
- bij zware seismische gebeurtenissen treden directe en indirecte verliezen op.

1.3 Slimme verbindingen

Slimme verbindingen vormen een antwoord op veel van de nadelen van traditionele verbindingen, zowel volledig sterke verbindingen als niet-volledig sterke verbindingen, in het geval van gebouwen die worden blootgesteld aan destructieve seismische gebeurtenissen. Slimme verbindingen kunnen worden ontworpen om een of meer van de volgende doelstellingen te bereiken:

- om ervoor te zorgen dat het primaire constructieve systeem binnen het elastische bereik blijft (zoals in het geval van niet-volledig sterke verbindingen waarbij liggers onbeschadigd blijven);
- het afvoeren van de energie van de aardbeving naar specifiek ontworpen componenten die na destructieve seismische gebeurtenissen gemakkelijk kunnen worden vervangen;
- het verminderen van de permanente algemene vervormingen, d.w.z. de uit het lood staande delen, die optreden na destructieve seismische gebeurtenissen.

Om een of meer van de bovengenoemde doelstellingen te bereiken, kunnen slimme verbindingen worden ontworpen volgens de volgende strategieën:

- door de verbindingen uit te rusten met seismische dempers die tot verschillende typen kunnen behoren (hysterese dempers, loden extrusiedempers, dempers die bestaan uit knik beperkende schoren, wrijvingsdempers, dempers op basis van vormgeheugenlegeringen);
- door de verbindingen uit te rusten met hercentrerende systemen;
- door de verbindingen uit te rusten met seismische dempers en hercentrerende systemen.

Hieronder worden in het kort enkele voorstellen van slimme verbindingssystemen gepresenteerd die tot verschillende typologieën behoren.

1.3.1 Slimme verbindingen met hysterese dempers

Een innovatief verbindingssysteem met spleetdempers werd ontwikkeld door Oh et al. [28], dat niet alleen goede seismische prestaties kon leveren, maar ook snel kon worden gerepareerd na een zware aardbeving. De kolom-liggerverbinding voorzien van een spleetdemper ter plaatse van de onderflens (Figuur 1.6), waar de plastische vervormingen geconcentreerd zijn. Het rotatiecentrum wordt ter hoogte van de bovenflens bevestigd met behulp van een geboute Tstuk. De locatie van het rotatiecentrum heeft als doel de beschadiging van de betonplaat, die zich gewoonlijk op de bovenflens van de ligger bevindt, te voorkomen. De elastische buigweerstand en de uiterste buigweerstand van de verbinding worden bepaald door de elastische en de uiterste weerstand van de spleetdemper en door de hefboomarm.



Figuur 1.6: Kolom-liggerverbinding voorzien van een spleetdemper [28]

Volgens de notatie van Figuur 1.7 wordt de elastische weerstand van de spleetdemper gegeven door:

$$P_{y} = \min\left\{n\frac{f_{y}tB^{2}}{2H'}; n\frac{2f_{y}tB}{3\sqrt{3}}\right\}$$
(1.1)

Waarin *n* het aantal stutten van de spleetdemper is, *t* de dikte, *B* de breedte van de stutten, H' de equivalente hoogte en f_y de vloeispanning; de uiterste weerstand wordt gegeven door:

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

Waarin H_T de totale hoogte van de stutten van de spleetdemper is en f_u de uiterste spanning. De verplaatsing bij het eerste vloeien van de spleetdemper wordt gegeven door:

$$\delta_{y} = \frac{1.5P_{y}H_{T}}{n E tB} \left[\left(\frac{H}{B} \right)^{2} + 2.6 \right]$$
(1.3)

Waarbij E de elasticiteitsmodulus is.



Figuur 1.7: Ontwerpcriteria voor verbindingen voorzien van spleetdempers

Aangezien het doel van slimme verbindingen is het vloeien van de verbonden liggers te voorkomen, kan een ontwerpcriterium gemakkelijk worden afgeleid door het tweede principe van capaciteitsontwerp met betrekking tot de verbindingscomponenten op de juiste wijze toe te passen. Volgens dit principe moeten de niet-afvoerende componenten worden ontworpen rekening houdend met de maximale interne krachten die de afvoerende componenten, vloeiend en verstevigd tot aan de uiterste toestand, kunnen overbrengen. In dit geval wordt de afvoerende component gevormd door de spleetdemper, waarvan de uiterste weerstand wordt gegeven door vergelijking (1.2). Daarom wordt het buigend moment dat overeenkomt met de capaciteit van de spleetdemper wordt gegeven door (Figuur 1.7):

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

Daarom moet het liggergedeelte, d.w.z. de primaire niet-afvoerende zone waarvan het vloeien van moet worden voorkomen, aan de volgende ontwerpeis voldoen:

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

Zijnde $M_{b.Rd}$ de ontwerpweerstand van de ligger.

Het ontwerp van het liggerdeel door gebruik te maken van vergelijkingen (1.2), (1.4) en (1.5) zorgt ervoor dat vloeien van de ligger wordt voorkomen. Om te verzekeren dat de energieafvoer alleen in de spleetdemper is geconcentreerd, moeten ook alle andere verbindingscomponenten worden ontworpen volgens het tweede principe van capaciteitsontwerp. Dit betekent dat het geboute T-stuk aan de bovenflens ontworpen moet worden om een kracht gelijk aan P_u over te brengen. Op dezelfde wijze moeten ook het kolomlijf op druk, het kolomlijf op trek en het kolomlijf op afschuiving worden gecontroleerd met inachtneming van de maximale kracht P_u die de spleetdemper kan overbrengen.

Door het gebruik van een hysterese demper die speciaal is ontworpen om voldoende verplaatsingscapaciteit en energieafvoer te garanderen, kunnen verbindingen voorzien van spleetdempers stabiele hystereselussen (Figuur 1.8) garanderen met een plastische rotatiecapaciteit die groter is dan de referentiewaarde die volgens de voorschriften van de norm vereist is, en het vloeien van de verbonden ligger voorkomen. Daarom kan na een destructieve seismische gebeurtenis alleen de vervanging van de spleetdemper nodig zijn.



Figuur 1.8: Experimentele testresultaten van verbindingen voorzien van spleetdempers

Testresultaten [28] wezen uit dat goed ontworpen verbindingen voorzien van spleetdempers een uitstekend hysterese gedrag vertoonden. Bovendien waren de energieafvoer en plastische vervorming in dit systeem alleen geconcentreerd in de spleetdempers, terwijl het inelastische gedrag van liggers en kolommen wordt voorkomen door een geschikt capaciteitsontwerp.

1.3.2 Slimme verbindingen met knik beperkende schoren

Het is algemeen bekend dat knik beperkende beugels worden gevormd door een centrale kern onderhevig aan trek/druk die de afvoerende component vertegenwoordigt. Het knikken van de kern in compressie wordt voorkomen door een goed ontworpen externe behuizing. Knik beperkende schoren kunnen daarom worden beschouwd als een bijzonder type hysterese dempers die gewoonlijk worden gebruikt als schoorelementen in concentrisch geschoorde raamwerken. Zodra zij echter als een type hysterese dempers worden erkend, is het duidelijk dat het gebruik ervan tot vele constructieve configuraties kan worden uitgebreid. Met name het gebruik van knik beperkende schoren voor het uitrusten van kolom-liggerverbindingen met hysterese dempers is voorgesteld in [29] (Figuur 1.9) waar twee configuraties zijn onderzocht.



Figuur 1.9: Kolom-ligger verbindingen voorzien van knik beperkende schoren [29]

De eerste configuratie komt overeen met het gebruik van knik beperkende schoren die zowel de bovenste flens als de onderste flens verbinden. In de tweede configuratie zijn de knik beperkende schoren alleen met de onderflens verbonden. In beide gevallen is de bovenflens ook met de kolom verbonden door middel van een geboute T-stuk, dat praktische de plaats van het rotatiecentrum vastlegt.



Figuur 1.10: Constructiedetail van de "volledig stalen" knik beperkende schoren gebruikt als hysterese demper[29]

De hysterese demper bestaat uit een kernplaat waarvan de knik bij samendrukken wordt tegengegaan door een externe behuizing die wordt gevormd door twee geboute T-elementen. Daarom is de demper een "volledig stalen" knik beperkende schoor (Figuur 1.10).

Het hoofddoel van slimme verbindingen is het voorkomen van het vloeien van de ligger en het concentreren van de energieafvoer in de seismische dempers. Daarom moet ook in dit geval het het constructiedetail gebaseerd zijn de ontwerp van op toepassing van capaciteitsontwerpprincipes op componentniveau. Uitgaande van de vloeigrens van de kernplaat $N = N_y$, kan de afschuiving van de ligger $Q_b = Q_{bp}$, die tot de vloeigrens leidt, gemakkelijk worden geëvalueerd (Figuur 11). In feite, als voorbeeld, voor de configuratie met knik beperkende schoren die zowel de bovenflens als de onderflens verbindt, geeft de verticale evenwichtsvergelijking:

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

De horizontale evenwichtsvergelijking geeft H = 0 en, ten slotte, het rotatie-evenwicht rond het rotatiemiddelpunt B geeft:

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



Figuur 1.11: Krachtverdeling in kolom-liggerverbindingen voorzien van bovenste en onderste knik beperkende schoren [29]

Daarom, rekening houdend met het volgende:

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

De afschuiving van de ligger die overeenkomt met het vloeien van de knik beperkende schoorkernplaat wordt gegeven door:

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

Het maximale buigmoment, dat in de ligger optreedt wanneer de knik beperkende schoor vloeit, ontwikkelt zich in doorsnede ED. Volgens het tweede principe van capaciteitsontwerp wordt dit gegeven door:

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

Om het vloeien van de ligger te voorkomen, moet aan de volgende voorwaarde worden voldaan:

$$\mathbf{M}_{b.Cd} \le \mathbf{M}_{b.Rd} = \frac{Z_b f_y}{\gamma_{M0}} \tag{1.11}$$

Daarom door vergelijking (1.11) en vergelijking (1.10) te combineren, kan eenvoudig een relatie worden afgeleid voor het ontwerp van de kernplaat van de knik beperkende schoor, gegeven de liggerdoorsneden:

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

Zodra de kernplaat van de knik beperkende schoor is ontworpen om vloeien van de ligger te voorkomen, moeten alle andere verbindingscomponenten worden gedimensioneerd, rekening houdend met de maximale krachten die worden overgebracht wanneer de kernplaat vloeit, d.w.z. wanneer $N = N_v$ optreedt.



Figuur 1.12: Krachtverdeling in kolom-liggerverbindingen voorzien van onderste knik beperkende schoren [29]

Door dezelfde procedure toe te passen op het geval van kolom-liggerverbindingen voorzien van alleen onderste knik beperkende schoren (Figuur 1.12), wordt de volgende relatie voor het ontwerpen van de kernplaat verkregen:



Figuur 1.13: Moment-rotatie cyclische respons van kolom-liggerverbindingen voorzien van knik beperkende schoren [29]
Testresultaten [29] gaven aan dat goed ontworpen verbindingen voorzien van knik beperkende schoren, die als hysterese dempers worden toegepast, een uitstekend hysterese gedrag vertoonden (Figuur 13). De energieafvoer en plastische vervorming concentreerden zich alleen in de knik beperkende schoren, terwijl het inelastische gedrag van liggers en kolommen wordt voorkomen door een geschikt capaciteitsontwerp.

1.3.3 Slimme verbindingen met wrijvingsdempers

Hoewel met kolom-liggerverbindingen voorzien van wrijvingsdempers voor het eerst in 1995 door Popov en Yang [30] werden voorgesteld, heeft het onderzoek naar dit innovatieve verbindingstype pas onlangs een impuls gekregen, vooral in Nieuw-Zeeland [31-35], waar ook de eerste toepassingen in echte gebouwen zijn gerealiseerd in de "Te Puni Village Buildings" [36], en in Italië [9, 10, 37-39].

De wrijvingsdempers die momenteel worden voorgesteld voor de uitrusting van kolomliggerverbindingen kunnen in twee categorieën worden verdeeld: 1) dempers op basis van symmetrische wrijvingsverbindingen en 2) dempers op basis van asymmetrische wrijvingsverbindingen.

De symmetrische wrijvingsverbindingen bestaan meestal uit twee buitenplaten die met normale gaten zijn vastgeschroefd aan een binnenplaat met een lang sleufgat in de richting van de uitgeoefende kracht. Bovendien bevinden zich tussen de buitenplaten en de binnenplaat wrijvingskussens (Figuur 1.14). De wrijvingskussens kunnen worden gevormd door een plaat van een speciaal geselecteerd materiaal of door stalen platen die naar behoren zijn bekleed. In beide gevallen moet het materiaal van de wrijvingskussens of de coating van de staalplaten nauwkeurig worden gekozen om adequate waarden van de wrijvingscoëfficiënt te verkrijgen en het verlies van voorspanning van de bouten door slijtage van de contactoppervlakken te beperken met als doel de stabiliteit van de hystereselussen te verzekeren [40, 42]. De normale ringen worden vaak vervangen door Belleville ringen, d.w.z. schijfveren, om het verlies aan voorspanning van de bouten te beperken.



Figuur 1.14: Concept en ideale krachtverplaatsingsgedrag van een symmetrische wrijvingsverbinding

Het theoretische kracht-verplaatsingsgedrag van een symmetrische wrijvingsverbinding komt overeen met het ideale stijf-perfect plastische model waarbij het plateau eigenlijk te wijten is aan de slipweerstand van de verbinding die kan worden berekend als:

$$N_{\rm slip} = n_{\rm b} n_{\rm s} \,\mu \,N_{\rm b} \tag{1.14}$$

Zijnde n_b het aantal bouten, n_s het aantal contactvlakken, μ de wrijvingscoëfficiënt en N_b de voorspankracht van de bouten.

Ook de asymmetrische wrijvingsverbindingen (Figuur 1.15) bestaan uit twee uitwendige platen die met normale gaten zijn vastgeschroefd aan een inwendige plaat met lange sleufgaten in de richting van de uitgeoefende kracht, maar de kracht wordt slechts door één uitwendige plaat op de apparatuur overgebracht. De tweede buitenplaat, de zogenaamde afdekplaat, is niet blootgesteld aan externe krachten. Bovendien bevinden zich tussen de buitenplaten en de binnenplaat twee vulplaten of wrijvingskussens.



Figuur 1.15: Concept en ideale krachtverplaatsingsgedrag van een asymmetrische wrijvingsverbinding

Er zijn twee glijvlakken in de asymmetrische wrijvingsverbinding: 1) het raakvlak tussen de bovenste vulplaat en de buitenplaat die de toegepaste kracht overbrengt, en 2) het raakvlak tussen de onderste vulplaat en de binnenplaat. Het geïdealiseerde kracht-verplaatsingsgedrag van asymmetrische wrijvingsverbindingen wordt gekenmerkt door twee niveaus van slipweerstand. Als de seismische vraag groter is dan de wrijvingsweerstand van de asymmetrische wrijvingsverbinding, treedt eerst schuiven op aan het eerste raakvlak voor een slipweerstandsniveau dat overeenkomt met punt B. Verdere toename van de seismische vraag dwingt het tweede raakvlak tot schuiven, wat wordt weergegeven door slipniveau C. In dit stadium bevindt de bout zich in een dubbele kromming met een buigend momentverdeling als weergegeven in Figuur 1.16. Wanneer de belasting wordt omgekeerd, treedt verschuiving op bij het eerste raakvlak (D), gevolgd door het tweede raakvlak (E).



Figuur 1.16: Boutschacht gedrag in dubbele kromming

Het maximale buigend moment in de boutschacht wordt gegeven door:

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

De ontwerpbuigweerstand van de boutschacht, verminderd met de hedendaagse trekkracht N ten gevolge van de voorspanning van de bout, wordt gegeven door:

$$M_{bolt.Rd} = Z_{b} \left(1 - \frac{N}{N_{b.Rd}} \right) f_{ub} \cong 0.1655 d_{b}^{3} \left(1 - \frac{N}{0.56d_{b}^{2}f_{ub}} \right) f_{ub}$$
(1.16)

Het ontwerp schuifweerstand van de boutschacht wordt gegeven door:

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

Aangezien de bout gelijktijdig aan buigend moment en afschuiving wordt onderworpen, wordt de M-V interactie in aanmerking genomen met behulp van het volgende domein:

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

Rekening houdend met $V = \mu N$, door vergelijkingen (1.15-1.18) te combineren en op te lossen met betrekking tot *N*, de slipweerstand als gevolg van een enkele bout wordt geëvalueerd als:

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

Het is nuttig op te merken dat het grootste nadeel van asymmetrische wrijvingsverbindingen ten opzichte van symmetrische wrijvingsverbindingen te wijten is aan de M-N-V interactie in de boutschacht die, gezien de wrijvingscoëfficiënt en de boutdiameter, leidt tot een vermindering van de door wrijving overgebrachte kracht. In feite is de waarde van N die

overeenkomt met de vloeigrens van de bout kleiner dan ^{N_b}, zodat asymmetrische wrijvingsverbindingen een kleinere kracht kunnen overbrengen dan symmetrische wrijvingsverbindingen. Anderzijds beweren de auteurs van asymmetrische wrijvingsverbindingen dat de vorm van de hysterese lus een hercentering effect heeft.

Kolom-liggerverbindingen voorzien van asymmetrische wrijvingsdempers worden ook schuifscharnierverbindingen genoemd (Figuur 1.17) [31-35]. Het uiteinde van de ligger wordt zo geplaatst dat er een "balkspeling" overblijft ten opzichte van de voorzijde van de kolom. De bovenflens van de ligger wordt met de kolomflens verbonden door middel van een afdekplaat die aan de kolom wordt gelast en aan de ligger wordt vastgeschroefd. Het uiteinde van de afdekplaat, dat aan de kolom is gelast, bepaalt de plaats van het rotatiecentrum. De locatie van het rotatiecentrum is bedoeld om de schade aan de plaat te minimaliseren. De dwarskracht in de ligger wordt gedragen door de bovenste lijfbouten. In de onderflensplaat en in de onderste gaten van de lijfplaat van de kolom zijn horizontale sleufgaten aangebracht om significante rotaties van het liggeruiteinde ten opzichte van de voorzijde van de kolom mogelijk te maken. Tussen het uiteinde van de onderflens van de ligger en de voorzijde van de kolom wordt een opening aangebracht. Deze opening moet groot genoeg zijn om de rotatie-eisen op te vangen die bij zware seismische gebeurtenissen worden verwacht. Onder de onderflensplaat bevindt zich de onderflensafdekplaat. Het is een zwevende plaat omdat hij geen fysieke verbinding heeft met de rest van de verbinding, behalve via de bouten. Een afdekplaat wordt op dezelfde manier aan de buitenkant van de lijfplaat geplaatst. Op alle oppervlakken waar mogelijk glijden kan optreden, worden vulplaten geplaatst. Deze vulplaten kunnen van staal, messing of andere materialen zijn gemaakt. Deze hebben gaten met standaardafmetingen, zodat het glijden plaatsvindt aan de kant van de vulplaat die in contact is met de onderflens of de lijfplaat.



Figuur 1.17: Schuifscharnier met asymmetrische wrijvingsverbindingen [36, 43]

Het cyclisch gedrag van schuifscharnierverbindingen voorzien van asymmetrische wrijvingsverbindingen is weergegeven in Figuur 1.18. Opvallend is dat de hysterese lusvorm niet die van een traditionele wrijvingsverbinding is (d.w.z. rechthoekig), maar het lijkt op een uitgesmeerde versie.

Dit verbindingstype wordt door de auteurs aangeduid als een verbinding met geringe schade omdat het vloeien beperkt blijft tot de ontwikkeling van een vloeilijn in de bovenste flensplaat en in de onderste flensplaat die aan de kolomflens is gelast, als gevolg van de buiging van deze platen als het gevolg van de rotatie van de verbinding, en tot het vloeien van de bouten als gevolg van de M-N-V interactie die typisch optreedt in asymmetrische wrijvingsverbindingen. Dit betekent dat na een zware seismische gebeurtenis de bouten moeten worden vervangen.



(a) Test Frame (b) Hysteretic Behaviour *Figuur 1.18: Cyclisch gedrag van schuifscharnierverbindingen met asymmetrische wrijvingsverbindingen [43]*

In het kader van het Europese RFCS-onderzoeksproject FREEDAM [44] is aan de universiteit van Salerno een uitgebreide experimentele analyse uitgevoerd van kolom-liggerverbindingen voorzien van symmetrische wrijvingsverbindingen. De verbinding is ontworpen om het gebruik mogelijk te maken van een volledig geprefabriceerde en in de fabriek gemonteerde wrijvingsdemper om een maximale controle te hebben over het aandraaien van de bouten en, als gevolg daarvan, over de voorspankracht van de bouten die de slipweerstand van de wrijvingsdemper bepaalt. Daarom wordt de geprefabriceerde en gemonteerde wrijvingsdemper ter plaatse achtereenvolgens met bouten aan de kolomflens en aan de liggerflens bevestigd.

Bovendien geeft de geprefabriceerde wrijvingsdemper aanleiding tot de vergroting van de hefboomarm en dus tot de vergroting van het buigend moment dat overeenkomt met de slip (Figuur 1.19). Het experimentele programma dat heeft geleid tot de ontwikkeling van de wrijvingsdemper wordt in Hoofdstuk 2 gepresenteerd, terwijl het testen van complete kolomliggerverbindingen in Hoofdstuk 3 wordt gepresenteerd.



Figuur 1.19: a) Configuratie met horizontale demper; b) Configuratie met verticale demper

Acht externe kolom-liggerverbindingen zijn getest. Het hoofddoel van de proeven is enerzijds de validering van de binnen het project ontwikkelde ontwerpprocedure en anderzijds de beoordeling van het voorgestelde systeem in termen van energieafvoer en preventie van beschadiging van de verbinding.

Bij de proeven zijn acht kolom-liggerverbindingen onderzocht, waarbij twee verschillende maten van de ligger (IPE 270 en IPE 450) en twee verschillende configuraties van de wrijvingsdemper (horizontaal en verticaal) waarmee de verbindingen zijn uitgerust, in rekening zijn genomen (Figuur 1.19). Voor elke configuratie van de demper is de proef tweemaal uitgevoerd, eenmaal met schijfveren en een andere keer met eenvoudige platte ringen voor de boutverbindingen [44, 45].

Bij het ontwerp van de proefstukken is, voor alle onderdelen van de verbinding, met uitzondering van het wrijvingskussens, gebruik gemaakt van de modellen die al door Eurocode 3, deel 1-8, zijn voorgesteld en voor het nieuwe onderdeel, de wrijvingsdemper, zijn de resultaten gebruikt van de experimentele proeven die specifiek aan de wrijvingsdemper zijn gewijd. De ontwerpprocedure voor kolom-liggerverbindingen die met FREEDAM-dempers zijn uitgerust, wordt in Hoofdstuk 7 van deel II ("Ontwerphandleiding") gepresenteerd.

Als voorbeeld wordt het testen van een kolom-liggerverbinding met de wrijvingsdemper in de horizontale configuratie afgebeeld in Figuur 1.20. Het cyclische gedrag van de verbinding wordt ook getoond, waarbij het verband tussen het buigend moment, gemeten aan de kolomflens, en de rotatie van de verbinding wordt getoond. De vorm van de hystereselussen is toe te schrijven aan het buigen van de steel van het vaste T-stuk en aan het buigen van de hoeken, als gevolg van de rotatie van de verbinding, die tot een drukverdeling op de wrijvingskussens (cockpit-effect) leidt die verschilt van die in eenvoudige axiaalproeven die typisch alleen worden uitgevoerd voor het experimentele onderzoek van de wrijvingsdemper.





Enige gering vloeien blijft beperkt tot de steel van het vaste T-stuk en tot de stelen van de hoeken als gevolg van hun buiging door het cockpit-effect. De verbindingen kunnen gemakkelijk elke gewenste waarde van de rotatie opvangen door eenvoudig de slag van de lange sleufgaten van de wrijvingsdempers te ontwerpen.

De kolom-liggerverbinding met de wrijvingsdemper in verticale configuratie is ontworpen om het cockpit-effect te vermijden en, als gevolg daarvan, de vorm van de hystereselussen te verbeteren. Ook in dit geval wordt de wrijvingsdemper volledig geprefabriceerd en in de fabriek gemonteerd en achtereenvolgens ter plaatse aan de kolomflens en aan de balkflens vastgeschroefd.

Als voorbeeld wordt het testen van een kolom-liggerverbinding met de wrijvingsdemper in de verticale configuratie getoond in Figuur 1.21. Het cyclische gedrag van de verbinding wordt ook getoond met het verband tussen het buigend moment, gemeten aan de kolomflens, en de rotatie van de verbinding. De vorm van de hystereselussen ligt zeer dicht bij de ideale rechthoekige vorm. Ook de stabiliteit van de lussen is uitstekend met slechts een geringe degradatie van de slipweerstand als gevolg van de slijtage van de contactvlakken van de wrijvingskussens. Dit is te danken aan het coatingproces dat specifiek voor de wrijvingskussens is ontworpen [44].

Bovendien is in dit geval het geringe vloeien beperkt tot de steel van het vaste T-stuk, die wordt blootgesteld aan de buiging ten gevolge van de rotatie van de verbinding en die wordt gebruikt om het rotatiecentrum te lokaliseren. Het rotatiecentrum ligt uiteraard bij de bovenste flens die de betonplaat ondersteunt. Deze keuze van het rotatiecentrum is bedoeld om beschadiging van de betonplaat in bouwconstructies te voorkomen.



Figuur 1.21: Testen van een verbinding voorzien van een verticale wrijvingsdemper

1.4 Zelf-centrerende verbindingen

Zelf-centrerende afvoerende verbindingen voor momentvaste raamwerken zijn onlangs ook voorgesteld [46-54]. Ze bestaan uit een hercentreringssysteem op basis van nagespannen strengen die gecombineerd wordt met een afvoerende verbinding. Hoewel zelf-centrerende afvoerende verbindingen voorgesteld door verschillende onderzoekers, zijn voorzien van hysterese dempers of wrijvingsdempers, kan de afvoerende verbinding in zelf-centrerende afvoerende verbindingen in principe worden voorzien van elk type passieve seismische dempers.

Als voorbeeld is een zelf-centrerende afvoerende verbinding met passieve wrijvingsdempers getoond in Figuur 1.22. Het zelf-centrerende systeem bestaat meestal uit nagespannen strengen die parallel aan de liggers over meerdere traveeën door de kolommen lopen. Dergelijke strengen zijn verankerd buiten het verbindingsgebied zoals afgebeeld in Figuur 1.23. De hoog sterkte staalstrengen worden nagespannen nadat de wrijvingsapparatuur zijn geïnstalleerd. De flenzen van de liggers worden tegen de flenzen van de kolommen aangedrukt door de initiële naspankracht die op de strengen wordt uitgeoefend. Om te voorkomen dat de flenzen van de liggers voortijdig vloeien of knikken, door overmatige samendrukking onder invloed van axiale krachten, door naspanning en buiging, zijn verstijvingsplaten nodig. Dergelijke verstijvingsplaten worden typisch aan de buitenzijden van de liggerflenzen gelast. Tussen de kolomflens en de liggerflenzen worden vulplaten aangebracht, zodat alleen de liggerflenzen en de verstijvingsplaten met de kolom in contact zijn. Hierdoor kan een goed contact tussen de flenzen van de ligger en de voorzijde van de kolom worden gehandhaafd, terwijl het liggerlijf wordt beschermd tegen vloeien onder stuik.



Figuur 1.22: Zelf-centrerende verbindingen voorzien van wrijvingsdempers [48, 54]

De wrijvingsapparatuur bevindt zich aan de liggerflenzen en bestaan uit een binnenplaat (wrijvingsplaat) ingeklemd tussen twee messing vulplaten die de wrijvingskussens vormen. De wrijvingskussens staan in contact met deze binnenplaat en ofwel de verstijvingsplaat van de liggerflens of een buitenplaat. Alle platen worden met bouten aan de liggerflenzen bevestigd. In de binnenplaat zijn lange sleufgaten geboord om de slag van de wrijvingsdemper tijdens het openen en sluiten van de verbindingen op te vangen. Wrijving wordt opgewekt wanneer de liggerflenzen en de buitenplaat tegen de binnenplaat schuiven, wanneer de ligger rond het rotatiecentrum draait, dat zich in het midden van de verstijvingsplaten bevindt. Een schuiflap met sleufgaten is aan het liggerlijf geschroefd en aan de kolomflens gelast om de afschuifkrachten over te brengen.



Figuur 1.23: Componenten van een zelf-centrerende verbinding met wrijvingsdempers (links) en resulterende cyclische respons (rechts) [48, 54]

Het moment-rotatie gedrag van een dergelijk verbindingstype bij cyclische belasting is schematisch weergegeven in Figuur 1.23. Het gedrag wordt gekenmerkt door het openen en sluiten van een spleet op het raakvlak kolom-ligger. De totale momentweerstand van de verbinding wordt geleverd door het moment ten gevolge van de initiële naspankracht in de strengen, de wrijvingskracht, en een extra kracht ontwikkeld ten gevolge van rek van de strengen. De wrijvingskrachten werken in het midden van de bovenste en onderste wrijvingsplaten.

Onder een toegepast moment gedraagt de verbinding zich aanvankelijk als een stijve verbinding en is de relatieve rotatie gelijk aan nul (gebeurtenissen 0 tot 2 in Figuur 1.23). Zodra de grootte van het toegepaste moment de momentweerstand als gevolg van de initiële naspankracht in de strengen bereikt, treedt decompressie van de ligger vanaf de kolomzijde op. Het bijbehorende moment (gebeurtenis 1) wordt het decompressiemoment genoemd. Het toegepaste moment blijft toenemen tussen gebeurtenis 1 en 2 omdat de rotatie van de ligger nog steeds wordt beperkt door de weerstand van de wrijvingsdempers. Bij gebeurtenis 1 is de wrijvingskracht minimaal en neemt geleidelijk toe tot zijn maximumwaarde bij punt 2, het punt van beginnende rotatie.

Na het openen van de spleet zorgt de elastische axiale stijfheid van de nagespannen strengen voor de reststijfheid van de verbinding. In deze fase, produceert de rek van de strengen een extra kracht die bijdraagt aan de weerstand tegen het totale toegepaste moment. Uiteindelijk kan bij gebeurtenis 4 het vloeien van de strengen optreden. Wanneer er ontlasting optreedt (gebeurtenis 3), blijft de relatieve rotatie constant. Bij gebeurtenis 5 is de wrijvingskracht weer gelijk aan nul. Tussen gebeurtenis 5 en 6 verandert de wrijvingskracht van richting en neemt geleidelijk toe totdat de maximumwaarde weer wordt bereikt bij gebeurtenis 6. Tussen de gebeurtenissen 6 en 7 roteert de ligger totdat de bovenflens van de ligger weer in contact is met de vulplaat, maar niet is samengedrukt. Tussen gebeurtenis 7 en 8 neemt de waarde van de wrijvingskracht af naarmate de ligger wordt samengedrukt tegen de vulplaten en M gelijk is aan nul bij gebeurtenis 8. Een volledige omkering van het toegepaste moment zal resulteren in een soortgelijk verbindingsgedrag in de tegenovergestelde richting van de belasting, zoals getoond in Figuur 1.23.

Het is gemakkelijk te herkennen, om een zelf-centrerend gedrag te verkrijgen, het van primair belang is dat de strengen in het elastische bereik blijven en dat bovendien ook de liggerflenzen moeten worden versterkt om vloeien te voorkomen. Als aan deze voorwaarden wordt voldaan, blijft de naspankracht behouden en zal de verbinding zichzelf centreren bij het ontlasten. Dit betekent dat de relatieve rotatie bij het wegnemen van het moment van de verbinding naar nul terugkeert en de constructie terugkeert naar de positie van vóór de aardbeving, mits de kolommen zodanig zijn ontworpen dat zij niet kunnen vloeien. Het cyclische moment-rotatie gedrag van de verbinding wordt gekenmerkt door een vlagvormige hysterese lus waarbij het energie-afvoercapaciteit gerelateerd is aan de kracht die tussen de wrijvingsoppervlakken wordt ontwikkeld.

1.5 Bronnen

- Mazzolani F.M., Piluso V.: "Theory and Design of Seismic Resistant Steel Frames", E & FN Spon, An imprint of Chapman & Hall, First Edition, 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, London, 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, Volume 63, Issue 5, pp. 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, Ottobre 2015.
- [8] Piluso V., Montuori R., Troisi M.: "Innovative structural details in MR-frames for free from damage structures", Mechanics Research Communications, Vol. 58 (2014), pp. 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, Vol. 85, pp. 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, Vol. 146, pp. 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. Italy
- [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, Vol. 108, No. ST6, June, pp. 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, U.S.A., January, pp. 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, U.S.A., March, pp. 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), pp.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), pp.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, Vol.33, 2000, pp.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 (Canada), August, 2000, Balkema pp.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, pp. 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), pp. 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), pp. 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), pp.537-63, 2011.
- [27] Latour M., Rizzano G.: "Experimental Behavior and Mechanical Modeling of Dissipative T-Stub Connections", Journal of Structural Engineering, 138(2), pp.170-82, 2012.
- [28] Oh S.H., Kim Y.J., Ryu H.S.: "Seismic performance of steel structures with slit dampers", Engineering Structures, vol. 31, pp. 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, Vol. 132, No. 6, June 1, pp. 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. December 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. March 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, April 26-28, Wellington, 2013. Paper 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, Paper 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, China, July 1-3, 2015
- [36] MacRae G., Clifton G.C.: "Low Damage Design of Steel Structures", Steel Innovations 2013, Workshop, 21-22 February 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, Volume 4, Issue 2, pages 53–64, June, 2011.
- [38] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental Behaviour of Friction T-stub Joints under Cyclic Loads", Steel Construction, Volume 6, Issue 1, pages 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, September 13–15, 2017, Copenhagen, Denmark.
- [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, pp. 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, pp. 289-299, 2017.
- [42] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental analysis on friction materials for supplemental damping devices", Construction and Building Materials 65, pp. 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, Thailand, December, 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: 1st July 2015 – 31st December 2016 (Coordinator: 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 March 2016.
- [46] Ricles J.M., Sause R., Garlock M., Zhao C.: "Posttensioned Seismic-Resistant Connections for Steel Frames", Journal of Structural Engineering, Vol. 127, No. 2, February, pp. 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, Vol. 128, No. 9, September 1, pp. 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., Canada, August 1-6, Paper No. 1603, 2004.
- [49] Garlock M., Ricles J.M., Sause R.: "Experimental Studies of Full-Scale Posttensioned Steel Connections", Journal of Structural Engineering, Vol. 131, No. 3, March 1, pp. 438-448, 2005.
- [50] Chou C-C., Chen J-H., Chen Y-C, Tsai K-C: "Evaluating performance of posttensioned steel connections with strands and reduced flange plates", Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 35, pp. 1167–1185, 2006.
- [51] Garlock M., Sause R., Ricles J.M.: "Behavior and Design of Posttensioned Steel Frame Systems", Journal of Structural Engineering, Vol. 133, No. 3, March 1, pp. 389-399, 2007.
- [52] Garlock M, Li J.: "Steel self-centering moment frames with collector beam floor diaphragms", Journal of Constructional Steel Research, 64, pp. 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, Vol. 135, No. 5, May 1, pp. 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, Paper No. 3002, 2012

2 ONTWIKKELING VAN FREEDAM DEMPERS

2.1 Introductie

2.1.1 Passieve systemen op basis van het gebruik van wrijvingsdempers

De ontwikkeling van aanvullende dempingsapparatuur is in Nieuw-Zeeland ongeveer 50 jaar geleden begonnen dankzij een beter inzicht in de seismische respons van constructies op basis van de fysische interpretatie van de dynamica van constructies in termen van energiebalans [1]-[4]. In feite wordt, zoals al besproken, de seismische ingevoerd energie gewoonlijk omgezet in kinetische energie, viskeuze en hysterese demping, en elastische rek energie. De toevoeging van een passief energieafvoer systeem op specifieke punten van een constructie verandert de constructieve eigenschappen en wijzigt in het bijzonder de energiebalans tijdens de seismische gebeurtenis, wat voordelen oplevert in de vorm van een vermindering van de uitwijkingen en de schade. Bovendien maakt het maximaliseren van de energieafvoer in specifieke zekeringen door het toepassen van de juiste ontwerpstrategieën het mogelijk de repareerbaarheid van de constructie in geval van zware seismische gebeurtenissen te verbeteren, omdat de beschadigde voorzieningen gemakkelijk kunnen worden vervangen. Vanwege deze voordelen heeft de ontwikkeling van aanvullende dempingssystemen in de afgelopen decennia grote aandacht gekregen van academici en ingenieurs, wat heeft geleid tot de ontwikkeling van een groot aantal afvoerende apparatuur [5]-[10]. Veel van deze systemen zijn wereldwijd in gebouwen en bruggen geïnstalleerd, zowel voor seismische aanpassingen als voor nieuwe constructies (Figuur 2.1-Figuur 2.4).





Figuur 2.1: Viskeuze dempers toegepast in de Rion-Antirion Bridge (Griekenland) -(Met dank aan: FIPMEC srl)

Figuur 2.2: Knik beperkende schoren geïnstalleerd in een geprefabriceerde constructie in Ancona (Italië) -(Met dank aan: FIPMEC srl)

In het algemeen kunnen de passieve energieafvoer systemen worden ingedeeld in drie categorieën: i) verplaatsing geactiveerd; ii) snelheid geactiveerd; iii) beweging geactiveerd. De eerste categorie betreft de apparatuur die energie afvoeren als gevolg van de relatieve verplaatsing die optreedt tussen twee punten van de constructie. Deze dempers hebben kenmerken die niet afhankelijk zijn van de bewegingsfrequentie en leveren krachten die in fase zijn met de interne acties die in de constructie optreden. Typische voorbeelden van systemen die tot deze categorie behoren zijn alle typen metalen schuifdempers. De tweede categorie betreft dempers die de seismische ingevoerde energie afvoeren via relatieve snelheden die optreden tussen verbonden punten van de constructie. De kenmerken van deze dempers zijn

afhankelijk van de aardbevingsfrequentie en de maximumkrachten die in de dempers worden opgewekt zijn meestal niet in fase met de respons van de constructie. Dit betekent dat de maximale weerstand van door snelheid geactiveerde dempers niet gelijktijdig optreedt met de piekrespons van de constructie in termen van verplaatsingen en krachten. Typische voorbeelden van snelheidsafhankelijke systemen zijn viskeuze en visco-elastische dempers.



Figuur 2.3: ADAS apparaat na testen



Figuur 2.4: Pall apparatuur geïnstalleerd in een enkele diagonale schoor in de Boeing Commercial Airplane Factory Everrett, Verenigde Staten- (Met dank aan: Dr Pall)

Tot slot zijn beweging geactiveerde apparatuur die de constructieve respons wijzigen via een secundair systeem. Een typisch voorbeeld van een door beweging geactiveerde apparaat is de afgestemde massademper, die bestaat uit een massa-veer-slagdempersysteem dat in staat is de energiestroom te verstoren, waardoor de constructieve respons wordt verminderd. Een brede categorie van extra dempers is gebaseerd op droge wrijving voor het afvoeren van de energie die door aardbevingen wordt ingevoerd. In deze elementen wordt de energie gedissipeerd door middel van het slippen tussen twee oppervlakken die met elkaar in contact komen en die worden vastgeklemd door de toepassing van hydraulische druk, elektromagnetische krachten of, in het eenvoudigste geval, door middel van bouten met hoge sterkte. Deze laatste klemmethode is, door haar eenvoud, waarschijnlijk de meest toegepaste in de civiele praktijk. In feite, door het gebruik van bouten met een hoge sterkte is het mogelijk een constante kracht uit te oefenen op één of meer contactvlakken door eenvoudigweg de waarde van het aanhaalmoment en het aantal en de diameter van de bouten te regelen. Wrijvingsdempers vallen meestal in de categorie van de door verplaatsing geactiveerde dempers, omdat hun schuifkracht slechts in geringe mate afhankelijk wordt geacht van de snelheid en het frequentiegehalte van de excitatie. Niettemin, terwijl enerzijds de aanvankelijke schuifkracht van wrijvingsdempers in veel gevallen verwaarloosbaar wordt beïnvloed door de snelheid, is anderzijds de slijtage en de degradatie van de wrijvingsweerstand wel degelijk in hoge mate afhankelijk van de snelheid. Het cyclische gedrag van wrijvingsdempers kan meestal worden beschreven aan de hand van een stijf-plastische respons.



Figuur 2.5: Eerste Japanse patent op anti-seismisch wrijvingsapparaat [11]



Figuur 2.6: Concept van schuifscharnierverbinding met symmetrische wrijvingsapparatuur [12]

Figuur 2.7: Schuifscharnierverbinding met asymmetrische wrijvingsdempers van de prijswinnende Puni Village of Wellington - [13]

Daarom is de enige parameter die de ontwerper nodig heeft de slipkracht, die op zijn beurt afhangt van de waarde van de belasting loodrecht op de contactoppervlakken en van de wrijvingscoëfficiënt, die een intrinsieke eigenschap is van de glijdende grenslaag. Een groot voordeel van wrijvingsapparatuur is dat zij kunnen worden gebruikt als verplaatsingsreductoren onder bedrijfsomstandigheden, terwijl zij de seismische ingevoerde energie kunnen afvoeren onder zware seismische acties.

