



FREEDAM-PLUS

Valorisation des connaissances relatives aux assemblages en acier sans dommages « FREEDAM »

Numéro de la subvention : 800321-2020

Conception sismique de structures en acier avec des assemblages sans dommages

DOCUMENTS INFORMATIFS

LANGUE : FRANÇAIS



31/03/2021

DOCUMENTS INFORMATIFS: Conception sismique de structures en acier avec des assemblages sans dommages

Ce document est la traduction française des documents informatifs sur les assemblages en acier sans dommages (assemblages FREEDAM) développés dans le cadre du projet RFCS FREEDAM - Free from Damage Joints (RFSR-CT-2015-00022). Cette traduction fait partie du projet RFCS FREEDAM- PLUS - *Valorization of the knowledge for FREE from DAMAge steel connections* (Grant Agreement: 899321-2020), et a été réalisée par Véronique Dehan, de la Convention Européenne de la Construction Métallique, Jean François Demonceau, de l'Université de Liège, et Mohammed Hijaj, de l'Institut National des Sciences Appliquées de Rennes.

Documents informatifs (version anglaise):

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

Raffaele Landolfo, Mario D'Aniello (Universita Degli Studi Di Napoli Federico II , Italy)

Luis Simões da Silva, Aldina Santiago, Ana Francisca Santos (Universidade of Coimbra, Portugal)

Jean-Pierre Jaspert, Jean-Francois Demonceau (Université de Liège, Belgium)

Organisations participantes

Les organisations participant au projet FREEDAM PLUS sont les suivantes:

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

Universita Degli Studi di Salerno
Via Giovanni Paolo II 132, Fisciano
SA, 84084 Italy
www.unisa.it

Universita Degli Studi Di Napoli Federico II
Corso Umberto I, 40 , Napoli,
80138 Italy
www.unina.it

Universite de Liège
Place Du 20 AOUT 7 Liège, 4000
Belgium
www.uliege.be

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

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

Ozyegin Universitesi
Nisantep Mah Orman Sok 13,
Alemdag Cekmekoy Istanbul 34794
Turkey
www.ozyegin.edu.tr/eng

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

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

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

Technische Universiteit Delft
Stevinweg 1 Delft 2628 Cn
Netherlands
www.tudelft.nl

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

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

Universitet Po Arhitektura Stroitelstvo I Geodezija
Hristo Smirnenski BLVD 1, Sofia,
1046 Bulgaria
www.uacg.bg

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

Rheinisch-Westfaelische Technische Hochschule Aachen
Templergraben 55 Aachen, 52062
Germany
www.rwth-aachen.de

TABLE DES MATIERES

CHAPITRE 1	19
1.1 INTRODUCTION.....	19
1.2 INCONVÉNIENTS DES ASSEMBLAGES TRADITIONNELS	24
1.3 ASSEMBLAGES INTELLIGENTS	29
1.3.1 Assemblages intelligents avec des amortisseurs hystérétiques	30
1.3.2 Assemblages intelligents avec BRB	33
1.3.3 Assemblages intelligents avec amortisseurs par frottement	36
1.4 ASSEMBLAGES AUTO-CENTRANTS	43
1.5 RÉFÉRENCES.....	45
CHAPITRE 2	53
2.1 INTRODUCTION.....	53
2.2 MATÉRIAUX SELECTIONNES POUR LE DÉVELOPPEMENT DES PLAQUETTES DE FRICTION	58
2.2.1 Théories de base sur le frottement.....	58
2.2.2 Matériaux frottant testés dans le cadre du projet de recherche FREEDAM	60
2.3 COMPORTEMENT SOUS CHARGEMENT CYCLIQUE.....	64
2.3.1 Essais à faible vitesse	65
2.3.2 Dispositif d'essais à grande vitesse	67
2.3.3 Résultats d'essais	68
2.3.3.1 Influence du type de revêtement : Matériaux "durs" (M6-M8).....	69
2.3.3.2 Influence du type de revêtement : Matériaux "souples" (M1-M5).....	71
2.3.3.3 Influence de la précontrainte	73
2.3.3.4 Influence de la configuration des rondelles anti-desserrages.....	76
2.3.3.5 Variabilité des résultats	79
2.3.3.6 Influence de la vitesse de chargement	80
2.4 COMPORTEMENT SOUS CHARGEMENT CYCLIQUE.....	84
2.4.1 Introduction	84
2.4.2 Perte de précontrainte à court terme.....	87
2.4.3 Perte de précontrainte à moyen terme	90
2.4.4 Perte de précontrainte à long terme	91
2.5 CONCEPTION ET MODÉLISATION DES AMORTISSEURS A FRITCTION	93
2.5.1 Valeurs nominales du coefficient de frottement et modèles de régression	93
2.6 RÉFÉRENCES.....	97
CHAPITRE 3	104