De wrijvingscoëfficiënt is afhankelijk van verschillende verschijnselen, zoals adhesie, ploegen en de aanwezigheid van verontreinigingen. De modellering van deze verschijnselen wordt gewoonlijk bestudeerd in de tribologie waar, om theorieën te ontwikkelen voor het voorspellen van slipkrachten onder statische en dynamische belastingen, de oppervlaktetopografie, de hardheid van materialen, de mechanische eigenschappen en de effecten van grenslagen fysisch worden gemodelleerd (Figuur 2.8, Figuur 2.9). Echter, in de bouwtechniek worden de eigenschappen van wrijvingsmaterialen doorgaans bestudeerd door middel van een experimentele aanpak, dat voor seismische constructies meestal voldoende wordt geacht om de informatie te verschaffen die nodig is voor het ontwerpen van dergelijke apparatuur.



Figuur 2.8: Verschillen tussen echte en schijn contactoppervlakken [14]

Figuur 2.9: Slijtage door schuren [14]

In de technische literatuur zijn verschillende studies gewijd aan de karakterisering van het glijdende hysterese gedrag van metalen oppervlakken met verschillende oppervlaktebehandelingen die worden vastgeklemd door middel van hoge sterkte wrijvingsgripbouten. Dit geval is met name van bijzonder belang voor civieltechnische doeleinden, omdat het grootste deel van de wrijvingsdempers die sinds de jaren '70 zijn ontwikkeld om te worden gebruikt voor afvoerende schoren of verbindingen, deze benadering volgt. De eerste apparatuur van een dergelijk type werden ontwikkeld door [15], wrijvingsdempers te introduceren op het snijpunt van schoren, die asbest remvoering kussens tussen de stalen glijvlakken aannamen. Een van de eenvoudigste vormen van wrijvingsdempers is voorgesteld door [16], die eenvoudige boutvormige sleufplaten aan het uiteinde van een conventioneel schoorelement aannamen. De verbinding tussen de schoor en het raamwerk is zodanig ontworpen dat deze slipt voordat de schoor vloeit of knikt. Een andere wrijvingsdemper voor chevron schoren werd voorgesteld door [17]. Recente toepassingen van wrijvingsdempers zijn gerelateerd aan het concept van systemen met geringe schade, die de ingevoerde energie kunnen afvoeren met slechts verwaarloosbare schade. Gering beschadigde flexibele kolom-liggerverbindingen zijn recentelijk onderzocht. Sleufboutverbindingen zijn een veelbelovend alternatief gebleken voor de traditionele verbindingstypes. Sleufboutverbindingen zijn voornamelijk onderzocht door Grigorian et al. [12] en op basis van deze studies zijn schuifscharnierverbindingen met asymmetrische wrijvingsverbindingen aan de onderflens van de ligger ontwikkeld door Clifton [18-21] (Figuur 2.6, Figuur 2.7). Na deze eerste studies zijn in de afgelopen jaren andere soortgelijke oplossingen voorgesteld. In [23]-[24] is de wrijvingsdemper uitgevoerd met hoeken en een console die zowel aan de onderflens van de ligger als aan de kolom is vastgeschroefd. Het belangrijkste voordeel van deze configuratie is de mogelijkheid om de demper te prefabriceren, het verzekeren van een betere controle van het gebruikte wrijvingsmateriaal en van de juiste toepassing van de procedures voor het aandraaien van de bouten. Bovendien is het belangrijkste verschil met de door Clifton voorgestelde oplossing is bovendien de toepassing van symmetrische wrijvingsverbindingen in plaats van asymmetrische wrijvingsverbindingen. Voor beide oplossingen concentreert de aanwezigheid van de plaat de plasticiteit ter hoogte van de onderflens van de ligger, zodat de schade beperkt blijft tot het apparaat dat de verbinding onbeschadigd laat (Figuur 2.10, Figuur 2.11).



Figuur 2.10: Conceptueel beeld van een FREEDAM verbinding



Figuur 2.11: FREEDAM kolomliggerverbinding tijdens een laboratoriumtest

In alle eerder gerapporteerde toepassingen is het duidelijk dat de ontwikkeling van een betrouwbare wrijvingsdemper die brede en stabiele hystereselussen kan leveren van het grootste belang is. Binnen het onderzoeksproject FREEDAM is deze kwestie uitvoerig onderzocht en zijn oplossingen voorgesteld die weinig kosten en in de praktijk gemakkelijk toepasbaar zijn; tevens zijn eenvoudige hulpmiddelen aangereikt voor het ontwerp en de modellering van de ontwikkelde wrijvingsdempers met sleufbouten. De slipkracht van een wrijvingsdemper is het resultaat van het product van de wrijvingscoëfficiënt vermenigvuldigd met het aantal wrijvingsraakvlakken, het aantal bouten en de voorspankracht van de bouten. Om de slipweerstand van een wrijvingsdemper te regelen, is het daarom noodzakelijk de met bouten uitgeoefende voorspankracht te controleren en de waarde van de wrijvingscoëfficiënt van het materiaal dat wordt gebruikt om het wrijvingsraakvlak te realiseren nauwkeurig te bepalen. De voorspankracht van de bouten kan worden gecontroleerd door een van de methoden toe te passen die worden voorgesteld in EN1090-2 [27] (d.w.z. gecombineerd, torsie, DTI-ringen), die zijn ontworpen om de minimale betrouwbaarheid van 95% te garanderen zoals vereist door EN1990 [26]. Omgekeerd is de waarde van de wrijvingscoëfficiënt die een bepaald raakvlak kan ontwikkelen, iets dat experimenteel moet worden gekarakteriseerd en van een groot aantal factoren afhangt. In het bijzonder, zoals al aangetoond in eerdere experimentele studies, hangt de wrijvingscoëfficiënt van een raakvlak sterk af van de materialen die worden gebruikt om het wrijvingsapparaat te realiseren en van de belangrijkste tribologische eigenschappen, zoals de oppervlakkige afwerking, micro- en macrohardheid, schuifweerstand van de materialen en ruwheid. Dit onderwerp komt aan bod in de volgende paragrafen, waar het gedrag van de wrijvingsdempers wordt besproken die tijdens het onderzoeksproject FREEDAM zijn ontwikkeld. Concreet wordt de respons van de dempers onder cyclische belasting omstandigheden (lage en hoge snelheid) weergegeven. Vervolgens wordt de lange termijn respons van wrijvingsdempers bekeken en wordt relevante informatie voor het ontwerp van de wrijvingsdempers van de FREEDAM-verbinding gegeven.

2.2 Selectie van materialen voor de ontwikkeling van wrijvingskussens

2.2.1 Basis wrijvingstheorie

Vanuit historisch oogpunt is het grootste deel van de tribologische studies in het verleden gericht op het onderzoek van de wrijvingseigenschappen van metalen, waarbij werd erkend dat

er twee belangrijke bronnen van wrijving tussen glijdende lichamen zijn: adhesie en ploegen. De adhesie-component ontstaat doordat, wanneer twee oppervlakken tegen elkaar worden belast, oneffenheden plastisch vervormen, wat leidt tot de vorming van de zogenaamde "koud-las" verbindingen. Wegens het intieme contact van deze verbindingen is voor het afschuiven van de adhesieverbindingen een zekere schuifbelasting vereist. Wat het ploegen betreft, dit is te wijten aan de natuurlijke ruwheid van de oppervlakken, zodat de relatieve beweging tussen de oppervlakken die met elkaar in contact komen, vereist dat het ene lichaam over het andere moet tillen. De eenvoudigste theorie om de oorsprong van de adhesie afhankelijk is van de afschuifweerstand van de koud-lasverbindingen, deze evenredig moet zijn met het werkelijke contactoppervlak dat, voor metalen met ideaal elastisch-plastisch gedrag, gelijk kan worden aangenomen aan $A = N/\sigma_0$, waarbij A het werkelijke contactoppervlak is, σ_0 de penetratiehardheid van het materiaal en N de normaalkracht. De totale wrijvingskracht als gevolg van adhesie (F_A) kan worden uitgedrukt als:

$$F_A = As = \frac{N}{\sigma_0}s\tag{2.1}$$

Zijnde *s* de kracht per oppervlakte-eenheid die nodig is om koud-lasverbindingen af te schuiven. Zoals al gezegd, is ploegen de wrijvingskracht veroorzaakt door de oneffenheden van een hard metaal dat doordringt in een zachter metaal. Volgens de theorie van Bowden en Tabor kan deze bijdrage als volgt worden geschat:

$$F_P = nrh\sigma_0 \tag{2.2}$$

Waarin n het aantal oneffenheden is, r de halve breedte van de oneffenheid, en h de hoogte van de oneffenheid. De totale schuifkracht (F) ten gevolge van adhesie en ploegen wordt dus gegeven door:

I

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

De ploegcomponent is zeer belangrijk tijdens het schuurproces, maar in het geval van metalen is aangetoond dat een dergelijke bijdrage verwaarloosbaar is in vergelijking met adhesie. Daarom verklaart vergelijking (2.1) een zeer belangrijke eigenschap voor metalen, die stelt dat de verhouding tussen de wrijvingskracht en de normaal uitgeoefende belasting een constante waarde is die niet afhangt van het schijnbare contactoppervlak. Praktisch gezien verklaart de theorie van Bowden en Tabor twee van de drie postulaten van de klassieke theorie van droge wrijving, door te stellen dat:

- De totale wrijvingskracht is onafhankelijk van het schijnbare contactoppervlak;
- De totale wrijvingskracht dat kan worden ontwikkeld is proportioneel aan de normaal uitgeoefende belasting;
- In het geval van lage glijsnelheden, de totale wrijvingskracht is onafhankelijk van de glijsnelheid.

De eerste twee postulaten zijn vaak bekend als de wetten van Amontons, naar de Franse ingenieur die ze in 1699 voorstelde, terwijl het derde postulaat te danken is aan Coulomb [29]-[30]. Tijdens het slippen is de klassieke relatie om de tangentiële kracht te berekenen die op het glijdende raakvlak werkt in de richting tegengesteld aan de beweging de bekende Coulomb wrijvingsvergelijking $F=\mu N$, waarbij F de wrijvingskracht is, N de normaalkracht en μ de wrijvingscoëfficiënt. De wrijvingskracht is altijd tegengesteld aan de beweging (in het geval van kinetische wrijving) of de potentiële beweging (in het geval van statische wrijving). Volgens vergelijking (2.1) kan de volgende relatie worden verkregen:

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

Waarin s_0 de kritische schuifspanning is van het zwakste materiaal en σ_0 de hardheid van het zachtste materiaal. Vergelijking (2.4) geeft een redelijke schatting van de wrijvingscoëfficiënt voor metalen, maar in het algemeen hangt de wrijvingscoëfficiënt af van de andere drie effecten: de contactdruk (*P*), de glijsnelheid (*v*), en de temperatuur (*T*). Daarom moet de wrijvingscoëfficiënt van een raakvlak in het algemeen worden uitgedrukt als $\mu = \mu(P, v, T)$.

In het geval van materialen op rubberbasis beïnvloedt de structuur van het materiaal de wrijvingseigenschappen. In feite, heeft rubber een lage elasticiteitsmodulus, en het werkelijke contactoppervlak wordt sterk beïnvloed door de grootte van de normaalbelasting, omdat het materiaal zich aanpast aan de vorm van de oppervlakte-oneffenheden van het hardste materiaal [31]. Het gedrag van polymere materialen wijkt af van de klassieke wrijvingstheorie. In feite wordt de tribologie van polymeren beïnvloed door de adhesie verbindingen, de schuifweerstand van het wrijvende materiaal in contact en het werkelijke contactoppervlak [32]. De wrijvingscoëfficiënt van polymeren kan, afhankelijk van het beschouwde bereik van de toegepaste normaalbelasting en van het type polymeer, worden weergegeven door middel van constante of afnemende relaties [33]-[35]. In het bijzonder zijn verschillende wiskundige relaties voorgesteld om de wrijvingscoëfficiënt van staal-rubber raakvlakken te modelleren, door μ uit te drukken als een functie van de contactdruk (P) en van de elasticiteitsmodulus (E) van het materiaal. Enkele daarvan zijn hier gerapporteerd:

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

Waarbij *a* en *b* empirische parameters zijn die door middel van experimentele tests moeten worden gevonden;

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

Waarbij de waarde van K en n experimenteel moeten worden gevonden;

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

Waarin μ_{∞} de waarde van de wrijvingscoëfficiënt is bij een oneindige druk, *a* een experimentele constante en *h* de Shore-hardheid gedeeld door 100. Ten slotte moet in het geval van rubber op een andere belangrijke afwijking van de klassieke wrijvingstheorie worden

gewezen. In het geval van polymere materialen kan de wrijvingskracht namelijk sterk afhankelijk zijn van de glijsnelheid. Dit gedrag is te wijten aan het visco-elastische gedrag van polymeren. Niettemin is voor veel polymere materialen de invloed van de snelheid gewoonlijk gering binnen een beperkt snelheidsbereik (0,01-1 cm/s).

2.2.2 Wrijvingsmaterialen getest tijdens het onderzoeksproject FREEDAM

Tot op heden zijn al verscheidene studies gewijd aan de analyse van wrijvingsmaterialen voor seismische apparatuur en frictieverbindingen. De studies uit het verleden waren hoofdzakelijk gericht op de analyse van wrijvingsmaterialen, in het bijzonder voor toepassing in extra energieafvoer voorzieningen [38]-[40], maar meer recentelijk zijn ook soortgelijke studies ontwikkeld voor de toepassing van wrijvingsdempers in verbindingen of voor de ontwikkeling van bepaalde typen wrijvingsverbindingen met vingerplaten voor stalen buisvormige torens. In het bijzonder belangrijke werkzaamheden met betrekking tot de karakterisering van het gedrag van wrijvingsraakvlakken zijn recentelijk uitgevoerd in het kader van de activiteiten van het HISTWIN-project [41]-[42] (waar statische wrijvingsverbindingen voor toepassing in stalen windturbines zijn bestudeerd), en door de onderzoeksgroep van de Universiteit van Auckland [18]-[21] die al een aantal cyclische proeven heeft uitgevoerd met zowel elementaire verbindingen als verbindingen die zijn uitgerust met asymmetrische wrijvingsdempers. Daarnaast zijn andere studies ontwikkeld die zich bezighouden met de karakterisering van de wrijvingscoëfficiënt van de raakvlakken, ook verricht in [43]. Binnen het onderzoeksproject FREEDAM zijn al deze studies als referentie gebruikt om te komen tot een rationele selectie van te testen materialen voor de toepassing in FREEDAM verbindingen.

Bovendien is de keuze van de raakvlakken die voor de wrijvingsdempers moeten worden gebruikt, ingegeven door enkele principes uit klassieke theoretische studies die zijn gewijd aan de beoordeling van de respons van dempingsapparatuur voor gebruik in seismische toepassingen. Uit vergelijking (2.4) kan gemakkelijk worden afgeleid dat, in het geval van metalen raakvlakken, hoge waarden van de wrijvingscoëfficiënt normaliter alleen kunnen worden bereikt door materialen met een groot verschil in oppervlaktehardheid aan elkaar te koppelen. Er zijn verschillende mogelijkheden om dit verschil te verkrijgen, maar de materialen die hoofdzakelijk worden gebruikt voor het realiseren van wrijvingsraakvlakken in combinatie met staal zijn gewoonlijk metalen, rubbers of carbide-legeringen. Sommige van deze categorieën materialen zijn al uitgebreid onderzocht door verschillende auteurs, zoals hoog sterkte gehard staal, messing, of fenolrubbers. Voorbeelden van al uitgevoerde experimentele studies zijn dat uitgevoerd door [14] op normaal en slijtvast staal en het werk uitgevoerd door [43] op zacht staal, messing, gespoten aluminium en verschillende soorten rubbers. Uit deze analyses is gebleken dat raakvlakken die bestaan uit zacht staal slechts lage waarden van de wrijvingscoëfficiënt (0,1-0,25) kunnen ontwikkelen en bovendien, wanneer zij worden onderworpen aan een cyclisch belasting verloop, een significant vervormingsverhardingsgedrag vertonen als gevolg van de schade die optreedt in de oppervlakken en de toename van de ploegcomponent van de wrijvingscoëfficiënt (Figuur 2.12, Figuur 2.13).



Figuur 2.12: Test op zacht staal [14] 4 bouten – Voorspanningsniveau van elke bout 210 kN - 1 contactoppervlak





Uiteraard zijn een beginwaarde van de wrijvingscoëfficiënt zeer laag en de bij cyclische belasting omstandigheden getoonde trekhardingsreactie niet geschikt voor het aanbrengen van deze materialen op wrijvingsdempers. In feite vormt een lage waarde van de aanvangswrijvingscoëfficiënt een sterke beperking voor de ontwikkeling van wrijvingsverbindingen met lage kosten, omdat het gebruik van een materiaal van een dergelijk type het gebruik van vele bouten in de demper zou vereisen en, als gevolg daarvan, het gebruik van apparatuur van grote afmetingen en hoge kosten. Bovendien is ook het rek-verhardingsgedrag geen voordelige eigenschap voor de toepassing, omdat, indien de wrijvingsapparatuur aan rek-verharding wordt onderworpen, alle andere elementen van de verbindingen en de kolommen moeten worden oververstevigd ten opzichte van de toegenomen waarden van de krachten, die leidt tot een sterke overdimensionering van alle elementen van het raamwerk. Om al deze redenen worden raakvlakken met zacht staal gewoonlijk niet geschikt geacht voor seismische dempers en om soortgelijke redenen leveren ook hoog sterkte staalsoorten en slijtvaste staalsoorten, die al in [14] zijn voorgesteld, beperkingen op. Wrijvingsvulplaten van slijtvast staal, ook al kunnen zij een hogere waarde van de wrijvingscoëfficiënt ontwikkelen (ongeveer 0,4), worden nog steeds gekenmerkt door enige rek-verharding. Andere materialen die in eerdere experimentele werken in aanmerking zijn genomen zijn messing, gespoten aluminium en verschillende soorten rubber [43]. Uit ervaring in het verleden is gebleken dat rubbers die normaal voor remsystemen worden gebruikt (en die hoofdzakelijk uit fenolharsen bestaan) een stabiele respons geven, maar een vrij lage waarde van de wrijvingscoëfficiënt (variërend van 0,15 tot 0,25). Bovendien, zoals gerapporteerd in [43], worden deze materialen typisch gekenmerkt door een lage waarde van de trekweerstand, en dit maakt hen niet geschikt voor toepassing in wrijvingsverbindingen tenzij zij aan de staalplaten worden gelijmd. In feite kunnen zij gemakkelijk brosse breuken vertonen in uitgeholde secties onder de optredende normaalkrachten bij wrijvingsverbindingen (Figuur 2.14, Figuur 2.15). Vanwege deze nadelen zijn rubber materialen niet in aanmerking genomen voor verdere proeven in het project FREEDAM.



Figuur 2.14: Test op rubber M2 [43] 4 bouten – Voorspanningsniveau van elke bout 50 kN - 2 contactoppervlakken



Figuur 2.15: Broos falen van rubberen Wrijvingsvulplaten langs de netto doorsnede [43]

Messing is het onderwerp geweest van verscheidene studies gewijd aan het karakteriseren van het wrijvingsgedrag [38], [39], [43] of het testen van de toepassing ervan in wrijvingsapparatuur. Voornamelijk in het werk van Voiculescu & Dalban [39] is er door middel van proeven op eenvoudige overlapschuifverbindingen aangetoond dat de wrijvingscoëfficiënt van messing ongeveer gelijk is aan 0,3. In [43] is messing eveneens bestudeerd door middel van proeven op lasverbindingen en ook in dit geval is vastgesteld dat de aanvangswaarde van de wrijvingscoëfficiënt zeer laag is (ongeveer 0,1), ook al heeft deze de neiging toe te nemen met de toename van de ploegen die op het raakvlak ontstaan onder cyclische belasting omstandigheden.







Figuur 2.17: Gedrag van thermisch gespoten aluminium [43] 4 bouten – Voorspanningsniveau van elke bout 50 kN - 2 contactoppervlakken

Veelbelovende tests op thermisch gespoten aluminium zijn verstrekt door [40] en [43]. Deze experimentele analyses hebben erop gewezen dat de tribologische reactie van thermisch gespoten aluminium, wordt gekenmerkt door de ontwikkeling van waarden van de wrijvingscoëfficiënt hoger dan 0,4 en door een stabiele respons onder cyclische belasting condities (Figuur 2.16, Figuur 2.17). Afgezien van de specifieke toepassing is uit deze studies gebleken dat thermisch gespoten bekledingen in het algemeen ook worden gekenmerkt door een hoog potentieel voor industriële toepassing vanwege hun lage kosten. Op basis van deze overweging zijn tijdens het onderzoeksproject FREEDAM materialen geselecteerd die door middel van thermische sproeitechnieken kunnen worden aangebracht voor de ontwikkeling van wrijvingsdempers. Thermische spuiten is een industriële procedure om bekledingen aan te brengen door middel van speciale apparaten/systemen waardoor gesmolten metalen met hoge snelheid op gereinigde en geprepareerde componentoppervlakken worden gespoten. In dit proces wordt het bekledingsmateriaal gesmolten door een warmtebron, en vervolgens door

middel van gassen op een basismateriaal gestuwd, waar het stolt en een vaste laag vormt (figuur 2.18, figuur 2.19).

Zoals al eerder vermeld, is het verschil tussen de oppervlaktehardheid van de contactplaten een fundamenteel kenmerk omdat de wrijvingscoëfficiënt van een metaalraakvlak wordt bepaald door de verhouding tussen de schuifweerstand van het zwakste materiaal (s_0) en de oppervlaktehardheid van het zachtste materiaal (σ_0) [28]. Op basis van de voorgaande waarneming is het dus duidelijk dat om een hoge waarde van de wrijvingscoëfficiënt te verkrijgen, de volgende eisen worden gesteld: i) een groot verschil van de oppervlaktehardheid van de materialen die met elkaar in contact komen; ii) een hoge waarde van de schuifweerstand van het zwakste materiaal; iii) een zeer lage waarde van de oppervlaktehardheid van het zachtste materiaal is nodig. Om corrosieverschijnselen te vermijden, zijn de FREEDAM wrijvingsdempers gevormd door roestvrijstalen binnenplaten van staalsoort 1.4301 (gelijkwaardig aan AISI 304), dat wordt gekenmerkt door een oppervlaktehardheid van ongeveer 130 HV. Daarom is het materiaal van de wrijvingsvulplaten, dat aan de roestvrije staalplaten moeten worden gekoppeld, zodanig gekozen dat de oppervlaktehardheid een veel lagere of veel hogere waarde heeft, zodat een hoge wrijvingscoëfficiënt kan worden bereikt. Om dit te bereiken is de materiaalkeuze uitgevoerd door bij alle in de handel verkrijgbare materialen of legeringen te controleren welke gekenmerkt worden door waarden van de oppervlaktehardheid die aanzienlijk ver van 130 HV liggen. Daarom zijn twee klassen van materialen getest: de zogenaamde "harde" materialen en de zogenaamde "zachte" materialen. In de klasse zachte materialen zijn zuivere metalen, aangebracht door middel van thermisch spuiten, gekenmerkt door een HV variërend van 5 tot 30, getest (in de volgende paragrafen aangeduid met M1 tot M5). Daarentegen zijn in de klasse harde materialen, carbide legeringen geproduceerd als poedermengsels en ook het elektroloze nikkel wrijvingsvulplaten, geproduceerd door 3M Duitsland GmbH, geïdentificeerd als bekledingsmaterialen gekenmerkt door hoge waarden van de oppervlaktehardheid en, daarom, geschikt om een wrijvingsraakvlak te realiseren voor de bekleding van de dempers wrijvingsvulplaten (gelabeld van M6 tot M8 in de volgende paragrafen). De oppervlaktehardheid van de geselecteerde carbidelegeringen varieert van 550 tot 1200 HV. Daarentegen zijn de door 3M geproduceerde wrijvingsvulplaten gevormd uit elektroloos nikkel met toevoeging van diamantpoeder om een hoge waarde van de oppervlaktehardheid te verkrijgen (600/900 HV).







Het is nuttig op te merken dat wanneer roestvrij staal met hardere materialen wordt gecombineerd, het verbruik van de staalplaat wordt bevorderd en daarom de verkregen

wrijvingscoëfficiënt voornamelijk wordt bepaald door de verhouding tussen de schuifweerstand en de oppervlaktehardheid van de staalplaat. Omgekeerd, wanneer staal wordt gecombineerd met een zachter materiaal, is de slijtage van het raakvlak hoofdzakelijk te wijten aan het verbruik van de wrijvingsvulplaten, en de wrijvingscoëfficiënt hangt hoofdzakelijk af van de verhouding tussen de schuifweerstand en de oppervlaktehardheid van het materiaal dat wordt gebruikt om de wrijvingsvulplaat te bedekken.

2.3 Gedrag onder cyclische belastingsomstandigheden

2.3.1 Experimentele opstellingen

Om de wrijvingscoëfficiënt van de in de FREEDAM verbindingen gebruikte dempers te karakteriseren, is een uitgebreide experimentele campagne met elementaire wrijvingsdempers uitgevoerd aan zowel de universiteit van Salerno als in de faciliteiten van FIP Industriale SpA. Bij de experimentele studie is rekening gehouden met een aantal variabelen, namelijk: i) het soort wrijvingsmateriaal dat wordt gebruikt; ii) het effect van de klemkracht van de bouten; iii) het effect van de typologie van de toegepaste boutverbinding; iv) de variabiliteit van het materiaal, beoordeeld in termen van wrijvingscoëfficiënt; v) de snelheid waarmee de belastingen worden uitgeoefend. De voornaamste resultaten en de toegepaste testprocedures worden hierna kort beschreven.

2.3.1.1 Opstelling voor lage snelheidsproeven

Het typische proefstuk voor de evaluatie van de waarde van de wrijvingscoëfficiënt van de raakvlakken die tijdens het onderzoeksproject FREEDAM zijn geanalyseerd, bestaat uit een samenstel van stalen platen dat is gemonteerd om het uniaxiale gedrag te testen van wrijvingsraakvlakken die het resultaat zijn van de koppeling van een roestvrije stalen plaat met wrijvingsvulplaten bekleed met een van de acht eerder beschreven materialen. Het geteste samenstel is geïnspireerd op de proefstukopstelling die door EN1090-2 [27] wordt voorgeschreven voor slipproeven. Het bestaat met name uit een sleufstalen plaat van roestvrij staal 1.4301 [45], gelijkwaardig aan staal AISI 304, een stalen plaat met normale gaten voor de verbinding van het proefstuk met de testmachine en stalen buitenplaten en wrijvingsvulplaten, dat met bouten van klasse M20 10.9 HV zijn voorgespannen [46] (Figuur 2.20, Figuur 2.21). Het geteste proefstuk is bedoeld om dezelfde omstandigheden te simuleren als die in de wrijvingsdemper van FREEDAM kolom-liggerverbindingen worden verwacht. In het bijzonder simuleert de roestvrijstalen plaat met sleufgaten de binnenplaat van een console die gemakkelijk kan worden geprefabriceerd en direct op de bouwplaats aan de onderste liggerflens kan worden bevestigd om de wrijvingsdemper te realiseren, terwijl de stalen buitenplaten bedoeld zijn om de stelen van de hoeken te simuleren die worden gebruikt om de wrijvingsdemper aan de voorzijde van de kolom te bevestigen.





Figuur 2.20: Typische geometrie van het proefstuk

Om de waarde van de initiële slipkracht en de degradatie ervan te bepalen, zijn alle proefstukken getest onder cyclische belasting omstandigheden volgens het belasting protocol van EN15129 (2009) [47], de enige code die momenteel beschikbaar is voor het testen van verplaatsingsafhankelijke afvoerende apparatuur. Een dergelijke code vereist dat de tests

worden uitgevoerd onder cyclische belasting omstandigheden die erop gericht zijn de werkelijke werkomstandigheden van de apparatuur te reproduceren. Daartoe wordt voorgesteld op de demper toenemende amplitudecycli toe te passen bij 25%, 50% en 100% van de maximale ontwerpverplaatsing van het apparaat. De maximumamplitude is bepaald door een schatting te maken van de verplaatsingsbehoefte van de wrijvingsdemper bij reële toepassingen. Uitgaande van een referentiewaarde van de hefboomarm, d.w.z. de afstand tussen het bovenste T-stuk van de FREEDAM verbinding en het midden van de wrijvingsdemper, gelijk aan 600 mm en een maximale rotatie van 40 mrad (groter dan de minimumwaarde die door EC8 wordt voorgeschreven, namelijk 35 mrad voor hoge vervormbaarheidsklasse raamwerken), is de vereiste ontwerpverplaatsing ter hoogte van de demper berekend als 0,04x600=24 mm, afgerond tot 25 mm. De cycli werden uitgevoerd bij toenemende snelheden die werden vastgesteld om in een quasi-statisch bereik te blijven en in overeenstemming met de mogelijkheden van de beschikbare apparatuur. In de hierna gepresenteerde proeven varieerde de snelheid van de cyclus van 1 mm/s voor de eerste 10 cycli tot 5 mm/s voor de cycli met de maximale amplitude. Bij elke proef werden zowel de bovenste als de onderste M20-bout met een momentsleutel aangedraaid om de voorspanning van de test te bereiken, waarbij deze werd gecontroleerd met behulp van de donut meetcellen (Figuur 2.22, Figuur 2.23).



Figuur 2.22: Volgorde van aandraaien



Figuur 2.23: Typisch aanhaalmoment tegen Voorspanningsgrafiek

De lage snelheidsproeven zijn uitgevoerd met een universele testmachine Schenck Hydropuls S56. Een dergelijke machine bestaat uit een hydraulische zuiger met een belastingcapaciteit van +/- 630 kN, een maximale verplaatsing van +/- 125 mm en een zelf-gebalanceerd stalen opstelling dat wordt gebruikt om de axiale belasting op te vangen. Verschillende sensoren zijn gebruikt voor en tijdens de proef om de boutkracht, de slipbelasting, het aanhaalmoment en de verplaatsing continu te controleren. De axiale verplaatsingen van het apparaat zijn rechtstreeks afgelezen van de transducer van de testmachine en op dezelfde wijze is de slipkracht rechtstreeks gecontroleerd door gebruik te maken van de meetcel van de machine. Vóór de proef werd het aanhaalmoment met een handmomentsleutel aangebracht en gecontroleerd door middel van een Futek TAT430 koppelsensor met een maximumcapaciteit van 680 Nm. Tegelijkertijd is de voorspanning van de bouten voor en tijdens de test gecontroleerd met behulp van de Futek LTH500 donut meetcel met een maximale capaciteit van 222 kN. Vóór elke test is de kracht op de bouten aangebracht met behulp van een momentsleutel, waarbij het toegepaste aanhaalmoment en de voorspankracht in de bout zijn gecontroleerd. In het bijzonder de aangenomen bouten hadden een gemiddelde waarde van de k-factor gelijk aan 0,13. De waarde van het aangebrachte aanhaalmoment op de bouten varieerde bij elke proef van maximaal 0,13x171,5x20=446Nm (100%)van de voorspankracht) minimaal tot 0,40x0,13x171,5x20=178 Nm (40% van de voorspankracht).

2.3.1.2 Opstelling voor hoge snelheidsproeven

Om het gedrag van wrijvingsmaterialen bij hoge snelheden te onderzoeken, is een specifieke experimentele campagne op subassemblages voorzien van wrijvingskussens gepland en ontwikkeld in de faciliteiten van FIP Industriale S.p.a..



Figuur 2.24: Proefstukopstelling voor hoge snelheidsproeven

De proefstukken (Figuur 2.24) zijn vrijwel identiek aan degene gebruikt voor de proeven bij lage snelheid, afgezien van het bevestigingssysteem aan de testopstelling. De proefstukken bestaan uit twee wrijvingskussens die over een AISI 304 plaat glijden. De bouten die de voorspanning op de wrijvingskussens uitoefenen zijn twee M20 HV 10.9; de kracht erop wordt gemeten via twee krachtringen. Figuur 2.25 toont de machine die voor de uitvoering van de

proeven is gebruikt. Het bestaat uit een zeer stijve opstelling en een actuator met een maximale axiale kracht van 2000 kN, een zuigerslag van \pm 300 mm en een maximale snelheid, bij de maximale kracht, van 300 mm/s. De proeven zijn verplaatsing-gestuurd uitgevoerd, waarbij voor de proeven van de eerste fase van de analyse een sinusvormige verplaatsing is toegepast met een frequentie van 1,27 Hz, variabele amplitude (tot \pm 25 mm) en een maximumsnelheid van 200 mm/s.



Figuur 2.25: Test machine

Afgezien van de vorm van het ingangssignaal is het testprotocol hetzelfde als bij de proeven met lage snelheid. Uiteraard is de snelheid waarmee de belasting wordt uitgeoefend per geval gevarieerd om de rol van de snelheid op de wrijvingscoëfficiënt te onderzoeken.

2.3.2 Samenvatting van de testresultaten

Zoals eerder vermeld, is bij de lage snelheidsproeven het cyclische belasting protocol toegepast volgens de door EN15129 [47] voorgestelde belastingprocedure, en voor elke proef zijn de opeenvolgende cycli toegepast met de volgende snelheden:

- 5 cycli op 6.25 mm op 1 mm/s;
- 5 cycli op 12,5 mm op 4/5 mm/s;
- 40 cycli op 25 mm op 4/5 mm/s.

Voor elke proef is de cyclische respons van de raakvlakken geëvalueerd door analyse van de beginwaarde van de wrijvingscoëfficiënt en de degradatie daarvan gedurende de cyclische belasting geschiedenis met behulp van de op het proefstuk aangebrachte belastingsensoren. Met name in de volgende diagrammen zijn verschillende grootheden gerapporteerd:

- De kracht-verplaatsingshysterese wordt weergegeven in termen van slipkracht (*F*_{slip,i}) en verplaatsing (*d*_i), respectievelijk verkregen van de meetcel en de LVDT van de testmachine;
- De "effectieve" (of ontwerp-) waarde van de wrijvingscoëfficiënt (effectief) tegen de cumulatieve verplaatsing (d_{total}). De effectieve waarde van de wrijvingscoëfficiënt is berekend als de verhouding tussen de slipkracht verkregen van de krachtopnemer van de testmachine en de som van de initiële voorspankrachten uitgeoefend door de bouten op de wrijvingsinterface ($4N_0$);
- De "werkelijke" waarde van de wrijvingscoëfficiënt (μ_{actual}) tegenover de cumulatieve verplaatsing (d_{total}). De werkelijke waarde van de wrijvingscoëfficiënt is berekend als de verhouding tussen de met de krachtopnemer van de testmachine verkregen slipkracht en de som van de werkelijke waarden van de door de bouten op de wrijvingsraakvlak

uitgeoefende voorspankrachten die tijdens de proef rechtstreeks uit de meetcellen zijn verkregen $(2N_{cell,1}+2N_{cell,2})$. Hierna volgt een synthese van de verkregen resultaten.

Bovendien werd het gedrag van het wrijvingsapparaat beschreven door de effectieve dempingsdegradatie te evalueren, zoals gedefinieerd in EN 15129 [47]. Deze parameter vertegenwoordigt de afbraak van de energieafvoer genormaliseerd ten opzichte van de waarde van de energieafvoer gemeten bij de 3e cyclus van de reeks cycli met maximale amplitude. De belangrijkste resultaten worden in de volgende paragrafen samengevat. Gezien de grote hoeveelheid gegevens, moet voor de gedetailleerde testresultaten echter worden verwezen naar het resultaat van taak 1.1 van het FREEDAM onderzoekproject.

2.3.2.1 Invloed van het type bekleding: "harde" materialen (M6-M8)

Een synthese van de resultaten van de proeven op de raakvlakken tussen roestvrij staal en wrijvingskussens met de "harde" bekledingen wordt gegeven in Figuur 2.26-Figuur 2.28, waar de hysterese krommen van één van de geteste materialen worden gerapporteerd.





Figuur 2.26: Hysterese gedrag van M6 vulplaten Figuur 2.27: Hysterese gedrag van 3M vulplaten



Figuur 2.28: Hysterese gedrag van M7 vulplaten

In het geval van M6 carbidebekleding werd de cyclische respons gekarakteriseerd door de ontwikkeling van een beginwaarde van de slipkracht gelijk aan ongeveer 350 kN, gevolgd door een progressieve degradatie die aan het eind van de proef ongeveer 20% bedroeg. Tijdens de proeven werd het eigenaardige gedrag van dit materiaal waargenomen. Zoals men in Figuur 2.26 kan zien, werd de hysterese kromme beïnvloed door een initiële kleef- en slipfase met de ontwikkeling van een eerste onstabiele cyclus die gekenmerkt werd door sprongen in de kracht en het plotseling vrijkomen van energie. Niettemin, na deze eerste cyclus, die waarschijnlijk toelaat om de initiële interatomaire aantrekking tussen de contactoppervlakken (adhesiecomponent van de wrijving) te breken, trad de slip echter regelmatig op, wat leidde tot

een zeer stabiele respons tot het einde van de proef. In het geval van de M7 carbidebekleding werd globaal een soortgelijke respons waargenomen. Het gedrag werd in dit geval gekenmerkt door een initiële slipkracht gelijk aan ongeveer 250 kN, die na enkele cycli licht toenam en zich stabiliseerde op een waarde van ongeveer 300 kN. Nadat deze waarde was bereikt, werden alle cycli gekenmerkt door dezelfde slipkracht, waardoor ook in dit geval een stabiel en afvoerend gedrag werd verkregen. Hoewel het hysterese gedrag in Figuur 2.28 vrij veel lijkt op dat voor materiaal M6, was het in werkelijkheid voor het uitvoeren van de proef nodig de snelheid aanzienlijk te verminderen wegens de ontwikkeling van een sterk kleef- en slipgedrag, gekenmerkt door plotseling vrijkomen van energie en trillingen. 3M wrijvingsvulplaten werden gekenmerkt door een respons die, zoals al in het verleden door dezelfde auteurs is waargenomen met andere materialen zoals messing of sommige soorten fenolrubbers [43], werd gekenmerkt door twee verschillende fasen van de respons. Een eerste fase waarin het raakvlak een rek-verharding gedrag vertoonde, gekenmerkt door een toename van de slipweerstand met ongeveer 60%. Een tweede fase gekenmerkt door een vermindering van de slipkracht, die aan het einde van de degradatie terugkeerde naar de beginwaarde. Bovendien is in dit geval geen kleef- en sliprespons waargenomen en zijn alle cycli gekenmerkt door een stabiele waarde van de slipkracht. De beginwaarde van de slipkracht bedroeg ongeveer 400 kN (Figuur 2.27).





Figuur 2.29: Beschadiging van de M6 vulplaten Figuur 2.30: Beschadiging van de 3M vulplaten Na de proeven zijn de proefstukken geopend om de schade aan de raakvlakken te evalueren. In Figuur 2.29 en Figuur 2.30 is de beschadigingstoestand van het raakvlak weergegeven voor proefstukken met M6 en 3M wrijvingsvulplaten. Zoals uit deze figuur kan worden opgemaakt, was bij deze materialen, als gevolg van de hogere hardheid van de bekledingslaag ten opzichte van roestvrij staal, het grootste deel van de schade geconcentreerd op de roestvrijstalen plaat die aan het eind van de test veel krassen vertoonde in de zone onder de boutkop. In Figuur 2.31 en Figuur 2.32, als voorbeeld, wordt de grafiek van de boutkrachten (gecontroleerd door middel van de meetcellen) en van de werkelijke wrijvingscoëfficiënt weergegeven tegen de cumulatieve verplaatsing van de demper gerapporteerd voor het proefstuk bekleed met M6 carbide wrijvingskussens. Uit deze figuur kan worden opgemaakt dat beide bouten, die aanvankelijk waren aangedraaid om de proefbelasting van 171,5 kN te bereiken, na de eerste cyclus van het belasting verloop ongeveer 7% van de initiële voorspanning verloren, en vervolgens tijdens de proef gelijkmatig losser werden en aan het eind een totaal verlies van ongeveer 20% bereikten. Daarentegen blijft de "werkelijke" wrijvingscoëfficiënt constant, wijzende op een stabiel gedrag van de wrijvingsvulplaten.



Figuur 2.31: Typische grafiek van de boutkrachten



2.3.2.2 Invloed van het type bekleding: "zachte" materialen (M1-M5)

Vergelijkbaar met wat zich voordeed in het geval van M7 carbide, vertoonden ook enkele van de zachte materialen een gedrag dat werd gekenmerkt door het kleef- slipverschijnsel. Dit is het geval voor drie van de geselecteerde non-ferrometalen, namelijk M2, M3 en M5, waarvan de respons werd gekenmerkt door afwisselend stoppen en starten van de beweging met sterke en plotselinge vrijkomen van energie (Figuur 2.33, Figuur 2.34). Daarom zijn ook in al deze gevallen de proeven voortijdig stopgezet om schade aan de testapparatuur te voorkomen. Voor deze materialen werd het hysterese gedrag na de eerste verschuiving gekenmerkt door afwisselende en continue sprongen van de kracht van de statische naar de dynamische waarden. Het is de moeite waard te vermelden dat, hoewel het cyclisch gedrag van deze raakvlakken duidelijk niet geschikt is voor seismische toepassingen, uit de resultaten van deze experimentele analyse blijkt dat deze materialen, gezien de hoge waarde van de wrijvingscoëfficiënt, toch veelbelovend kunnen zijn voor toepassing in wrijvingsverbindingen die ontworpen zijn voor statische belastingen.



Figuur 2.33: Hysterese gedrag M2 vulplaten



Figuur 2.34: Hysterese gedrag M3 vulplaten





Figuur 2.36: Hysterese gedrag M3 vulplaten

Metalen M1 en M4 vertoonden een zeer gelijkaardig gedrag (Figuur 2.37, Figuur 2.38). Met name werd hun hysterese respons gekenmerkt door een hogere waarde van de slipkracht dan de overeenkomstige waarde die verkregen werd met de "harde" materialen, maar anderzijds vertoonden zij ook een significantere degradatie ten gevolge van zowel het loskomen van de bout als de schade die optrad in de wrijvingskussens. Bovendien, voor beide materialen was het gedrag in de twee identieke proeven aanzienlijk verschillend, wat wijst op een willekeurige variabiliteit van het gedrag van deze materialen. Deze variabiliteit was voornamelijk te wijten aan het verschillende gedrag van de bouten in de twee proeven. Als voorbeeld zijn in Figuur 2.37 en Figuur 2.38 met rode en zwarte lijnen de resultaten weergegeven uitgedrukt in termen van wrijvingscoëfficiënt en boutkrachten tegen de cumulatieve verplaatsing, voor de twee proeven uitgevoerd op de proefstukken met M4 wrijvingskussens. Uit deze grafieken blijkt duidelijk dat, hoewel de werkelijke waarde van de wrijvingscoëfficiënt in de twee proeven niet varieert, de bouten een aanzienlijk verschillend gedrag vertonen, wat als consequentie leidt tot een verschillende respons van de gehele hysterese respons. Met name bij één van de twee proeven na de eerste verschuiving werd een plotseling verlies van voorspanning in de bouten van ongeveer 15% waargenomen, wat leidde tot een proportioneel verlies van de schuifkracht. Een dergelijke verschillende respons van de proefstukken kan waarschijnlijk te wijten zijn aan de onvolkomenheden van de bekleding die op de wrijvingsvulplaten is aangebracht, die in het geval van zachte bekledingen volledig handmatig is en leidt tot een niet-uniforme verspreiding van het bekledingsmetaal. In het geval van materiaal M1 bedroeg de degradatie van de initiële slipkracht aan het eind van de proeven 45%, terwijl dit in het geval van materiaal M4 ongeveer 50% was. Niettemin, gaven beide materialen zeer hoge waarden van de wrijvingscoëfficiënt en met name de initiële wrijvingscoëfficiënt van de materialen M1 en M4 waren gelijk aan respectievelijk ongeveer 0,55/0,65 en 0,7/0,9.



Figuur 2.37: Werkelijke wrijvingscoëfficiënt –M4



Figuur 2.38: Boutkrachten – M4

Net als in voorgaande gevallen werden ook de proefstukken met zachte materialen na de proef geopend, om de schade aan de raakvlakken te evalueren. Zoals uit Figuur 2.39 en Figuur 2.40 kan worden opgemaakt, was de schade in deze gevallen, zoals verwacht, hoofdzakelijk geconcentreerd in de wrijvingsvulplaten, terwijl de roestvaststalen platen na de proef praktisch onbeschadigd waren.



Figuur 2.39: Beschadiging van de M1 vulplaten



Figuur 2.40: Beschadiging van de M4 vulplaten

2.3.2.3 Invloed van de klemkracht

Om de invloed van de parameters die de respons van de elementaire wrijvingsdempers beïnvloeden te onderzoeken, zijn de experimentele tests op enkele materialen (M1, M4, M6) uitgebreid. In het bijzonder is voor deze drie materialen de invloed van de klemkracht, de invloed van de schijfveerconfiguraties en de willekeurige materiaalvariabiliteitseffecten onderzocht. In deze paragraaf wordt de invloed van de klemkracht op de hysterese respons van wrijvingsdempers kort besproken. De weergave van de typische kracht-verplaatsingskrommen van een reeks proeven met variabele voorspanning wordt, als voorbeeld, gerapporteerd in Figuur 2.39-2.42, voor één van de drie onderzochte materialen (M6). De resultaten voor de andere materialen in termen van globaal gedrag zijn zeer vergelijkbaar, en zullen niet in detail worden behandeld. Zoals verwacht werd de hysterese respons in het algemeen gekenmerkt door een hoge initiale stijfheid tot het bereiken van de waarde van de statische slipkracht die, in alle geanalyseerde gevallen, hoger was dan de gestabiliseerde dynamische wrijvingsweerstand. Alle materialen vertoonden hystereselussen die bijna rechthoekig waren. In termen van krachtverplaatsingsrespons was het enige materiaal dat een minder stabiel gedrag vertoonde materiaal M6 dat, zoals al uitgelegd, een harde bekleding is waarvan het gedrag bij hoge druk wordt gekenmerkt door een eerste cyclus met een lichte kleef- sliprespons.



Figuur 2.41: M6 vulplaten, 100% voorgespannen



Figuur 2.42: M6 vulplaten, 80% voorgespannen



Figuur 2.43: M6 vulplaten, 60% voorgespannen Figuur 2.44: M6 vulplaten, 40% voorgespannen

Een van de belangrijkste aspecten die bij deze reeks proeven zijn waargenomen, is dat voor dit specifieke bekledingsmateriaal de kleef- sliprespons verdwijnt bij vermindering van de voorspanning van de bouten, die aantoont dat het kleef- slipverschijnsel sterk afhankelijk is van de contactdruk die op het grensvlak wordt gegenereerd. In Figuur 2.45 en Figuur 2.46 is de ontwikkeling van de boutkrachten tijdens de proeven weergegeven, evenals de effectieve dempingsdegradatie. De boutkracht (N_b) is genormaliseerd ten opzichte van de beginwaarde bij het begin van de test (N_{b0}), terwijl het effectieve dempingsverlies is berekend volgens de procedure in [47].



Figuur 2.45: Boutkrachten degradatie (100% naar 40% voorspanning)

Figuur 2.46: Energieafvoer degradatie (100% naar 40% voorspanning)

Uit deze grafieken kan worden opgemaakt dat de vermindering van de initiële voorspankracht leidt tot een verbetering van de effectieve dempingsdegradatie. Deze laatste parameter drukt hoofdzakelijk de degradatie van de energieafvoerende capaciteit van de wrijvingsverbinding uit. Wat betreft de beginwaarde van de wrijvingscoëfficiënt, zoals gerapporteerd in synthese in Figuur 2.47- 2.49 vertoonden de drie geanalyseerde materialen geen sterke afhankelijkheid van de voorspanning, terwijl hun progressieve degradatie afnam, naarmate de initiële klemkracht werd verminderd. De variatie van de beginwaarde van de wrijvingscoëfficiënt die bij deze proeven werd waargenomen lag praktisch binnen het normale statistische bereik van de variatie van de wrijvingscoëfficiënt die voor deze materialen is waargenomen. In het bijzonder varieerde de beginwaarde van de wrijvingscoëfficiënt voor materiaal M1 van 0,67 tot 0,75, voor materiaal M4 van 0,71 tot 0,94 en voor materiaal M6 van 0,62 tot 0,65 (zonder een duidelijke tendens met betrekking tot de toegepaste voorspankracht), terwijl het statistische variatiebereik van dezelfde parameter, zoals hierna aangetoond, gelijk is aan 0,62-0,81 voor materiaal M1, 0,69-0,84 voor materiaal M4 en 0,52-0,68 voor materiaal M6.



Figuur 2.47: Invloed van de voorspanning op de wrijvingscoëfficiënt: M1 vulplaten





Figuur 2.49: Invloed van de voorspanning op de wrijvingscoëfficiënt: M6 vulplaten

Daarom wezen de proeven bij variabele waarden van de voorspankracht niet op een duidelijk verband tussen de statische wrijvingscoëfficiënt en de voorspanning van de bouten. Daarentegen bleek uit de weergave van de boutkrachten, genormaliseerd ten opzichte van de initiële voorspanning, tegen de cumulatieve verplaatsing en de grafieken van de effectieve dempingsdegradatie tegen het aantal cycli dat een vermindering van de voorspankracht, zoals verwacht, leidt tot een lager verlies van boutvoorspanning en een lagere energiedegradatie. Bovendien bleek uit de analyse van alle gegevens dat voor materiaal M6 de effectieve dempingsdegradatie bij de 10e cyclus altijd lager was dan de 10% die door EN15129 [47] wordt voorgeschreven. Daarentegen, voor de materialen M1 en M3 (zachte materialen) toonden de resultaten aan dat aan deze minimumeis alleen kan worden voldaan als de belastingdruk wordt beperkt tot 60% van de proefbelasting.

2.3.2.4 Invloed van de schijfveren configuratie

Schijfveren zijn een soort conische ringvormige sluitringen, ook vaak Belleville genoemd, die elastisch kunnen samendrukken (op voorwaarde dat ze goed zijn ingesteld [48] tot ze een drempelwaarde bereiken waarboven ze een aanzienlijke toename van de stijfheid vertonen tot volledige afvlakking. Hun voornaamste kenmerk is dat zij over elkaar kunnen worden gelegd (parallelle stapel) om de weerstand te verdubbelen of rug-aan-rug (seriestapel) om de

vervormbaarheid te verdubbelen of, nogmaals, in combinaties van series en parallellen om een systeem van sluitringen te verkrijgen met gelijktijdige gewenste waarden van stijfheid en weerstand. In de vakliteratuur wordt de aanwezigheid van dergelijke ringen meestal als gunstig beschouwd in alle gevallen waarin de voorspanning van bouten tijdens de levensduur van een verbinding constant moet worden gehouden en vooral in de gevallen waarin trillingen, kruip of elastische interacties tussen bouten kunnen worden verwacht.





Figuur 2.50: Typische bout grafiek

Figuur 2.51: Verbinding met sluitringen of schijfveren



Figuur 2.52: Bout grafiek met vlakke ringen



Al deze verschijnselen worden uitvoerig toegelicht in [48]. Hun mogelijke effect wordt kort toegelicht in Figuur 2.50-2.54, waar het gedrag van een systeem met normale sluitringen en een ander met schijfveren wordt vergeleken. Het belangrijkste verschil tussen de twee gevallen, dat gemakkelijk kan worden geverifieerd, is dat wanneer in de boutverbinding een diktevermindering optreedt, die te wijten kan zijn aan slijtage onder cyclische belastingen of aan kruip van de bekledingslagen, de lagere axiale stijfheid van de verbinding helpt de vermindering van de vastgeklemde dikte te compenseren, die het gevolg kan zijn van slijtage van het wrijvingsmateriaal of aan het samendrukken van bekledingen en oneffenheden. In feite fungeren de conische sluitringen als veren die op de boutschacht drukken en, althans gedeeltelijk, het loskomen herstellen. Het effect van de schijfveren configuratie werd bestudeerd tijdens het FREEDAM project met cyclische proeven, waarbij vier verschillende

mogelijke configuraties in aanmerking werden genomen, namelijk: geen schijfveren, 3 parallel, 3 parallel-2 maal in serie (6 schijfveren), 3 parallel-3 maal in serie (9 schijfveren). Zoals voorheen worden de testresultaten samengevat, bij wijze van voorbeeld voor het M1 materiaal, maar voor de andere gevallen werden verwaarloosbare verschillen in gedrag waargenomen, daarom kunnen dezelfde overwegingen als hier gerapporteerd worden toegepast op alle onderzochte materialen in deze studie. De vergelijking wordt hier gegeven met betrekking tot M1 materiaal, omdat de invloed van de schijfveren op de cyclische respons hierdoor gemakkelijker kan worden belicht. Wat materiaal M1 betreft, kan uit de figuren 2.54 tot en met 2.57 worden opgemaakt dat de configuratie van de schijfveren, globaal geen significante invloed op de hysterese respons lijkt uit te oefenen. In feite begonnen alle proeven met een initiële slipkracht van ongeveer 400 kN en eindigden zij met een kracht van ongeveer 200 kN en in tegenstelling tot de verwachte respons, in het geval met het hogere aantal schijfveren, toonde het gedrag een grotere degradatie.



Figuur 2.54: M1 vulplaten met vlakke ringen



Figuur 2.56: M1 vulplaten met 6 schijfveren



Figuur 2.55: M1 vulplaten met 3 schijfveren



Figuur 2.57: M1 vulplaten met 9 schijfveren

Dit resultaat, vanuit het oogpunt van de totale hysterese respons, wijst op de beperkte efficiëntie van de Europese gestandaardiseerde schijfveren op de complete respons van de demper. Dit blijkt ook uit de weergave van de boutkrachten tijdens de proef en de grafiek van de effectieve dempingsdegradatie (Figuur 2.58, Figuur 2.59).

Figuur 2.58 toont de boutkrachten tijdens de proeven, waaruit blijkt dat een grotere vervormbaarheid van de boutconstructie, zoals verwacht, leidt tot een geringer verlies van de initiële voorspanning. Het verkregen voordeel resulteert echter niet in een algemene verbetering van de hysterese respons van de verbinding, waarschijnlijk als gevolg van een grotere slijtage van het wrijvingsmateriaal. Dit komt duidelijk naar voren in de grafieken van
de effectieve dempingsdegradatie (Figuur 2.59), waaruit blijkt dat de toepassing van een andere indeling van de schijfveren niet tot een significante verbetering van de respons leidt.



Figuur 2.58: Boutkrachten met verschillende configuraties van ringen



Figuur 2.59: Effectieve dempingsdegradatie met verschillende configuraties van ringen

Concluderend hebben de resultaten van deze reeks proeven aangetoond dat de Europese standaard schijfveren kunnen helpen om de voorspanning van de bout constant te houden, maar over het algemeen niet in staat zijn om de cyclische respons significant te verbeteren. Hoewel ze dus een belangrijke rol kunnen spelen bij het beperken van andere effecten, zoals die welke verband houden met het lange termijn verlies van de initiële voorspanning, trillingen of thermische effecten, lijkt het gebruik ervan slechts een beperkte invloed te hebben op het cyclische gedrag.

2.3.2.5 Invloed van willekeurigheid

Specifieke proeven van het FREEDAM project waren gewijd aan de beoordeling van het statistische variatiebereik van de wrijvingscoëfficiënt en aan het voorstellen van waarden van de wrijvingscoëfficiënten die bij het SLS- en ULS-ontwerp moeten worden gebruikt. In feite kan ook uit de voorgaande resultaten gemakkelijk worden opgemaakt dat de onderzochte bekledingsmaterialen worden beïnvloed door een willekeurige variatie waarmee bij het ontwerp rekening moet worden gehouden, vooral met het oog op de toepassing van de principes voor capaciteitsontwerp. Terwijl het voor SLS-controles meestal nodig is de karakteristieke waarde van de statische wrijvingscoëfficiënt aan te nemen, is het voor ULScontroles en met name voor de toepassing van de principes voor capaciteitsontwerp noodzakelijk zowel de minimumwaarde van de dynamische wrijvingscoëfficiënt (de gestabiliseerde cyclische) als de bovengrens van de statische wrijvingscoëfficiënt te kennen. De verhouding tussen deze twee waarden is uiteraard van invloed op de oversterktefactor, waarmee in de praktijk rekening moet worden gehouden bij het ontwerp van de nietafvoerende delen van de constructie. Deze reeks proeven is voor elk bekledingsmateriaal uitgevoerd op tien gelijke proefstukken, alle voorgespannen op een voorspanning die gelijk is aan 60% van het proefniveau (maximumwaarde voorgesteld als resultaat van het FREEDAM project). Hoewel schijfveren vanuit seismisch oogpunt niet significant relevant zijn, zoals al eerder is uitgelegd, werden de proefstukken, gezien hun mogelijke invloed op de lange termijn respons en op trillings- en thermische effecten, zo opgesteld dat zes schijfveren werden gebruikt, met een set van 2 parallellen, 3 maal in serie. In de grafieken van Figuur 2.60-2.62 wordt een synthese gegeven van de wrijvingscoëfficiënten die in alle proeven zijn verkregen, afgezet tegen de cumulatieve verplaatsing, waarbij in dezelfde grafieken gemiddelde waarde (ononderbroken lijn) en de 5 %- en 95 %-fractiel (onderste en bovenste stippellijnen) worden vermeld, die voor elke waarde van de cumulatieve verplaatsing zijn geëvalueerd, waarbij van de gemiddelde waarde k- maal de variatiecoëfficiënt is afgetrokken of opgeteld. Om rekening te houden met het beperkte aantal gegevens (10 proefstukken voor elk materiaal), is de waarde van k- gedefinieerd volgens de aanwijzingen van EC0 in hoofdstuk D7.2 [26], namelijk gelijkgesteld aan 1,92 onder de aanname van een normale verdeling.









Figuur 2.62: Willekeurigheid in wrijvingscoëfficiënt – M6 vulplaten

2.3.2.6 Invloed van snelheid

Net als de lage snelheidsproeven zijn ook de hoge snelheidsproeven in twee afzonderlijke stappen uitgevoerd. In de eerste sessie is een beperkt aantal proeven uitgevoerd, waarbij de analyse werd uitgebreid naar acht materialen. Vervolgens zijn verdere proeven alleen uitgevoerd op de materialen M1, M4 en M6.





Figuur 2.63: Willekeurigheid in snelheid – M4 vulplaten

In de eerste testfase zijn 15 hoge snelheidsproeven uitgevoerd, waarbij de wrijvingsvulplaten bekleed met zowel de vijf zachte als de drie harde materialen die eerder zijn genoemd. In de tweede fase daarentegen zijn 45 hoge snelheidsproeven uitgevoerd met slechts drie materialen (M1, M4 en M6).



Figuur 2.64: Invloed van snelheid – M1 vulplaten Figuur 2.65: Invloed van snelheid – M4 vulplaten



Figuur 2.66: Invloed van snelheid op de initiële wrijvingscoëfficiënt – M6 vulplaten

snelheidsproeven wezen op een significante De hoge afhankelijkheid van de wrijvingscoëfficiënt over de snelheid. Dit is gemakkelijk af te leiden uit de testresultaten, die hier als voorbeeld alleen voor materiaal M4 zijn weergegeven (Figuur 2.63). Voor de andere materialen werden soortgelijke resultaten verkregen, hoewel voor materiaal M1 enige instabiliteit van de hysterese lussen werd waargenomen, alleen voor de hoogst beschouwde snelheid (200 mm/s). De snelheid zorgt voor een verandering van de vorm van de hysterese lussen, maar verandert de waarde van de initiële schuifkracht niet significant. In feite, zoals getoond in Figuur 2.64-2.66, varieerde de initiële wrijvingscoëfficiënt waargenomen in alle hoge snelheidsproeven in minimum/maximum waarden, die binnen het normale statistische variatiebereik van de wrijvingscoëfficiënt vallen voor de drie beschouwde materialen. Bovendien werd voor de drie materialen een zeer zwakke correlatie waargenomen door een regressielijn te tekenen van de initiële wrijvingscoëfficiënt tegen de glijsnelheid (regressie bijna horizontaal).

Niettemin bleek uit de proeven dat, hoewel de snelheid geen significante invloed heeft op de waarden van de initiële wrijvingscoëfficiënt, dit wel een relevant effect heeft op de slijtage van het materiaal en de fluctuatie van de boutkrachten tijdens de proeven. In bijna alle cyclische proeven is waargenomen dat de cyclische degradatie van de wrijvingscoëfficiënt significant hoger is wanneer de glijsnelheid laag is (quasi-statisch). Daarom kan meestal een conservatieve schatting van de ontwikkeling van de degradatie van de wrijvingscoëfficiënt worden verkregen met lage snelheidsproeven, die normaliter kunnen worden uitgevoerd met eenvoudigere opstellingen. De cyclische degradatie van de wrijvingscoëfficiënt varieert niet gelijkmatig met de glijsnelheid. In feite werden voor de drie materialen verschillende degradatiesnelheden waargenomen, afhankelijk van de testsnelheid. Bijvoorbeeld, voor materiaal M4 werd vastgesteld dat de degradatiesnelheid van de wrijvingscoëfficiënt lager wordt naarmate de snelheid toeneemt in het bereik van 4-100 mm/s, terwijl het weer toeneemt in het snelheidsbereik van 100-200 mm/s. Overeenkomsten werden ook waargenomen in andere gevallen, maar elk materiaal heeft zijn eigen degradatie-eigenschappen, en een algemene regel kan niet worden gedefinieerd. Materiaal M1 vertoonde een lichte afhankelijkheid van de degradatie van de wrijvingscoëfficiënt met de snelheid. Omgekeerd vertoonde materiaal M6 een variabele respons afhankelijk van de glijsnelheid.



Figuur 2.67: Afhankelijkheid degradatie van de wrijvingscoëfficiënt op de snelheid – M1 vulplaten

Figuur 2.68: Afhankelijkheid degradatie van de wrijvingscoëfficiënt op de snelheid – M4 vulplaten



Figuur 2.69: Afhankelijkheid degradatie van de wrijvingscoëfficiënt op de snelheid – M6 vulplaten

De materialen M4 en M6 toonden een mogelijke toename van de wrijvingscoëfficiënt boven de aanvankelijke statische waarde, afhankelijk van de cumulatieve verplaatsing en de glijsnelheid. Specifiek toonde materiaal M4 een maximale toename van de wrijvingscoëfficiënt, vergeleken

met de statische waarde, van ongeveer 20%. Daarenegen, bereikte materiaal M6, voor zeer grote waarden van de cumulatieve verplaatsing, verhogingen van 60%. Vanuit het ontwerpoogpunt kan dit effect nadelig zijn voor de toepassing van de beginselen van het capaciteitsontwerp en daarom moet hiermee rekening worden gehouden bij het schatten van de oversterkte van de demper voor het ontwerp van de niet-afvoerende elementen van de constructie. Niettemin moet worden opgemerkt dat de hoge snelheidsproeven zijn uitgevoerd met zeer grote waarden voor de cumulatieve verplaatsingen, die zeker groter zijn dan de cumulatieve verplaatsingen die bij realistische seismische gebeurtenissen optreden. In praktische situaties zou een waarheidsgetrouwe schatting van de maximale cumulatieve verplaatsingen kunnen worden gemaakt, rekening houdend met de vraag die voortvloeit uit de toepassing van de gestandaardiseerde belasting protocollen die gewoonlijk als ijkpunten voor de karakterisering van het gedrag van de verbinding worden aangenomen. Zo kan bijvoorbeeld gemakkelijk worden nagegaan als het AISC 358-belastingsprotocol voor seismische prekwalificatie in aanmerking wordt genomen, de hefboomarm van een referentieverbinding, bijvoorbeeld wordt vastgesteld op 600 mm en de maximale rotatie van de verbinding wordt vastgesteld op 40 mrad, de bovengrensschatting van de cumulatieve verplaatsingsvraag in de wrijvingsdemper gelijk is aan ongeveer 400 mm. In Figuur 2.69-2.71 zijn dezelfde grafieken opnieuw getekend, waarbij de maximale abscis op 400 mm is gesteld. Hieruit blijkt dat binnen dit bereik de dynamische oversterkte, vergeleken met de statische beginwaarde, gelijk is aan ongeveer 1 voor de materialen M1 en M4 (zacht), terwijl dit gelijk is aan ongeveer 1,2 voor materiaal M6.



Figuur 2.70: Afhankelijkheid degradatie van de wrijvingscoëfficiënt op snelheden tot 400 mm/s – M1 vulplaten



Figuur 2.71: Afhankelijkheid degradatie van de wrijvingscoëfficiënt op snelheden tot 400 mm/s – M4 vulplaten



Figuur 2.72: Afhankelijkheid degradatie van de wrijvingscoëfficiënt op snelheden tot 400 mm/s – M6 vulplaten

2.4 Voorspanningsverliezen tijdens de levensduur

2.4.1 Introductie

Verschillende studies hebben de invloed onderzocht van voorspanningstechnieken, relaxatieverschijnselen, kruip van bekledingen, trillingen, zelf loskomen, en hebben aangetoond dat voorspanbare bouten altijd een verlies van de initiële voorspanning ondervinden [49]-[51]. Het verlies van voorspanning is meestal aanzienlijk in de eerste 12 uur na het aandraaien, en een sterke invloed op het totale verlies is ook te wijten aan de grootte van de externe belastingen die op de verbindingen worden uitgeoefend [52]. Bovendien blijkt uit lange termijn proeven dat na het einde van de initiële effecten, het verlies van voorspanning continu is, volgens een logaritmische evolutiewet [50]. Het verlies van initiële voorspanning van de bouten hangt samen met verschillende fenomenen, waarvan de onvoldoende initiële voorspanning in de bouten, het zelf loskomen, relaxatie, kruip, het gebruik van een ongeschikt materiaal en de toepassing van externe belastingen de belangrijkste zijn. Een schematische weergave van de ontwikkeling van de voorspanning van de bout in de tijd is weergegeven in Figuur 2.72, waarin drie fasen kunnen worden onderscheiden. Onmiddellijk na het aandraaien ondervindt de bout een initieel verlies dat voornamelijk samenhangt met het installatieproces. Dit initiële verlies treedt op vlak na het aandraaien en neemt toe met de grootte van de uitgeoefende voorspanning, vooral als de bout tot voorbij de rekgrens wordt aangedraaid [53]. Na installatie treedt een zogenaamd tussentijds verlies op; verschillende aspecten beïnvloeden de omvang van dit verlies, zoals temperatuurschommelingen, montageproblemen en de invloed van externe belastingen. Ten slotte treedt gedurende de levensduur van de constructie een lange termijn verlies op en wordt na een bepaalde tijd het verliespercentage stabiel.



Figuur 2.73: Evolutie van de voorspanning over tijd

Om de respons van voorspanbare bouten in wrijvingsapparatuur te karakteriseren zijn experimentele proeven uitgevoerd aan de universiteit van Salerno en aan de universiteit van Luik in het kader van het FREEDAM project (Figuur 2.73, Figuur 2.74). Om het verlies van voorspanning te karakteriseren en de methoden om een dergelijk verlies te beperken te beoordelen, zijn vier types boutverbindingen met verschillende configuraties van ringen en schuifveren onderzocht. Daarnaast zijn voor elke configuratie van de sluitring proeven uitgevoerd, die gedurende verschillende perioden zijn verlengd om het verlies op korte, middellange en lange termijn te beoordelen. Om de relaxatie op korte en middellange termijn te beoordelen, zijn 20 korte termijn proeven (verlengt tot 18 uur) en vier middellange termijn

proeven (30 dagen) uitgevoerd. Daarnaast zijn voor de vier verschillende sluitringconfiguraties vijf lange termijn relaxatieproeven uitgevoerd om de ontwikkeling van de boutkrachten gedurende vijf maanden te volgen.





Figuur 2.74: Lange termijn proef opstelling



De proeven zijn uitgevoerd op symmetrische wrijvingsverbindingen bestaande uit vulplaten (8 mm) bekleed met een wrijvingsmateriaal (materiaal M4), twee thermisch verzinkte buitenplaten (15 mm) van staal S275JR en een binnenplaat met sleuven van roestvast staal AISI 304. De platen werden bevestigd met M20 10.9 HV-bouten. De beoogde voorspanning voor de bouten werd vastgesteld op 120 kN, aangezien uit eerdere proeven met symmetrische wrijvingsverbindingen is gebleken dat de vermindering van de boutspanning een gunstig effect heeft op een werkbereik dat beperkt is tot ongeveer 30-70% van de voorspanning van het proefstuk. Voor alle proeven werd de evolutie van de voorspanning in de bouten gedetecteerd met behulp van een donut meetcel (FUTEK LYH500 maximumcapaciteit 222,4 kN. Voor de proeven op lange termijn werden in de boutschacht ingebouwde spanningsmeters gebruikt.





Figuur 2.76: Op maat gemaakte schijfveer

Figuur 2.77: DIN 6796 M20 schijfveer

In sommige proeven, om het verlies van voorspanning te beperken, zijn Belleville sluitringen met de vorm van een conische schijf gebruikt (Figuur 2.75, Figuur 2.76). Om de effectiviteit van deze veren op de vermindering van het verlies van voorspanning te beoordelen, zijn in deze studie twee verschillende soorten conische schijfveren onderzocht: de gestandaardiseerde Europese schijfveren voor M20-bouten (DS DIN 6796 [54]) en een op maat gemaakt type Belleville sluitring (Big Washer, BW). De aangepaste schijfveren zijn vooraf in de winkel ingesteld. Dit betekent dat ze in de fabriek volledig worden afgevlakt om het materiaal uit te harden, zodat een perfect elastisch kracht-verplaatsingsgedrag wordt verkregen. De Europese gestandaardiseerde schijfveren worden daarentegen meestal zonder voorinstelling geproduceerd. Daarom is deze veer als alternatief getest in de "zoals geleverd" toestand (niet vooraf ingesteld), waarbij het in het laboratorium vooraf is ingesteld met een universele testmachine.

De op maat gemaakte veren dragen een kracht gelijk aan ongeveer 120 kN. De Europese schijfveren daarentegen, die voldoen aan DIN6796, hebben een afvlakbelasting van ongeveer 70 kN. Zoals gezegd, zijn in het kader van deze studie vier verschillende configuraties van sluitringen getest. De in Figuur 2.77 beschreven indelingen zijn getest: i) een configuratie met vlakke sluitring (FW), die voldoet aan EN14399-6 [55]; ii) een configuratie met een paar vooraf ingestelde aangepaste Belleville sluitringen (BW), die zowel onder de boutkop als onder de moer zijn geïnstalleerd; iii) een stapeling van 3 parallel geschakelde schijfveren (3DS) die voldoen aan DIN6796, vooraf ingesteld in het laboratorium (3DSps).



a) $k_{FW} = 993.7 \text{ kN/mm}$ b) $k_{BW} = 111.6 \text{ kN/mm}$ c) $k_{3DS} = 186.9 \text{ kN/mm}$ kN/mm

Figuur 2.78: Onderzochte sluitring configuraties

In deze paragraaf worden drie experimentele testcampagnes gepresenteerd om de korte, middellange en lange termijn proeven te onderzoeken. Alle uitgevoerde tests hebben de volgende acroniemen gekregen: "ST-FW-TEST #", waarbij de eerste twee letters het type proef aangeven: ST = korte termijn, MT = middellange termijn en LT = lange termijn; het tweede paar letters geven de boutconfiguraties aan: FW = vlakke sluitring, BW = grote sluitring, 3DS = 3 schijfveren en 3DSps = 3 vooringestelde schijfveren, en het laatste cijfer geeft het testnummer aan (1, 2, 3...). Dezelfde tekenreeks is gebruikt voor de proef met de toegepaste externe belasting door het teken EXLOAD (EXternal LOAD) toe te voegen na de boutconfiguratie. Bijvoorbeeld, het label "ST-BW-EXLOAD-TEST1" geeft de korte termijn proef (ST) 1 (TEST1) aan op de configuratie van de grote ring (BW) met een extern aangebrachte belasting (EXLOAD). De externe belasting op overlapte verbinding wordt bepaald volgens EN1090-2 voor uitgebreide kruip proeven, en is gelijk aan 120 kN.

2.4.2 Korte termijn voorspan verliezen

Om de korte termijn relaxatie in de voorgestelde boutverbinding te beoordelen, zijn 20 proeven (verlengd tot 18 uur) uitgevoerd op indeling 2 (Figuur 2.74). Voor elke configuratie zijn vijf proeven uitgevoerd. De onderzochte configuraties van sluitringen zijn de volgende: a) de EN14399-6 standaard sluitringen zonder schijfveren; b) aangepaste schijfveren (BS); c) DIN 6796 sluitringen zonder voorinstelling (3DS); d) DIN 6796 sluitringen met voorinstelling (3DSps). Vier van de vijf tests zijn uitgevoerd zonder externe belastingen in de verbinding (ST-##-TEST#), en de vijfde test is uitgevoerd met een externe belasting van 120 kN (ST-##-EXLOAD-TEST#) op de elementaire wrijvingsdemper. Dit om afzonderlijk de invloed van de externe trekbelasting op het verlies van voorspanning te schatten. Alle testresultaten zijn samengevat in Figuur 2.78.



Figuur 2.79: Korte termijn testresultaten.

Wanneer een trekbelasting op de demper wordt uitgeoefend (ST-##-EXLOAD-TEST#), treedt onmiddellijk verlies van voorspanning op. Dit komt door de zetting van de bekleding tussen de boutkop en de moer en van de schroefdraad van de bout. Meestal resulteert de externe belasting in een geconcentreerd verlies aan het eind van het belasting proces. Alle proeven vertonen in feite een verschuiving van de verlies-tijdkrommen evenredig aan de aangebrachte belasting. In Tabel 2.1-2.4 wordt het verlies van voorspanning dat optreedt in de boutsamenstellingen gerapporteerd in termen van statistische parameters (gemiddelde waarde 5% en 95% fractielen) voor de tijdstap 1u, 6u, 12u, en 18u. Het verlies wordt geschat als een percentage van de initiële piekwaarde (120kN). Bovendien wordt voor elke tijdstap het verwachte verlies over 50 jaar berekend met een logaritmische extrapolatie van de gegevens tot die tijdstap, volgens de procedure van EN 1090-2. De laatste twee kolommen van elke tabel vermelden het verlies van

de voorspanning en de schatting van het verlies over 50 jaar voor de proef met een aangebrachte trekbelasting; in dit geval was, wegens de beperkte steekproef die werd getest, geen statistische evaluatie mogelijk.

	_	-	-	ST-FW TE	ST 1-4	-			ST-FW-EXLOAD TEST1-2		
					Enc off al	Ver	lies in 50				
Tijd	μ [%]	σ [%]	CV	Fractiel 5% [kN]	95% [kN]	Fractiel 5%	μ [%]	Fractiel 95%	Verlies [%]	Verlies in 50 jaar [%]	
1h	2.65%	0.17%	6.39%	2.29%	3.01%	5.24%	6.93%	6.90%	8.15%	12.80%	
6h	3.12%	0.15%	4.71%	2.81%	3.44%	5.46%	6.57%	6.68%	8.71%	13.16%	
12h	3.34%	0.26%	7.91%	2.78%	3.91%	5.05%	6.45%	7.10%	8.97%	13.13%	
18h	3.49%	0.29%	8.40%	2.86%	4.11%	4.98%	6.42%	7.16%	9.16%	13.23%	

Tabel 2.1: Korte termijn relaxatie configuratie FW

Tabel 2.2: Korte termij	n relaxatie	configuratie	BW
-------------------------	-------------	--------------	----

			ST-BW-EXLOAD-								
		-		Fractiel	Fractiel	Ver	lies in 50	jaar	TEST 1		
Tijd	μ [%]	6 [%]	CV	5% [kN]	95% [kN]	Fractiel 5%	μ [%]	Fractiel 95%	Verlies [%]	Verlies in 50 jaar [%]	
1h	2.10%	0.22%	10.35%	1.64%	2.56%	4.28%	5.49%	6.70%	6.17%	6.31%	
6h	2.61%	0.31%	12.06%	1.94%	3.28%	4.08%	5.49%	6.90%	6.48%	7.07%	
12h	2.84%	0.36%	12.55%	2.08%	3.60%	4.02%	5.49%	6.96%	6.60%	9.91%	
18h	2.98%	0.39%	12.96%	2.16%	3.80%	3.97%	5.49%	7.00%	6.76%	9.22%	

Tabel 2.3: Korte termijn relaxatie configuratie 3DS

		ST-BV	ST-BW-EXLOAD-								
		-		Fractiel	Fractiel	Ver	lies in 50	jaar	TEST 1		
Tijd	μ [%]	6 [%]	CV	5% [kN]	95% [kN]	Fractiel 5%	μ [%]	Fractiel 95%	Verlies [%]	Verlies in 50 jaar [%]	
1h	2.96%	0.18%	6.08%	2.57%	3.34%	6.05%	6.95%	7.85%	7.55%	15.23%	
6h	3.54%	0.22%	6.30%	3.07%	4.02%	6.01%	6.94%	7.88%	7.95%	13.38%	
12h	3.81%	0.24%	6.39%	3.29%	4.33%	6.00%	6.95%	7.89%	8.12%	12.83%	
18h	3.97%	0.27%	6.69%	3.40%	4.54%	5.96%	6.95%	7.94%	8.29%	12.59%	

Tabel 2.4: Korte termijn relaxatie configuratie 3DSps

			SI	Г-3DSps TI	EST 1-4				ST EXLO	-3DSps- AD-TEST 1
	Fractiel Fractiel Verlies in 50 jaar									
Tijd	μ [%]	σ [%]	CV	5% [kN]	95% [kN]	Fractiel 5%	μ [%]	Fractiel 95%	Verlies [%]	Verlies in 50 jaar [%]
1h	2.44%	0.29%	11.98%	1.82%	3.07%	4.13%	5.55%	6.97%	6.87%	12.28%
6h	2.88%	0.28%	9.56%	2.30%	3.47%	2.22%	5.52%	6.65%	7.47%	11.16%
12h	3.07%	0.26%	8.49%	2.52%	3.63%	4.51%	5.51%	6.51%	7.72%	11.18%
18h	3.20%	0.25%	7.76%	2.67%	3.73%	4.59%	5.50%	6.41%	7 85%	11.21%

Het verlies op korte termijn blijkt voor elke onderzochte configuratie een vergelijkbare omvang te hebben wanneer er geen externe belasting op het samenstel wordt uitgeoefend (gemiddeld 3,4%). Wanneer de externe belasting wel wordt beschouwd, vertonen de configuraties FW,

3DS en 3DSps een vergelijkbaar verliesniveau (respectievelijk 9,16%, 8,29% en 7,85%), terwijl de configuratie BW een iets kleiner verlies vertoond (6,76%).

2.4.3 Middellange termijn voorspan verliezen

Volgens dezelfde aanpak als bij de korte termijn proeven en met dezelfde opstelling zijn vier proeven op middellange termijn uitgevoerd, waarbij de ontwikkeling van de boutkracht tot 30 dagen (720 uur) is gecontroleerd. De proeven op middellange termijn hebben als hoofddoel het verlies vast te stellen dat zich in de eerste uren/dagen na het aandraaien optreedt. De proeven werden echter veel langer verlengd om een idee te hebben van de stabiliserende tijd van het verlies. De resultaten in Figuur 2.79 worden steeds vergeleken met het geval waarin een externe trekkracht op het proefstuk wordt aangebracht (MT-##-EXLOAD-TEST#).





In tabel 2.5 worden de resultaten gegeven voor de proeven met en zonder de externe belastingen. Voor de montage met FW, met een extern aangebrachte belasting, zijn twee proeven beschikbaar. Daarom verwijzen de waarden naar het gemiddelde, waarbij gebruik is gemaakt van een regressiestudie die de verwachte verliezen over 50 jaar oplevert op basis van de 30-daagse relaxatieproeven. De tabel vermeldt beide gevallen, degene met externe belasting (MT-##-EXLOAD-TEST#) en degene zonder (MT-## -TEST#).

	МТ	-FW	MT- EXL	FW- OAD	MT-	BW	MT- EXL	BW- OAD	МТ	-3DS	MT- EXL	3DS- OAD	MT-3	DSPs	MT-3 EXL	BDSps- .OAD
Tijd	Verli es [%]	50y Verli es [%]	Verli es [%]	50y Verli es [%]	Verlie s [%]	50y Verl ies [%]	Verl ies [%]	50y Verl ies [%]	Verl ies [%]	50y Verlie s [%]	Verli es [%]	50y Verli es [%]	Verlie s [%]	50y Verl ies [%]	Verl ies [%]	50y Verli es [%]
1h	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
6h	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
12h	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
18h	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
24h	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
7d	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
15d	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
30d	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

Tabel 2.5: Samenvatting van de middellange termijn proeven

Globaal genomen is er geen significant verschil tussen het verlies voor de samenstellingen FW, BW en 3DSps wanneer geen externe belasting wordt aangebracht. Daarentegen verschijnt er een groter verlies voor de 3DS samenstelling (9,21%), wat ook vrij dicht bij het verlies ligt dat optreedt wanneer een externe belasting op dezelfde samenstelling wordt aangebracht (9,87%). Gezien het beperkte aantal proeven is het echter vrij moeilijk om de middellange termijn respons van de verschillende samenstellingen te generaliseren.

2.4.4 Lange termijn voorspan verliezen

De lange termijn proeven zijn uitgevoerd om het verlies van voorspanning over een periode van vijf maanden te monitoren. De proeven zijn uitgevoerd volgens het protocol voor uitgebreide kruip proeven, volgens EN 1090-2. Het doel van de gecodificeerde aanpak is de helling van de verplaatsing-logtijdkromme te individualiseren en zo, door extrapolatie, het verlies voor de doeltijd te definiëren. Bij de in deze studie gepresenteerde proeven deed de stabilisatie zich na ongeveer 2-3 maanden voor. Dit resultaat komt overeen met de bevindingen van andere auteurs, die op grond van vergelijkbare gegevens hebben vastgesteld dat de stabilisatie meestal vóór 4 maanden optreedt [49]. De proeven werden uitgevoerd in een temperatuurgeregelde ruimte met een constante temperatuur van 20 °C gedurende de gehele duur van de proef. Het doel was de verandering in rek in de bouten te meten om het verlies op lange termijn te kwantificeren, rekening houdend met de invloed van de volgens EN 1090-2 gedefinieerde gebruiksbelasting. De metingen van de rekstroken werden ononderbroken gedurende vijf maanden voor en na de trekbelasting geregistreerd. Om de verplaatsingen van de plaat ten gevolge van kruip te volgen, werden zes indicatoren (Digimatic indicator ID-C112X/1012X) met een nauwkeurigheid van 0,0025 mm op de proefstukken geplaatst. De apparaten meten de relatieve verplaatsingen tussen de binnenplaat en het wrijvingskussen en de relatieve verplaatsingen tussen de buitenplaat en de wrijvingskussens, die ver onder de limiet liggen die in EN1090-2 wordt gegeven. Zes apparaten werden gebruikt om zowel de relatieve als de totale verplaatsingen te controleren. Onmiddellijk na het aandraaien van de bouten werden de samenstellingen in de machine geplaatst en werd de axiale trekkracht aangebracht. De verliezen van de voorspanning gedurende vijf maanden, uitgedrukt als percentage van de initiële voorspanning van de bouten, zijn gerapporteerd in Figuur 2.80.