3.1	INTRODUCTION.....	104
3.2	ESSAIS EXPÉRIMENTAUX SUR ASSEMBLAGES EXTERNES.....	107
3.2.1	Description du dispositif d'essai	107
3.2.2	Résultats des tests expérimentaux	112
3.3	ESSAIS EXPÉRIMENTAUX SUR ASSEMBLAGES INTERNES.....	120
3.3.1	Dispositif d'essai et programme expérimental	120
3.3.2	Résultats des tests expérimentaux	124
3.4	CONCLUSIONS.....	127
3.5	RÉFÉRENCES.....	128
	CHAPITRE 4	134
4.1	INTRODUCTION.....	134
4.2	MODELISATION PAR ELEMENTS FINIS DES AMORTISSEURS FREEDAM	135
4.2.1	Hypothèses de modélisation.....	135
4.2.2	Validation et discussion des résultats	139
4.2.1.1	Influence des ressorts à disque sur les assemblages à simple recouvrement réalisés avec un matériau de friction M6 [NV-21-22-23-24]	139
4.2.1.2	Influence des ressorts à disque dans les assemblages à simple recouvrement pour le matériau M4 [NV-17-18-19-20]	141
4.2.1.3	Dépendance à la pression des coefficients de frottement.....	143
4.3	MODÉLISATION PAR EF DES ASSEMBLAGES FREEDAM.....	145
4.3.1	Hypothèses de modélisation.....	145
4.3.2	Validation et discussion des résultats : assemblages de rive.....	147
4.3.3	Validation et discussion des résultats : assemblages centraux.....	149
4.4	RESUME DES NOUVELLES INFORMATIONS POUR LA CONCEPTION	151
4.4.1	Force de cisaillement dans les raccords des tronçons en T et en L	151
4.4.2	Influence de la force de précontrainte	155
4.4.3	Influence du Coefficient de frottement	157
4.5	RÉFÉRENCE	159
	CHAPITRE 5	163
5.1	INTRODUCTION.....	163
5.2	AMORTISSEURS FREEDAM SOUS CHARGE D'IMPACT.....	164
5.2.1	Description des spécimens testés et du programme expérimental	164
5.2.2	Description du dispositif d'essai	165
5.2.3	Résultats des essais expérimentaux.....	167
5.2.4	Simulation des résultats d'essai.....	171
5.3	ASSEMBLAGES FREEDAM SOUS CHARGE D'IMPACT	173
5.3.1	Typologies testées.....	173