Over het geheel genomen is er geen opmerkelijk verschil tussen de resultaten voor de FW, 3DS en 3DSps, die de reeds besproken resultaten voor de proeven op korte en middellange termijn bevestigt. Het hogere boutverlies kan worden vastgesteld voor de configuratie met vlakke sluitringen, die 11,9%-12,3% verliezen. Dit is in lijn met de verwachte resultaten, aangezien er geen mogelijkheid is voor de standaard sluitring om het verlies in de bout te compenseren. De 3DS-samenstelling vertoont een verlies van 11,3%, wat nog steeds vergelijkbaar is met de FWsamenstelling; in dit geval maakt het ontbreken van een voorinstelling van de schijfveren deze minder geschikt voor de huidige toepassing. Echter, ook de 3DSps configuratie vertoont vergelijkbare resultaten (11,6% in 5 maanden); voor deze configuratie werd inderdaad een soortgelijk verlies van voorspanning geregistreerd. Het verkregen resultaat voor de 3DSps (Belleville DIN6796) geeft aan dat, in dit geval, het verlies van voorspanning niet wordt beïnvloed door de voorinstelprocedure. Een geringer verlies van voorspanning wordt waargenomen bij de BW-configuratie. In feite vertoont de BW-configuratie een kleiner verlies van voorspanning in 5 maanden (7,4%). Dit resultaat is in lijn met het verlies op korte en middellange termijn dat in de vorige paragrafen is gepresenteerd. In dit geval wijkt de ontwikkeling van het verlies echter enigszins af van de andere gevallen. In feite is de helling van het verlies niet altijd positief. Dit kan het gevolg zijn van relaxatie, die leidt tot langzame ontlasting van de sluitring, waardoor het verlies van de trekkracht in de bout wordt gecompenseerd. Hiervoor kan het nodig zijn dat de trekkracht daalt totdat de rand van de grote ring over de onderplaat kan glijden. Meer details over de invloed van dit soort ringen op de voorspanning zijn te vinden in [56]. Benadrukt moet worden dat de gepresenteerde experimentele proeven, hoewel in een beperkt aantal, de resultaten van eerdere proeven op soortgelijke details bevestigen en uitbreiden [57]-[58]. Het is vermeldenswaard dat in alle onderzochte gevallen het verlies aan initiële voorspanning van de bout nooit groter was dan 16% van de voorspanning van de installatie. Vanuit het ontwerpoogpunt is deze informatie van groot belang, omdat het de noodzaak benadrukt om een gedeeltelijke veiligheidsfactor met betrekking tot het voorspanningsverlies van de bout moet worden aangenomen, die op basis van de uitgevoerde analyses conservatief op 1,16 kan worden vastgesteld. Vanuit praktisch oogpunt betekent dit dat, om te voorkomen dat de apparatuur tijdens de beoogde levensduur van de constructie slippen, de bouten initieel met 16% hogere aanhaalmomenten moeten worden voorgespannen.

2.5 Ontwerp en geavanceerde modellering van wrijvingsdempers

2.5.1 Ontwerpwaarden van de wrijvingscoëfficiënt- en regressiemodellen

Om een snel instrument te bieden voor het ontwerpen of modelleren van de apparatuur met de drie bekledingsmaterialen die het meest bestudeerd zijn tijdens het onderzoeksproject FREEDAM (M1, M4 en M6), is een regressieanalyse uitgevoerd van de testgegevens met lage snelheid (gemiddelde en boven/ondergrens van de fractielen). Voor het gemak zijn de testgegevens met lage snelheid in aanmerking genomen omdat deze, zoals eerder is aangetoond, de meest conservatieve respons in termen van cyclische degradatie opleveren. De resultaten van het regressieonderzoek zijn samengevat in Tabel 2.6. De wrijvingscoëfficiënt wordt uitgedrukt als functie van de cumulatieve verplaatsing door middel van de volgende vergelijking:

$$\begin{split} \mu_{eff} &= A_0 \delta_t^{\ 2} + B_0 \delta_t + C_0 & voor \ \delta_t < k \\ \mu_{eff} &= A_1 \delta_t^{\ 2} + B_1 \delta_t + C_1 & voor \ k < \ \delta_t < 400 \ mm \\ \mu_{eff} &= A_2 \delta_t^{\ 2} + B_2 \delta_t + C_2 & voor \ 400 < \ \delta_t < 1500 \ mm \\ \mu_{eff} &= A_3 \delta_t^{\ 2} + B_3 \delta_t + C_3 & voor \ 1500 < \ \delta_t < 4000 \ mm \end{split}$$

		Materiaal M1	-		<u>Materiaal M4</u>			<u>Materiaal M</u>	<u>6</u>
	Fractiel	Gemiddelde	Fractiel	Fractile	Gemiddelde	Fractiel	Fractiel	Gemiddelde	Fractiel
	5%		95%	5%		95%	5%		95%
A ₀	0	0	0	6.35 · 10 ⁻⁵	$7.34 \cdot 10^{-5}$	7.934 · 10 ^{−5}	$1.2 \cdot 10^{-4}$	$9.83 \cdot 10^{-5}$	$8 \cdot 10^{-5}$
<i>B</i> ₀	-7.2 · 10 ⁻³	7.6 · 10 ⁻³	7.9 · 10 ^{−3}	-6.35 · 10 ⁻³	$-7.34 \cdot 10^{-3}$	-7.934 · 10 ⁻³	-6.7 $\cdot 10^{-3}$	-6.84 · 10 ⁻³	$-7.1 \cdot 10^{-3}$
C ₀	0.61	0.69	0.79	0.69	0.76	0.84	0.52	0.60	0.68
A_1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
<i>B</i> ₁	$2 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-4}$	0	0	0	0	-4.3 $\cdot 10^{-5}$	-2.11 · 10 ⁻⁵	$-8.69 \cdot 10^{-7}$
\mathcal{C}_1	0.43	0.50	0.59	0.53	0.58	0.64	0.487	0.504	0.521
A_2	0	0	0	0	0	0	0	0	0
<i>B</i> ₂	-1.1 $\cdot 10^{-4}$	$-1.6 \cdot 10^{-4}$	-1.1 $\cdot 10^{-4}$	-1.233 · 10 ⁻⁴	-9.096 $\cdot 10^{-5}$	-7.37 · 10 ⁻⁵	-3.63 · 10 ⁻⁵	-3.01 $\cdot 10^{-5}$	$-2.39 \cdot 10^{-5}$
<i>C</i> ₂	0.55	0.64	0.63	0.579	0.616	0.669	0.484	0.508	0.532

Tabel 2.6: Resultaten van de regressiestudie

A_3	0	0	0	0	0	0	0	0	0
<i>B</i> ₃	$-4 \cdot 10^{-5}$	$-3 \cdot 10^{-5}$	$-5 \cdot 10^{-5}$	-5.32 $\cdot 10^{-5}$	$-4.41 \cdot 10^{-5}$	-3.09 · 10 ⁻⁵	0	0	0
<i>C</i> ₃	0.45	0.44	0.54	0.474	0.545	0.604	0.43	0.463	0.496
k		25			50			50	

Daarnaast zijn, uitgaande van de in de vorige paragrafen verkregen resultaten, de belangrijkste parameters afgeleid die moeten worden gebruikt voor het ontwerp van de afvoerende verbindingen met de drie materialen die in dit document worden beschreven. Zoals hierboven vermeld, vereist het ontwerp van een wrijvingsapparaat tenminste drie verschillende waarden van de wrijvingscoëfficiënt. De waarde die moet worden gebruikt voor de controle van de bruikbaarheidsgrenstoestand, de waarde voor het ontwerp van de weerstand van de dempers en de bovengrenswaarde van de wrijvingscoëfficiënt voor het ontwerp van de niet-afvoerende delen van de constructie (in het geval van een laag elastische constructie zijn dat de verbindingen, liggers en kolommen). Met name bij de SLS-controles moet ervoor worden gezorgd dat de wrijvingsverbindingen niet verschuiven bij onder statische belasting omstandigheden of bij gematigde seismische gebeurtenissen. In al deze belasting combinaties moet de karakteristieke waarde van de statische wrijvingscoëfficiënt worden gebruikt. Wat de dempers betreft, om een goede energieafvoer bij ULS te garanderen, moet de laagste verwachte waarde van de dynamische wrijvingscoëfficiënt in aanmerking worden genomen, namelijk de karakteristieke waarde van de dynamische wrijvingscoëfficiënt. Bovendien moet voor het ULS-ontwerp van de niet-afvoerende delen van de constructie, die in dit geval worden vertegenwoordigd door de liggers, de kolommen en de verbindingselementen, de hoogste verwachte waarde van de statische wrijvingscoëfficiënt in aanmerking worden genomen, namelijk het 95% fractiel van de statische wrijvingscoëfficiënt. Dit is in feite de maximaal mogelijke waarde die, vanuit statistisch oogpunt, de niet-afvoerende elementen moeten kunnen weerstaan voordat het glijden van de dempingsapparatuur optreedt. Met dit doel zijn voor elk van de drie materialen, voor elke reeks van 10 gegevens, de effectieve en werkelijke waarden van de statische wrijvingscoëfficiënten geëvalueerd, waarvan de resultaten in Tabel 2.7 zijn samengevat.

	Mat	eriaal M1			Mat	eriaal M4		Materiaal M6				
TE	ST nr.	$\mu_{0,effective}$	µ 0,actual	Tł	EST nr.	$\mu_{0,effective}$	µ 0,actual	TI	EST nr.	μ 0,effective	µ 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	
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	

Tabel 2.7: Statistische variatie van de statische wrijvingscoëfficiënt

MEAN	0.71	0.73	MEAN	0.76	0.79	MEAN	0.60	0.61
DEV ST	0.06	0.061	DEV ST	0.04	0.041	DEV ST	0.05	0.047
CV	0.08	0.084	CV	0.05	0.052	CV	0.08	0.077
Fractiel 5%	0.62	0.61	Fractiel 5%	0.69	0.72	Fractiel 5%	0.52	0.52
Fractiel 95%	0.81	0.85	Fractiel 95%	0.84	0.87	Fractiel 95%	0.68	0.70

Zoals eerder beschreven, vertegenwoordigen deze waarden, samen met de 5%-fractielen van de dynamische wrijvingscoëfficiënten die zijn geëvalueerd in overeenstemming met de eerste gestabiliseerde cyclus, de waarden die nodig zijn voor om de wrijvingsverbindingen te ontwerpen.



Figuur 2.82: Aandraai volgorde

Figuur 2.83: Typisch aanhaalmoment tegen voorspankracht grafiek



Figuur 2.84: Aandraai volgorde

De betekenis van deze wrijvingscoëfficiënten is weergegeven in de Figuren 2.70-2.72, terwijl ze voor het gemak zijn samengevat in Tabel 2.8.

Materiaal M1		Materiaal M4		Materiaal M6		
Ontwerp Hod		$Ontwerp \qquad \mu_{0,d}$		Ontwerp	الما	
wrijvingscoëfficiënt	№ 0,a	wrijvingscoëfficiënt		wrijvingscoëfficiënt	₽~ 0,a	
Statisch 5% fractiel	0.62	Statisch 5% fractiel	0.69	Statisch 5% fractiel	0.52	
Statisch 95% fractiel	0.81	Statisch 95% fractiel	0.84	Statisch 95% fractiel	0.68	
Dynamisch 5% fractiel	0.43	Dynamisch 5% fractiel	0.53	Dynamisch 5% fractiel	0.49	

Tabel 2.8: Ontwerpwaarden van de wrijvingscoëfficiënten

2.6 Bronnen

- [1] 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, pp.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, pp.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), pp.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.
- [11] 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, pp.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, vol.43, n.3, September 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 f 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), pp.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, pp.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), pp.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 seismicresisting systems with semi-rigid connections"," SESOC, vol. 11, no. 2, pp. 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, vol.43, n.3, September 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.
- [28] Bowden, F. & Tabor, D., 1950. The Friction and Lubrication of Solids: part I. Oxford: Oxford University Press.
- [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, pp.49-60.
- [32] Schallamach, A., 1958. Friction and Abrasion of Rubber. Wear, 1, pp.384-417.
- [33] Shooter, K. & Thomas, R., 1952. Frictional Properties of some Plastics. Research, 2, pp.533-39.
- [34] Rees, B., 1957. Static Friction of Bulk Polymers over a Temerature Range. Research, 10, pp.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, pp.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, pp.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, Volume 82, March 2013, Pages 223-233
- [42] M.Pavlović, C. Heistermann, M. Veljković, D.l Pak, M. Feldmann, C. Rebelo, L. Simões da Silva. (2015). Friction connection vs. ring flange connection in steel towers for wind converters. Engineering Structures, Volume 98, 1 September 2015, Pages 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. [Accessed: 11-Apr-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. June, 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., vol. 138, pp. 340–356, Nov. 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, vol. 1, no. 2–3, pp. 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., vol. 141, pp. 145–155, 2018.

3 ONTWIKKELING VAN FREEDAM VERBINDINGEN

3.1 Introductie

De afgelopen decennia heeft het gebruik van vervangbare anti-seismische apparatuur in de kolom-liggerverbindingen veel aandacht gekregen van de wetenschappelijke gemeenschap [1-11] vanwege de hoge energieafvoer capaciteit en de daaruit voortvloeiende vermindering van de globale en de lokale vervormingseis. Tot op heden is een grote verscheidenheid van dempers voorgesteld, die systemen leveren die gebaseerd zijn op de activering van eenvoudige afvoerende mechanismen zoals het vloeien van metalen, droge wrijving, en viscositeit van vloeistoffen [12,13]. De toepassing ervan is voornamelijk voorgesteld in het kader van ontwerpstrategieën gebaseerd op de aanvullende energieafvoer.

Niettemin, hoewel de invoering van anti-seismische apparatuur de schade aan de constructie vermindert, leiden de zijwaartse verplaatsingen die gewoonlijk nodig zijn om de dempers te activeren, tot het ontstaan van schade aan de belangrijkste constructiedelen die moeilijk of onuitvoerbaar te repareren kan zijn.

Om die reden worden onlangs nieuwe benaderingen voorgesteld die gebaseerd zijn op het idee om in staalconstructies verbindingen te gebruiken die voorzien zijn van dempers die slechts minimale schade ondervinden. Dit is bijvoorbeeld het geval voor de schuifscharnierverbinding die sinds 2004 aan de Universiteit van Auckland wordt ontwikkeld [14-20]. Deze verbindingen, wanneer toegepast in stalen momentvaste raamwerken, kunnen grote kolomligger inelastische rotaties opvangen door het verschuiven van asymmetrische wrijvingsdempers ter hoogte van de onderflens van de ligger [21-24]. Een dergelijk type biedt vele voordelen omdat het stijf is en een gedeeltelijke sterkte heeft die het mogelijk maakt de zijdelingse verplaatsingen te beperken en tegelijkertijd het uiteinde van de ligger te beschermen tegen vloeien en de overdimensionering van de kolom te verminderen die het gevolg is van de toepassing van de hiërarchiecriteria voor liggers en kolommen die in de voorschriften zijn vastgelegd.

Onlangs zijn soortgelijke ontwerpen van kolom-liggerverbindingen voorzien van symmetrische wrijvingsdempers voorgesteld in het kader van een uitgebreid onderzoek naar de ontwikkeling, het ontwerp en het beproeven van kolom-liggerverbindingen met wrijvingsdempers [25-35]. Dergelijke nieuwe verbindingen maken het mogelijk dezelfde voordelen van de schuifscharnierverbinding (stijfheid, afstelbare weerstand, vervormbaarheid en groot energieafvoer capaciteit) te bereiken met het gebruik van een geïndustrialiseerde kit die volledig in de werkplaats wordt vervaardigd en ter plaatse aan de constructiedelen (ligger en kolom) wordt vastgeschroefd.

Het belangrijkste voordeel van de geïndustrialiseerde kit is de nauwkeurige controle van de kwaliteit van de wrijvingsvulplaten en de procedure voor het aandraaien van de bouten. Deze kwesties zijn, in feite, van fundamenteel belang voor de goede werking van de wrijvingsapparatuur en moeten tijdens het productieproces strikt worden gecontroleerd. Om de vereiste demontagecapaciteit van het wrijvingsapparaat te verzekeren, wordt de demper gerealiseerd met een sleufvormige console die met bouten aan de liggerflens en L-stukken wordt bevestigd en wrijvingsvulplaten die met hoge sterkte voorgespannen bouten worden vastgeklemd. Twee configuraties zijn onderzocht, namelijk de configuratie met horizontale demper, waarbij de console evenwijdig is aan de liggerflens, en de configuratie met verticale demper, waarbij de console loodrecht op de liggerflens staat (Figuur 3.1). Bij buiging wordt de verbinding gedwongen te roteren rond een punt aan de basis van het bovenste T-stuk en de energie wordt afgevoerd door het afwisselend slippen van de console op de wrijvingsvulplaten. Een ander voordeel van de console is de vergroting van de hefboomarm, waardoor de kracht die door de wrijvingsapparatuur moet worden overgebracht kan worden verminderd, om aan de bruikbaarheidseisen te voldoen.



a) Wrijvingsverbinding met dempervlak parallel aan de liggerflens (horizontale demper configuratie)





Experimentele studies gewijd aan dit specifieke verbindingstype hebben belangrijke aspecten van het gedrag van de verbinding onderzocht, zoals de respons van de wrijvingsvulplaten onder cyclische belasting geschiedenis, het gedrag van voorgespannen bouten bij installatie en gedurende hun levensduur, de eindige-elementenmodellering van kolomliggerverbindingen met wrijvingsapparatuur en de impactrespons van elementaire wrijvingsdempers [25-36]. Om de experimentele respons van wrijvingsverbindingen te beoordelen, is binnen het

onderzoeksproject FREEDAM een brede experimentele campagne uitgevoerd op subsamenstellingen die het gedrag van interne en externe verbindingen in reële momentvaste

raamwerken kunnen weergeven. De resultaten van de experimentele proeven hebben de validatie mogelijk gemaakt van de ontwerpcriteria voor wrijvingsverbindingen die tijdens het project zijn ontwikkeld en de kalibratie van eindige-elementenmodellen die zijn gebruikt om parametrische studies uit te voeren. In het bijzonder is het hoofddoel van de experimentele studie is het verifiëren van het vermogen van de voorgestelde kolom-liggerverbindingen om de energie van de aardbeving vrijwel zonder schade af te voeren. Daartoe zijn 16 experimentele proeven uitgevoerd. 8 proeven met externe verbindingen zijn uitgevoerd aan de Universiteit van Salerno en 8 proeven met interne verbindingen aan de Universiteit van Coimbra.

De proefstukken zijn ontworpen met gebruikmaking, voor alle verbindingscomponenten, behalve de wrijvingsdempers, van de modellen die al door Eurocode 3 deel 1-8 zijn voorgesteld. Echter zijn voor de nieuwe component, de wrijvingsdemper, de resultaten gebruikt afkomstig van de experimentele studies op overlapte afschuifproefstukken met sleufgaten en wrijvingskussens. In het bijzonder, zoals beschreven in Hoofdstuk 2, hebben de proeven met de bekledingsmaterialen voor de wrijvingskussens aangetoond dat de materialen M1 en M6 een licht kleef- en slipgedrag kunnen ontwikkelen dat trillingen kan veroorzaken. Hoewel deze materialen geschikt kunnen worden geacht voor toepassing op de FREEDAM dempers, zijn de proeven met de kolom-liggerverbindingen daarom alleen gewijd aan materiaal M4, omdat dit het meest betrouwbaar lijkt voor toepassing op FREEDAM verbindingen waarbij kleef- en slipverschijnselen worden vermeden. De experimentele studie is uitgevoerd met betrekking tot zestien kolom-liggerverbindingen, acht op verbindingen waarmee IPE 270 liggers zijn bevestigd en acht waarmee IPE 450 liggers zijn bevestigd. Zoals al vermeld zijn twee verschillende configuraties van de wrijvingsdemper overwogen, namelijk de horizontale demper configuratie en de verticale demper configuratie (Figuur 3.1). Voor elke demper configuratie is de proef tweemaal uitgevoerd. Eén proef is uitgevoerd met schijfveren en een tweede proef betrof een proefstuk waarbij voor de boutverbindingen eenvoudige vlakke sluitringen zijn gebruikt.

3.2 Experimentele proeven op externe verbindingen

3.2.1 Beschrijving van de proefopstelling

De experimentele studie heeft betrekking op de volgende verbindingen:

- FJ-CYC01: IPE270 ligger-HEM220 kolom, verticale demper configuratie, M20 HV boutklasse 10.9 voorzien van 6 schijfveren (2 groepen in parallel gestapeld van 3 in serie gestapelde schijfveren);
- FJ-CYC02: IPE270 ligger-HEM220 kolom, horizontale demper configuratie, M20 HVboutklasse 10.9 voorzien van 6 schijfveren (2 groepen in parallel gestapeld van 3 in serie gestapelde schijfveren);
- FJ-CYC02: IPE270 ligger-HEM220 kolom, horizontale demper configuratie, M20 HV boutklasse 10.9 voorzien van 6 schijfveren (2 groepen in parallel gestapeld van 3 in serie gestapelde schijfveren);
- FJ-CYC03: IPE450 ligger-HEB500 kolom, verticale demper configuratie, M20 HV boutklasse 10.9 voorzien van 6 schijfveren (2 groepen in parallel gestapeld van 3 in serie gestapelde schijfveren);

- FJ-CYC04: IPE450 ligger-HEB500 kolom, horizontale demper configuratie, M20 HV boutklasse 10.9 voorzien van 6 schijfveren (2 groepen in parallel gestapeld van 3 in serie gestapelde schijfveren);
- FJ-CYC05: IPE270 ligger -HEM220 kolom, verticale demper configuratie, M20 HV boutklasse 10.9 zonder schijfveren;
- FJ-CYC06: IPE270 ligger -HEM220 kolom, horizontale demper configuratie, M20 HV boutklasse 10.9 zonder schijfveren;
- FJ-CYC07: IPE450 ligger -HEB500 kolom, verticale demper configuratie, M20 HV boutklasse 10.9 zonder schijfveren;
- FJ-CYC08: IPE450 ligger -HEB500 kolom, horizontale demper configuratie, M20 HV boutklasse 10.9 zonder schijfveren.



Figuur 3.2: Beproefde proefstukken (externe verbindingen): a) horizontale demper configuratie; b) verticale demper configuratie

Alle experimentele proeven zijn uitgevoerd in het STRENGTH-laboratorium (STRuctural ENGineering Testing Hall) van de Universiteit van Salerno. De proefopstelling bestaat uit instrumenten en machines die kunnen worden onderverdeeld in drie macro-categorieën: bevestigende elementen, belastingsmachines en meetinstrumenten. In het STRENGTH-laboratorium wordt het belangrijkste bevestigende element gevormd door de sterke vloer van het laboratorium met gaten (met een diameter van 80 mm en op een onderlinge afstand van 1,0 m x 1,0 m) die worden gebruikt om alle testapparatuur van het laboratorium vast te zetten. Deze sterke vloer is gebruikt voor alle bevestigingen die nodig zijn voor de realisatie van de proefopstelling voor externe kolom-liggerverbindingen. In dit geval, om de cyclische proeven op de verbindingen uit te voeren, zijn enkele verbindende constructies gebruikt: een stijf en sterk verticaal raamwerk en een horizontale stijve stalen bevestiging, beide gerealiseerd door het samenvoegen van volledig gelaste stalen platen en constructiedelen (Figuur 3.3).





Figuur 3.3: Experimentele opstelling: a) FJ-CYC01-FJ-CYC04; b) FJ-CYC05-FJ-CYC08

Bovendien zijn, om het nulpunt van de momenten in de werkelijke constructie schema te simuleren (Figuur 3.4), twee stalen scharnieren gebruikt (Figuur 3.3). Dergelijke scharnieren zijn ontworpen om weerstand te bieden aan afschuivingen tot 2000 kN en zijn vastgeschroefd aan de stalen slee. Eén van de twee scharnieren is gedetailleerd om afschuiving en axiale krachten op te vangen met behulp van een pen. Er zijn gekalibreerde gaten aangebracht om de slip te minimaliseren. Het tweede scharnier is ontworpen om verplaatsingen in horizontale richting mogelijk te maken en verplaatsingen in orthogonale richting te weerstaan. Hiertoe is een pen gebruikt in combinatie met sleufgaten om de gewenste verplaatsing mogelijk te maken.



Figuur 3.4: Constructief schema: a) krachtwerking in een externe verbinding door seismische belastingen; b) reproductieschema in het laboratorium

Ten slotte is gebruik gemaakt van zijdelingse torsiebeperkingen (Figuur 3.3) om kippen van de ligger tijdens de experimentele proeven te voorkomen. Wat de belastingsapparatuur betreft, zijn in de experimentele campagne drie verschillende hydraulische MTS-vijzels gebruikt. Voor het aanbrengen van de axiale belasting in de kolom is een MTS 243.60 vijzel gebruikt, die kracht gestuurd werkt. Deze vijzel heeft een maximale laadcapaciteit gelijk aan 1000kN in druk en 650kN in trek met een maximale zuigerslag gelijk aan +/- 125mm. Om de buiging op de verbinding toe te passen, zijn twee verschillende MTS-vijzels gebruikt, afhankelijk van de grootte van de ligger. Het eerste, gebruikt voor het beproeven van IPE 270 liggers, heeft een maximale laadcapaciteit van 245 kN met een maximale zuigerslag van +/- 500 mm en de tweede, gebruikt voor het testen van IPE 450 liggers, heeft een laadcapaciteit van 500 kN en een maximale zuigerslag van +/-500 mm. Beide zijn gebruikt om, verplaatsing gestuurd, het gewenste verplaatsingsverloop op het uiteinde van de ligger toe te passen. Het monitoren van de toegepaste verplaatsingen op de geteste proefstukken tijdens de proeven zijn uitgevoerd met behulp van externe verplaatsingsopnemers. Met name zijn tijdens de experimentele campagne de verplaatsingen van de ligger, de kolom en de elementen die de verbinding vormen, in het bijzonder de wrijvingsdemper, continu gemeten met behulp van LVDT's. Zoals hierboven vermeld zijn de experimentele proeven uitgevoerd met twee hydraulische vijzels, waarbij de onderste vijzel onder kracht gestuurd een constante axiale drukbelasting van 650 kN oplegt, terwijl de bovenste vijzel is gebruikt om het gewenste cyclische verplaatsingsverloop op te leggen.

In het bijzonder is de bovenste vijzel aangesloten op het uiteinde van de ligger om een verplaatsingsverloop toe te passen volgens het AISC 346-10 belastingsprotocol [37] (Figuur 3.5). Dit is een specifiek aan verbindingen gewijd belastingsprotocol, dat zeer gebruikelijk is in de Amerikaanse praktijk, en normaliter wordt gebruikt voor de prekwalificatie van verbindingen. Dit belastingsprotocol is hetzelfde dat ook in het EQUALJOINTS onderzoeksproject werd gebruikt.



Figuur 3.5: Verplaatsingsverloop van de bovenste vijzel volgens het AISC 346-10 belastingsprotocol

Daarom, uitgaande van de kennis van de voorschriften, is het mogelijk het verplaatsingsverloop aan de bovenzijde van de ligger te verkrijgen. De proeven zijn uitgevoerd tot een maximale rotatie gelijk aan 50 mrad (Tabel 1.1). Het is nuttig op te merken dat deze rotatie veel hoger is dan het door EC8 vereiste minimum, gelijk aan 35 mrad voor hoge vervormbaarheidsklasse raamwerken.

v[mm/s]	Stap	θ [rad]	# cycli	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

Tabel 3.1: Verplaatsing belastingsverloop

Tijdens de proeven zijn vele parameters gemonitord en verkregen, om de krachten en verplaatsingen ter hoogte van de bovenste vijzel en de verplaatsingen van de verschillende verbindingscomponenten te evalueren. In alle proeven zijn ten minste zes lineaire verplaatsingsopnemers gebruikt. Voorbeelden van de indeling van de instrumenten op de twee verschillende configuraties van de verbinding worden hierna gegeven voor proef nr. 1 en proef



nr. 2. Voor alle andere proeven zijn vergelijkbare indelingen van de meetinstrumenten gebruikt.

Figuur 3.6: Positie van de LVDTs: a) FREEDAM-CYC01; b) FREEDAM-CYC02

In het bijzonder, in FREEDAM CYC-01 verbinding zijn de volgende sensoren gebruikt (Figuur 3.6a):

- LVDTs nr. 02, 03 en 07 om de relatieve verplaatsing tussen het T-stuk/hoekprofielen en de kolomflens te meten;
- LVDT nr. 05 om de verplaatsingen tussen de console en de ligger te meten;
- LVDT nr. 06 om de verplaatsing van het wrijvingsapparaat te meten;
- LVDT nr. 01 om mogelijk slippen van het T-stuk lijf ten opzichte van de liggerflens te evalueren.

b)

a)

In FREEDAM CYC-02 verbinding zijn de volgende sensoren gebruikt (Figuur 3.6b):

- LVDTs nr. 01, 03 en 05 om de relatieve verplaatsing tussen het T-stuk/hoekprofielen en de kolomflens te meten;
- LVDT nr. 02 om de verplaatsingen tussen de rib en de liggerflens in de wrijvingsverbinding te meten;
- LVDT nr. 04 en 06 om de verplaatsingen van de twee boutrijen van het wrijvingsapparaat te meten;
- LVDT nr. 07 om mogelijk slippen van het T-stuk lijf ten opzichte van de liggerflens te evalueren.

Bovendien zijn in alle experimentele proeven de voorspanning op de bouten van de wrijvingsmechanismen voor en tijdens de test gecontroleerd met behulp van donut meetcellen (Futek LTH500), gelabeld met de nummers RC-01, RC-03 en RC-04. In de proeven met IPE 270 liggers zijn slechts twee meetcellen gebruikt, terwijl in de proeven met IPE 450 liggers drie meetcellen zijn gebruikt.

3.2.2 Resultaten van de experimentele proeven

Omwille van de beknoptheid worden hier alleen de resultaten van de proefstukken FJ-CYC01 tot en met FJ-CYC04 gepresenteerd. Meer informatie over het gehele experimentele programma is te vinden in het eindrapport van het complete project.

De experimentele proeven leverden een respons op, die in lijn was met het verwachte gedrag. In feite, zoals afgebeeld uit Figuur 3.7, zijn brede en stabiele hysterese cycli verkregen en, macroscopisch, werd geen schade waargenomen in de niet-afvoerende componenten aan het eind van de proeven.

	1		6 6	
	FJ-CYC01	FJ-CYC02	FJ-CYC03	FJ-CYC04
M [kNm]	+185.45	+145.73	+697.48	+556.97
	-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

Tabel 3.2: Vergelijking van experimentele en ontwerpwaarden voor wrijvingsmomenten

De bovengrenswaarden van de statische weerstand die zijn vastgesteld voor het ontwerp van de niet-afvoerende componenten (weergegeven in Figuur 3.7 met een stippellijn) zijn praktisch gelijk aan de maximale buigmomenten die tijdens de experimentele proeven zijn waargenomen (Tabel 3.2). Evenzo liggen de dynamische waarden van de buigweerstand, berekend rekening houdend met de dynamische wrijvingscoëfficiënt, zeer dicht bij de schuifweerstand van de verbindingen. In Tabel 3.2 wordt een vergelijking gerapporteerd tussen de experimentele sterkte van de vier verbindingen en de ontwerpweerstand van de proefstukken. Voor alle proefstukken kan worden vastgesteld dat de experimentele waarden van de buigweerstand van de verbindingen zeer dicht bij het bereik van de ontwerpwaarden liggen (tussen de statische bovengrens en de dynamische ondergrens waarden). De overeenkomst met de ontwerpprocedure is volledig aan voldaan.

In het geval van verbindingen met de horizontale demper configuratie werd een iets lagere schuifweerstand waargenomen onder doorbuigende momenten, voornamelijk als gevolge van de grotere vervormbaarheid van de L-stukken onder trek, die leidde tot een groter verlies van voorspankracht dan verwacht. Omgekeerd, in het geval van verbindingen met verticale demper configuratie is de schuifweerstand van de verbinding, zowel onder opbuigende als onder doorbuigende momenten, praktisch gelijk aan de ontwerpweerstand. In het geval van verbindingen met horizontale demper configuratie was de respons van de verbinding sterk asymmetrisch met significant verschillende weerstandswaarden onder positieve en negatieve buigmomenten. Het verschil met betrekking tot de maximale weerstand was groter dan 35% in het geval van het FJ-CYC 02 proefstuk. De asymmetrie was voornamelijk te wijten aan de buiging van de T-stukken/L-stukken platen en de daaruit voortvloeiende fluctuatie van de druk op de wrijvingskussens. De verbindingen met verticale demper configuratie vertoonden een geringere asymmetrie van het cyclisch gedrag. Niettemin werd tijdens de experimentele proeven, mede als gevolge van de vermindering van de klemkrachten op de bouten, een kleine afname van het buigmoment waargenomen bij grote rotaties. Dit effect was duidelijker bij de proefstukken met de diepe ligger, waarvoor de cumulatieve verplaatsing ter hoogte van de wrijvingsdemper groter is, vanwege de toename van de hefboomarm van de verbinding.

Het is ook mogelijk om uit de hystereselussen waar te nemen dat de respons werd gekenmerkt door een eerste slip die optrad bij een krachtwaarde die iets hoger dan de volgende cycli. Na enkele cycli is de slipkracht gestabiliseerd en worden de hystereselussen bijna altijd voor het gehele belastingsverloop met dezelfde vorm herhaald. Deze resultaten komen overeen met de resultaten van de experimentele proeven op de wrijvingsdempers, aangezien de vormen van de lussen van de verbinding perfect vergelijkbaar waren met die van de overlapte afschuifproeven uitgevoerd op de wrijvingsdempers, gepresenteerd in Hoofdstuk 2. De eerste pieken komen overeen met de statische wrijvingscoëfficiënt (hoger dan de dynamische waarde in het geval van de zachte bekledingsmaterialen), terwijl de gestabiliseerde cyclus overeenkomt met een slipkracht van de demper waarvan de waarde voornamelijk gerelateerd is aan de dynamische de wrijvingscoëfficiënt. Bovendien kan, rekening houdend met waarde van de wrijvingscoëfficiënten die zijn verkregen bij het beproeven van de dempers alleen (Hoofdstuk 2), worden geverifieerd dat zowel de statische als de dynamische waarden van de slipkracht die gedurende het gehele belastingsverloop zijn waargenomen, verenigbaar waren met het voorspelde bereik van de slipkrachtwaarden op basis van de proeven die alleen met de dempers zijn uitgevoerd. Geringe verschillen worden in ieder geval verkregen als gevolg van de flexibiliteit van de stalen L-stukken van de wrijvingsdemper die tijdens de proef schommelingen (toename en afname) van de boutkrachten veroorzaakten onder opbuigende/doorbuigende momenten.



Figuur 3.7: Hystereselussen

In Figuur 3.8 zijn de verbindingen in de vervormde toestand afgebeeld, wat wijst op de correcte definitie van de geometrie van de dempers die in staat waren de ontwerprotatie van 50 mrad op te vangen.



Figuur 3.8: Proefstukken in de vervormde toestand: a) FJ-CYC01; b) FJ-CYC02; c) FJ-CYC03; d) FJ-CYC04

De nauwkeurigheid van de vastgestelde ontwerpprocedure werd ook aangetoond door de lokale metingen uitgevoerd tijdens de proeven. In feite werd voor alle proefstukken de energieafvoer uitsluitend geleverd door de wrijvingsdempers, die aan het eind van de proef alle constructie elementen praktisch onbeschadigd achterlieten. In het bijzonder, ervan uitgaande dat het rotatiecentrum zich bevindt in overeenstemming met het T-stuk op de middellijn van de bovenflens van de ligger en dat de demper wordt onderworpen aan cyclische trek/drukkrachten, worden de lokale metingen verkregen met de LVDT's weergegeven door de gemeten verplaatsing af te zetten tegen de lokale kracht die in de demper of op het niveau van het T-stuk werkt.

Met behulp van de door de LVDT 04 en LVDT 06 geregistreerde verplaatsingen (figuur 3.9), in het geval van de verticale demper configuratie, en de door de LVDT 06 geregistreerde verplaatsingen (Figuur 3.10), in het geval van de horizontale demper configuratie, is de kracht tegen de verplaatsing van de wrijvingsdempers bepaald. Het is gemakkelijk waar te nemen dat de hystereselussen praktisch rechthoekig zijn met een significante energieafvoer capaciteit bijna geen degradatie zowel termen van stijfheid als weerstand (Figuur 3.11).

De lokale metingen (Figuren 3.12 en 3.13) tonen aan dat het T-stuk en het L-stuk praktisch in het elastische bereik blijven, terwijl de afvoer alleen wordt verzorgd door de wrijvingsdemper die een stabiele hysterese respons met hoge energieafvoer. Aan het einde van de proeven werd een verlies van de boutklemkracht van ongeveer 25-30% waargenomen.



Figuur 3.9: Positie van de meetinstrumenten - FREEDAM-CYC01



Figuur 3.10: Positie van de meetinstrumenten - FREEDAM-CYC02

Dit resultaat suggereert dat, ook al zijn de wrijvingsverbindingen weinig beschadigd, ze na het optreden van een zware grondbeweging goed onderhoud nodig hebben om de restweerstand van de demper en de omvang van het verlies in voorspankracht te controleren. In het bijzonder kan het opnieuw aandraaien van de bouten nodig zijn om de voorspanning in de bouten te herstellen. Niettemin moet worden opgemerkt dat echte aardbevingen zorgen voor een cumulatieve plastische rotatievraag in de verbindingsonderdelen die meestal veel lager is dan die opgelegd door het AISC-358 belastingsprotocol. Daarom moet het verlies aan klemkracht dat tijdens deze proeven wordt waargenomen, worden beschouwd als een bovengrenswaarde die niet rechtstreeks overeenkomt met het verlies aan voorspankracht, dat optreedt na een werkelijke grondbeweging.



Figuur 3.11: Slipkracht tegen verplaatsing kromme van de wrijvingsdempers FREEDAM-CYC01 (links) en FREEDAM-CYC02 (rechts)



Figuur 3.12: Lokale metingen FREEDAM-CYC01 – T-stuk en L-stukken



Figuur 3.13: Lokale metingen FREEDAM-CYC02 – T-stuk en L-stukken

De waarde van de voorspanning van de bouten en de variatie daarvan tijdens de proeven zijn gecontroleerd met behulp van twee meetcellen, RC-03 en RC-04, die zijn geplaatst in de twee boutrijen van de demper.

Deze resultaten zijn weergegeven in Figuur 3.14. Uit deze figuur kan worden opgemaakt dat er aanvankelijk, bij het eerste schuiven zoals al bij de overlapte afschuifproeven werd vastgesteld, een zetting van de bouten optreedt met een loslating die toeneemt naarmate de belastingscycli toenemen. Dit loskomen, treedt op tot het bereiken van hoge verplaatsingscycli waarbij de buigeffecten die zich ontwikkelen in de boutlijnen van de dempers, leiden tot een significante schommeling van de boutkrachten die, op het hoogtepunt, opnieuw praktisch de initiële kracht bereiken.



Figuur 3.14: Voorspankracht in de bouten van de wrijvingsdemper FREEDAM-CYC01 (links) en FREEDAM-CYC02 (rechts)

Alle experimentele proeven reageerden volledig in lijn met het verwachte gedrag. In alle geteste gevallen werd een geringe vloeiing van de T- en L-stukken bij de verbinding tussen de steel en de flens waargenomen, wat de efficiëntie van de voorgestelde ontwerpprocedure bevestigt. Daarom werd bij alle experimentele proeven de energieafvoer uitsluitend verzorgd door de FREEDAM wrijvingsdempers, die alle constructiedelen aan het eind van de proef praktisch onbeschadigd achterlieten (Figuur 3.15). Een ander punt dat in deze experimentele fase naar voren kwam, was dat de Belleville-schijfveren geen wezenlijk voordeel leken op te bieden in termen van hysterese gedrag. Dit resultaat bevestigt de waarnemingen die al in hoofdstuk 2 over het beproeven van de wrijvingsdempers zijn gemaakt.



Figuur 3.15: FREEDAM-CYC02 proefstuk in de vervormde toestand aan het einde van de proef

In het bijzonder bij de vergelijking tussen de verticale demper configuratie en de horizontale demper configuratie werd een gelijkaardig gedrag waargenomen wat betreft de sterktedegradatie tijdens het cyclische belastingsverloop. Ook de invloed van de Belleville sluitringen was in beide gevallen verwaarloosbaar. Echter, het gebruik van de verticale demper configuratie zorgt voor een vermindering van de asymmetrie van de hystereselussen en een verbetering van hun vorm, die meer in de buurt komt van de ideale rechthoekige vorm, zoals blijkt uit de vergelijking tussen de kracht tegen verplaatsingskrommen van de wrijvingsdempers verkregen voor de verticale demper configuratie (Figuur 3.11 rechts). In het bijzonder is de typische vorm van de hystereselussen in de horizontale demper configuratie te wijten aan de verschillende drukverdeling op de wrijvingskussens wanneer de verbinding onder een opbuigend moment staat, vergeleken met de drukverdeling die optreedt bij een doorbuigend moment. Dit is ook gebleken uit het eindige-elementensimulaties die in Hoofdstuk 4 zijn gepresenteerd.

3.3 Experimentele proeven op interne verbindingen

3.3.1 Proefopstelling en experimenteel programma

Interne kolom-liggerverbindingen zijn getest aan de Universiteit van Coimbra. De verbindingen die bij deze experimentele studie zijn beproefd, zijn identiek aan de externe verbindingen getest aan de Universiteit van Salerno. Daarom betekent dit dat het enige verschil

dat optreedt in de cyclische respons van de kolom-liggerverbindingen te wijten is aan het verschillende gedrag van het kolomlijf op afschuiving. Met name bij de typische seismische verdeling van het door de liggers overgebrachte buigmoment is de in kolomlijf verwachte afschuifkracht tweemaal zo groot als in het geval van externe verbindingen. Daarom is het hoofddoel van dit deel van de experimentele studie, dat in het kader van het FREEDAM onderzoeksproject is gepland, de validatie van de criteria voor de evaluatie van het gedrag van het kolomlijf op afschuiving, dat deel uitmaken van de ontwerpprocedure die tijdens het onderzoeksproject is ontwikkeld en in detail is gepresenteerd in deel II "Ontwerphandleiding", Hoofdstuk 7.

Daarom zijn, net als bij de experimentele campagne voor de externe verbindingen, vier verschillende configuraties van de FREEDAM verbinding beproefd, waarbij de ligger- en kolomafmetingen (IPE270/HEM220 en IPE450/HEB500) en de configuratie van de wrijvingsdempers (verticale of horizontale configuratie) zijn gevarieerd. Er zijn in totaal 8 proeven uitgevoerd, zoals gerapporteerd in Tabel 3.3.

Nr.	Proefcode	Kolom en ligger afmetingen	Type proef	FREEDAM demper configuratie	Bekleding materiaal
1	IN270_CYC 1_M4_(1)	HE220M / IPE270	Cyclisch	Horizontale kussens	M4
2	IN270_CYC-1_M4_(2)	HE220M / IPE270	Cyclisch	Horizontale kussens	M4
3	IN270_CYC-2_M4_(1)	HE220M / IPE270	Cyclisch	Verticale kussens	M4
4	IN270_CYC-2_M4_(2)	HE220M / IPE270	Cyclisch	Verticale kussens	M4
5	IN450_CYC-1_M4_(1)	HE500B / IPE450	Cyclisch	Horizontale kussens	M4
6	IN450_CYC-1_M4_(2)	HE500B / IPE450	Cyclisch	Horizontale kussens	M4
7	IN450_CYC-2_M4_(1)	HE500B / IPE450	Cyclisch	Verticale kussens	M4
8	IN450_CYC-2_M4_(2)	HE500B / IPE450	Cyclisch	Verticale kussens	M4

Tabel 3.3: Experimenteel programma

In alle proeven werd het als M4 gelabelde materiaal gebruikt als bekledingsmateriaal van de wrijvingskussens en werden in de boutsamenstellingen van de dempers schijfveerringen gebruikt. De bouten werden voorgespannen met behulp van de torsiemethode en de aan te brengen voorspankracht in de boutsamenstellingen van de demper van elk proefstuk, werd geschat op basis van de ontwerpprocedure voor de FREEDAM dempers, ontwikkeld op basis van de experimentele resultaten gepresenteerd in Hoofdstuk 2. De voorspankracht van de bouten houdt rekening met de gemiddelde waarde van de wrijvingscoëfficiënt en de statistische variabiliteit daarvan.

De geteste proefstukken zijn afgebeeld in Figuur 3.16. Een schema van de proefopstelling is te zien in Figuur 3.17. De kolom wordt ondersteund door een scharnier aan de onderkant, terwijl de uiteinden van de liggers verticaal worden ondersteund zodat de proefstukken zijdelings kunnen bewegen. De cyclische belasting werd op de bovenkant van de kolom uitgeoefend door een vijzel, volgens de AISC 341/2010 [37] seismische voorschriften, met een opgelegde maximale rotatie gelijk aan 50 mrad.





a. Configuratie 1.1 - HE220M / IPE270 - Horizontale kussens



b. Configuratie 2.1 - HE220M / IPE270 – Verticale kussens





d. Configuratie 2.2 - HE500B / IPE450 – Verticale kussens

Figuur 3.16: Geteste proefstukken (interne verbindingen)



Figuur 3.17: Proefopstelling voor interne verbindingen (afmetingen in mm)

Het op de kolom-liggerverbindingen overgebrachte buigmoment is geschat met vergelijking (3.1), waarbij de reactiekracht aan de liggeruiteinden, R (Figuur 3.18), is vermenigvuldigd met de lengte tussen de liggeroplegging en de kolomflens (L_b in de Figuren 3.17 en 3.18), terwijl de rotatie van het verbindingskoord is geschat door de horizontale verplaatsing van de kolom ter hoogte van de vijzel δ , te delen door de afstand tussen de vijzel en het kolomscharnier (L_c in de Figuren 3.17 en 3.18).

$$M_t = R \times L_b \tag{3.1}$$


Figuur 3.18: Schema voor de berekening van de oplegreacties in de testopstelling

Tijdens de proeven werden kracht, verplaatsingen, vervormingen, torsie en temperatuur gemeten, waarvoor het gebruik van een aanzienlijke hoeveelheid instrumentatie nodig was, zoals geïllustreerd in Figuur 3.19 voor een van de proefstukken. In detail werd voor elk proefstuk de volgende instrumentatie gebruikt:

- 1 Vijzel Kracht bereik: ±900 kN; Verplaatsing bereik: ±150 mm; Frequentie 1Hz met maximale verplaatsing bereik +7.02mm/-5.63mm;
- 4 meetcellen Maximale capaciteit 500kN op druk;
- 15 verplaatsingopnemers (DT in Figuur 3.19) LVDT (nr.4 sensor bereik ±25mm; nr.4 sensor bereik ±50mm);
- 1 statische torsie opnemer nominale torsie 1000Nm;
- Temperatuurkoppeling (*TC* in Figuur 3.19);
- 4 ringvormige meetcellen capaciteit 350kN;
- 46 rekstroken, (*E* in Figuur 3.19) lengte 6mm, rekgrens 5%.



Figuur 3.19: Instrumentatie

3.3.2 Resultaten van de experimentele proeven

De moment-rotatiekrommen van de verschillende geteste proefstukken zijn respectievelijk gerapporteerd in Figuur 3.20 voor de proefstukken met IPE270 ligger en Figuur 3.21 voor de proefstukken met IPE450 ligger. In deze krommen, wanneer het positieve buigmoment optreedt, staat het bovenste deel van de verbinding onder trek en de wrijvingsdemper onder druk. Omgekeerd, wanneer een negatief buigend moment optreedt, wordt de tegenovergestelde situatie ontwikkeld met de wrijvingsdemper onder trek en het geboute T-stuk, die de bovenste flens verbindt, onder druk. Over het algemeen toonden de resultaten aan dat deze verbindingen,

onafhankelijk van de liggergrootte en de configuratie van de demper, een vergelijkbaar cyclisch gedrag vertonen, met een stijf gedrag tot het bereiken van de statische wrijvingsweerstand, gevolgd door vrij stabiele hystereselussen gedurende het gehele belastingsverloop. Bovendien bleven alle andere verbindingscomponenten praktisch in het elastische bereik, zoals geïllustreerd voor de L-stukken en T-stuk componenten in Figuur 3.22. Daarom is het gebruik van de wrijvingsdempers in staat om de energie af te voeren en schade aan de andere componenten van de verbinding te voorkomen.



b. IN270_CYC-2_M4 (HE220M/ IPE270 – Verticale kussens)

Figuur 3.20: Moment-rotatiekrommen – Proefstukken met kleinere ligger

Aan de hand van de verschillende moment-rotatiekrommen is het mogelijk om enige asymmetrie tussen de respons van de rechter en linker verbinding te waarnemen, als gevolg van enkele asymmetrieën in de proefopstelling. In het bijzonder werd vastgesteld dat de rotatiecentra van de twee pendels die zich ten opzichte van de uiteinden van de ligger bevinden, niet perfect uitgelijnd waren.

Ook vertonen alle geteste proefstukken een asymmetrisch gedrag bij doorbuig- en opbuigrespons van de verbindingen, die voornamelijk te wijten is aan de verschillende vervormingen die de T- en L-stukken ervaren bij blootstelling aan trek in vergelijking tot druk (Figuur 3.23). Dit is meestal meer uitgesproken bij de proefstukken met de horizontale configuratie van de wrijvingsdempers, zoals al is aangegeven door de experimentele proeven die zijn uitgevoerd op de externe verbindingen.

Bovendien kan de waargenomen degradatie van de wrijvingsweerstand worden verklaard door de toename van het verlies van voorspankracht in de bouten tijdens het cyclische belastingsverloop (Figuur 3.24).











Figuur 3.22: Vervorming van T-stuk en L-stukken



Figuur 3.23: Vervorming van T-stuk en L-stukken



a. IN270_CYC 1_M4 (HE220M/ IPE270 – Horizontale kussens)



b. IN270_CYC-2_M4 (HE220M/ IPE270 – Verticale kussens)



Figuur 3.24: Boutkrachten

3.4 Conclusies

In dit hoofdstuk zijn de resultaten gerapporteerd van het experimentele programma voor de studie van het seismisch gedrag van kolom-liggerverbindingen voorzien van twee verschillende configuraties van wrijvingsapparatuur. Met name, gebaseerd op de belangrijkste resultaten verkregen bij de vorige taken van het project (mechanische parameters van de wrijvingsmaterialen, de rol van de Belleville sluitringen, invloed van het verlies van de voorspankracht van de bouten), zijn 16 kolom-liggerverbindingen ontworpen en beproefd in het STRENGTH-laboratorium van de Universiteit van Salerno (externe verbindingen) en de Universiteit van Coimbra (interne verbindingen).

Gebaseerd on de resultaten, de volgende conclusies worden getrokken:

- Er zijn twee verschillende configuraties beproefd: i) met de wrijvingsdemper in het horizontale vlak evenwijdig aan de liggerflens (horizontale demper configuratie) en ii) met de demper met de wrijvingskussens uitgelijnd met het liggerlijf, namelijk de verticale demper configuratie. Het verschil ten opzichte van de totale respons van de verbinding is vrij klein, wat suggereert dat beide configuraties in de praktijk effectief kunnen worden toegepast. Niettemin leverde de verbinding met de wrijvingsdemper in de verticale demper configuratie een stabieler cyclisch gedrag op en een geringere asymmetrie van het cyclische gedrag;
- In alle analyse gevallen werd het verkregen gedrag gekenmerkt door loodrechte hystereselussen zonder knelling, zoals verwacht, en met geringe degradatie van energieafvoer capaciteit, sterkte en stijfheid;
- De lokale metingen die tijdens de proeven werden uitgevoerd toonden aan dat, in overeenstemming met de ontwerpcriteria, de energieafvoer alleen door de wrijvingsdempers wordt geleverd, terwijl de niet-afvoerende componenten (ligger, T-stuk, L-stuk) praktisch onbeschadigd blijven.

Daarom vormen de resultaten van de complete experimentele campagne een effectieve prekwalificatie van de FREEDAM kolom-liggerverbindingen en van de bijbehorende ontwerpcriteria, die in deel II "Ontwerphandboek", Hoofdstuk 7, zullen worden geïllustreerd. In het bijzonder zal de geprekwalificeerde ontwerpprocedure alle technologische details en vereisten specificeren waaraan moet worden voldaan om vooraf bepaalde prestatieniveaus te

verkrijgen, volgens dezelfde methode als die van de componentenmethode die al in EC3 [38] is gecodificeerd.

3.5 Bronnen

- [1] V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental analysis and modelling of bolted T-stubs under cyclic loads", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 64, pp. 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, Vol. 4, pp. 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, Vol. 85, pp. 219-233, 2015.
- [4] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental Analysis of Friction Materials for supplemental damping devices". Construction and Building Materials, Vol.65, pp. 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. Vol.9, No.3, pp.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", Proceedings of the SEEBUS 2009. Kyoto, Japan, 2009.
- [9] E.M. Guneyisi, M. D'Aniello, R. Landolfo: "Seismic upgrading of steel momentresisting frames by means of friction devices", Open Construction and Building Technology Journal, Vol. 8(Suppl 1: M9), pp.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, Vol. 141, 2015:04015019.
- [11] V. Piluso, R. Montuori, M. Troisi: "Innovative structural details in MR-frames for free from damage structures". Mechanism Research Communications, Vol.58, pp.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. Vol.24, pp.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, Vol.43, n.3, September 2010.

- [15] S. Ramhormozian, G.C. Clifton, G.A. MacRae: "The Asymmetric Friction Connection with Belleville springs in the Sliding Hinge Joint", NZSEE Conference, 2014.
- [16] G.C. Clifton, J.W. Butterwoth: "Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections", 12th WCEE, Auckland, New Zealand.
- [17] G.C. Clifton, R. Zaki, J.W. Butterwoth: "Damage-resistance steel framed seismic-resisting systems", 13th WCEE, Vancouver, Canada, 2004.
- [18] J.C. Golondrino, G. MacRae, J. Chase, G. Rodgers, G.C. Clifton: "Velocity effects on the behavior of asymmetrical friction connections (AFC)", 8th STESSA Conference, Shanghai, China, July 1-3, 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, Vol.72, pp. 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 Conference, 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. September Vol. 17, pp. 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. Vol. 44(8), pp.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, Vol.78, pp.201-211, 2012.
- [24] J. Borzouie, G. MacRae, J. Chase: "Cyclic Performance of Asymmetric Friction Connections", The Bridge and Structural Engineer, March 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, pp. 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, Vol.41, pp.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, Vol. 115, pp. 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, Vol. 115, pp.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, pp. 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), pp. 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, pp. 112-123.arch, 141, pp. 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, pp. 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 beamto-column joints", Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 119, pp. 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, pp. 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, pp. 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, Vol. 132, pp.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.

4 EINDIGE-ELEMENTEN MODELLERING VAN FREEDAM DEMPERS EN VERBINDINGEN

4.1 Introductie

Stalen momentvaste raamwerken zijn vervormbare en afvoerende constructiesystemen die uitstekende seismische prestaties kunnen garanderen als ze goed ontworpen en gedetailleerd zijn. Het benutten van hun grote bron van vervormbaarheid impliceert echter het accepteren van ernstige schade in hoofdonderdelen waaraan onvermijdelijk grote restverschuivingen verbonden zijn. Als direct gevolg hiervan kunnen constructies met uitstekende seismische prestaties dure renovatie- en reparatiekosten met zich meebrengen die onpraktisch en niet duurzaam kunnen zijn, wat leidt tot een gunstigere sloop na een zware aardbeving.

De recente aardbevingen in Nieuw-Zeeland (bijv. beginnend bij Christchurch 2010) hebben dit probleem duidelijk aan het licht gebracht. Daarom is het onderzoek naar nieuwe technieken om structurele schade aan gebouwen te voorkomen of te beperken, relevanter geworden. De wereldwijde tendens is een verschuiving in de richting van de ontwikkeling en toepassing van seismische bestendige systemen met geringe schade om de economische gevolgen van aardbevingen te beperken, zodat eventuele kleine schade gemakkelijk en goedkoop kan worden hersteld en zo instorting van het gebouw kan worden voorkomen en ervoor kan worden gezorgd dat het snel weer operationeel wordt.

Het hoofddoel van het FREEDAM project was het ontwikkelen en valideren van nieuwe verbindingen voorzien van wrijvingsdempers die schade aan de verbonden delen voorkomen en energie afvoeren door middel van het slippen in geklemde stalen elementen en een wrijvingskussen.

Binnen het FREEDAM project is een breed scala proeven en analytische studies uitgevoerd en de relevante resultaten zijn beschreven in andere hoofdstukken van dit document (zie Hoofdstuk 2 voor de ontwikkeling van FREEDAM dempers en Hoofdstuk 3 voor de ontwikkeling van FREEDAM verbindingen en Hoofdstuk 6 voor pseudo-dynamische seismische proeven). Echter, op basis van een kritische beoordeling van de stand van de techniek zijn de belangrijkste aspecten die de prestaties van de verbinding karakteriseren geïdentificeerd, en om de lokale respons van de apparatuur en de interactie met de andere delen van de verbinding en de constructiedelen te karakteriseren is een uitgebreide parametrische studie uitgevoerd op basis van eindige-elementensimulaties. Uit een groot aantal studies is inderdaad gebleken dat eindige-elementenanalyses effectief kunnen worden gebruikt om het niet-lineaire gedrag van boutverbindingen te voorspellen en een nauwkeurige beschrijving te geven van de belastingpaden in de componenten van de verbinding.

Daarom werden binnen het project twee verschillende numerieke programma's uitgevoerd met de bedoeling, enerzijds, het gedrag van de wrijvingsvlakken volledig te onderzoeken en, anderzijds, de resultaten te analyseren bij toepassing op afvoerende verbindingen om hun lokale respons te onderzoeken.

De doelstellingen van deze studie zijn de volgende:

- Ontwikkeling van een modelleerstrategie om complexe wrijvingsproblemen te simuleren. De voorgestelde benadering is in staat het wrijvingsgedrag te beschrijven van de demper die in de boutverbinding is geïnstalleerd.
- Modelleren van de kolom-liggerverbindingen voorzien van het wrijvingsapparaat, onderworpen aan monotone en cyclische belastingstoestanden.
- Karakterisering van de mechanische respons op lokaal niveau om effectieve ontwerpregels te ontwikkelen.

Al deze kwesties worden beschreven en besproken in dit hoofdstuk, waarin de resultaten van alle eindige-elementensimulaties die in het kader van het FREEDAM project zijn uitgevoerd, worden samengevat. Het hoofdstuk is onderverdeeld in drie hoofddelen, namelijk 1) de beschrijving en bespreking van de modellering van FREEDAM dempers en relevante kenmerken van het lokale gedrag; 2) de beschrijving en bespreking van de seismische respons van FREEDAM kolom-liggerverbindingen; 3) bespreking van mogelijke ontwerpbepalingen die voortvloeien uit de bespreking van de resultaten verkregen uit eindige-elementensimulaties.

4.2 EINDIGE-ELEMENTEN MODELLERING VAN FREEDAM DEMPERS

De primaire doelstellingen van de eindige-elementenanalyses waren het evalueren van de effecten van de onderlinge interactie tussen bouten en de effecten van de verdeling van de belasting onder de boutkoppen.

Nadat de modellen waren gevalideerd ten opzichte van de experimentele proeven werden parametrische simulaties uitgevoerd om de monotone en cyclische prestaties te onderzoeken van de overlapte schuifproefstukken, die waren ontworpen om de respons van wrijvingsdempers te testen. Eindige-element simulaties maakten het mogelijk om de wrijvingscoëfficiënten van de acht verschillende materialen die als raakvlakken werden gebruikt, te beoordelen en ook hun vermogen om cyclische belastingsverlopen te weerstaan, in termen van energie- en sterktedegradatie, te evalueren. De modellen werden vergeleken met de experimentele resultaten en toonden hun nauwkeurigheid aan bij het simuleren van het gedrag van overlapte schuifwrijvingsverbindingen, waarbij ook de invloed van verschillende modelbenaderingen op de gesimuleerde gegevens werd aangetoond.

4.2.1 Modellering aannames

De eindige-elementenmodellen (FEM's) werden ontwikkeld met behulp van ABAQUS v.6.14 [2]. De geometrie van de numerieke modellen was nominaal identiek aan die van de in het kader van het FREEDAM-project geteste proefstukken (zie Figuur 4.1). In het bijzonder werden de subsamenstellingen van de wrijvingsdemper met verschillende aantallen schijfveren zoals 9, 6, 3 en 0 gemodelleerd, en de geometrie van het vaste deel werd niet opgenomen, omdat dit geen invloed heeft op de resultaten, om de berekeningskosten te beperken (zie Figuur 4.1b-i).

Het vaste eindige-element type C3D8I (een 8-knopen lineaire blok, incompatibele modus) werd gebruikt voor alle stalen platen en hoge sterkte bouten. De keuze van het FE-element was gebaseerd op zijn vermogen om het afschuivingvergrendeling verschijnsel te vermijden dat de

initiële stijfheid van de verbinding aanzienlijk kan beïnvloeden, in tegenstelling tot het C3D8R-element.

De staaleigenschappen voor platen werden gemodelleerd op basis van de nominale elastische eigenschappen, terwijl het niet-lineaire gedrag werd gemodelleerd met behulp van de von Mises vloeicriteria. Plastische verharding werd weergegeven met behulp van een niet-lineaire kinematische en isotrope verharding. Metaalplasticiteit werd ook in aanmerking genomen voor de deklaag M4. Het werkelijke rek-spanningsdiagram voor materiaal M4 en stalen platen zijn weergegeven in Figuur 4.2.



Figuur 4.1: Gegenereerde FE-modellen van overlapte schuifproefstukken: a) voorbeeld van het net; b-i) subsamenstellingen met verschillend aantal schijfveren



Figuur 4.2: Werkelijke rek-spanning niet-lineaire eigenschappen

Het net van de bouten werden gemodelleerd door een massieve cilinder met de nominale cirkelvormige bruto oppervlakte van de bout en de werkelijke rek-spanningskrommen werden afgeleid uit [3, 4].

Alle mogelijke interacties (boutkop met buitenplaat, boutschacht met corresponderend boutgat, platen in contact) worden gemodelleerd door middel van "Oppervlakte naar Oppervlakte contact" met eindige glijformule. Zowel tangentieel als normaal gedrag wordt in aanmerking genomen, waarbij voor eerstgenoemd gedrag gebruik wordt gemaakt van een "Penalty"-wrijvingsformule samen met "slipsnelheidsafhankelijke gegevens" geschaald voor expliciete analyses, terwijl voor laatstgenoemd gedrag de "Hard-Contact"-formule wordt gebruikt. Er zijn verbindingsbeperkingen gebruikt om de binding tussen de M4 bekledingslaag en de stalen vulplaat te modelleren.

De boutklemming werd gemodelleerd met behulp van de "Boutbelasting" functie die beschikbaar is in de FE-software en de ontwerpvoorspanning werd opgelegd. De klemming werd toegepast in een afzonderlijke stap voorafgaand aan de toepassing van het belastingsprotocol.

De externe opleggingen werden gesimuleerd door de knooppunten die behoren tot het eindgedeelte van de binnenplaat van het apparaat vast te zetten aan referentiepunten (RP). De verplaatsingsgeschiedenis werd opgelegd aan het RP die zich aan één uiteinde van het apparaat bevond. Het belastingsprotocol en het aantal cycli van de analyses waren gelijk aan die welke experimenteel werden opgelegd (zie bijv. Figuur 4.3).



Figuur 4.3: Verplaatsingsgeschiedenis van de series UT-NV

De experimentele proeven die in Salerno zijn uitgevoerd op de overlapte schuifproefstukken met en zonder schijfveren wezen duidelijk op de grote hoeveelheid warmte die door de wrijving wordt ontwikkeld bij grote cumulatieve verplaatsing. Aangezien de door de wrijving geleide warmte van invloed kan zijn op het hysterese gedrag van de wrijvingsverbindingen ten gevolge van thermische uitzetting, zijn gekoppelde thermo mechanische analyses uitgevoerd. Om de temperatuurvariatie en -voortplanting als gevolg van door wrijving geïnduceerde verwarming te reproduceren, werden ook de thermische eigenschappen in aanmerking genomen. De soortelijke warmte "c" werd gelijkgesteld aan 4,52E+8 mJ/ton/°C, de thermische uitzetting "αL" werd gelijkgesteld aan 1,26E-5 mm/mm/°C en de thermische geleidbaarheid "k" gelijkgesteld aan 48 mW/mm/°C.

Zowel impliciete quasi statische als expliciete gekoppelde thermo mechanische dynamische analyses werden uitgevoerd om de rekenefficiëntie en nauwkeurigheid van deze analysetypes te onderzoeken. Een voorbeeld van het verschil tussen het type analyse wordt getoond in Figuur 4.4. Opgemerkt dient te worden dat beide typen analyses effectief zijn om het complete gedrag van de wrijvingsverbindingen te simuleren. Over het algemeen leveren impliciete analyses betrouwbaardere resultaten op dan expliciete. Anderzijds bieden expliciete analyses voordelen in termen van rekenefficiëntie. Tabel 4.1 geeft een overzicht van de gemiddelde rekentijd die nodig is om elk type analyse uit te voeren. Zoals gemakkelijk kan worden vastgesteld, vergt de impliciete oplosser een zwaardere rekeninspanning.



Figuur 4.4: Experimenteel tegen beide impliciete en expliciete kracht-verplaatsing krommen

Tabel 4.1: Vergelijking tussen impliciete en expliciete analyses

FE Oplosser	Gemiddelde Duur Analyses	Opmerking Resultaten
Impliciet	24 uur	Beide FE-oplossers slagen erin
Expliciet	6 uur	resultaten aan te tonen die analoog zijn aan experimentele resultaten

Tabel 4.2 vermeldt de typen proefstukken met het bijbehorende aantal schijfveren. De geometrie van het vaste deel van de proefstukken is buiten beschouwing gelaten om de rekenvraag te beperken, aangezien deze geen invloed heeft op de resultaten (zie Figuur 4.1b-i).

Aantal schijfveren	M6	M4
9	NV 21	NV 17
6	NV 22	NV 18
3	NV 23	NV 19
0	NV 24	NV 20

Tabel 4.2: Identificatie van proefstukken met schijfveren

De numerieke resultaten worden hierna besproken aan de hand van de volgende relaties: i) Schuifkracht [kN] - verplaatsing [mm] / tijd [s]; ii) Totale voorspankracht [kN] - verplaatsing [mm]; iii) Temperatuur [kN] - verplaatsing [mm] / tijd [s].

4.2.2 Validatie en discussie van de resultaten

4.2.2.1 Invloed van schijfveren in overlapt schuifverbindingen met M6 wrijvingsmateriaal [NV-21-22-23-24]

Figuur 4.5 geeft een samenvatting van de belangrijkste resultaten van het lokale gedrag van overlapte schuifverbindingen met M6 materiaal. In het bijzonder toont Figuur 4.5a voor model NV-21 dat de temperatuur in de samenstelling-elementen (d.w.z. zowel bouten als platen) toeneemt met cumulatief schuiven. Zoals verwacht wordt de energie die door wrijving wordt afgevoerd omgezet in thermische energie. Er werd vastgesteld dat na 3000 mm cumulatief glijden, het gemiddelde temperatuurverschil tussen plaatoppervlak en bout ongeveer 15 °C tot 20 °C bedraagt voor alle modellen. Hoewel de thermische eigenschappen gemodelleerd zijn zoals eerder vermeld, lijkt het erop dat de voorspankrachten niet significant beïnvloed zijn en constant blijven in de modellen (zie Figuur 4.5b), voornamelijk omdat de thermische uitzetting zowel in de platen als in de bouten optreedt.

Het gedeeltelijke verlies van de wrijvingscoëfficiënt werd gemodelleerd in de FE-modellen met behulp van temperatuurafhankelijke wrijvingswetten, gekalibreerd op basis van experimentele resultaten (zie Figuur 4.5c). Naarmate de temperatuur toeneemt als gevolg van het voortdurend schuiven van de platen, neemt de wrijvingscoëfficiënt dienovereenkomstig af, en zoals te zien is in Figuur 4.5d, voorspellen de modellen deze verschijnselen naar tevredenheid.

Figuur 4.6 toont de vergelijking tussen de experimentele en numerieke krommen in termen van schuifkracht en verplaatsing. Zoals gemakkelijk kan worden waargenomen, zijn de FE-modellen volledig in staat om de algemene hysterese krommen te reproduceren, waardoor dus nauwkeurige resultaten worden verkregen.



a) Temperatuur in de elementen van het model

b) Totale voorspankracht variatie



c) Temperatuurafhankelijke wrijvingscoëfficiënt d) Wrijvingscoëfficiënt variatie Figuur 4.5: Schuiven tegen verplaatsing respons van de modellen NV-21-22-23-24







Figuur 4.6: Gesimuleerde tegen proef respons van overlapte schuifverbindingen met M6 materiaal [NV-21-22-23-24]

4.2.2.2 Invloed van schijfveren in overlapte schuifverbindingen met M4 materiaal [NV-17-18-19-20]

Zoals tijdens de experimentele proeven werd waargenomen, vertoont M4 materiaal een grotere wrijvingsafname tijdens het slippen, die resulteert in een complexere modellering. Ook in dit geval werden geen significante verschillen in termen van verlies van voorspanning waargenomen tussen de modellen met variërend aantal schijfveren. Naarmate de temperatuur stijgt als gevolg van het voortdurend schuiven van de platen, neemt de wrijvingscoëfficiënt af volgens de gegeven temperatuurafhankelijke invoergegevens (zie Figuur 4.7a). Bovendien is er geen direct verband tussen het aantal schijfveren en de degradatie van de wrijvingscoëfficiënt (zie Figuur 4.7b).

De schuifkracht - verplaatsingskrommen zijn afgebeeld in Figuur 4.8, waarin de duidelijke degradatie van de slipcapaciteit cyclus na cyclus kan worden waargenomen.



 a) Temperatuurafhankelijke wrijvingscoëfficiënt
 b) Wrijvingscoëfficiënt – verplaatsingskrommen
 Figuur 4.7: De wrijvingscoëfficiënt krommen voor overlapte schuifverbindingen met materiaal M4 [NV-17-18-19-20]



Figuur 4.8: De wrijvingscoëfficiënt krommen voor overlapte schuifverbindingen met materiaal M4 [NV-17-18-19-20]

4.2.2.3 Drukafhankelijkheid van wrijvingscoëfficiënten

Om de drukafhankelijkheid van de wrijvingscoëfficiënten te onderzoeken, worden uit de FEsimulaties gegevens over het contactoppervlak en de normaalkrachten op de contacten voor elke interactie geregistreerd. Met behulp hiervan is het mogelijk een relatie te leggen tussen de gemeten wrijvingskracht uit het experiment, de contactdruk en het bijbehorende contactoppervlak door middel van de volgende uitdrukking:

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

$$(4.1)$$

Waarin:

 $F_{\rm f}$ = Wrijvingskracht gemeten tijdens de experimentele proef

 $F_{\rm pre}$ = Normaalkracht gemeten tijdens de experimentele proef (voorspanning)

 $F_{\rm N}$ = Normaalkracht verkregen in FE-simulaties

P =Contact druk verkregen in FE-simulaties

A = Contactoppervlak verkregen in FE-simulaties

 $\mu(F_{\rm pre})$ = Wrijvingscoëfficiënt berekent van experimentele resultaten

 $\mu(F_N)$ = Wrijvingscoëfficiënt gegenereerd van de relatie tussen experimentele resultaten en FEsimulaties



Figuur 4.9: Contactoppervlak tegen druk

Zoals te zien is in Figuur 4.9, neemt bij de totale beweging, ongeacht of er uitgetrokken of geduwd wordt, het contactoppervlak enigszins af terwijl de contactdruk toeneemt.

Daarnaast, ongeacht de grootte van de voorspanning, volgen de contactdruk en de gemeten contactoppervlakken altijd dezelfde trend bij de simulaties van uniaxiale experimenten met wrijvingsdempers, zoals te zien in Figuur 4.10 en 4.11. Deze situatie toont ook aan dat de materialen stijf genoeg zijn om niet beïnvloed te worden door de contactdruk. Deze lichte afname van het contactoppervlak zou het gevolg kunnen zijn van elastische/plastische rek van de oppervlakken of het in geringe mate buigen van de platen.



Figuur 4.10: Contactoppervlak percentages voor verschillende voorspanningskoppels



Figuur 4.11: Contactoppervlak percentages voor verschillende voorspanningskoppels

Echter, gaven de experimenten aan dat hogere voorspanningsgrootten resulteren in lagere wrijvingscoëfficiënten vanwege de tribologische karakteristiek van de wrijvingslaag, en ook bij de continue beweging was een zeer geringe degradatie van de wrijving waarneembaar, die mogelijk te wijten is aan het verlies van contactoppervlak en dus toename van de druk, wat ook tijdens de analyses is waargenomen.

4.3 FE-MODELLERING VAN FREEDAM VERBINDINGEN

De FE-analyses op FREEDAM verbindingen waren gewijd aan het onderzoeken van het lokale gedrag van de samenstellingen om de effecten van het overdrachtsmechanisme van de ligger naar de kolom en de lokale herverdeling van krachten en vervormingen binnen de bouten van de apparatuur te evalueren.

Nadat de modellen waren gevalideerd tegen de experimentele proeven, werden parametrische simulaties uitgevoerd om de monotone en cyclische prestaties van de verbinding voorzien van wrijvingsdempers te onderzoeken.

4.3.1 Modellering aannames

De experimentele proeven werden gebruikt om de eindige-elementen (FE) modellen te valideren die werden ontwikkeld met behulp van Abaqus v 6.14 [2]. De quasi-statische analyses werden uitgevoerd met behulp van de Dynamische Impliciete oplosser. De geometrische karakteristieken van de experimentele samenstellingen werden in de FE-software gerepliceerd door vaste delen te modelleren met het C3D8R eindige elementen net (een 8-knopen lineaire blok met gereduceerde integratie). Er werd rekening gehouden met zowel geometrische als mechanische niet-lineariteiten. Bij de experimentele proeven met de grote kolom-liggersamenstellingen zijn onverwachte verschuivingen opgetreden in de verbindingen tussen de kolom en de opstelling en daarom is in het numerieke model rekening gehouden met de vervormingsbron. In Figuur 4.12 is de algemene modelvorm weergegeven en in Figuur 4.13 de experimenteel verkregen gemiddelde materiaaleigenschappen.



Figuur 4.12: Kenmerken van of FE-modellen van kolom-liggerverbindingen met FREEDAM dempers



Materiaal eigenschappen Figuur 4.13: Gemiddelde rek-spanningskromme van S355 staal

De materiaaleigenschappen van het staal werden gemodelleerd op basis van de couponproeven die in het laboratorium als onderdeel van de experimentele campagne waren uitgevoerd, namelijk de vloeispanning werd gelijk gesteld aan 380 MPa voor liggers, 427 MPa voor kolommen en 443 MPa voor zowel L-stuk als T-stuk. De elasticiteitsmodulus werd gelijk gesteld aan 210000 MPa en de Poisson coëfficiënt aan 0,3.

De niet-lineaire tak van de constitutieve wet werd geïmplementeerd met behulp van een invoermethode op basis van een halve cyclus en uitgaande van zowel niet-lineaire kinematische als isotrope plastische verharding, zoals beschreven door [5-10]. De bouten werden gemodelleerd zoals weergeven door [3,4].

Aan de modelonderdelen die met elkaar in contact komen, zoals de bouten en platen, werden interacties toegekend die zowel het Normaal Gedrag modelleren om oversluiting te voorkomen (door middel van de "Hard Contact" optie) als het Tangentieel Gedrag om het relatieve glijden te definiëren (door gebruik te maken van de Coulomb-wrijvingswet). Bovendien, om het gedeeltelijke verlies van de wrijvingscoëfficiënt ten gevolge van de afvlakking van de oppervlakkige ruwheid van het wrijvingskussen te simuleren, is gebruik gemaakt van de temperatuurafhankelijke wrijvingswetten zoals weergegeven in Paragraaf 1.2, waardoor de wrijvingscoëfficiënt afneemt met de toename van de temperatuur ten gevolge van het continu schuiven van de platen. De referentie wrijvingseigenschappen zijn weergegeven in Tabel 4.3. De hierna getoonde simulaties werden uitgevoerd uitgaande van het 5% dynamisch percentiel dat voor de numerieke simulaties werd gebruikt.

Wrijvingscoëfficiënt	5% Percentiel	95% Percentiel		
	$\mu_{5\%}$	$\mu_{95\%}$		
Statisch	0.69	0.84		
Dynamisch	0.53	0.65		

Aangezien geen plastische vervormingen in de gelaste onderdelen worden verwacht, zijn verbindingsbeperkingen, die contactvlakken met elkaar verbinden, gebruikt om op vereenvoudigde wijze de aanwezigheid van volledige penetratie lassen te repliceren.

De analyses werden uitgevoerd met twee belastingsstappen: i) klemmen van de bouten en ii) toepassing van de verplaatsingsgeschiedenis.

De randvoorwaarden van de verbindingen zijn nauwkeurig gesimuleerd om die welke tijdens de proeven zijn gebruikt te reproduceren. Bovendien werd de ligger zijdelings op zijn plaats gehouden met uit het vlak beperkingen in dezelfde sectie van de proefopstelling. Het AISC 341 [11] belastingsprotocol tot 5% verschuiving tussen verdiepingen verhouding werd toegepast aan het liggeruiteinde in overeenstemming met de testprocedure.

4.3.2 Validatie en discussie van de resultaten: externe verbindingen

De aangenomen modelleer aannames simuleren effectief zowel de globale als de lokale respons van de beproefde verbindingen, zoals kan worden waargenomen in respectievelijk Figuur 4.14 en 4.15.



Figuur 4.14: Experimentele tegen numerieke resultaten in termen van buigend moment – rotatie van de verbinding

Aangezien de overgang van statische naar dynamische wrijving niet is gemodelleerd, wordt de respons van de verbinding tijdens de initiële cycli niet nauwkeurig gerepliceerd. Deze onnauwkeurigheid verdwijnt echter naarmate het aantal cycli toeneemt.

Tijdens de experimentele campagne werd geen schade waargenomen in de stalen elementen. Echter tonen de numerieke analyses enkele concentraties van lichte plastische schade, weergegeven in termen van equivalente plastische rek (PEEQ) in Figuur 4.15, aan de voet van het lijf van het bovenste T-stuk (waar het rotatiecentrum zich bevindt), en ofwel aan de voet van de L-stukken, aan het bovenste flens-lijf gebied van de ligger onder het T-stuk en in de bouten op afschuiving van het apparaat. Verder kunnen plastische vervormingen worden waargenomen in de schachten van de bouten in het wrijvingsapparaat. De horizontale demperconfiguratie induceert namelijk afschuivingseffecten in de schachten met twee lagercontacten in alle bouten van het apparaat. Echter hebben de bouten in de verticale demper één lagerzone in het midden van de geklemde schacht, wat tot grotere lokale plastische rek leidt (zie Figuur 4.16). Bovendien, in dit tweede geval, vertonen de bouten dicht bij de voorzijde van de kolom geen plastische rekken.



a) Experimentele verbinding FD 1-1





b) Experimentele verbinding FD 2-1



c) PEEQ verdeling voor model FD 1-1
 d) PEEQ verdeling voor model FD 2-1
 Figuur 4.15: Experimentele tegen numerieke modellen na cyclische proef tot 5%







Figuur 4.16: Equivalente plastische schade (PEEQ) in de demper bouten

4.3.3 Validatie en discussie van de resultaten: interne verbindingen

Interne verbindingen (hierna ook in de grafieken aangeduid als "X" verbindingen) vertonen nagenoeg hetzelfde gedrag als externe verbindingen (hierna ook in de grafieken aangeduid als "T" verbindingen), aangezien het kolomlijf in het elastische bereik blijft en het niet-lineaire mechanisme zich in de FREEDAM dempers ontwikkelt. Daarom wordt hierna, voor de beknoptheid, slechts de vergelijking getoond tussen de respons van T en X verbindingen voorzien van afwisselend een "console" (d.w.z. horizontaal wrijvingsmechanisme) en verticale rib (verticaal wrijvingsmechanisme) demper.

Figuren 4.17a en 4.18a tonen de moment-rotatie responskrommen van de verbindingen met console en verticale rib demper. Zoals triviaal kan worden waargenomen, zijn de verschillen verwaarloosbaar en zijn voornamelijk te wijten aan de verschillende totale stijfheid van de kolom, die stijver is in het geval van interne verbindingen, zodat bij dezelfde opgelegde koordverdraaiing de rotatiebijdrage van de kolom lager is en de slip van het apparaat iets groter is, evenals de bijbehorende reactie.

De vervormde vorm en de spanningsverdeling zijn bijna hetzelfde voor zowel T als X verbindingen, zoals kan worden waargenomen bij het vergelijken van Figuur 4.17b met 4.17c en Figuur 4.18b met 4.18c, voor de configuraties met respectievelijk console verticale rib demper.



c)

Figuur 4.17: Vergelijking tussen T en X verbindingen met console demper



Figuur 4.18: Vergelijking tussen T en X verbindingen met verticale rib demper

4.4 Samenvatting van nieuwe informatie voor ontwerpcodes

4.4.1 Dwarskracht in de T- en L-stuk verbindingen

Met behulp van eindige-elementen analyses (FEA's) werd het lokale gedrag van de FREEDAM verbindingen onderzocht om elk aspect te karakteriseren dat verband houdt met het ontwerp van de verbindingen (T-stuk en L-stuk) aan de voorzijde van de kolom is de afschuifcontrole, omdat deze elementen de weerstand door gecombineerde trek- en afschuifkrachten moeten garanderen om voortijdig bezwijken te voorkomen.

Figuur 4.19 toont de verdeling van de dwarskrachten ter hoogte van de T- en L-stukken evenals de totale dwarskracht in de doorsnede aan de kolomzijde. In beide beproefde wrijvingsapparatuur configuraties is de gecumuleerde dwarskracht in de twee componenten (d.w.z. de som van de relevante absolute waarden) groter dan de totale dwarskracht (zie Figuur 4.19a en c voor type 1 en Figuur 4.19b en d voor type 2). Om de ontwikkeling van de dwarskracht met de rotatie van de verbinding te onderzoeken, werden monotone analyses onder opbuigende en doorbuigende belastingscondities uitgevoerd.



Figuur 4.19: Dwarskracht overgebracht door verschillende componenten

De resultaten in Figuur 4.20 bevestigen de eerdere waarnemingen en geven inzicht in de grootte van de dwarskracht die door elk onderdeel wordt overgebracht. Voor de onderzochte gevallen dragen de L-stukken inderdaad grotere dwarskrachten over in vergelijking met het T-

stuk. Configuratie 1 verbindingen worden gekenmerkt door niveaus van maximale afschuifkracht overgedragen door het T-stuk van ongeveer 50% van de totale afschuifkracht, terwijl de L-stuken waarden bereiken van bijna 100% van de totale dwarskracht (Figuur 4.20a en c). Echter, terwijl de componenten van configuratie 1 een dwarskracht overbrengen die maximaal gelijk is aan de totale dwarskracht, vertonen de samenstellingen van configuratie 2 (Figuur 4.20b en d) hetzelfde gedrag dat cyclisch is waargenomen, d.w.z. dat de dwarskracht in de componenten waarden bereikt die groter zijn dan de totale dwarskracht, waarbij de door de L-stukken overgebrachte dwarskracht waarden bereikt die bijna 2 maal groter zijn dan de totale dwarskracht voor rotatiewaarden in de buurt van 0,06 rad.