5.3.2	Études sur les assemblages externes.....	174
5.3.3	Études sur les assemblages internes.....	178
5.4	RÉSUMÉ DES NOUVELLES INFORMATIONS.....	188
5.5	RÉFÉRENCES.....	189
CHAPITRE 6		194
6.1	INTRODUCTION.....	194
6.2	MAQUETTE DU BÂTIMENT.....	195
6.3	ESSAIS PSEUDO-DYNAMIQUES DE LA MAQUETTE DU BÂTIMENT AVEC ASSEMBLAGES RBS.....	198
6.3.1	Imperial Valley (PGA = 1,1g).....	199
6.3.2	Spitak (PGA = 0,80g).....	200
6.3.3	Enregistrement artificiel (PGA = 0,50g).....	201
6.3.4	Santa Barbara (PGA = 0,80g).....	201
6.3.5	Coalinga (PGA = 0,80g).....	202
6.4	ESSAIS PSEUDO-DYNAMIQUES DU BÂTIMENT MODÈLE AVEC DES ASSEMBLAGES FREEDAM	205
6.4.1	Imperial Valley (PGA = 1,10g).....	205
6.4.2	Spitak (PGA = 0,80g).....	206
6.4.3	Enregistrement artificiel (PGA = 0,50g).....	208
6.4.4	Santa Barbara (PGA = 0,80g).....	208
6.4.5	Coalinga (PGA = 0,80g).....	209
6.5	SIMULATION NUMÉRIQUE DE LA RÉPONSE SISMIQUE.....	211
6.5.1	Structure avec assemblages RBS.....	211
6.5.2	Structures avec assemblages FREEDAM	217
6.6	COMPARAISON DES PERFORMANCES SISMIQUES.....	222
6.7	RÉFÉRENCES.....	226

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Comparaison entre les différentes stratégies de dimensionnement parasismique.....	23
Figure 1.2 : Comportement des composantes de l’assemblage ayant le panneau d’âme du poteau cisailé comme mode de ruine [25]	25
Figure 1.3 : Réponse cyclique moment-rotation de l’assemblage ayant le panneau d’âme du poteau cisailé comme mode de ruine [25]	26
Figure 1.4 : Réponse cyclique moment-rotation de l’assemblage avec section de poutre réduite RBS [25]	27
Figure 1.5 : Réponse cyclique moment-rotation d’un assemblage DST conçu et dimensionné avec des profilés en T boulonnés comme composante faible [25].....	27
Figure 1.6 : Assemblage poutre-poteau équipé d’un amortisseur à fentes [28]	30
Figure 1.7 : Critère de dimensionnement pour les assemblages équipés d’amortisseurs à fentes.....	31
Figure 1.8 : Résultats d’essais expérimentaux sur les assemblages équipés d’amortisseurs à fentes ...	32
Figure 1.9 : Assemblages poutre-poteau équipés de diagonales ductiles confinées [29].....	33
Figure 1.10 : Détail structural d’une diagonale ductile confinée « tout acier » utilisée comme amortisseur hystérétique [29]	34
Figure 1.11 : Distribution des efforts dans les assemblages poutre-poteau équipés de diagonales ductiles confinées inférieures et supérieures [29].....	34
Figure 1.12 : Distribution des efforts dans les assemblages poutre-poteau équipés de diagonales inférieures [29]	35
Figure 1.13 : Réponse cyclique moment-rotation des assemblages poutre-poteau équipés de diagonales ductiles confinées [29].....	36
Figure 1.14 : Conception et comportement idéal force-déplacement d’une amortisseur par frottement symétrique	37
Figure 1.15 : Conception et comportement idéal force-déplacement d’un amortisseur par frottement asymétrique	38
Figure 1.16 : Comportement du corps du boulon en double courbure	38
Figure 1.17 : Assemblages articulés coulissants avec des attaches par frottement asymétriques [36, 43]	40
Figure 1.18 : Comportement cyclique des assemblages articulés coulissants avec des attaches par frottement asymétriques [43].....	40
Figure 1.19 : a) Configuration avec amortisseur horizontal ; b) Configuration avec amortisseur vertical	41
Figure 1.20 : Test d’un assemblage équipé d’un amortisseur par frottement horizontal.....	42
Figure 1.21 : Test d’un assemblage équipé d’un amortisseur par frottement vertical.....	43
Figure 1.22 : Connexions égocentriques équipées d’amortisseurs à friction [48, 54].....	44