Figuur 4.20: Dwarskracht op de verbindingsvlak

De verschillen in dwarskrachtverdeling tussen de 2 componenten zijn voornamelijk te wijten aan de grotere stijfheid van de L-stukken in het verticale vlak en de verticale schuifkrachtcomponent. Het overdrachtsmechanisme van dwarskrachten tussen de componenten (ter vergelijking zie Figuur 4.16) is immers zeer complex en afhankelijk van de configuratie. De verbinding van type 1 (FD 1-1-DS) wordt gekenmerkt door dwarskrachten in hetzelfde teken overgebracht door de L-stukken en in mindere mate door het T-stuk. Het Tstuk van FD 2-1-DS daarentegen draagt een dwarskracht van tegengesteld teken, als gevolg van de grotere dwarskracht die door het L-stuk wordt overgebracht, om het evenwicht aan de zijde van de kolom te bewaren. De opbuigende en doorbuigende belastingstoestanden leiden bij eenzelfde configuratie tot eenzelfde krachtenverdeling tussen de componenten, met een vlottere overdracht van de krachten bij positieve buiging.



Figuur 4.21: Verdeling van de dwarskracht in de verbonden elementen voor 0.04 rad demper rotatie

In de analyses uitgevoerd op de modellen die de experimentele proeven weergeven werd waargenomen dat een kleine concentratie van schade is gelokaliseerd in de voet van het T-stuk, de L-stukken (in het geval van Configuratie 1), de bouten van de wrijvingsdemper en in mindere mate in de ligger (de lijf-flens verbinding aan het liggeruiteinde onmiddellijk onder het T-stuk en in de sleufgaten aan het einde van de ligger-veerverbinding). Deze resultaten zijn in Figuur 4.22 weergegeven in termen van PEEQ (equivalente plastische rek) verdeling op de grote kolom-liggersamenstellingen. Zoals kan worden waargenomen in de legenda van PEEQ die worden geëvalueerd bij de rotatie gelijk aan 0,05 rad, leidt de horizontale wrijvingsdemper configuratie tot grotere plastische vervormingen in de verbindingselementen. In feite kan dit resultaat ook worden waargenomen in termen van gedissipeerde energie, gepresenteerd in Figuur 4.23. De wrijvingsenergie, genormaliseerd ten opzichte van de totale gedissipeerde energie, is voor de eerste configuratie namelijk kleiner dan voor de tweede configuratie en het omgekeerde geldt voor de genormaliseerde plastische energie. Hoewel de tweede demperconfiguratie tot een lagere plastische schade leidt, is het vermeldenswaard dat de plastische schade voor beide configuraties beperkt is; de maximale plastische energieafvoer bedraagt minder dan 5% van de totale gedissipeerde energie bij 0,05 rad.



a) FD-1-2



b) FD-2-2 Figuur 4.22: PEEQ verdeling aan het einde van de cyclische analyse voor grote verbindingssamenstellingen



Figuur 4.23: Genormaliseerde gedissipeerde energie a) Wrijvingsenergie b) Plastische energie

4.4.2 Invloed van de klemkracht

De experimentele proeven bevestigden het belang van de klemkracht die op de bouten in het apparaat wordt uitgeoefend. Daarom is, naast de in de proeven vastgestelde voorspankracht (hierna N_b genoemd), een waarde in aanmerking genomen die 50% kleiner (0,5 N_b) en 50% groter (1,5 N_b) is. Opgemerkt moet worden dat 1,5 N_b in alle gevallen kleiner is dan $F_{p,C}$ (die gelijk is aan 172kN voor M20 gr.10.9 bouten).

 \sim

Figuur 4.24 toont de vergelijking van de responskrommen voor de vier verbindingen (d.w.z. de twee verbindingsconfiguraties en twee samenstellingen). Tabellen 4.4 en 4.5 geven de numeriek gemeten mechanische eigenschappen van de verbindingen weer. De gerapporteerde

buigmomenten, $M^{(+)}$ en $M^{(-)}$, vertegenwoordigen het buigmoment bij het optreden van het slippen onder respectievelijk doorbuiging en opbuiging. Vergelijkingen (4.2), (4.3) en (4.4) verduidelijken de betekenis van de mechanische parameters die in de tabellen worden vermeld.

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

Waarbij $\Gamma^{(+)}$ en $\Gamma^{(-)}$ de variatie weergeven van respectievelijk de opbuigende en doorbuigende momenten, rekening houdend met de verandering van de klemkracht van de ontwerpwaarde N_b naar 0,5 N_b en 1,5 N_b ; $M^{(+)}$ en $M^{(-)}$ zijn de doorbuigende en opbuigende momenten. De subscripties geven de analyse weer waaruit het buigend moment is genomen, bijvoorbeeld met een klemkracht gelijk aan 1,5 N_b of 0,5 N_b ; $\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ staat voor het verschil tussen het opbuigende en doorbuigende moment voor elke respectievelijke analyse (rekening houdend met de drie waarden voor N_b).

Zoals verwacht is de variatie van het buigmoment evenredig met de voorspanning van de bout, hoewel verschillend bij zowel doorbuigen als opbuigen. Zoals in de Tabellen 4.4 en 4.5 wordt gerapporteerd, is dit verschil strikt gerelateerd aan de verbindingsconfiguratie en is het constant met de liggerdiepten, de klemkracht of de wrijvingscoëfficiënt. Het verschil is ongeveer 25% voor configuratie 1 en 15% voor configuratie 2.

Op basis van Figuur 4.24 kan verder worden opgemerkt dat de respons na vloeien van verbinding 1 configuratie verschilt met de grootte van de kolom-liggerverbinding en met de mate van voorspanning (ten opzichte van de maximale voorspankracht). In het bijzonder vertoont de verbinding met ondiepe ligger en lagere relatieve voorspanning verharding (d.w.z. positieve stijfheid na vloeien), terwijl de verbinding met diepere ligger en hogere relatieve voorspanning verweking vertoont (d.w.z. negatieve stijfheid na vloeien), dit laatste is duidelijker voor de lagere waarden van de klemkracht. Deze verschijnselen zijn meer uitgesproken bij een opbuigend moment. De tweede configuratie vertoont een meer lineair gedrag in beide onderzochte samenstellingen.

De stijfheid van de verbinding wordt niet beïnvloed door de variatie van de klemkracht, aangezien deze wordt bepaald door de stijfheid van de andere onderdelen van de verbinding (de verbinding aan de voorzijde van de kolom, het kolomlijf, enz.)



Figuur 4.24: Invloed van de klemkracht op de buigend moment capaciteit

 Tabel 4.4: Buigende momenten voor model FD 1-2-DS rekening houdend met de variatie van de klemkracht

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

Tabel 4.5: Buigende momenten voor model FD 2-2-DS rekening houdend met de variatie van de

			кіеткгас	ni	
Vlamlma aht	$M^{(+)}$	$M^{(-)}$	$\Gamma^{(+)}$	Γ ⁽⁻⁾	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
Klemkracht	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
N _b	484	564	-	-	14%
0.5N _b	250	290	52%	51%	14%
1.5N _b	714	838	148%	149%	15%

4.4.3 Invloed van de wrijvingscoëfficiënt

Een andere belangrijke ontwerpparameter is de wrijvingscoëfficiënt tussen de glijvlakken. Daarom worden, om de rol ervan op de prestaties van de verbinding te onderzoeken, drie verschillende waarden van de dynamische wrijvingscoëfficiënt μ in aanmerking genomen, namelijk het 5%-percentiel ($\mu_{5\%}$), de gemiddelde waarde (μ_{avg}) die gelijk is gesteld aan 0,59, en het 95%-percentiel ($\mu_{95\%}$), zie Tabellen 4.6 en 4.7.

Figuur 4.25 toont de numerieke krommen in termen van buigmoment tegen koorderotatie. Het is mogelijk om op te merken dat hoe hoger het percentiel van de wrijvingscoëfficiëntwaarden is, hoe groter de gezamenlijke capaciteit is. Deze waarneming bevestigt de noodzaak om rekening te houden met de variabiliteit van de wrijvingseigenschappen van de wrijvingskussens bij het ontwerpen van de elastische constructiedelen.

Voor beide verbindingsconfiguraties kan een soortgelijk verhardings-/verwekingsgedrag worden waargenomen en bovendien lijken de responskrommen evenredig geschaald met de wrijvingscoëfficiënt. De Tabellen 4.6 en 4.7 geven een overzicht van de variatie van de buigcapaciteit van de modellen FD-1-2-DS en FD-2-2-DS die zijn geanalyseerd met grotere waarden van de wrijvingscoëfficiënt (μ_{avg} en $\mu_{95\%}$) ten opzichte van de ontwerpwaarde ($\mu_{5\%}$) onder opbuigende ($M^{(-)}$) en doorbuigende ($M^{(+)}$) belastingsomstandigheden.

	wrijvingscoëfficiënt					
Wrijvingscoëfficiënt	$\Delta \mu$	$M^{(+)}$	<i>M</i> ⁽⁻⁾	$\Gamma^{(+)}$	Γ (-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
	[-]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
$\mu_{5\%}$	-	446	593	-	-	25%
μ_{avg}	110%	521	670	117%	113%	22%
$\mu_{95\%}$	117%	535	733	120%	124%	27%

Tabel 4.6: Buigende momenten voor model FD 1-2-DS rekening houdend met de variatie van de wrijvingscoëfficiënt

Tabel 4.7: Buigende momenten	voor model FD 2-2-DS rekening houdend met de variatie van de
	wriivingscoëfficiënt

	wrijvingscoejjicieni					
Wrijvingscoëfficiënt	$\Delta \mu$	$M^{(+)}$	M ⁽⁻⁾	$\Gamma^{(+)}$	Γ ⁽⁻⁾	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
	[-]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
$\mu_{5\%}$	-	484	564	-	-	14%
μ_{avg}	110%	529	627	109%	111%	16%
$\mu_{95\%}$	117%	568	679	117%	120%	16%

De variatie in het geval van FD-1-2-DS verschilt met betrekking tot de variatie van de wrijvingscoëfficiënt. In het bijzonder kan een grotere toename van het buigmoment worden waargenomen voor dezelfde toename van de wrijvingscoëfficiënt. Anderzijds tonen de analyses van model FD-2-2-DS in tabel 4.7, een nauwere afhankelijkheid van de buigcapaciteit met de willekeurigheid van de wrijvingseigenschap.

De parameter $\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$, die ook voor deze reeks analyses is geëvalueerd, bevestigt de eerdere waarneming betreffende de relatie tussen de demperconfiguratie en de verschillende respons onder doorbuigende en opbuigende toestanden (waarden van ongeveer 25% voor configuratie 1 en 15% voor configuratie 2).



Figuur 4.25: De invloed van de wrijvingscoëfficiënt op de buigende momentweerstand

4.5 Bronnen

- [59] Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2014) "Experimental Analysis on Friction Materials for Supplemental Damping Devices", Construction and Building Materials, 65:159-176.
- [60] 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.
- [61] 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
- [62] 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.
- [63] 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.
- [64] 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.
- [65] ANSI/AISC 341-16 (2016). "Seismic Provisions for Structural Steel Buildings". American Institute of Steel Construction.
- [66] 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
- [67] 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.
- [68] 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.
- [69] 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.
- [70] 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.

5 GEDRAG ONDER STOOTBELASTING

5.1 Introductie

Het is bekend dat het gedrag van kolom-liggerverbindingen die aan stootbelastingen worden blootgesteld, kan verschillen van het gedrag dat onder normale belastingsomstandigheden wordt waargenomen [1-4]. Dit is voornamelijk te wijten aan het optreden van verhoogde reksnelheden in verschillende onderdelen van de verbindingen, die het gevolg zijn van de hoge belastingssnelheden die kenmerkend zijn voor stootbelastingen.

De reksnelheid is de eigenschap die de rekvervorming (d_{ε}) per tijdseenheid (d_t) bepaalt waaraan een materiaal wordt blootgesteld, d_{ε}/d_t , en die beïnvloedt de rek-spanning krommen van het staal. In het algemeen nemen de sterkte-eigenschappen toe bij hogere reksnelheden, met een meer uitgesproken toename voor staalsoorten met een hoge vervormbaarheid. Bijvoorbeeld, voor zacht staal kan de vloeigrens bij verhoogde reksnelheden (ongeveer 600s⁻¹) beschouwd worden als 1,5 maal de vloeigrens onder statische belastingen [5,6], terwijl het hoogsterkte staal dat in bouten wordt gebruikt, gewoonlijk geen toename van de vloeigrens met meer dan 10% vertoont [1,7,8]. Bovendien gaat, naast de variatie in sterkte, een verlies aan vervormbaarheid gewoonlijk gepaard met hogere reksnelheden.

Gewoonlijk wordt de variatie in de sterkte eigenschappen van staal bij blootstelling aan verhoogde reksnelheden beschreven door de parameter *DIF* "dynamische toename factor", gegeven door de verhouding tussen de sterkte waargenomen bij verhoogde reksnelheden en de sterkte waargenomen bij statische belastingen. Modellen om de dynamische verhogingsfactor van de vloeigrens weer te geven zijn reeds beschikbaar in de literatuur [9,10], zoals het Johnson-Cook model [9] dat de variatie van de sterkte met de reksnelheden als een logaritmische functie beschrijft.

Aangezien verbindingen in het algemeen worden gevormd door de samenstelling van verschillende staalsoorten (typisch hoogsterkte staal voor bouten en zacht staal voor platen), met betrekking tot de effecten van reksnelheden op het globale gedrag van staalverbindingen, is het gemakkelijk te begrijpen dat hun dynamische respons sterk kan verschillen van de statische, afhankelijk van de reksnelheidseigenschappen van de materialen waaruit de platen en bouten zijn samengesteld. In het algemeen wordt een toename van hun elastische en uiterste weerstand waargenomen, terwijl hun vervormbaarheidscapaciteiten de neiging hebben af te nemen naarmate de snelheid van de belasting toeneemt [1-4]. In deze visie, wetende dat in een structurele schaal een goede lokale vervormbaarheid van verbindingen zeer belangrijk is om de ontwikkeling van alternatieve belastingtrajecten in constructies mogelijk te maken [11,12], is het duidelijk dat het effect van de reksnelheden naar behoren in aanmerking moet worden genomen in de modellering van constructies.

In dit hoofdstuk wordt een samenvatting gegeven van de resultaten en conclusies van het FREEDAM project [13] met betrekking tot het gedrag van de FREEDAM verbindingen onder stootbelasting. Voor meer gedetailleerde informatie over deze resultaten kunnen de proefschriften van Marina D'Antimo [14] en Ana Francisca Santos [15] worden geraadpleegd.

5.2 FREEDAM dempers onder stootbelasting

5.2.1 Beschrijving van de geteste proefstukken en experimenteel programma

De geteste proefstukken in Figuur 1.1 zijn vergelijkbaar met die welke voor de cyclische proeven zijn gebruikt. Deze proefstukken zijn dubbele overlapte afschuivingsverbindingen met een paar extra 8mm stalen platen (gemaakt van staal S275JR), bekleed met thermische spray (wrijvingskussens), voorgespannen met M20 bouten. Het proefstuk bestaat uit twee afzonderlijke delen. Het eerste is het "slip gedeelte", waarin de binnenplaat (gemaakt van AISI304 roestvrij staal) gegroefd is om de consoleflens van de FREEDAM verbinding te simuleren. Het tweede deel is het "vaste deel", waar een stalen S275JR binnenplaat wordt gebruikt om de proefstukken met de testapparatuur te verbinden. Bovendien worden twee 15mm stalen buitenplaten tussen de boutkoppen en de wrijvingskussens geplaatst om het spreidingseffect van de boutkrachten op het raakvlak te reproduceren. Drie verschillende modificaties van de "standaard" configuratie van Figuur 1.1 zijn ontworpen volgens Eurocode 3 [16], zodat verschillende bezwijkvormen van de wrijvingsdemper konden worden beoordeeld (Figuur 1.2).

Het gehele experimentele programma is samengevat in Tabel 1.1 en het is verdeeld in drie groepen. In de eerste groep (groep A) is proefstukconfiguratie a (Figuur 1.2) gebruikt, met twee sleufgaten met een totale lengte gelijk aan 41 mm, binnenplaten met een dikte gelijk aan 30 mm en voorgespannen M20 10.9 HV bouten. In groep B werden bouten M20 8.8 SB gebruikt in alle acht proeven. In deze proeven werd proefstuk a gebruikt voor de statische proeven, terwijl proefstuk b werd gebruikt voor de stootproeven; dit verschilde van proefstuk a door de lengte van het sleufgat (het heeft slechts één langer sleufgat, Figuur 1.2). Ten slotte werd in groep C het proefstuk c gebruikt, dat van de configuratie a afwijkt in de dikte van de binnenplaten (hier werd een dikte van 10 mm aangenomen), zodat een plaat op stuik kon worden beproefd. Bovendien werd de breedte van het proefstuk te verzekeren. Verder werden de drie verschillende bekledingsmaterialen, geselecteerd uit de resultaten van de cyclische proeven op de FREEDAM dempers, namelijk M1, M4 en M6, in elke groepsproef gebruikt.

In totaal werden 32 botsproeven uitgevoerd. Bovendien werden ook 8 quasi-statische proeven uitgevoerd, om een basisgedrag van de proefstukken te hebben voor vergelijking met de resultaten van de kerfslagproeven. Vóór elke proef werden de bouten met een gekalibreerde momentsleutel aangehaald om een voorspankracht F_p in te brengen die gelijk is aan 0,5-fub-As (fub is de uiterste sterkte van de bout en As is het trekspanningsgebied van de bout). De grootte van het op elke bout uitgeoefende aandraaimoment is afhankelijk van de ontwerpvoorspanwaarde F_p , de diameter van de bout d en de k-factor van de bout.

In totaal werden 32 stootproeven uitgevoerd. Bovendien werden ook 8 quasi-statische proeven uitgevoerd, om een basisgedrag van de proefstukken te vergelijken met de resultaten van de stootproeven. Vóór elke proef werden de bouten met een gekalibreerde momentsleutel aangedraaid om een voorspankracht F_p in te brengen die gelijk is aan $0.5 \cdot f_{ub}A_s$ (f_{ub} is de uiterste sterkte van de bout en A_s is de spanningsdoorsnede van de bout). De grootte van het op elke
bout uitgeoefende aandraaimoment is afhankelijk van de ontwerpvoorspanwaarde F_p , de diameter van de bout *d* en de *k*-factor van de bout.



Figuur 5.1: FREEDAM proefstuk: Zijaanzicht



Configuratie aConfiguratie bFiguur 5.2: Geteste proefstukken: Vooraanzicht (afmetingen in mm).

	Tabel 5.1: Experimentele programma						
⁽¹⁾ ID	Conf.	Bout Voorspankracht		⁽²⁾ Proef Type			
		Groe	рА				
T3- M4/M1/M6-SI-30	а	M20 10.9	122.5 kN	4 Stoten. 20Bar; 50Bar; 75Bar; 100Bar			
T4- M1/M6- FI-30		HV		100Bar			
T8-M4/M6/M1-St30				Monotoon FC: 0.2KN/s			
T10/11 –M4–St. 30				Monotoon DC: 0.01mm/s			
		Groe	р В				
T1-M1- SI-30				3 Stoten: 40Bar; 60Bar;			
11-101-00-00				80Bar			
T2-M1- FI-30	b	M20 8.8	98 kN	80Bar			
T1-M6- SI-30		SB		3 Stoten: 20Bar;40Bar; 60Bar			
T7-M1/M6-St30	а	_		Monotoon FC: 0.2kN/s			
		Groe	o C				

T5-M4- SI-10		M20 10 0	122 5 kN	5 Stoten: 50Bar; 80Bar; 100Bar; 120Bar; 150Bar		
T5-M1/M6- SI-10	С	M20 10.9 HV	122.3 KN	3 Stoten:50 Bar; 100 Bar; 150 Bar		
T9-M1-St10				Monotoon ⁽²⁾ FC: 0.2kN/s		
$ ^{(1)} ID\text{-}Test: Tn^{\circ}\text{-}X\text{-}Tt - Pt: Tn^{\circ}\text{=}Test number\text{-}X\text{=}ID Bekledingsmateriaal (M4, M1, M6) - Tt\text{=}Test type: Opeenvolgend (SI), $						

Volledige Stoot (FI), Statisch (St.) – Pt= Dikte Binnenplaat [mm])

 $^{(2)}$ FC – krachtsgestuurd; DC- verplaatsingsgestuurd

5.2.2 Beschrijving van de proefopstelling

De voor de stootproeven gebruikte proefopstelling is schematisch weergegeven in Figuur 1.3. De opstelling bestaat uit twee horizontaal geplaatste HEB 500-ligger die zijn bevestigd aan de reactieplaat van het laboratorium. Aan het ene uiteinde zijn deze ligger orthogonaal vastgeschroefd aan een stijf reactie raamwerk dat is opgebouwd uit twee IPE45 elementen, terwijl aan het andere uiteinde is verbonden met een HEB650 element. Alle stalen onderdelen van de constructie zijn gemaakt van constructiestaal kwaliteit S355. Op deze manier is een zeer stijve constructie gebouwd, die stoten kan opvangen zonder vervormingen of rotaties. Bovendien is de kolom waarop de stootkracht wordt uitgeoefend ("*vliegligger*") evenwijdig aan het stijve reactie raamwerk geplaatst en is deze gemaakt van een doorsnede met een zeer hoge stijfheid (HEM340) om geen significante vervormingen te ondergaan wanneer de stootkracht wordt uitgeoefend. Aan het andere uiteinde van de belasting wordt deze ligger op zijn plaats gehouden door een scharnierpunt. Nadere bijzonderheden over de proefopstelling zijn te vinden in [17].

Het te testen proefstuk wordt verbonden met de vliegligger en het reactie raamwerk. De randvoorwaarden van het proefstuk zijn afhankelijk van het type belasting dat moet worden overgebracht. In dit geval is het proefstuk verbonden door twee scharnieren om uitsluitend trek- en uniaxiale krachten over te brengen (Figuur 1.3).

Met deze opstelling kunnen twee soorten stootproeven worden uitgevoerd - volledige en opeenvolgende (FI of SI). Bij een opeenvolgende proef wordt hetzelfde proefstuk meerdere malen belast en ontlast, waarbij de druk in elke herhaling wordt verhoogd, totdat het bezwijkt (rode lijnen in Figuur 1.4). Op deze manier is het mogelijk bij benadering de waarde te bepalen van de druk die nodig is om bezwijken te bereiken. Bovendien kan uit de ontlastingsfase van het proefstuk een benadering van de elastische stijfheid van het proefstuk worden verkregen. Voor een volledige stootproef wordt de bezwijkdruk uit de opeenvolgende proef gebruikt.

Voor het testen van de proefstukken onder stootbelasting is de benodigde instrumentatie niet zo eenvoudig als voor de quasi-statische proeven, vanwege de dynamische aard van de belastingen. Ten eerste kunnen de traagheidskrachten van het systeem niet langer worden verwaarloosd en ten tweede moet de gebruikte instrumenten specifiek zijn voor het aflezen van proeven van korte duur. Het is dan noodzakelijk om naast de kracht en de verplaatsingen ook de versnellingen en snelheden af te lezen. De kracht werd afgelezen met een meetcel, terwijl de vervorming van het proefstuk en de "vliegligger" werd gemeten met lasertriangulatiesensoren. Bovendien werd een Photron hogesnelheidscamera gebruikt, die de proeven registreerde en verplaatsingen, snelheden en versnellingen tijdens de proeven op specifieke punten van het proefstuk aangaf. Bovendien werden, om rekening te houden met de traagheidskrachten van de ligger, twee versnellingsmeters gebruikt om de versnellingen in het massamiddelpunt van de "vliegligger" a_{cm} en het punt van de krachtuitoefening a_f te registreren.



Figuur 5.3: Schets van de experimentele opstelling gebruikt voor stootproeven – Wrijvingsdemper proeven



Figuur 5.4: Typen stootproeven – Krachtsverloop schema

5.2.3 Resultaten van de experimentele proeven

Het voornaamste doel van deze experimentele activiteit was het gedrag van de FREEDAM dempers bij stootbelasting te bestuderen en het evalueren of de reksnelheden die over het algemeen door dit type belasting worden veroorzaakt, het referentiegedrag van dezelfde proefstukken bij quasi-statische belasting worden waargenomen, aanzienlijk veranderen. Deze evaluatie is beoordeeld aan de hand van een dynamische factor "DF" (vergelijking 5.1):

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

Die overeenkomt met de verhouding tussen een bepaalde gedragsparameter (P_i) bij stootbelasting (*imp*) en dezelfde parameter bij quasi-statische belasting (*st*). Er werden vijf gedragsparameters geselecteerd, namelijk: de statische wrijvingscoëfficiënt μ , de ontwerp- en de uiterste weerstand (F_y en F_u), de initiële elastische stijfheid na het optreden van slip S_{ini} en het vervormingscapaciteit van de demper na het optreden van slip δ_u . Als voorbeeld zijn in Figuur 1.5 deze gedragsparameters gerapporteerd voor de proeven van groep A (Tabel 1.1), met de bekleding M1. Tabel 1.2 en Tabel 1.3 geven een overzicht van de dynamische factoren die voor alle onderzochte gevallen zijn gevonden.



Figuur 5.5: Experimentele kracht tegen verplaatsing krommen (Groep A, M1)

Tabel 5.2: Samenvatting van de waarden v	van de dynamische	wrijvingsfactors e	n degradatie	van de
	wriivingsweel	rstand		

Materiaal	Boutklasse	F _k /F _s	slip	DF _{frict}
		Statisch	Stoot	
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

Tabel 5.3: Samenvatting van de waarden van de dynamische factors na het optreden van slip

Parameter	DF		Groep	
	-	Α	В	С
S	DFs	1.37	1.28	1.44
F _y	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

Op basis van de resultaten kunnen de volgende belangrijke conclusies worden getrokken met betrekking tot het gedrag van de FREEDAM dempers:

• Een toename van de initiële wrijvingsweerstand werd in het algemeen waargenomen onder stootbelasting ($DF_{friction}$ in Tabel 1.2). Bovendien werd tijdens de slip een degradatie van de slipkracht waargenomen in zowel de stoot- als de quasi-statische proeven (F_k/F_{slip} in Tabel 1.2). Onafhankelijk van het bekledingsmateriaal was deze degradatie echter minder significant in de stootproeven, waarschijnlijk omdat bij hoge belastingsnelheden de initiële wrijvingscoëfficiënt dichter bij de kinetische coëfficiënt ligt. Vanuit dit oogpunt kan de toepassing van wrijvingsdempers in verbindingen de prestaties ervan bij snel uitgeoefende belastingen verhogen, aangezien hun wrijvingsweerstand wordt verhoogd door de aanwezigheid van verhoogde reksnelheden.

- De elastische initiële stijfheid na de slip (*S*) nam ook toe voor hogere belastingpercentages, wat verband hield met de toename van de sterkte van de materialen waaruit de componenten van de wrijvingsdemper zijn opgebouwd.
- De invloed van de belastingssnelheden op de uiterste weerstand en vervormbaarheid van de wrijvingsdemper was groter wanneer het proefstuk bezweek door de dragende plaat in plaats van de bout op stuik (een toename van de weerstand van 11% tegen 5% en een afname van de vervormbaarheid van 50% tegen 30%). Dit komt omdat het roestvrije staal dat in platen wordt gebruikt een hogere gevoeligheid heeft voor verschillende reksnelheden dan het hoogsterkte staal dat in bouten wordt gebruikt [18,19].
- Voor de geteste proefstukken veranderden de bij de statische proeven waargenomen bezwijkvormen niet bij aanwezigheid van hoge belastingsnelheden. De veranderingen in de statische bezwijkvorm van verbindingen ten gevolge van stootbelasting worden nog steeds niet volledig begrepen, omdat deze afhankelijk lijken te zijn van verschillende aspecten, zoals de mechanische en geometrische eigenschappen van de onderdelen waaruit een verbinding is opgebouwd (zoals de dikte van de platen en/of de boutkwaliteit), de snelheid van de proef en de experimentele randvoorwaarden. Zo bleek uit de parametrische studie van Ribeiro et.al. [20] dat de T-stukcomponent bij toenemende belastingssnelheid brosse bezwijkvormen vertoont. Anderzijds hebben andere auteurs, zoals [3,4], steeds dezelfde bezwijkvorm waargenomen, onafhankelijk van de dikte van de platen of de toegepaste belastingssnelheid.

5.2.4 Simulatie van de testresultaten

Naar aanleiding van de experimentele campagne die in het vorige hoofdstuk is beschreven, is een numerieke studie uitgevoerd om de kennis over het gedrag van de wrijvingsdemper te verbreden. In eerste instantie is het model gekalibreerd door simulatie van de experimentele resultaten. Na deze kalibratie werd een parametrische studie uitgevoerd, waarbij rekening werd gehouden met: i) vier binnenplaat diktes, namelijk 8 mm, 10 mm, 15 mm en 30 mm, om verschillende bezwijkvormen te activeren, ii) variatie van de initiële voorspanning van de bout en iii) verschillende snelheden.

Alle numerieke analyses zijn uitgevoerd met ABAQUS software, gebruik makend van de dynamische impliciete oplosser [21] met de quasi-statische procedure om het quasi-statisch gedrag weer te geven en de gematigde afvoerprocedure om het dynamisch gedrag van de proefstukken weer te geven.

Het model heeft dezelfde geometrie als de proefstukken die in het vorige hoofdstuk experimenteel zijn beproefd (Figuur 1.6). Er werd geen beperking aangebracht in de glijdende plaat, en aan de andere kant werd de vaste binnenplaat beperkt in de richting van de aangebrachte verplaatsing. Wat de externe kracht betreft, werden twee opeenvolgende stappen gedefinieerd. Eerst werden de bouten voorbelast met behulp van een temperatuurgradiënt en vervolgens werd de roestvrije binnenplaat getrokken. Voor de quasi-statische analyse werden de verplaatsingen monotoon toegepast. Om de dynamische numerieke modellen te kalibreren, werden de experimentele verplaatsing-tijd krommen toegepast als randvoorwaarde.

Het model werd gegenereerd met vaste elementen van het type C3D8R (eerste-orde continuümelementen met gereduceerde integratie) met "Hex" elementvorm, waardoor nietlineair geometrisch en materiaalgedrag mogelijk werd. Normale contactvoorwaarden werden ingevoerd met de eigenschap "hard-contact", waardoor scheiding mogelijk werd. Wat het tangentiële gedrag betreft, werden verschillende eigenschappen aangenomen afhankelijk van de contactvlakken. Voor de delen die niet in contact waren met de wrijvingsvulplaten werd een frictiecoëfficiënt gelijk aan 0,2 met een "penalty" formulering aangenomen. Voor de overige delen was de aangenomen waarde van de wrijvingscoëfficiënt gelijk aan de experimentele waarde. Bovendien wordt, zoals in de vorige paragraaf is beschreven, in het algemeen een degradatie van de wrijvingsweerstand waargenomen tijdens het slippen van de wrijvingsdemper. Dit effect werd beschouwd als een degradatie van de voorspankracht in de de experimentele resultaten. Voor bouten volgens de stootproeven is een slipsnelheidsafhankelijk model aangenomen, rekening houdend met de DF_{frict} , gegeven in Tabel 1.2.

Een belangrijk aspect van deze numerieke simulaties was de karakterisering van de materiaaleigenschappen van de verschillende onderdelen van de demper, aangezien voor een volledige karakterisering van het gedrag van de demper (statisch en dynamisch) een volledige karakterisering van de rek-spanning krommen van de materialen nodig is, inclusief schade en de invloed van de reksnelheden in deze krommen. De beschadiging van de materialen werd opgenomen met behulp van het schadevervormingsmodel dat beschikbaar is in ABAQUS, terwijl het Johnson-Cook model werd gebruikt om rekening te houden met de effecten van de reksnelheden [22].



Figuur 5.6: Numerieke model van de wrijvingsdemper: Geometrie en randvoorwaarden

De numerieke simulaties konden het bij de experimentele proeven waargenomen gedrag vrij goed beschrijven in termen van de kracht-verplaatsing krommen, zoals geïllustreerd in Figuur 1.7 voor de eerder beproefde krommen.

Door het aantal bestudeerde parameters uit te breiden konden verschillende bezwijkvormen en vervormingsniveaus van alle componenten van de demper worden waargenomen, zodat trendlijnen konden worden beoordeeld die het effect van reksnelheden voor een bepaalde gedragsparameter beschrijven, zoals gerapporteerd in Figuur 1.8 voor de uiterste sterkte en vervorming van de bout en de glijplaat. Deze trendlijnen werden vervolgens toegepast in een analytisch model om deze elementen te karakteriseren [23].



Figuur 5.7: Experimentele proeven tegen numerieke simulaties



Figuur 5.8: Invloed van de snelheid op het gedrag van de wrijvingsdemper

5.3 FREEDAM verbinding onder stootbelasting

5.3.1 Geteste typologieën

De aan de universiteit van Coimbra en de universiteit van Luik geteste proefstukken hebben vergelijkbare configuraties, behalve de kolommen, waar HEM340 en HEB220 zijn gebruikt voor respectievelijk de externe en interne verbindingen, zoals gerapporteerd in Figuur 1.9 en Figuur 1.10. Deze proefstukken zijn een modificatie van een DST (dubbel gesplitste T-stuk) verbinding waarbij het onderste T-stuk is vervangen door een wrijvingsdemper bestaande uit een paar hoeken en voorgespannen wrijvingskussens, geplaatst op een extra console die met M12 klasse 10.9HV voorgespannen bouten aan de onderflens van een IPE220 ligger is vastgeschroefd. De hoeken en voorgespannen wrijvingskussens waaruit de wrijvingsdemper bestaat, zijn verbonden met zes M20 10.9 HV bouten waarvan er twee zijn voorgespannen met 30% van de door Eurocode 3 Part 1-8 [24] voorgestelde voorspankracht: 50 kN.

De bovenflens van de ligger is via een T-stuk met bouten verbonden met de kolom, terwijl de onderflens is vastgeschroefd aan de extra console, die met de kolom is verbonden via een systeem van hoeken. De wrijvingskussens, bedenkt met een specifiek materiaal (aangeduid met M4), bevinden zich tussen de consoleflens en de hoeken, die de wrijvingsdemper vormen. Bovendien, voor een voldoende grote slag van de wrijvingsdemper, heeft de consoleflens bovendien verschillende sleufgaten. Alle elementen zijn gemaakt van staal S275JR, met uitzondering van de consoleflens, die is gemaakt is van roestvrij staal AISI 304.



Figuur 5.9: Externe beproefde verbinding (Universiteit van Coimbra)



Figuur 5.10: Belangrijkste componenten van de interne verbindingen (Universiteit van Luik)

5.3.2 Studies naar externe verbindingen

Beschrijving van de proefopstelling en experimentele programma

De verbinding werd beproefd onder een opbuigend moment en de experimentele campagne omvatte in totaal vier proeven (Tabel 1.4): één quasi-statische proef en drie stootproeven. Tijdens de stootproeven werd de stootbelasting opeenvolgend uitgeoefend. De snelheidswaarden in Tabel 1.4 na de druk van de proeven komen overeen met de initiële geschatte snelheid van de vijzel. Opgemerkt moet worden dat deze snelheid niet constant is tijdens de proeven.

De proefopstelling is dezelfde als gebruikt bij de experimentele proeven op de FREEDAM dempers (zie Paragraaf 1.2), maar in dit geval is de verbinding rechtstreeks vastgeschroefd aan de "vliegligger" en aan het andere uiteinde verbonden met een oplegging die de verticale bewegingen van de ligger beperkt, maar het horizontale glijden mogelijk maakt (Figuur 1.11). De gebruikte instrumenten zijn ook dezelfde als gebruikt bij de experimentele proeven met de FREEDAM dempers (zie Paragraaf 1.2).

Tabel 5.4: Experimenteel programma						
Proef type	Quasi-statisch	Stoot				
	Monotoon:	Opeenvolgende Stoot:				
Belastingsschema	Verplaatsing gestuurd 0.02	75 bar (500 mm/s); 120 bar				
	mm/s	(1000mm/s) ; 200 bar (1200mm/s)				



a. 3D Tekening Figuur 5.11: Experimentele opstelling



b. Foto van een deel van de proefopstelling

Resultaten van de experimentele proeven

Figuur 1.12 toont de experimentele buigmoment-rotatie krommen (M-Ø) verkregen in elke opeenvolging van stoten (Stoot 1, Stoot 2 en Stoot 3), evenals de quasi-statische M-Ø kromme.

Onafhankelijk van het type belasting, blijkt uit het begingedrag van de experimentele krommen dat de respons van de verbinding wordt bepaald door het gedrag van de wrijvingsdemper tot aan de eindslag van de sleuven. Bij vergelijking van de quasi-statische met de stootrespons (stoot 1 - #75 bar), werd een *DF* factor gelijk aan 1,14 voor de wrijvingsweerstand (M_{slip} in Figuur 1.12) waargenomen. Bovendien is er tijdens de slip, onder quasi-statische belasting, een zichtbare degradatie van de wrijvingsweerstand, terwijl deze waarde bij stootbelasting toeneemt, wat verband houdt met de toename van de snelheid door de slip [25].

Na de volledige slip van het wrijvingsapparaat worden extra componenten van de verbinding geactiveerd en beginnen sommige niet-afvoerende delen van de verbinding te vloeien. Onder quasi-statische belasting, het bezwijken was bereikt van het T-stuk onder buiging met schroefdraadstripping in de bouten van het T-stuk flens (Figuur 1.13). Hoewel ongewenst, is deze bezwijkvorm een typische bezwijkvorm voor HV-bouten in trek en dus ook voor T-stukken met HV-bouten wanneer deze ontworpen zijn om in vorm 2 of 3 te bezwijken [1,26,27].

Wat de stootproeven betreft, werden na de eerste stoot (Stoot 1 - #75 bar) nog twee aanvullende proeven uitgevoerd bij hogere drukken. Helaas waren deze drukken niet voldoende om de verbinding te doen bezwijken. Wel kan worden vastgesteld dat na de slip het stootgedrag het statische gedrag volgt.



Figuur 5.12: Experimentele rotatieverbinding gedrag: quasi-statisch tegen stoot proeven



Figuur 5.13: Verbinding na bezwijken: T-stuk

Simulatie van de testresultaten

De simulaties van de proeven met de FREEDAM verbinding werden uitgevoerd met de software ABAQUS. Om de rekentijd te verminderen, werd de proefopstelling vereenvoudigd. Ten eerste, aangezien de opstelling symmetrisch is in het XX vlak, werd slechts de helft van de opstelling gemodelleerd. Ten tweede werd het reactieraamwerk weggelaten. Bovendien werden de steunen gemodelleerd met referentiepunten, waarbij de vereiste beperkingen werden opgelegd in de zones die in contact staan met de steunen (scharnieroplegging en verticale oplegging in Figuur 1.14b), terwijl de stang van de vijzel werd gemodelleerd als een massief voorwerp waarin verplaatsingen in de tijd worden toegepast.

In totaal werden vijf verschillende onderdelen in aanmerking genomen: i) de HEM 340 ligger "vliegligger"; ii) de IPE 220 ligger; iii) de vijzel; iv) het stijve deel dat de verbinding met de HEM 340 ligger verbindt en v) alle onderdelen van de FREEDAM verbinding. Alle bouten werden gemodelleerd als één enkel stuk bout+kop+moer, behalve de M16 HV bouten, waarbij de overgang tussen de gladde schacht en de schroefdraad werd gemodelleerd door de dwarsdoorsnede van de bout te verkleinen, zoals voorgesteld door Grimsno et al. [28] (Figuur 1.15), om het bezwijken van het strippen van de schroefdraad waargenomen in de experimentele proeven beter te beoordelen.

Wat betreft de modelleringseigenschappen/aannames (net, contact interacties, voorspanning, materiaaleigenschappen, enz.), is de aanpak die voor de modellen van de FREEDAM dempers is gebruikt, ook hier toegepast.



en (in mm)

Figuur 5.15: M16 HV Bout modellering

De numerieke simulaties werden in twee delen verdeeld: eerst werden de experimentele proeven gesimuleerd (Figuur 1.16) en daarna werd een parametrische studie uitgevoerd, waarbij rekening werd gehouden met: i) de buigrichting (opbuigend en doorbuigend), ii) het effect van de vervormbaarheid van de bout door het gebruik van 2 moeren in de HV bouten te simuleren en iii) de belastingssnelheid.

Op basis van de numerieke resultaten werden de volgende conclusies getrokken:

- De numerieke studie toonde aan dat het gedrag van de verbinding onder een opbuigend en een doorbuigend moment niet symmetrisch is (Figuur 1.17a). Deze asymmetrie tot aan de slip is gerelateerd met de grotere opening van de L-stukken in vergelijking met het T-stuk opening onder een opbuigend moment [29]. Na het slippen is het asymmetrische gedrag te wijten aan de verschillende bijdrage van de bovenste en onderste L-stukken, wat voornamelijk lijkt te wijten aan de vervorming van de bouten van de wrijvingsdemper op afschuiving en bij de uiterste belasting, die niet allemaal in contact waren met beide lijven van de L-stukken. Echter, werd aangetoond door FE dat dit gedrag kan worden verbeterd door het brosse strippen van de schroefdraad van het T-stuk elementen te vermijden door het gebruik van 2 moeren in deze elementen te simuleren (Figuur 1.17a).
- Wat betreft het dynamisch gedrag van de verbinding, wordt in het algemeen waargenomen dat een toename van de initiële wrijvingsweerstand optreedt met de snelheid van de proeven ($DF_{friction}$ tussen 1,02 en 1,14), evenals een toename van de elastische (DF_{MRd} tussen 1,1 en 1,15) en uiterste weerstand (DF_{Mu} tussen 1,05 en 1,12). Daarentegen neemt de vervormbaarheid capaciteit af, zij het niet significant ($DF_{\emptyset u}$

tussen 1,0 en 0,88). Bovendien werden geen significante veranderingen waargenomen in de initiële stijfheid van de proefstukken (Figuur 1.17b).