Figure 1.23 : Composantes d'un assemblage auto-centrant avec amortisseurs par frottement (gauche) et réponse cyclique qui en résulte (à droite) [48, 54]	44
Figure 2.1 : Amortisseurs visqueux placés sur le pont de Rion-Antirion (Grèce) - (Courtesy : FIPMEC srl).....	53
Figure 2.2 : Contreventements anti-flambement installés dans une structure préfabriquée en béton armé à Ancône (Italie) - (Courtoisie : FIPMEC srl).....	53
Figure 2.3 : Dispositif ADAS après essais	54
Figure 2.4 : Dispositifs Pall installés sur un contreventement à diagonale unique à l'usine d'avions commerciaux Boeing d'Everett, États-Unis - (Avec l'aimable autorisation du Dr Pall)	54
Figure 2.5 : Premier brevet japonais sur un dispositif de frottement parasismique [11].....	55
Figure 2.6 : Concept d'articulation à charnière coulissante avec dispositifs de friction symétriques [12].	55
Figure 2.7 : Charnière coulissante avec amortisseurs à friction asymétriques du primé de Te Puni Village à Wellington -[13]	55
Figure 2.8 : Différence entre les zones de contact réelles et apparentes [14].....	56
Figure 2.9 : Usure par abrasion [14].....	56
Figure 2.10 : Assemblage FREEDAM	57
Figure 2.11 : Assemblage poutre-poteau FREEDAM lors d'un essai en laboratoire	57
Figure 2.12 : Essai sur acier doux [14] 4 boulons - Niveau de précontrainte de chaque boulon 210 kN - 1 surface de contact	61
Figure 2.13 : Essai sur acier doux[43] 4 boulons - Niveau de précontrainte de chaque boulon 50 kN - 2 surfaces de contact.....	61
Figure 2.14 : Essai sur caoutchouc M2 [43] 4 boulons - Niveau de précontrainte de chaque boulon 50 kN - 2 surfaces de contact)	62
Figure 2.15 : Rupture fragile de cales frictionnels en caoutchouc le long de la section nette [43]	62
Figure 2.16 : Essai sur la projection thermique en aluminium [40] 1 boulon -2 surfaces de contact- Coefficient de frottement fourni par les auteurs : 0,71	63
Figure 2.17 : Comportement de la projection thermique d'aluminium [43] 4 boulons - Niveau de précontrainte de chaque boulon 50 kN - 2 surfaces de contact	63
Figure 2.18 : Processus de pulvérisation de fil à l'arc électrique (www.metco.com).....	64
Figure 2.19 : Procédé de projection plasma (www.metco.com)	64
Figure 2.20 : Dispositif d'essai.....	65
Figure 2.21 : Spécimen testé	65
Figure 2.22 : Séquence de serrage.....	66
Figure 2.23 : Diagramme couple-précontrainte.....	66
Figure 2.24 : Disposition d'essai à grande vitesse	67
Figure 2.25 : Machine d'essai	68