5.3.3 Studies naar interne verbindingen

Beschrijving van de proefopstelling

De testcampagne uitgevoerd op de interne verbindingen omvatte een statische monotone proef en valgewicht proeven op twee verschillende kolom-liggerverbindingen voorzien van symmetrische wrijvingsdempers (Figuur 1.18).



Figuur 5.18: Stoot proef configuratie (helft van het proefstuk) met digitale afbeelding correlatie meting

De stootproeven zijn uitgevoerd met een vallende massa, die met variabele snelheden tegen de kop van de kolom slaat (Figuur 1.18 en Figuur 1.20). In de uitgevoerde proeven werden twee parameters gewijzigd: de valhoogte van de stootmassa, die op maximaal 4,1 meter van de top van de getroffen kolom werd vastgesteld en het valgewicht (M1=211 kg en M2=460 kg - Figuur 1.20). Deze parameters worden vastgesteld op basis van de beoogde stootenergie tijdens de proef. De vallende massa is verbonden met buisvormige geleiders (Figuur 1.20), die de massa geleiden tot de inslag en tijdens de terugstoot. Alle proefstukken worden geïdentificeerd met een alfanumeriek label dat de hoofdkenmerken van de proef (IT voor stootproef of ST voor statische proef), (ii) de configuratie van de verbinding (FR voor FREEDAM verbinding), (iii) het nummer van de proef (01, 02, enz.), (iv) de gebruikte massa (M1 = 211 kg of M2=460 kg) en (v) de valhoogte (H250 betekent een valhoogte van 250 mm).



Figuur 5.19: Proef terminologie

Er werden in totaal 6 stootproeven uitgevoerd, zoals aangegeven in Tabel 1.5. Voor de massa M1 varieerden de valhoogten van 250 mm tot 4300 mm, terwijl voor de massa M2 de hoogten varieerden van 250 mm tot 3744 mm (de maximaal bruikbare hoogte, gezien de belemmering van het proefstuk en de massa). De valsnelheden varieerden van 2,04 m/s tot 8,45 m/s. Twee proefstukken werden beproefd, proefstuk 1 werd 5 keer geraakt, terwijl proefstuk 2 één keer werd geraakt met de maximale bruikbare stootenergie. Een samenvatting van de uitgevoerde stootproeven wordt gegeven in Tabel 1.5, waarbij "1*" een opeenvolgende stoot op hetzelfde proefstuk betekent.

Bovendien werden kalibratieproeven op de gebruikte apparatuur en trekproeven op het gebruikte materiaal uitgevoerd. De kalibratieproeven bestonden uit voorafgaande stootproeven op eenvoudig ondersteunde liggers [30].

Stootproef	Proefstuk	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

Tabel 5.5: Stootproef etiket en belangrijkste eigenschappen



Figuur 5.20: Stootproef opstelling: Massa M1 (211kg) (b) en M2 (460 kg) (c)

Alle metingen tijdens de proeven warden uitgevoerd gebruik makend van Digitale afbeelding correlatie (DIC) techniek (Figuur 5.18).

Resultaten van de experimentele proeven

Door middel van de statische proeven werden kracht tegen verticale verplaatsing en moment tegen rotatie krommen afgeleid door het gebruik van verplaatsings- en rotatieopnemers; deze krommen zijn weergegeven in Figuur 1.21. Men kan waarnemen dat een bijna perfect symmetrisch gedrag van het proefstuk wordt waargenomen, zoals verwacht. De maximaal uitgeoefende kracht werd bereikt als gevolge van het onverwacht optreden van globale uit het vlak instabiliteit van het proefstuk; om dit verschijnsel tijdens de stootproef te vermijden, werden de zijdelingse steunen van de geteste proefstukken voor de stootproeven versterkt.

Deze krommen zijn gebruikt als referentieresultaten om de numerieke benadering te valideren die later is gebruikt om parametrische studies uit te voeren.



Figuur 5.21: Kracht tegen verticale verplaatsing en moment tegen rotatie krommen verkregen door de statische proeven

Er werden twee stootproeven uitgevoerd met de massa M1 op proefstuk 1: proeven ITFR01-M1-H250 en ITFR02-M1-H4300 (Tabel 1.5). De eerste proef werd uitgevoerd met een kleine valhoogte van 250 mm om in het elastische domein te blijven (d.w.z. er mag geen plasticiteit optreden in de componenten van de verbinding), terwijl de tweede proef met een valhoogte van 4300 mm werd uitgevoerd om de plasticiteit in het geteste proefstuk te activeren.

Er zijn vier stootproeven uitgevoerd met het gewicht M2: drie daarvan (ITFR03, ITFR04 en ITFR05) op proefstuk 1, d.w.z. opeenvolgende stoten op het eerder met het gewicht M1 geteste proefstuk met als hoofddoel de proefopstelling met het nieuwe gewicht M2 te kalibreren; de laatste stootproef (ITFR06) is uitgevoerd met de maximale capaciteit van het systeem, in termen van energie en snelheid, op proefstuk 2.

Verschillende punten, behorend tot de belangrijkste verbindingscomponenten, werden tijdens de stoot met de camera's vastgelegd. Enkele voorbeelden zijn te zien in Figuur 1.22, waar de verticale verplaatsing van punt 10 C (zie Figuur 1.18) ten opzichte van de tijdkrommen voor de verschillende proeven worden gegeven. De figuren rapporteren een soortgelijke trend van verplaatsing in de tijd voor alle geregistreerde punten.



Figuur 5.22: Stootproef resultaten – voorbeelden van verplaatsing tegen tijd metingen voor het punt 10C

In de proeven ITFR01-M1-H250 en ITFR03-M2-H250 blijft alles elastisch en vertoont het proefstuk geen blijvende vervormingen na de proeven. Proef ITFR02-M1-H4300 vertoonde een blijvende vervorming van 46,2 mm aan het einde van de proef, maar het niveau van de bijbehorende plasticiteit in de verbindingscomponenten was nog steeds beperkt. De energie

gerelateerd aan de stoot met massa M1 was namelijk onvoldoende om plasticiteit in de verbindingscomponenten te activeren; echter, het wrijvingsapparaat vertoonde een slip van ongeveer 20 mm, die resulteerde in de bovengenoemde permanente vervorming. Gezien de totale afmeting van de sleufgaten van 65 mm en aangezien de bouten in het midden van de sleuf waren geplaatst, hebben de bouten de eindslag van de gaten bereikt. De proef met de maximaal beschikbare energie en snelheid (ITFR06) vertoonde een slip van 24 mm van de symmetrische wrijvingsdemper en een permanente vervorming van 88,5 mm (Figuur 1.25).

In alle uitgevoerde proeven wijken de theoretische snelheden die berekend zijn voor de stoot ($v_{\text{theo,imp}}$ - zie vergelijking (1.2) enigszins af van de door het acquisitiesysteem gedetecteerde snelheid ($v_{\text{act,imp}}$). De werkelijke snelheden zijn meestal lager dan de theoretische en hetzelfde is waargenomen voor de energieën (($E_{\text{act,imp}}$) is de werkelijke energie en $E_{\text{theo,imp}}$ de theoretische - zie vergelijking (1.3)).

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

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

Waarbij *g* de gravitatieversnelling is, *m* het gewicht van de vallende massa en *h* de valhoogte. In Tabel 1.6 zijn de werkelijke en theoretische waarden vermeld, waaruit blijkt dat hoe lager de valhoogte is, hoe groter de spreiding is. Het waargenomen verschil houdt hoofdzakelijk verband met de wrijving, dat zich ontwikkelt tussen de vallende massa en het geleidingssysteem, waarmee in de theoretische schatting geen rekening is gehouden. In alle proeven liggen de verhoudingen tussen de theoretische snelheid en de werkelijke snelheid echter dicht bij 1, waaruit blijkt dat de invloed van de wrijving op de werkelijke snelheden te verwaarlozen is. In dezelfde tabel zijn ook de waarden van de maximale (δ_{max}) en permanente (δ_{perm}) doorbuigingen van de verbinding in het punt 10 C vermeld. Voor de opeenvolgende stoten (ITFR03, ITFR04 en ITFR05) heeft de permanente verplaatsing betrekking op de vorige proef, waarbij de i-de maximale verplaatsing ($\delta_{max,i}$) moet worden opgeteld bij de permanente verplaatsing van alle vorige stoten. Het is duidelijk dat een toename van de valhoogte resulteert in een toename van de permanente vervormingsgrootte.

Als de stootsnelheid dicht bij de terugkaatssnelheid ligt, namelijk de snelheid wanneer het stootlichaam het lichaam verlaat, wordt de stoot als elastisch beschouwd. In werkelijkheid is een stoot nooit volledig elastisch, omdat een deel van de energie wordt gebruikt om het gestoten lichaam te vervormen. De aard van de stoot kan worden gekarakteriseerd door de verhouding van deze snelheden, de zogenaamde Restitutiecoëfficiënt "*COR*" (zie vergelijking (1.4), gegeven in Tabel 1.6). Een waarde van deze COR dicht bij één betekent dat de respons van het proefstuk hoofdzakelijk elastisch is.

$$COR = \frac{v_{reb}}{v_{theo,imp}} \le 1$$
(5.3)

De COR-coëfficiënt voor de uitgevoerde proeven varieert van 0,58 voor ITFR03 tot 0,16 voor ITFR02. Laatstgenoemd toont aan dat een toename van de stootenergie (gewicht massa en/of hoogte) leidt tot een grotere afvoer van energie door de activering van plastische vervormingen; de stoot wordt dus sterk inelastisch.

			10001	2101 570	orproofie	sunanen				
Stoot	h	V _{theo,imp}	V _{act,imp}	V _{reb}	V _{act,imp} /	$\mathbf{E}_{\mathrm{theo,imp}}$	$\mathbf{E}_{\mathrm{act,imp}}$	COR	δ_{max}	δ_{perm}
proef	[mm]	[m/s]	[m/s]	[m/s]	V _{theo,imp}	[J]	[J]		[mm]	[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	493	34.8
M2-H2000	2000	0.20	0.07	1.20					47.5	54.0
ITFR05-M2-	2500	7.00	6.93	1.13	0.99	11281.5	11045.7	0.17	53.6	31.1
H2500										
ITFR06-	2744	0 57	Q 15	1 46	0.98	16895.2	16422.6	0.17	102.6	00 5
M2-H3744	5744	0.37	0.43	1.40					102.0	00.3

Tabel 5.6: Stootproef resultaten

Aan het einde van de stootproeven werd het bereiken van een aanzienlijk niveau van plasticiteit in het L-stuk en het T-stuk geconstateerd; ook waren het slippen van het wrijvingsapparaat en het verbruik van het bekledingsmateriaal van de stootkussens zichtbaar.

Door de beperking van de laboratoriumfaciliteiten werd de stootkracht tijdens de proeven niet rechtstreeks geregistreerd. Daarom werd gebruik gemaakt van de impuls-momentum stelling en een grafische benadering ([14] & [30]).

Tabel 1.7 geeft een overzicht van de twee methoden voor de schatting van de maximale stootkracht. Hoewel de twee methoden slechts een ruwe schatting van de kracht zijn, worden de experimentele waarden van de dynamische toename factor voor de belaste verbinding alleen berekend voor inelastische stoten, aangezien de dynamische toename factor alleen in dit geval een fysische betekenis heeft (zie Tabel 1.7). Bovendien is bij de cumulatieve stootproeven ITFR04 en ITFR05 de slip al bij de vorige proeven opgetreden, zodat de maximale verplaatsing en de permanente vervorming niet voor de grafische methode kunnen worden gebruikt en niet in de tabel zijn opgenomen.

Er moet echter op worden gewezen dat de dynamische toename factor die voor proef ITFR06 is berekend, met deze methode mogelijk niet nauwkeurig is. Tijdens de uitgevoerde statische proef trad namelijk kip op.

Dus wordt een FE model, zoals gepresenteerd in het volgende hoofdstuk en gevalideerd door vergelijkingen met de experimentele resultaten, gebruikt om eerst de voorspelde waarden van de krachten te controleren en ten tweede de experimentele testcampagne uit te breiden door parametrische analyses uit te voeren.

 Tabel 5.7: Dynamische toename factor berekening										
 Proef	δ _{max} [mm]	δ _{perm} [mm]	v _{acts imp} [m/s]	v _{reb} [m/s]	t _{pulse} [s]	F _{ST} [kN]	F _{GR} [kN]	F _{IT} [kN]	DIF _{GR}	DIF _{IT}
				Mas	ss M1					
 ITFR02 M1	56.5	46.2	8.97	1.49	0.018	118.5	123.1	122.6	1.039	1.03
				Mas	ss M2					
ITFR06 M2	102.6	88.5	8.45	1.46	0.027	158.7	164.6	168.8	1.037	1.06

waarin M de vallende massa is; $v_{act,imp}$ de gemeten snelheid is; v_{reb} de gemeten snelheid van de eerste stuit is; t_{pulse} de stoottijdspuls is, F_{ST} de equivalente statische kracht is, F_{GR} stootkracht geschat met de grafische methode is en F_{IT} de maximale stootkracht berekend met de impulsstelling

Simulatie van de testresultaten

Modelleer aannames

Een voorlopig FE model van de statische proef werd ontwikkeld in ABAQUS/CAE met gebruikmaking van een impliciete dynamische oplosser zoals gerapporteerd in [31]. Het model omvatte echter niet de beschadiging van de materialen en, hoewel de impliciete dynamische analyses ook kunnen worden gebruikt in het geval van stootproeven, is deze methode tijdrovend. Bijgevolg zijn, met het oog op de optimalisering van de looptijd, die van bijzonder belang is voor de uit te voeren parametrische studies, en om convergentieproblemen te vermijden, de simulaties van de stoten op de FREEDAM verbinding uitgevoerd met behulp van een expliciete tijdsintegratie. Expliciete oplossingsmethoden zijn ontwikkeld voor hogesnelheidsproblemen waarbij traagheid een belangrijke rol speelt [21]. Omwille van de consistentie is de expliciete oplosser ook uitgebreid tot de statische analyse van het proefstuk en vergeleken met de experimentele resultaten.

De aanpak die is gebruikt om een FE model op te bouwen in de expliciete oplosser wordt hierna samengevat. Uitgaande van de symmetrie van het systeem werd een korte kolom (de HEB 200) met de ligger verbonden met behulp helft van een van een schuifscharnierverbinding. Aan het uiteinde van de ligger werd een rol geplaatst om de laboratoriumrandvoorwaarden zo dicht mogelijk te benaderen, en de helft van de kolom werd gemodelleerd, rekening houdend met een verticale vlaksymmetrie (Figuur 1.23). Twee Liggersecties werden zijdelings en op torsie ondersteund om de steunen in de proefopstelling te reproduceren.



Figuur 5.23: FE model detail en energie vergelijking

De stoot is uitgevoerd met behulp van een 3D discreet star lichaam met isotrope traagheid en het was een net met behulp van stijve elementen. verbindingsbeperkingen werden gebruikt om de verstijvers met de ligger en de kolom te verbinden. Een algemeen contact werd ingevoerd voor alle elementen, met een "hard contact" definitie in de normale richting en een tangentieel gedrag met een wrijvingscoëfficiënt van 0,3. Het contact tussen de wrijvingskussens en de gegroefde console werd gedefinieerd als een oppervlakte-tot-oppervlakte contact, met specifieke tangentiële wrijving en een normaal gedrag volgens het klassieke Coulombwrijvingsmodel. Het stootlichaam werd rechtstreeks in contact gebracht met het geteste proefstuk, waarbij aan de massa de waarde van de beginsnelheden ($v_{act,imp}$ gegeven in Tabel 1.6) van de echte proeven werd toegekend. C3D8 volledige integratie werd gekozen als het meest geschikte model.

Er is ook een gevoeligheidsstudie van het net uitgevoerd om het beste compromis tussen de nauwkeurigheid van de resultaten en de analysetijd te kiezen. In totaal bestaat het net uit 33737 elementen voor een totale analysetijd tussen 20 en 48 uur voor elke simulatie, afhankelijk ook van de uitvoerverzoeken. Bovendien werden twee verschillende analyses uitgevoerd: in een eerste analyse werden de bouten voorgespannen en vervolgens werd een tweede dynamische analyse uitgevoerd, waarbij de status van de vervorming als gevolg van de voorspanning als beginvoorwaarde aan het begin van de tweede analyse (als een vooraf gedefinieerd veld). De bouten worden gemodelleerd met behulp van de nominale diameter en schaling van de materiële nominale spanning zoals uitgelegd in [32-36]. De voorspanning van de bout wordt toegepast op het middelste deel van de boutschacht, met behulp van de optie "Boutkracht". Volgens de procedure in [30,37] is de demping gemodelleerd met de klassieke Rayleighteorie, waarbij alleen de proportionele massacoëfficiënt (α =11) is gekalibreerd met een dempingsverhouding van ongeveer 2%.

De in Abaqus geïmplementeerde materiaalmodellen zijn afgeleid van couponproeven. De krommen uit proeven zijn in ABAQUS geïmplementeerd als werkelijke rek-spanning krommen met een elasticiteitsmodulus van 210 GPa en een Poisson verhouding van 0,3. Vervormbaarheid schade materiaal is geïmplementeerd volgens de procedure gegeven door Pavlović in [38]. De schade is alleen ingevoerd in de delen waar een hoge plasticiteit wordt verwacht: T-stuk, L-stuk en bouten. De evolutie van de schade kan worden afgeleid uit experimentele proeven, waarbij een omgekeerde benadering wordt gebruikt en de parameters worden gekalibreerd door de couponproeven te modelleren in Abaqus [14,30]. Modellering van de bouten wordt uitgevoerd volgens het vereenvoudigde model met een equivalente schacht zoals uitgelegd in [36]. Aangezien er geen couponproeven op de bouten zijn uitgevoerd, wordt verwezen naar de proeven die zijn gerapporteerd in [32]. Voor dynamische belastingen moet de reksnelheid in het model worden geïmplementeerd. Uit de resultaten van [30] blijkt dat de formulering van Johnson-Cook de beste manier is om de reksnelheid in FE modellen in rekening te brengen. Dit laatste is hier gebruikt.

<u>Belangrijkste resultaten</u>

De statische proef werd gesimuleerd door verplaatsing op de kolom toe te passen en de reactiekrachten aan de steun te onttrekken (rekening houdend met de symmetrie). Het gedrag van het proefstuk, wanneer kip wordt verhinderd, resulteert in een toename van de weerstand en een vermindering van de vervormbaarheid. Bovendien kan, door rekening te houden met de materiële schade, het bezwijken van de bout kan door het model worden gedetecteerd, wat niet het geval was in de numerieke simulatie gepresenteerd in [31,39], waar de vervormbaarheid zo overschat werd. Door de schade in te voeren en de beperkingen buiten het vlak op te nemen om het optreden van kippen te vermijden, geeft de dynamische simulatie een goede voorspelling van de maximale weerstand die in de proef wordt bereikt. Het bezwijken wordt bereikt bij de bout van het onderste L-stuk in gecombineerde afschuiving en trek.



Figuur 5.24: Vergelijking tussen een impliciete en expliciete simulatie van de statische proef

Dit model is vervolgens gebruikt om het gedrag van het proefstuk onder stootbelasting te simuleren. Zoals blijkt uit de vergelijkingen in Figuur 1.25, kan het ontwikkelde model met een goede overeenkomst de respons van de verbinding tijdens en na de stoot op te vangen.



Figuur 5.25: Experimentele proeven tegen FE modellering

In Tabel 1.8 wordt de vergelijking tussen de experimentele resultaten en de FEM analyses gerapporteerd in termen van maximale en permanente verplaatsing (δ_{max} en δ_{perm}) met de relatieve fouten in de voorspelling. In het algemeen lijkt het FEM de twee waarden met een goede nauwkeurigheid te voorspellen met een maximale fout van ongeveer 9% voor de proef ITFR01.

Stoot proef	$\delta_{max,Exp}$ [mm]	$\delta_{{\it perm}, Exp}$ [mm]	δ _{max,FEM} [mm]	$\delta_{\scriptscriptstyle perm,FEM}$ [mm]	% _{err,<i>omax</i> [-]}	% _{err,<i>ðper</i> [-]}
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%

Tabel 5.8: Vergelijking van FEM tegen experimenten

Aangezien het niet mogelijk was de krachten in verband met de stoot tijdens de experimentele proeven te registreren, is het aldus gevalideerde FE model een nuttig hulpmiddel om de kracht te schatten waarbij de reactiekrachten in de steunpunten worden opgeteld. Voor de berekening van de dynamische toename factor op basis van het FE model is de statische weerstand gebruikt die door het FEM werd verkregen ($F_{ST,FEM}$) in plaats van de experimentele weerstand (F_{ST}), aangezien bij de statische experimentele proef het kippen niet werd voorkomen, terwijl dit wel het geval was bij de stootproeven en in de numerieke simulaties. Tabel 1.9 geeft ook een vergelijking tussen de dynamische toename factors berekend met verschillende methoden. Uit de vergelijking blijkt dat de impulsstelling de dynamische toename factor waarden onderschat.

	Tuber 5.9. Stoorkracht schalting en dynamische toename factor									
	$\delta_{max EV}$	$\delta_{narm EY}$	$\delta_{max EEM}$	Fsr	F _{ST,}	F _{DYN} ,	E _{Diss}	DIF	DIF	DIF _{IT}
Proef	[mm]	[mm]	[mm]	[kN]	fem [kN]	fem [kN]	[kNmm]	[-]	GR [-]	[-]
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

Tabel 5.9: Stootkracht schatting en dynamische toename factor

* waarbij $\delta_{max,EX}$ de maximale verplaatsing bij de experimentele proeven is; $\delta_{perm,EX}$ de permanente vervorming bij de experimentele proeven; $\delta_{max,FEM}$ de maximale verplaatsing in FEM; F_{ST} de equivalente statische kracht; $F_{ST,FEM}$ geschatte statische kracht in FEM; $F_{DYN,FEM}$ de stootkracht; E_{Diss} de afgevoerde energie is.

Met behulp van het gevalideerde FE model zijn parametrische analyses uitgevoerd om de resultaten van de experimentele testcampagne onder stootbelasting uit te breiden. Over het algemeen is de belangrijkste parameter die het gedrag van de verbinding beïnvloedt de stootenergie, maar er kan verschillend gedrag van de verbindingen worden vastgesteld wanneer verschillende stootmassa's of stootsnelheden worden gebruikt. In het bijzonder is uit de parametrische studie het energieafvoer capaciteit van de verbinding, dat de beste parameter is om de respons te classificeren, geïdentificeerd met behulp van een parameter die energieafvoer snelheid R_e [40] wordt genoemd. Drie groepen parametrische analyses werden uitgevoerd voor een totaal van 25 simulaties:

- De eerste groep (Groep 1) onderzoekt de invloed van de stootsnelheid met massagewichten (M1=0,106t, M2=0,23t en M3=0,3t).
- Groep 2 onderzoekt de invloed van de variatie in het gewicht van de massa op de respons van het gewricht, waarbij de snelheid constant wordt gehouden (V5=6,26 m/s).
- De laatste groep (Groep 3) onderzoekt de invloed van de tijdelijke variatie van massa en snelheid, waarbij de stootenergie constant wordt gehouden (E11=8,83E+03 J).

De belangrijkste uitkomsten van het uitgevoerde parametrische onderzoek kunnen als volgt worden samengevat:

- Toename van V of M verhoogt R_E, maar wanneer de stootenergie constant is, weerstaan de verbindingen beter aan een hogere snelheid dan aan hogere massa's als gevolge van de reksnelheidseffecten, hoewel het onderzochte snelheidsbereik beperkt als gevolg van het bereiken van de boutbreuk. De verticale verplaatsing lijkt gevoeliger te zijn voor het valgewicht dan voor de snelheid;
- Er is geen duidelijke correlatie tussen de dynamische toename factor en de rotatiesnelheid van de verbinding, omdat vele factoren bijdragen tot een verschillende

verdeling van de snelheid in de verbindingscomponent (snelheid, massa en stootenergie);

• De globale dynamische toename factor van de verbinding vertoont geen duidelijke correlatie met de gemeten maximale reksnelheid die in het proefstuk optreedt.

5.4 Samenvatting van nieuwe informatieve voor ontwerpvoorschriften

Als algemene uitkomst van de uitgevoerde studies is aangetoond dat de FREEDAM verbinding en de bijbehorende wrijvingsdempers een goed en vervormbaar gedrag vertonen bij dynamische belasting en in het bijzonder bij stootbelasting. Significante energie kan worden afgevoerd door de activering van de wrijvingsdemper en de bijbehorende significante verplaatsingen.

Dynamische effecten beïnvloeden de globale respons van de verbinding. Met name is aangetoond dat hogere weerstanden kunnen worden bereikt als gevolg van (i) een toename van de wrijvingscoëfficiënt ter hoogte van het wrijvingskussen en (ii) de ontwikkeling van reksnelheidseffecten ter hoogte van de verbindingscomponenten, terwijl de vervormbaarheid licht wordt beïnvloed.

Om van dit positieve effect te kunnen profiteren, is het nodig om activering van vervormbare componenten bij bezwijken te verzekeren en zo, om bros falen en, in het bijzonder, het bezwijken van bouten op afschuiven en/of op trek.

Het ontwerp van de FREEDAM verbinding met inachtneming van het effect van de reksnelheden kan worden beoordeeld aan de hand van de statische ontwerpregels en met toevoeging van de invloed van de reksnelheden. Er zijn verschillende manieren om rekening te houden met de reksnelheden binnen het gedrag van de verbinding. Vereenvoudigd kan het globale dynamische gedrag worden verkregen door de statische weerstand te vermenigvuldigen met een dynamische toename factor die varieert van 1,0 tot 1,2 en de statische wrijvingsweerstand (slipweerstand) met 1,1. Een andere optie is het introduceren van het effect van de reksnelheden afzonderlijk in elk onderdeel van de verbinding en vervolgens de ontwerpregels toe te passen. De introductie van deze effecten kan worden gedaan door het toepassen van trendlijnen zoals gerapporteerd in Figuur 1.8 en kan worden toegepast voor de weerstand en de vervormbaarheid van de componenten. Op deze manier is het mogelijk het globale en lokale gedrag van deze verbindingen analytisch te beoordelen voor verschillende belastingssnelheden, afhankelijk van de geïnduceerde reksnelheden [22,25].

Voor meer geavanceerd onderzoek hebben de uitgevoerde studies geresulteerd in aanbevelingen over de wijze waarop het gedrag van FREEDAM verbindingen op passende wijze numeriek kan worden gesimuleerd met behulp van FEM. In het bijzonder:

- Het gebruik van de Johnson-Cook gedragswet om rekening te houden met reksnelheidseffecten is gevalideerd en aanbevolen waarden voor de karakteriseringsparameters ervan worden aanbevolen in [30];
- Methoden om de voorspanning van de bout nauwkeuring te simuleren, is voorgesteld en gevalideerd;

• De door Pavlović in [38] gegeven procedure voor het simuleren van materiële schade is toegepast en gevalideerd - met name de waarden voor de in deze procedure te gebruiken parameters zijn voorgesteld in [14].

5.5 **BRONNEN**

- 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 beam -to-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.

6 SEISMISCHE SIMULATIE BIJ PSEUDO-DYNAMISCHE PROEVEN

6.1 Introductie

In de voorgaande hoofdstukken is het gedrag van FREEDAM verbindingen beschreven aan de hand van de experimentele en numerieke respons van zowel subsamenstellingen als wrijvingsdempers. In dit hoofdstuk worden, gezien het gebrek aan experimentele gegevens met betrekking tot de beoordeling van het gedrag van gebouwen op ware grootte met wrijvingsverbindingen, de resultaten gepresenteerd van de proeven met constructies op ware grootte die tijdens het FREEDAM project zijn ontwikkeld. Historisch gezien zijn er slechts enkele studies gewijd aan het experimentele gedrag van staalconstructies op ware grootte onder seismische belastingsomstandigheden. Dit laat enige onzekerheid bestaan over de geldigheid van de modelleer aannames die gewoonlijk worden gebruikt voor niet-lineair tijdsverloop analyses. Numerieke modellen worden vaak gebruikt, maar gespecialiseerde ingenieurs zijn zich vaak niet bewust van de beperkingen met betrekking tot het toepassingsgebied van de modellen. Dit komt door de beperkte beschikbaarheid van experimentele gegevens op ware grootte die kunnen worden gebruikt voor de validatie van de analytische benaderingen. Een dergelijk gebrek aan gegevens vloeit voort uit praktische beperkingen als gevolg van beperkte middelen, de beschikbaarheid van testapparatuur op ware grootte en de aanzienlijke inspanningen die nodig zijn om campagnes uit te voeren op proefstukken van constructies op ware grootte.

In dit kader worden in dit hoofdstuk de beoordelingen van het dynamisch gedrag van constructies op ware grootte met FREEDAM verbindingen en RBS verbindingen gepresenteerd. Daartoe zijn in het STRENGTH-laboratorium van de Universiteit van Salerno pseudo-dynamische proeven op gebouwen uitgevoerd. Voor alle duidelijkheid zij erop gewezen dat een dergelijke testactiviteit deel uitmaakt van een breder experimenteel programma dat betrekking heeft op het onderzoek van vijf verschillende verbindingstypen, die alle ontworpen zijn om een rotatiecapaciteit te leveren die hoger is dan het minimum dat door Eurocode 8 wordt vereist voor vervormbaarheidsklasse hoog (DCH): RBS-verbindingen (gereduceerde ligger doorsnede); verbindingen met geringe beschadiging (type FREEDAM), Doorlopende kopplaat (EEP) verbindingen, dubbel gesplitste T-stuk (DST) en dubbel gesplitste X-vormig T-stuk (DST-X) verbindingen. Op dit moment heeft de geplande testactiviteit betrekking op de uitvoering van twee experimentele campagnes op een stalen gebouw op ware grootte van twee verdiepingen, voorzien van RBS-verbindingen, in de eerste campagne, en FREEDAM-verbindingen, in de tweede campagne. De belangrijkste resultaten van deze pseudo-dynamische proeven worden in dit hoofdstuk gerapporteerd, waarbij de voordelen worden aangetoond van verbindingen met geringe schade in vergelijking met de traditionele strategieën die gewoonlijk worden toegepast voor het ontwerpen van kolomliggerverbindingen.

6.2 Modelbouw

Het modelgebouw is een stalen constructie met één travee en twee verdiepingen, bestaande uit twee in de lengterichting geplaatste momentvaste raamwerken die dwars zijn geschoord om ongewenste torsierotaties te voorkomen. De overspanning in de lengterichting is 4 m, de overspanning in de dwarsrichting is 2 m en de hoogte tussen de verdiepingen is 2,40 m. Aangezien het doel van de studie is het gedrag van RBS en FREEDAM verbindingen in een gebouw op ware grootte te beoordelen, is het modelgebouw zo ontworpen dat zowel de verbindingen als de beschadigde uiteinden van kolommen of liggers gemakkelijk kunnen worden vervangen, zodat twee experimentele campagnes kunnen worden uitgevoerd, één voor elk geanalyseerd verbindingstype (Figuur 6.1). De experimentele activiteit is gericht op het beoordelen van de seismische respons van de constructie die aan een reeks seismische gebeurtenissen wordt onderworpen met behulp van de pseudo-dynamische testmethode. Met deze techniek wordt het seismisch gedrag van de constructie beoordeeld zonder grondversnellingen op te leggen, maar door met een paar hydraulische vijzels vloerverplaatsingen toe te passen die stap voor stap worden geëvalueerd door de dynamische bewegingsvergelijkingen op te lossen [1-3].



a) Modelgebouw met RBS verbindingen

b) Modelgebouw met FREEDAM verbindingen



c) RBS verbinding d) FREEDAM verbinding

Figuur 6.1: Het modelgebouw en de verbindingen

Voor de duidelijkheid worden de belangrijkste gegevens van het modelgebouw kort samengevat. De vloeren zijn gemaakt van stalen HI-BOND A55-profielplaten die, inclusief de gewapende betonplaat, een totale hoogte hebben van 100 mm. Het dek brengt de belastingen over op vijf gelijkmatig verdeelde secundaire liggers van het type IPE 140 of HEB 140 (Figuur 6.2). Het seismisch bestendige systeem vertoont geen composietgedrag omdat er geen

dwarsdragers zijn toegepast en er een passende ruimte is gelaten tussen de gewapend betonnen vloerplaat en de kolommen, zoals ook door Eurocode 8 wordt gesuggereerd. Stijve stalen voetstukken, bevestigd met zeer sterke dywidag staven, zorgen voor de verbinding van het modelgebouw en het reactie geschoorde raamwerk met de sterke vloer van het laboratorium. Bovendien verbindt een stijf funderingsmembraan de stalen voetstukken van het modelgebouw met de voet van het raamwerk met reactieschoren.



Figuur 6.2: Opbouw modelgebouw (met RBS verbindingen)

IPE 270 liggers van staalkwaliteit S275JR en HEB 200 kolommen van staalkwaliteit S355JR zijn als constructiedelen gebruikt. Het ontwerp van het raamwerk is uitgevoerd volgens de bepalingen van Eurocode 8 [4, 5]. In het bijzonder zijn de momentvaste raamwerken ontworpen in vervormbaarheidsklasse hoog (DCH) en zijn de constructiedelen ontworpen met inachtneming van zowel bruikbaarheid als uiterste grenstoestandseisen (gedragsfactor gelijk aan 6, type 1 spectrum, piekgrondversnelling gelijk aan 0,35 g en type B grond, 1% verschuivingen tussen verdiepingen onder gebruiksomstandigheden ervan uitgaande dat de scheidingswanden geen invloed heeft op de vervorming van de hoofdconstructie). Het

beproefde modelgebouw is zodanig gekozen dat de momentvaste raamwerken representatief zijn voor een referentieconstructie die voor elke richting wordt gekenmerkt door drie traveeën met een lengte gelijk aan 4 m (Figuur 6.3). Het archetype gebouw wordt gekenmerkt door vier momentvaste raamwerken in elke richting, terwijl de overige traveeën als scharnierend worden beschouwd (Figuur 6.3). De ontwerpwaarden van de belastingen zijn de volgende: i) de permanente belastingen zijn gelijk aan 3,9 kN/m2 en 3,6 kN/m2 op respectievelijk de tussenverdieping en het dak; ii) de variabele belastingen zijn gelijk aan 3 kN/m2 op de eerste verdieping en 0,5 kN/m2 op het dak. Het grondvlak op elke momentvast raamwerk komt overeen met 1/4 van het totale vloeroppervlak. Het gewicht van de constructiedelen en bekledingen is in rekening gebracht door de massa's met ongeveer 10% te verhogen. In het bijzonder zijn de op elk raamwerk toegepaste massa's gelijk aan 19 ton en 14,2 ton op respectievelijk de eerste en tweede verdieping.





a) 3D weergave van het constructie referentiesysteem

b) Plattegrondweergave en individualisering van het beproefde raamwerk

Figuur 6.3: Referentie systeem voor het ontwerp van de beproefde raamwerken

De experimentele campagne die is uitgevoerd in het STRENGTH-laboratorium van de Universiteit van Salerno maakt deel uit van een breder onderzoeksprogramma dat is gericht op het onderzoeken van de invloed van verschillende kolom-liggerverbindingen op het totale seismische gedrag van constructies. Om deze reden is de volgorde van de accelerogrammen hetzelfde voor de beide afgeronde experimentele campagnes met RBS [5] en FREEDAM verbindingen. De geselecteerde accelerogrammen en hun versterkte piekgrondversnellingen zijn vermeld in Tabel 6.1. Vermeldenswaard is dat tijdens de eerste experimentele campagne tussen proef 1 en proef 2 nog een proef is uitgevoerd, maar het was een deelproef en daarom wordt deze hierna niet gerapporteerd.

Test nr.	Accelerogram	PGA
1	Imperial Valley	1.10g
2	Spitak	0.80g
3	Kunstmatig	0.50g
4	Santa Barbara	0.80g
5	Coalinga (gedeeltelijk)	0.80g

Tabel 6.10: Accelerogrammen gebruikt voor het uitvoeren van de proeven

6.3 Pseudo dynamisch beproeven van het modelgebouw met RBS verbindingen

In deze paragraaf worden de experimentele gegevens met betrekking tot de campagne voor de constructie voorzien van RBS verbindingen gerapporteerd en besproken.

Uit de analyse van de experimentele resultaten kan worden afgeleid dat voor alle proeven de piekvloerverplaatsingen en de piekkrachten van de vijzels in dezelfde momenten optraden. Dit aspect komt overeen met de verwachte respons omdat de constructie gelijkmatig is en de eerste trilling modus prominent aanwezig is. In Tabel 6.2 worden de belangrijkste resultaten gegeven.

Imperial Valley 1.1g			Proef 1	Proef 2	Proef 3	Proef 4	Proef 5
Maximale afschuifkracht		Trek	-751	-652	-444	-586	-630
kolomvoet (kN)		Druk	667	670	555	592	612
Piekverplaatsing eerste		Trek	-78	-17	-29	-48	-47
verdieping (mm)		Druk	44	85	40	41	62
Piekverplaatsing dak (mm)		Trek	-150	-34	-66	-99	-94
		Druk	88	171	83	85	129
Maximale verschuiving tussen verdiepingen (%)	Trek	Verdieping 1	-3.3	-0.7	-1.2	-2.0	-2.0
		Verdieping 2	-3.0	-0.7	-1.5	-2.2	-2.0
	Druk	Verdieping 1	1.9	3.5	1.7	1.7	2.6
		Verdieping 2	1.9	3.6	1.8	1.8	2.8

Tabel 6.11: Belangrijkste experimentele resultaten (constructie met RBS verbindingen)

6.3.1 Imperial Valley (PGA = 1.10g)

De eerste test bestond uit het toepassen van de grondversnelling die door het station in Imperial Valley (VS) in 1979 werd geregistreerd. Het is belangrijk om te benadrukken dat de natuurlijke piek grondversnelling gelijk was aan 0,37 g, maar dat in dit geval een versterkt PGA van 1,10 g, ongeveer driemaal de werkelijke versnelling, werd toegepast.



Figuur 6.4: Verplaatsing (links) en reactiekrachten (rechts) verloop voor proef 1

Uit Figuur 6.4 kan worden waargenomen dat de krachtwaarden verkregen uit de vijzel van de eerste verdieping meer fluctueren dan die van de tweede verdieping. Dit is voornamelijk te wijten aan de nauwkeurigheid van de in de MTS 243.60-02 vijzel geïnstalleerde

krachtopnemer, die door een lagere precisie wordt gekenmerkt. Terwijl de bovenste vijzel (MTS 243.45-01) is voorzien van een rekstrook meetcel, is de onderste vijzel voorzien van een differentiële drukcel. De maximale kolomvoet afschuifkracht, de piekverplaatsingen en de verschuiving tussen de verdiepingen zijn voor de twee proeven samengevat in Tabel 6.2.

Er kan worden waargenomen dat de maximale verschuiving tussen de verdiepingen ongeveer 3% bedraagt, wat leidt tot een significante plastische belasting van de constructie elementen. De lokale meetapparatuur toonde aan dat zowel de RBS verbindingen als de kolomvoeten schade hadden opgelopen. De schade was groter voor de RBS verbindingen op de eerste verdieping en kleiner voor de RBS verbindingen van de tweede verdieping. De waargenomen waarde van de vloeikracht van de RBS komt grotendeels overeen met de ontwerpwaarden (127,5 kNm).



Figuur 6.5: RBS hysterese krommen (links) en globaal afgevoerde energie (rechts) voor Proef 1 (Momentvaste raamwerk-1)

De schadetoestand die in Proef 1 in de constructie is opgetreden, is te wijten aan het aanzienlijke aantal cycli dat de RBS verbindingen van de eerste verdieping hebben ondergaan. Dit blijkt uit de hysterese krommen van de RBS verbindingen in Figuur 6.5 aan de linkerkant. In Figuur 6.5 is rechts ook de waarde vermeld van de door de RBS verbindingen afgevoerde energie, berekend op basis van de hysterese krommen. Het is de moeite waard op te merken dat de RBS verbindingen een maximale lokale rotatie bereikten die iets lager was dan 30 mrad, wat zeer dicht bij de EC8 eis voor kolom-liggerverbindingen in vervormbaarheidsklasse hoog voor momentvaste raamwerken (35 mrad) ligt.

6.3.2 Spitak (PGA = 0.80g)

Het tweede accelerogram was zeer verschillend aan het vorige, omdat het hoofdzakelijk werd gekenmerkt door slechts één grote amplitudepiek, terwijl het vorige werd gekenmerkt door een groter aantal pieken. Dit kenmerk blijkt duidelijk uit de resultaten: voor de aardbeving in Spitak is er slechts één grote uitwijking in het plastische bereik, die wordt gekenmerkt door een verschuiving tussen de verdiepingen van ongeveer 3,6%, terwijl de constructie in alle andere momenten praktisch elastisch blijft. Dit kan duidelijk worden begrepen door de lokale metingen te analyseren, bijvoorbeeld aan de hand van de moment-rotatierespons van de RBS verbindingen (Figuur 6.6). Opgemerkt door een piekrotatie van ongeveer 30 mrad, met een buigend moment op de hartlijn van de RBS gelijk aan ongeveer 200 kNm.



Figuur 6.6: Verplaatsingsverloop (links) en moment-rotatie krommen (rechts)

Het is nuttig op te merken dat deze waarde van het piekmoment veel hoger ligt dan de verwachte waarde van het buigmoment dat in de ontwerpfase voor de controle van de verbinding werd aangenomen, die werd bepaald uitgaande de volledig vloeiende en rek verhardende plastische zone (140 kNm). Dit betekent dat de door EC8 voorgestelde oversterktefactor van 1,1 ruim onderschat is. In feite, in dit geval, is de verhouding tussen het gemeten buigmoment en de nominale waarde van de plastische weerstand van de RBS gelijk aan ongeveer 1,6. Deze hoeveelheid oversterkte, die de waarde door de codebepalingen wordt gegeven aanzienlijk overschrijdt, is waarschijnlijk te wijten aan de vermindering van de breedte/dikteverhouding van de liggerflenzen in de RBS zone, waardoor lokale knik praktisch wordt voorkomen, zoals blijkt uit de bezwijkmodus als gevolg van de breuk van zowel de flens als de las.

6.3.3 Kunstmatige opname (PGA = 0.50g)

Het derde accelerogram is kunstmatig gecreëerd door het SIMQKE hulpmiddel om te voldoen aan het aangenomen ontwerpspectrum. Deze keuze is gemaakt om de effecten te onderzoeken van een aardbeving die wordt gekenmerkt door een groot aantal versnellingspieken. In dit geval is gekozen voor een piekgrondversnelling (PGA) van 0,50 g.



Figuur 6.7: Verplaatsingsverloop (links) en moment-rotatie krommen (rechts)

Tijdens de derde proef bereikten de RBS verbindingen van de eerste verdieping buigende momenten van ongeveer 170 kNm, terwijl bij de tweede verdieping de RBS verbindingen slechts licht beschadigd waren, met maximale buigende momenten van 120 kNm en rotaties van minder dan 10 mrad (Figuur 6.7). De maximale kolomvoet afschuifkracht was gelijk aan 555 kN en de maximale dakverplaatsing gelijk aan ongeveer 83 mm, wat leidde tot een

maximale verschuiving tussen de verdiepingen gelijk aan ongeveer 1,8%. In termen van moment-rotatie krommen bleven de RBS verbindingen praktisch in het elastische bereik.

6.3.4 Santa Barbara (PGA = 0.80g)

Proef 4 bestond uit het toepassen van het Santa Barbara accelerogram. Deze proef vertoonde geen verdere significante plastificering van de RBS verbindingen en het gedrag van de constructie bleef nagenoeg in het elastische bereik, zoals duidelijk blijkt uit de vloerverplaatsingen en de moment-rotatie hysterese krommen gerapporteerd in Figuur 6.8. Alle belangrijke resultaten van deze proef zijn vermeld in Tabel 6.2.



Figuur 6.8: Verplaatsingsverloop (links) en moment-rotatie krommen (rechts)

6.3.5 Coalinga (PGA = 0.80g)

De constructie is bezweken tijdens Proef 5. In het bijzonder werd de laatste test onderbroken na het bezwijken van twee RBS verbindingen op de eerste verdieping van het gebouw, op de twee tegenoverliggende raamwerken, aan de kant van de vijzels (Figuur 6.9). Het bezwijken werd geïnitieerd door het plaatselijk bezwijken van de las in RBS-1A en daarna bezweek ook RBS-1C door de herverdeling van de krachten die leidden tot een torsiemoment en overbelasting van het tegenoverliggende raamwerk. De lokale bezwijking van RBS-1A werd toegeschreven aan het bereiken van de vermoeiingslevensduur van de lassen en het onverwacht hoge buigmoment op de kolomflens. Het is de moeite waard op te merken dat het buigmoment bij bezwijken in RBS-1A gelijk was aan 205 kNm. Deze waarde is, zoals eerder onderstreept, groter dan de nominale weerstand van de RBS verbinding van ongeveer 60% (Figuur 6.9).

Hoewel de breuk van de las die de liggerflens met de kolomflens verbindt, bij RBS verbindingen niet verwachtte bezwijkvorm is, moet er rekening mee worden gehouden dat het belastingsprotocol dat gewoonlijk wordt toegepast bij de experimentele analyses van het cyclische gedrag van RBS verbindingen, doorgaans uitgevoerd op eenvoudige kolom-liggerverbindingen, volledig verschilt van de belastingsomstandigheden die optreden bij de kolom-liggerverbindingen van het beproefde gebouw met twee verdiepingen, vanwege de toepassing van een reeks van vijf aardbevingen. Het lijkt erop dat de lasbreuken een gevolg kan zijn van de vermoeiing, die het gevolg is van herhaalde aardbevingen waarvan de werking over het geheel genomen aanleiding geeft tot een groot aantal cycli met betrekkelijk kleine amplitudes, die geen aanleiding gaven tot lokale knik, en slechts enkele cycli met een groot



amplitude die geen aanleiding gaven tot lokale knik vanwege de vermindering van de breedtedikte verhouding van de liggerflenzen in de zone met gereduceerde doorsnede.

a) Proef 7 – Kolommen A-B, 1e en 2e verdieping



Test 5 250 200 150 100 Moment [kNm] 50 0,025 rad 0 -50 100 Connection 10 -150 Connection 1D Connection 2C Connection 2D -200 99 kN -250 0.01 0.02 0.03 -0.02 -0.01 0.00 -0.03 Rotation [rad]





d) Bezwijking op hartlijn van RBS 1C

Figuur 6.9: Hysterese krommen van bezweken RBS verbindingen (boven) en corresponderende schade patronen (beneden)

Om de nauwkeurigheid van het lasdetail te controleren, is na afloop van de proef een reserve RBS, die al in het laboratorium beschikbaar was en van hetzelfde product was genomen, gesneden en geïnspecteerd. Uit het onderzoek bleek dat het stuiklasdetail met volledige penetratie correct en zonder noemenswaardige defecten was gerealiseerd (Figuur 6.10).

Vermeldenswaard is dat de toegepaste lasdetaillering voldoet aan de EC3 [6] en EC8 voorschriften en bovendien aan de richtlijnen in de AISC Steel Design Guide [7]. Bij het lassen van de ligger aan de uiteinden van de plaat, zoals aanbevolen in de AISC Steel Design Guide, zijn geen toegangsgaten in het liggerlijf opgenomen om voortijdige breuk van de liggerflens als gevolg van spanningsconcentratie te voorkomen [8]. Daarom, zoals aangegeven in Figuur 6.10, werd de liggerflens gelast met 45° stuikverbinding met volledige penetratie, met een uitzondering voor het gebied van de flens direct boven het liggerlijf, dat werd gelast met een gedeeltelijke penetratieverbinding aan de buitenzijde en hoeklassen in de wortels. Aangezien het detail voldoet aan de belangrijkste suggesties van de code, bevestigt het verkregen resultaat dat het gedeeltelijk brosse bezwijken enerzijds moet worden toegeschreven aan de onderschatting van de in het ontwerp gebruikte oversterktefactoren en anderzijds aan de regels die zijn aangenomen voor het ontwerp van de lasdetails, dat waarschijnlijk niet naar behoren rekening houden met de vermoeiingslevensduur verschijnselen die kunnen optreden onder invloed van herhaalde seismische gebeurtenissen. Dit resultaat benadrukt de noodzaak van verder onderzoek gewijd aan de beoordeling van de seismische respons van typische lasdetails onder seismische acties en hun levensduur bij lage cyclusvermoeiing.





Zijde a): flenslas: gedeeltelijke penetratie



Zijde b) lijflas: volledige penetratie



Zijde c) flenslas: volledige penetratie

Figuur 6.10: Lasdetaillering RBS verbindingen

Ondanks deze overwegingen moet worden opgemerkt dat de beproefde RBS verbindingen werden onderworpen aan een reeks van vijf destructieve seismische gebeurtenissen, die een zeer strenge voorwaarde is die volgens de huidige ontwerppraktijk normaliter niet vereist is. Daarom was het gedrag van de momentvaste raamwerken, ook al was de uiteindelijke bezwijkmodus niet geheel bevredigend, redelijk betrouwbaar, wat het grote energieafvoer capaciteit van de RBS verbindingen bevestigt.

In Figuur 6.11 worden de vloerverplaatsingen en de door de vijzel geregistreerde krachten getoond. Verdere details zijn te vinden in Tabel 6.2.



Figuur 6.11: Vloerverplaatsingen (links) en vijzelkrachten (rechts) van Proef 5

6.4 Pseudo dynamisch beproeven van het modelgebouw met FREEDAM verbindingen

In deze paragraaf worden de experimentele gegevens van de campagne met betrekking tot de constructie voorzien van FREEDAM verbindingen gerapporteerd en besproken. Het is de moeite waard te benadrukken dat de toegepaste seismische invoeren dezelfde zijn als in de vorige campagne. Een dergelijke keuze maakt het mogelijk het seismisch gedrag van de constructie te vergelijken wanneer deze is voorzien van twee geanalyseerde verbindingstypen. In Tabel 6.3 worden de belangrijkste resultaten van de campagne samengevat.

Imperial Valley 1.1g			Proef 1	Proef 2	Proef 3	Proef 4	Proef 5
Maximale afschuifkracht		Trek	-537	-447	-272	-388	-439
kolomvoet (kN)		Druk	477	470	347	483	495
Piekverplaatsing eerste		Trek	-73	-53	-41	-56	-72
verdieping (mm)		Druk	65	79	38	52	61
Piekverplaatsing dak (mm)		Trek	-104	-84	-75	-89	-112
		Druk	103	112	52	70	85
Maximale verschuiving tussen verdiepingen (%)	Trek	Verdieping 1	-3.0	-2.2	-1.7	-2.3	-3.0
		Verdieping 2	-1.3	-1.3	-1.4	-1.4	-1.7
	Druk	Verdieping 1	2.7	3.3	1.6	2.2	2.5
		Verdieping 2	1.6	1.4	0.6	0.7	1.0

Tabel 6.12: Belangrijkste experimentele resultaten (constructie met FREEDAM verbindingen)

6.4.1 Imperial Valley (PGA = 1.10g)

De eerste proef bestond uit het toepassen van de seismische invoer van Imperial Valley, zoals reeds gedaan voor de eerste experimentele campagne. Wegens technische problemen met de externe opnemers tijdens deze proef, zijn er helaas geen gegevens beschikbaar over de lokale respons van de verbindingen. Daarom is het alleen mogelijk de vloerverplaatsingen en de door de vijzels geregistreerde krachten te bespreken, zoals afgebeeld in Figuur 6.12.

De verplaatsingen van de eerste en tweede verdieping bereikten piekwaarden van respectievelijk 73 en 104 mm, en de maximale kolomvoet afschuifkracht was gelijk aan 537 kN (Tabel 6.3). Het is mogelijk waar te nemen dat de piek vloerverplaatsingen en de piek reactiekrachten geregistreerd door de vijzels zich op dezelfde momenten plaatsvonden. Dit werd verwacht omdat de constructie regelmatig is en gekenmerkt wordt door de prominente aanwezigheid van de eerste trilling modus. Een ander relevant aspect houdt verband met het feit dat de wrijvingsapparatuur zelfcentrering van de constructie niet voorzien, aangezien aan het einde van de proef restverplaatsingen optraden (ongeveer 16 mm en 29 mm bij respectievelijk de eerste en de tweede verdieping).

Tijdens deze proef werden sommige wrijvingsdempers aan slip blootgesteld. In Tabel 6.3 is te zien dat de maximale verschuivingen tussen de verdiepingen 3% en 1,6% bereikten op de eerste en tweede verdieping, ruim boven de nominale elastische grens van de constructie, die gelijk is aan ongeveer 1% zoals aangenomen in de ontwerpfase.


Figuur 6.12: Proef 1: vloer verplaatsingen (links) en reactiekrachten in de vijzels (rechts)

6.4.2 Spitak (PGA = 0.80g)

Voor de tweede proef is het modelgebouw onderworpen aan de aardbeving van Spitak. In dit geval zijn ook de experimentele gegevens met betrekking tot het gedrag van de verbindingen beschikbaar. Met betrekking tot dit accelerogram is het de moeite waard een relevant kenmerk te benadrukken: het tijdsverloop wordt gekenmerkt door slechts één piek met een significante amplitude, zoals reeds is benadrukt bij de bespreking van de experimentele resultaten met betrekking tot de vorige experimentele campagne. Dit aspect wordt weerspiegeld in de resultaten: het modelgebouw onderging slechts één grote uitwijking in het plastische bereik, zoals duidelijk is in Figuur 6.13, waar de resultaten in termen van vloerverplaatsingen en reactiekrachten van vijzels zijn gerapporteerd.

Hoewel een maximale afname van ongeveer 15% in termen van de kolomvoet afschuifkracht is waargenomen, kan in vergelijking met proef 1 een iets grotere piekverplaatsing van het dak (112 mm tegen 104 mm) en een maximale verschuiving tussen de verdiepingen van 3,3% op de eerste verdieping worden waargenomen. Bovendien zijn in dit geval de maximale verplaatsingen tussen de verdiepingen op de tweede verdieping zeer gering. In Figuur 6.14 wordt de lokale respons in termen van hysterese moment-rotatie krommen gerapporteerd. Uit deze figuur kan worden opgemaakt dat, zoals verwacht, brede en stabiele hysterese rechthoekige moment-rotatie krommen zijn verkregen. Niettemin is het mogelijk het asymmetrische gedrag van de verbindingen op te merken, aangezien de absolute waarden van de maximale en minimale buigmomenten respectievelijk rond 80 kNm en 120 kNm liggen. Dit komt overeen met de asymmetrie van het gedrag van de verbinding die reeds waarop reeds is gewezen in de experimentele proeven met eenvoudige kolom-liggerverbindingen [9], zoals besproken in het vorige hoofdstuk. Aangezien het Spitak accelerogram gekenmerkt wordt door één grote piek, zoals verwacht, is experimenteel bevestigd dat de wrijvingsapparatuur slechts één slip vertoont die overeenkomt met het bereiken van de PGA. De maximale rotatie die de verbindingen ondergingen werd bereikt door verbinding 1A en de waarde is ongeveer 17 mrad. De andere verbindingen bereikten lagere rotaties. In het bijzonder, zoals verwacht, op de tweede verdieping bereikten de rotaties van de verbindingen waarden van ongeveer 0,007 en 0,002 rad.



Figuur 6.13: Proef 2: vloerverplaatsingen (links) en reactiekracht vastgelegd in de vijzels (rechts)



Figuur 6.14: Proef 2: moment-rotatie krommen gerelateerd aan FREEDAM verbindingen behorende bij de momentvaste raamwerk-1

6.4.3 Kunstmatige opname (PGA = 0.50g)

Met dit kunstmatig gecreëerde accelerogram, dat werd gekozen omwille van consistentie met de soortgelijke constructie die in de vorige experimentele campagne was beproefd, bleven de momentvaste raamwerken bijna in het elastische bereik, zonder bijkomende restverplaatsingen (Figuur 6.15). De lokale metingen bij deze proef wijzen ook op een geringe plastische belasting van de constructie, aangezien alleen verbinding 1A enigszins in het plastische bereik kwam met een rotatie van slechts 4 mrad (Figuur 6.16).



Figuur 6.15: Proef 3: vloerverplaatsingen (links) en reactiekrachten in de vijzels (rechts)



Figuur 6.16: Proef 3: moment-rotatie krommen gerelateerd aan FREEDAM verbindingen behorende bij de momentvaste raamwerk-1

6.4.4 Santa Barbara (PGA = 0.80g)

De vierde proef bestond uit het toepassen van de grondversnelling die door het station te Santa Barbara (Verenigde Staten) in 1978 werd geregistreerd. Hoewel het tijdsverloop wordt gekenmerkt door pieken met een relevante amplitude, niettemin, maakte de vastgestelde piekversnelling (0,80 g) slechts een matig glijden van de wrijvingsapparatuur mogelijk. Het algemene gedrag ligt niet ver van de kenmerken die voor Proef 3 werden benadrukt: de vloerverplaatsingen overschreden niet 60 en 90 mm op respectievelijk de eerste en de tweede verdieping, met een maximale verschuiving tussen de verdiepingen van 2,3% op de eerste verdieping (Figuur 6.17). Aan het eind van de proef werden geen restverschuivingen waargenomen. Ook in dit geval, net als bij Proef 3, werd alleen verbinding 1A geactiveerd. De maximale rotatie was gelijk aan 4,6 mrad (Figuur 6.18).



Figuur 6.17: Proef 4: vloerverplaatsingen (links) en reactiekrachten in de vijzels (rechts)



Figuur 6.18: Proef 4: moment-rotatie krommen gerelateerd aan FREEDAM verbindingen behorende bij de momentvaste raamwerk-1

6.4.5 Coalinga (PGA = 0.80g)

Tijdens de laatste proef is een hogere energieafvoer opgetreden. Deze proef is niet voltooid wegens een technisch probleem (verlies van controle) dat aanleiding gaf tot aanzienlijke schade aan een element dat het modelgebouw en vijzel op de eerste verdieping met elkaar verbond. Dit defect deed zich voor bij 8,58 seconden, hetzelfde moment waarop de brosse breuk van de eerste RBS verbinding optrad in de eerste experimentele campagne. In Figuur 6.19 zijn de verplaatsingsverlopen en de hysterese krommen van Proef 5 weergegeven ter bevestiging van de belangrijkste resultaten die hierboven zijn gepresenteerd. De maximale vloerverplaatsing ter hoogte van het dak is gelijk aan 112 mm (dezelfde waarde als de constructie in Proef 2). De hysterese krommen worden gekenmerkt door asymmetrie in termen van positieve en negatieve buigende momenten. Bovendien is het mogelijk waar te nemen dat de piekmomenten afnemen naarmate het aantal cycli toeneemt. Dit is te wijten aan de vermindering van het aanhaalmoment van de hoge sterkte voorgespannen bouten, veroorzaakt door het verbruik van de wrijvingskussens (Figuur 6.20).



Figuur 6.19: Proef 5: vloerverplaatsingen (links) en reactiekrachten in de vijzels (rechts)



Figuur 6.20: Proef 5: moment-rotatie krommen gerelateerd aan FREEDAM verbindingen behorende bij de momentvaste raamwerk-1

Aan het eind van deze tweede experimentele campagne is geen structurele schade waargenomen, aangezien de enige elementen die hebben bijgedragen tot het afvoeren van de seismische invoerenergie de wrijvingskussens van de FREEDAM verbindingen waren.



Figuur 6.21: FREEDAM verbinding 1A aan het einde van de tweede experimentele campagne

6.5 Numerieke simulatie van de seismische respons

6.5.1 Constructie met RBS verbindingen

In de voorbereidende ontwerpfase van het modelgebouw is, ter aanvulling van de testgegevens en het uitvoeren blinde voorspellingen van de seismische respons, een niet-lineair 3D eindigeelementenmodel van de constructie met RBS verbindingen is ontwikkeld met de software SeismoStruct [10] (Figuur 6.22). De niet-lineariteit van de seismische respons van de constructie is gemodelleerd met behulp van een gemengde benadering op basis van plasticiteit in de vorm van geconcentreerde en verdeelde plasticiteit. In het bijzonder zijn de constructie elementen gemodelleerd met inelastische krach gebaseerde elementen, die geometrische en materiële niet-lineariteiten met een gespreide plasticiteitsbenadering in rekening brengen.



Figuur 6.22: 3D model van het modelgebouw met RBS verbindingen

Het gebruikte eindige element wordt gekenmerkt door vijf integratiesecties die zijn onderverdeeld in ten minste 150 vezels. Deze onderverdeling is gewoonlijk voldoende om een voldoende nauwkeurigheid te garanderen in de berekening van de krommingen, uitgaande van de rek-spanning materiaalwetten. Stijve verbindingen zijn gebruikt om de vloerpanelen te modelleren, terwijl in het midden van de overspanningen geconcentreerde massa's zijn geplaatst. Het constructiedetail van de kolom-liggerverbindingen dat in het modelgebouw is gebruikt, is reeds beproefd in een eerdere studie van dezelfde auteurs. Het proefstuk had een verbindingsdetail met dezelfde RBS geometrie en een vergelijkbare staalsoort. De resultaten van deze experimentele proef [11] zijn in deze studie gebruikt om een niet-lineaire veer te kalibreren, die de respons van de RBS verbindingen modelleert. De moment-rotatie respons van de in [11] beproefde RBS verbindingen is weergegeven in Figuur 6.23, met verwijzing naar het buigmoment en de rotaties berekend op de hartlijn van de gereduceerde ligger doorsnede. In het bijzonder is het moment-rotatie gedrag van de RBS gemodelleerd met behulp van een effen verbindingselement [12]. Dit type element is een van de meer complete en complexe hysterese modellen die in de huidige commerciële software beschikbaar zijn. Het belangrijkste nadeel is echter dat het gebaseerd is op een groot aantal parameters, waardoor het kalibratieproces zeer complex is. De kalibratie van deze parameters werd uitgevoerd met behulp van Multical [13], die de spreiding tussen de experimentele en de gekalibreerde kromme, beide in termen van de energieafvoer en de cyclische omhullende, tot een minimum werd beperkt. MultiCal is een hulpmiddel voor de kalibratie van hysterese modellen op basis van genetische algoritmen.



Figuur 6.23: Experimentele en numerieke moment-rotatie respons van de RBS

Hiermee kan de beste combinatie van parameters worden gevonden, die overeenkomt met de experimentele respons op basis van een reeks door de gebruiker gedefinieerde criteria. Voor zover de proeven op het modelgebouw leiden tot rotatieamplitudes van minder dan 35 mrad, werd de kalibratieprocedure toegepast rekening houdend met de testcycli tot de amplitude van 35 mrad. Dit aspect is zeer belangrijk omdat de kalibratie van de modelcoëfficiënten buiten het verwachte rotatiebereik zou kunnen leiden tot de definitie van een reeks parameters die worden beïnvloed door verschijnselen die zich bij de ontwerprotaties niet voordoen. Dit is bijvoorbeeld het geval met de knikverschijnselen die zijn waargenomen bij de proef op de deelconstructie en die zich alleen voordoen bij rotaties van ongeveer 50 mrad. Het verbindingsoppervlak is gemodelleerd volgens de in Figuur 6.24 beschreven benadering. Daarom is het verstijfde deel van het kolomlijf gemodelleerd met stijve offsetten, terwijl de RBS niet-lineariteit is opgenomen in de eerder gekalibreerde veer. Deze niet-lineaire veer is in de hartlijn van de RBS geplaatst.



Figuur 6.24: Eindige elementenmodel van de RBS ligger verbindingssysteem

Seismische belastingen zijn toegepast in termen van versnellingen aan de fundering van het raamwerk. De tijdsverloopanalyses zijn uitgevoerd met een tijdstap van 0,01 s, met toepassing van het Hilbert-Hughes-Taylor-algoritme en een dempingswaarde van 1% met een Rayleighbenadering, zoals reeds bij de pseudo dynamische proeven was gedaan.

In deze paragraaf worden de belangrijkste vergelijkingen tussen de experimentele resultaten en het numerieke model gerapporteerd. In het algemeen lijkt het ontwikkelde FE-model, in vergelijking met de vijf gerapporteerde proeven, in staat de globale seismische responsparameters met een voldoende nauwkeurigheid weer te geven (Tabel 6.4). De spreiding tussen de werkelijke en voorspelde piekverplaatsingen of werkelijke en voorspelde piekkrachten bedraagt niet meer dan 25%, met uitzondering van het Spitak accelerogram. De geringere nauwkeurigheid, in dit specifieke geval, is waarschijnlijk te wijten aan de kalibratieprocedure die voor de karakterisering van de RBS verbindingen is toegepast. Zoals uitgelegd in [13], kan een kalibratie van de modelparameters op basis van slechts de resultaten van één cyclische proef, wanneer de accelerogrammen slechts door enkele pieken worden gekenmerkt, tot benaderingen leiden. Reeds in [13] werd erkend dat de kalibratie op basis van de resultaten van slechts één cyclische proef doorgaans niet volstaat om een voldoende voorspelling van de lokale respons te verkrijgen, vooral in gevallen waarin de verbinding slechts enkele cycli met grote amplitude doorloopt.

	Ma afsc funde	ximale huiving ring (kN)	Piekver eerste v (r	plaatsing erdieping nm)	Piekve ng dal	rplaatsi k (mm)	i Maximale verschuiving tussen verdiepingen (%)		ving (%)		
Proef	Trek	Druk	Trek	Druk	Trek	Druk	Trek (L-1)	Trek (L-2)	Druk (L-1)	Druk (L-2)	Energie (kNm)
1 - Real	-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- Err. (%)	15	11	20	4	15	5	20	-1	4	-5	10
2 - Real	-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
2- Err. (%)	1	3	-37	15	-36	28	-37	-42	15	42	10
3 - Real	-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- Err. (%)	-7	-1	-4	-4	10	-6	-4	2	-4	-9	81
4 - Real	-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- Err. (%)	0	3	2	-6	2	-8	2	2	-6	-11	2
5 - Real	-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- Err. (%)	-5	10	1	14	15	10	1	21	14	7	19

Tabel 6.13: Experimentele tegen analytische vergelijking van de afschuifkracht kolomvoet,Vloerverplaatsingen en verschuiving tussen verdiepingen

In deze gevallen moet de kalibratie worden uitgevoerd met inachtneming van ten minste de resultaten van een cyclische proef en de resultaten van een monotone proef. Niettemin, lijken voor alle andere gevallen de voorspellingen van de piek vloerverplaatsingen, de piekkrachten en de piekverschuivingen tussen de verdiepingen vrij nauwkeurig.

Uit de tabel blijkt dat het FE-model in veel gevallen een vrij voldoende voorspelling geeft van de totale respons. Deze nauwkeurige voorspelling van de globale responsparameters komt niet

overeen met hetzelfde nauwkeurigheidsniveau wanneer de testgegevens en de analytische resultaten worden vergeleken in termen van lokale responsparameters. Terwijl de hysterese cycli een algemene vorm hebben die vergelijkbaar is met de experimentele lussen, zijn de voorspellingen in termen van maximale/minimale rotaties ervaren door de RBS verbindingen en van piekmomenten bij de RBS hartlijn relatief meer benaderd (Figuur 6.25).



Figuur 6.25: Vergelijking van de hysterese lussen voor RBS-1A

Deze vergelijking, voor de vijf proeven, wordt gerapporteerd in Figuur 6.25 betreffende de respons van verbinding 1A van het momentvaste raamwerk-1. De resultaten tonen aan dat de piekrotaties in veel gevallen met geringe nauwkeurigheid worden voorspeld, terwijl de piek buigmomenten nauwkeuriger worden voorspeld. Dit betekent dat, hoewel het veermodel dat is gekozen om de moment-rotatierespons van de RBS verbindingen te modelleren, is gekalibreerd op basis van de resultaten van een experimentele proef en met behulp van een nauwkeurige

kalibratieprocedure, het grootste probleem van de fenomenologische modellen is ingebouwd in het modeltype.

Hoewel dergelijke modellen in theorie gebaseerd zijn op verschillende parameters die de experimentele respons van elk verbindingstype zeer nauwkeurig kunnen worden gereproduceerd, zijn dergelijke parameters niet rechtstreeks gekoppeld aan de mechanische respons van het gemodelleerde element. Dit kan leiden tot een verschil tussen het werkelijke en het gesimuleerde gedrag, die in veel gevallen ook aanzienlijk kan zijn. Uit de vergelijkingen in Tabel 6.5 blijkt dat in termen van piekrotaties de fouten variëren van minimaal 1% tot maximaal 62%, terwijl in termen van piekmomenten de fouten variëren van minimaal 0% tot maximaal 22%. De breedte van de spreiding in de voorspelling van de piekrotaties, variërend tussen 1% en 62%, is duidelijk te wijten aan het feit dat de parameters voor de modellering van het cyclisch gedrag van de verbindingen zijn gekalibreerd aan de hand van de experimentele resultaten van het beproeven van kolom-liggersamenstellingen, die zijn onderworpen aan conventionele belastingsprotocollen, die aanzienlijk kunnen verschillen van die welke zich voordoen bij echte aardbevingen en, meer nog, bij herhaalde aardbevingen zoals de reeks die in deze studie in aanmerking is genomen. De verkregen resultaten bevestigen dat het belastingsverloop een zeer belangrijke rol speelt, zoals reeds in eerdere studies werd opgemerkt [13]. Het is echter ook belangrijk erop te wijzen dat de spreiding aanzienlijk afneemt wanneer globale responsparameters, zoals de verschuivingen tussen de verdiepingen, in aanmerking worden genomen. Dit komt doordat lokale onnauwkeurigheden worden gemiddeld zodra het aantal afvoerende zones toeneemt. Verwacht wordt dat in het geval van constructies met een groter aantal verdiepingen en traveeën een verdere verbetering van de voorspelling van globale responsparameters wordt verwacht vanwege het grote aantal afvoerende zones.

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

Tabel 6.14: Vergelijking met betrekking tot verbinding 1A

Vanuit het oogpunt van de energieafvoer is de verspreiding in veel gevallen ook significant, zoals blijkt uit Tabel 6.5.

6.5.2 Constructie met FREEDAM verbindingen

Verwijzend naar de constructie voorzien van FREEDAM verbindingen, werd een niet-lineair 2D-model van het gebouw ontwikkeld met de software OpenSees [14] (Figuur 6.26) om een tweeledig doel te bereiken: 1) het FE-model werd in eerste instantie ontwikkeld om blinde voorspellingen te doen van de seismische respons van het gebouw; 2) de FE-resultaten waren bedoeld om het ontwerp van de testopstelling en -apparatuur te controleren door de toe te passen reactiekrachten te voorspellen en hun compatibiliteit met de capaciteiten van het aandrijfsysteem te verifiëren.



Figuur 6.26: FE model van de constructie

De strategie die is gekozen voor de FE-modellering is gebaseerd op het gebruik van een gemengde benadering met geconcentreerde en verdeelde plasticiteit. In het bijzonder zijn de liggers en kolommen gemodelleerd met op inelastische krachten gebaseerde elementen (forceBeamColumn element in OpenSees) om rekening te houden met de geometrische en materiële niet-lineariteiten met een verdeelde plasticiteitsbenadering. Elk element is gekarakteriseerd door vijf integratiesecties onderverdeeld in ten minste 120 vezels. Dit garandeert een goede nauwkeurigheid voor de beoordeling van krommingen en interne acties uitgaande van de kennis van de materiaaleigenschappen. De geconcentreerde massa's zijn 65 mm onder het midden van de overspanningen geplaatst om de aangrijpingspunten van de traagheidskrachten door de vijzels in de testopstelling te modelleren.

Voor de verbindingen is een zeer verfijnd verbindingsmodel gebruikt. Het model omvat een scharnier ter hoogte van de bovenste liggerflens, waar zich het T-stuk bevindt waarmee het

rotatiecentrum is bevestigd. Daarom is het model consistent met de fysieke locatie van het rotatiecentrum. Bovendien is een *zeroLength*-element met een verplaatsende inelastische kracht-verplaatsingswet geplaatst ter hoogte van de hartlijn van de wrijvingsdemper (Figuur 6.27).



Figuur 6.27: FE model van de kolom-liggerverbinding (verfijnd model)

In het bijzonder is de kracht-verplaatsingswet van de translatieveer gegeven met behulp van het *uniaxialmaterial Hysteretic* element waarvan de invoerparameters zijn weergegeven in Figuur 6.28; deze parameters omvatten de coördinaten van zes punten om het niet-lineaire gedrag van de verbinding te modelleren. Bovendien is het mogelijk ook een ontlastingsstijfheid te modelleren met een vervormingsafhankelijke degradatie volgens een factor gegeven door $\mu^{-\beta}$.



Figuur 6.28: Uniaxialmaterial Hysterese: parameters

Punt	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

Tabel 6.15: Uniaxialmaterial Hysterese: parameters

Verwijzend naar het geanalyseerde geval is een symmetrische trilineaire krachtverplaatsingswet aangenomen, uitgaande van een elastische kracht gelijk aan de schuifkracht van de wrijvingsapparatuur ($F_{cf,Sd} = 234 \text{ kN}$), en een verwaarloosbare verharding na vloeien. Voor de duidelijkheid zijn de coördinaten van de punten vermeld in Tabel 6.6, terwijl de β factor gelijk is gesteld aan 0.

Stijve elementen, zoals afgebeeld in Figuur 6.27, zijn gebruikt om de verschillende delen van het model te verbinden.

Versnellingen aan de basis van de constructie zijn toegepast om de ingevoerde grondbeweging toe te wijzen. De aangenomen tijdsverlopen worden gekenmerkt door een tijdstap gelijk aan 0,01 s. De bewegingsvergelijking is opgelost met behulp van het Newmark-algoritme, waarbij een dempingswaarde gelijk aan 1% is ingesteld in alle proeven, met een Rayleigh-benadering zoals reeds is gedaan tijdens de pseudo dynamische proeven.

De voorgestelde modelbenadering van de verbinding is betrouwbaarder gebleken dan de eenvoudige benadering, die bestaat uit het concentreren van het buiggedrag van de verbinding in een rotatieveer, aangezien deze oplossing niet in staat is de activering van de wrijvingsdempers te voorspellen zoals dit bij de pseudo dynamische proeven gebeurt. De verfijnde benadering kan daarentegen wel rekening houden met het werkelijke mechanische gedrag van de verbindingen.

De resultaten met betrekking tot de totale seismische respons van het gebouw zijn weergegeven in Tabel 6.7. De spreiding in termen van piek vloerverplaatsingen is lager dan 25%. Bovendien, zoals blijkt uit Figuur 6.29, is het tijdsverloop van de verplaatsingen in fase, dat een nauwkeuriger modellering bevestigt.



Figuur 6.29: Dak verplaatsingen: Proef 1 (links) en Proef 3 (rechts)



Verder is de nauwkeurige voorspelling van de schuifkracht bij de fundering te zien in Figuur 6.30.

Tabel 6.16: Experimentele tegen numerieke vergelijking van vijzelkrachten en vloerverplaatsingen

Droof	Vijzelkrac	hten (kN)	Piek vloerverplaatsingen (mm)		
river	(L-1)	(L-2)	(L-1)	(L-2)	
1 – PsD	339	326	73	104	
1 - Sim. 2	250	232	58	119	
1 - Err. (%)	-26	-29	-21	14	
2 - PsD	282	257	79	112	
2 - Sim. 2	237	223	59	133	
2 - Err. (%)	-16	-13	-25	18	
3 - PsD	220	222	41	75	
3 - Sim. 2	228	215	36	92	
3 - Err. (%)	4	-3	-12	22	
4 - PsD	390	255	56	89	
4 - Sim. 2	240	214	43	103	
4 - Err. (%)	-38	-16	-23	15	
5 - PsD	340	270	72	112	
5 - Sim. 2	266	242	58	126	
5 - Err. (%)	-22	-10	-20	12	

In Tabel 6.8 wordt de vergelijking tussen de experimentele resultaten en de numerieke simulaties gepresenteerd met betrekking tot de buigmomenten en de rotaties die door verbinding 1A worden ondergaan. De maximale spreiding in termen van buigmomenten variëren tussen -14 en +28%. Het belangrijkste voordeel van het gebruik van deze modelbenadering van de verbinding is dat het model de werkelijke activering van de wrijvingsdempers opvangt (Figuur 6.31).

Echter, onafhankelijk van de gekozen modelbenadering van de verbinding zijn de verschillen tussen experimentele en numerieke resultaten niet te verwaarlozen, waaruit blijkt hoe moeilijk het is de seismische niet-lineaire respons van constructies te voorspellen als gevolg van vele bronnen van onzekerheid. In het bijzonder is in het onderzochte geval een belangrijke invloed zeker te wijten aan de toevallige variabiliteit van de wrijvingscoëfficiënt van de dempers en de controle van de werkelijke voorspanning van de bouten, die beide van invloed zijn op zowel de slipweerstand van de wrijvingsdempers en de tijd die overeenkomt met hun slip onder de seismische werking.

Ten slotte, het is belangrijk te benadrukken dat de kolom-liggerverbindingen praktisch geen schade vertoonden de gehele aardbevingsreeks, wat het gedrag bevestigt dat reeds vertoond werd door subsamenstellingen van kolom-liggerverbindingen tijdens experimentele proeven onder cyclische belastingcondities [9]. Deze verbindingen kunnen als weinig beschadigde verbindingen worden aangeduid omdat er slechts een geringe vloeiing optrad in de steel van het geboute T-stuk dicht bij het rotatiecentrum. Soortgelijke geringe vloeiing trad op in de hoeken die de wrijvingsdemper met de kolomflens verbinden [9]. Daarentegen vertoonde hetzelfde gebouw met een verlengde RBS kopplaatverbinding, onderworpen aan dezelfde aardbevingssequentie [5], aan het eind van de seismische sequentie, het bezwijken van de verbinding door de breuk van de liggerflenzen in de zone met gereduceerde ligger doorsnede en, voor sommige verbindingen, door de lasbreuk die de ligger met de kopplaat verbindt.

Droovon	Dotatia (rad)	Momen	t (kNm)	Energie (kNm)	
rToeven	Kotatie (rau)	Negatief	Positief	Energie (kiviii)	
2 - PsD	17.03	118.36	90.98	4.14	
2 - Sim. 2	10.52	103.50	103.93	2.15	
2 - Err. (%)	-38	-13	14	-48	
3 - PsD	3.74	99.24	74.11	0.34	
3 - Sim. 2	0.65	85.63	103.53	0.07	
3 - Err. (%)	-83	-14	40	-81	
4 - PsD	4.61	107.55	87.42	2.64	
4 - Sim. 2	2.53	103.60	98.49	0.26	
4 - Err. (%)	-45	-4	13	-90	
5 - PsD	12.58	113.82	81.36	5.69	
5 - Sim. 2	7.42	103.80	103.74	1.98	
5 - Err. (%)	-41	-9	28	-65	





Figuur 6.31: Hysterese krommen (verbinding 1A): Proef 2 (links) en Proef 5 (rechts)

6.6 Vergelijking van seismische prestaties

In dit deel wordt een vergelijking gemaakt van de belangrijkste resultaten die de twee experimentele campagnes hebben opgeleverd.

In Tabel 6.9 zijn de vloerverplaatsingen en de afschuiving bij de fundering vermeld die bij elke campagne zijn gecontroleerd: het is mogelijk om op te merken dat de constructie met FREEDAM verbindingen altijd lagere afschuivingkrachten bij de fundering vertoont. Dit is het gevolg van de beperkte buigmomenten die in de constructie voorzien van wrijvingsapparatuur op de kolommen kan overbrengen. Deze tendens kan daarentegen niet worden waargenomen met betrekking tot de piek vloerverplaatsingen.

		Verplaatsingen (mm)				Afschuifkracht kolomvoet (kN)		
		Trek		Druk				
		Verdieping	Verdieping	Verdieping	Verdieping	Trek	Druk	
		1	2	1	2			
Imperial Valley	RBS	-79	-150	44	88	-751.33	667.09	
	FREEDAM	-73	-104	65	103	-536.88	477.20	
Spitak	RBS	-17	-34	85	171	-652.47	670.44	
	FREEDAM	-53	-84	79	112	-446.98	469.73	
Artificial	RBS	-29	-66	40	83	-444.42	555.15	
	FREEDAM	-41	-75	38	52	-271.62	346.79	
Santa Barbara	RBS	-48	-99	41	85	-585.66	592.36	
	FREEDAM	-56	-89	52	70	-388.06	483.42	
Coalinga	RBS	-47	-94	62	129	-629.71	612.24	
	FREEDAM	-72	-112	61	85	-439.24	459.37	

Tabel 6.18: Vergelijking tussen de experimentele campagnes in termen vloerverplaatsingen enafschuifkracht kolomvoet

Bovendien maken FREEDAM verbindingen het gedrag van de constructie elastisch tussen twee opeenvolgende pieken van de invoerbeweging: dit is de reden voor het verminderde verplaatsingsbereik dat tijdens de proeven in de tweede campagne is waargenomen. Het laatste verschijnsel geldt algemeen voor alle proeven, maar wordt in Figuur 6.32 gerapporteerd voor de proeven 1, 2 en 5. Bovendien blijkt uit de figuren dat de wrijvingsapparatuur geen zelf-centrerend effect van de constructie garanderen.

Test 1







Figuur 6.32: Vergelijking tussen de 2e verdieping vloerverplaatsingen en de kolomvoet afschuifkracht Voor het gemak wordt het lokale constructieve gedrag van de geanalyseerde verbindingen gerapporteerd voor de meest gebruikte verbinding waarvoor zich geen technische problemen hebben voorgedaan; gekozen is voor verbinding 1A, en de vergelijking wordt gemaakt voor de aardbevingen in Spitak en Coalinga met een PGA van 0,8g. De discussies voor deze verbinding en de invoerbeweging zijn overeenkomend voor alle andere verbindingen. In Figuur 6.33 is te zien dat de RBS verbinding een hoger buigmoment moet weerstaan en een hogere rotatievraag moet doorstaan: respectievelijk ongeveer 240 kNm ten opzichte van 120 kNm, en ongeveer 0,027 rad ten opzichte van 0,013 rad. Desalniettemin kan worden aangetoond dat de twee vergeleken verbindingen dezelfde energie afvoeren. Dit is te danken aan de optimale wijze waarop de FREEDAM verbinding zich gedraagt, waardoor het mogelijk is de constructie tegelijkertijd op lage niveaus te belasten en stijver te maken, zonder de mogelijkheid van het afvoeren van een grote hoeveelheid energie te verhinderen.

De voorgaande verklaringen gelden voor verbindingen die tot de eerste verdieping behoren, terwijl die op de tweede verdieping hoofdzakelijk elastisch gedrag vertonen en om die reden hier niet worden gerapporteerd.



6.7 Bronnen

- [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 Committee 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.