Figure 2.26 : Comportement hystérétique des cales M6	69
Figure 2.27 : Comportement hystérétique des cales 3M	69
Figure 2.28 : Comportement hystérétique des cales M7	69
Figure 2.29 : Endommagement des cales M6	70
Figure 2.30 : Endommagement des cales 3M	70
Figure 2.31 : Evolution de la précontrainte dans les boulons.....	71
Figure 2.32 : Coefficient de frottement "réel" en fonction des déplacements cumulés : M6.....	71
Figure 2.33 : Comportement hystérétique des cales M2	72
Figure 2.34 : Comportement hystérétique des cales M3	72
Figure 2.35 : Comportement hystérétique des cales M1	72
Figure 2.36 : Comportement hystérétique des cales M3	72
Figure 2.37 : Coefficient de frottement réel - M4	73
Figure 2.38 : Forces de précontrainte - M4.....	73
Figure 2.39 : Dommage des cales M1	73
Figure 2.40 : Dommage des cales M4.....	73
Figure 2.41 : Cales M6, 100% de précontrainte nominale	74
Figure 2.42 : Cales M6, 80% de précontrainte nominale	74
Figure 2.43 : Cales M6, 60% de précontrainte nominale	74
Figure 2.44 : Cales M6, 40% de précontrainte nominale	74
Figure 2.45 : Réduction de la précontrainte (100 % à 40 % de la précontrainte nominale).....	75
Figure 2.46 : Dégradation de la dissipation d'énergie (100 % à 40 % de la précontrainte nominale)...	75
Figure 2.47 : Influence de la précontrainte sur le coefficient de frottement : Cales M1	75
Figure 2.48 : Influence de la précontrainte sur le coefficient de frottement : Cales M4.....	75
Figure 2.49 : Influence de la précontrainte sur le coefficient de frottement : Cales M6	76
Figure 2.50 : Diagrammes types de boulons	77
Figure 2.51 : Assemblage avec rondelle.....	77
Figure 2.52 : Diagramme de boulon avec rondelle plate.....	77
Figure 2.53 : Diagramme de boulon avec rondelle Belleville.....	77
Figure 2.54 : Cales M1 avec rondelles plates.....	78
Figure 2.55 : Cales M1 avec 3DS.....	78
Figure 2.56 : Cales M1 avec 6DS.....	78
Figure 2.57 : Cales M1 avec 9DS.....	78
Figure 2.58 : Précontrainte pour différentes configurations de rondelles	79
Figure 2.59 : Dégradation de l'amortissement pour différentes configurations de rondelles	79

Figure 2.60 : Variabilité du coefficient de frottement - cales M1	80
Figure 2.61 : Variabilité du coefficient de frottement - Cales M4	80
Figure 2.62 : Variabilité du coefficient de frottement - Cales M6	80
Figure 2.63 : Influence de la vitesse - cales M4	81
Figure 2.64 : Influence de la vitesse - cales M1	81
Figure 2.65 : Influence de la vitesse - cales M4	81
Figure 2.66 : Influence de la vitesse – cales M6	81
Figure 2.67 : Dépendance de la dégradation à la vitesse - cales M1	83
Figure 2.68 : Dépendance de la dégradation à la vitesse - cales M4	83
Figure 2.69 : Dépendance de la dégradation à la vitesse - cales M6	83
Figure 2.70 : Dépendance de la dégradation à la vitesse pour un déplacement de 400 mm - Cales M184	
Figure 2.71 : Dépendance de la dégradation à la vitesse pour un déplacement de 400 mm - Cales M484	
Figure 2.72 : Dépendance de la dégradation à la vitesse pour un déplacement de 400 mm - Cales M684	
Figure 2.73 : Évolution de la précharge dans le temps.....	85
Figure 2.74 : Dispositif d'essai à long terme.....	86
Figure 2.75 : Dispositif d'essai à court et moyen terme.....	86
Figure 2.76 : Rondelle spécifique (BW).....	86
Figure 2.77 : DIN 6796 M20 Ressorts à disque (DS)	86
Figure 2.78 : Configurations des rondelles testées.....	87
Figure 2.79 : Résultats des essais à court terme.	88
Figure 2.80 : Résultats des tests à moyen terme.....	91
Figure 2.81 : Résultats des essais à long terme	92
Figure 2.82 : Séquence de serrage.....	96
Figure 2.83 : Diagramme typique du couple en fonction de la précontrainte	96
Figure 2.84 : Séquence de serrage.....	96
Figure 3.1 : Mise en des assemblages par friction.....	105
Figure 3.2 : Spécimens testés (Assemblages externes): a) configuration avec amortisseur horizontal; b) configuration avec amortisseur vertical.....	107
Figure 3.3 : Dispositif expérimental : a) FJ-CYC01-FJ-CYC04; b) FJ-CYC05-FJ-CYC08	108
Figure 3.4 : Schéma structural : a) effort dans un assemblage extérieur en raison des charges sismiques; b) schéma reproduit en laboratoire	109
Figure 3.5 : Historique de déplacement : a) effort dans un assemblage externe sous chargement sismique; b) schéma reproduit en laboratoire.....	110
Figure 3.6 : Position des LVDT: a) FREEDAM-CYC01; b) FREEDAM-CYC02.....	112

Figure 3.7 : Courbes hystéretiques	114
Figure 3.8 : Spécimens dans leur configuration déformée : a) FJ-CYC01; b) FJ-CYC02; c) FJ-CYC03; d) FJ-CYC04	115
Figure 3.9 : Position des instruments de mesure LVDT - FREEDAM-CYC01.....	116
Figure 3.10 : Position des instruments de mesure LVDT - FREEDAM-CYC02.....	117
Figure 3.11 : Force de glissement vs glissement des amortisseurs FREEDAM-CYC01 (left) and FREEDAM-CYC02 (right)	117
Figure 3.12 : Mesures locales FREEDAM-CYC01 – Tronçons en T et en L (T-stubs/L-stubs)	118
Figure 3.13 : Mesures locales FREEDAM-CYC02 – Tronçons en T et en L (T-stubs/L-stubs)	118
Figure 3.14 : Effort de précontrainte dans les boulons de l’amortisseur frictionnel FREEDAM-CYC01 (gauche) et FREEDAM-CYC02 (droite).....	119
Figure 3.15 : FREEDAM-CYC02 - Spécimen déformé à la fin du test	119
Figure 3.16 : Spécimens testés (assemblages internes)	122
Figure 3.17 : Dispositif d’essai (dimensions en mm).....	122
Figure 3.18 : Schéma pour le calcul des réactions d’appui dans le dispositif d’essai	123
Figure 3.19 : Instrumentation des essais.....	123
Figure 3.20 : Courbes moment-rotation – Spécimens avec poutre IPE270.....	124
Figure 3.21 : Courbes moment-rotation – Spécimens avec poutre IPE 450.....	125
Figure 3.22 : Déformation des tronçons en T et en L.....	126
Figure 3.23 : Déformation des tronçons en T et en L.....	127
Figure 3.24 : Efforts dans les boulons	127
Figure 4.1 : Modèles EF générés d’assemblages par recouvrement : a) Maillage ; b-i) Assemblages avec différentes dispositions de rondelle.....	136
Figure 4.2 : Contrainte réelle - propriétés non linéaires de la déformation	137
Figure 4.3 : Historique du déplacement pour les séries UT-NV	138
Figure 4.4 : Courbes force-déplacement expérimentales et implicite ou explicite.....	138
Figure 4.5 : Réponse des Modèles NV-21-22-23-24 en fonction du déplacement cumulé.....	140
Figure 4.6 : Comparaison des essais et simulations numériques pour le matériau M6[NV-21-22-23-24]	141
Figure 4.7 : Courbes du coefficient de frottement pour les assemblages par simple recouvrement pour le matériau M4 [NV-17-18-19-20].....	142
Figure 4.7 : Courbes des coefficients de frottement pour les assemblages par simple recouvrement simple avec le matériau M4 [NV-17-18-19-20]	142
Figure 4.8 : Surface de contact vs. Pression.....	143
Figure 4.9 : Proportion de la surface de contact (en %) pour différents couples de serrage	144
Figure 4.10 : Pression de contact pour différents couples de serrage.....	144

Figure 4.11 : Modèles éléments finis d'assemblages poutre-poteau FREEDAM.....	145
Figure 4.12 : Courbe moyenne contrainte-déformation de l'acier S355	146
Figure 4.13 : Courbes moment-rotation: résultats expérimentaux et éléments finis	147
Figure 4.14 : Essai cyclique jusqu'à 5% : résultats expérimentaux et éléments finis	148
Figure 4.15 : Isovaleurs de déformation plastique dans les boulons de l'amortisseur	149
Figure 4.16 : Comparaison entre assemblages en T et en X avec amortisseurs de type jarret	150
Figure 4.17 : Comparaison entre assemblages en T et en X avec amortisseur à nervure vertical.....	150
Figure 4.18 : Force de cisaillement transférée par différentes composantes	152
Figure 4.19 : Force de cisaillement au niveau de l'assemblage	153
Figure 4.20 : Répartition du cisaillement dans les éléments pour une rotation de l'amortisseur de 0.04 rad.....	153
Figure 4.21 : Isovaleurs de la déformation plastique à la fin du cycle des assemblages complets	154
Figure 4.22 : Energie dissipée normalisée a) Dissipation due au frottement b) Dissipation plastique	154
Figure 4.23 : Influence de la précontrainte sur le moment résistant.....	156
Figure 4.24 : Influence du coefficient de frottement sur la résistance en flexion	158
Figure 5.1 : Spécimen FREEDAM: vue latérale	165
Figure 5.2 : Spécimens testés (dimensions en mm)	165
Figure 5.3 : Croquis du dispositif d'essai utilisé pour les essais d'impact – Essais des amortisseurs frictionnels.....	167
Figure 5.4 : Types d'essai d'impact – Historique des forces appliquées.....	167
Figure 5.5 : Courbes force-déplacement expérimentales (Groupe A, M1)	169
Figure 5.6 : Modèle numérique d'amortisseur frictionnel : géométrie et conditions d'appui	172
Figure 5.7 : Tests expérimentaux vs simulations numériques.....	172
Figure 5.8 : Influence de la vitesse sur le comportement de l'amortisseur frictionnel.....	173
Figure 5.9 : Assemblage externe testé à l'Université de Coimbra	174
Figure 5.10 : Assemblage interne testé à l'Université de Liège et ses composantes.....	174
Figure 5.11 : Dispositif expérimental.....	175
Figure 5.12 : Comportement expérimental de l'assemblage : essais quasi-statique vs impact	176
Figure 5.13 : Assemblage à la ruine : tronçon en T.....	176
Figure 5.14: Modèle FEM : conditions d'appui	177
Figure 5.15 : Modélisation des boulons M16 HV	177
Figure 5.16 : FEM vs Essais expérimentaux	178
Figure 5.17 : Résultats de l'étude paramétrique	178

Figure 5.18 : Configuration d'essai d'impact (moitié du spécimen testé) avec mesure via un système de corrélation d'image numérique.....	179
Figure 5.19 : Nomenclature des essais	179
Figure 5.20 : Dispositif pour les essais d'impact : masse M1 (211kg) (b) et M2 (460 kg) (c)	180
Figure 5.21 : Courbes force vs déplacement vertical et moment vs rotation obtenues via l'essai statique	181
Figure 5.22 : Essais d'impact – exemple de courbes déplacement vs temps pour le point 10C	182
Figure 5.23 : Modèle aux éléments finis (a) et comparaison des énergies (b)	185
Figure 5.24 : Comparaison entre une simulation implicite et explicite de l'essai statique	186
Figure 5.25 : Essais expérimentaux vs modélisations numériques	187
Figure 6.1: La maquette et ses connexions.....	195
Figure 6.2 : Maquette du bâtiment (avec assemblages RBS).....	196
Figure 6.3 : Schéma de référence adopté pour la conception des MRF testés	197
Figure 6.4 : Historique des déplacements (à gauche) et des réactions (à droite) pour le test 1	199
Figure 6.5 : Courbes d'hystérésis de l'assemblage RBS (à gauche) et de l'énergie globale dissipée (à droite) pour le test 1 (MRF-1)	199
Figure 6.6 : Historique des déplacements (à gauche) et courbes moment-rotation (à droite)	200
Figure 6.7 : Historique des déplacements (à gauche) et courbes moment-rotation (à droite)	201
Figure 6.8 : Historique des déplacements (à gauche) et courbes moment-rotation (à droite)	202
Figure 6.9 : Courbes d'hystérésis des RBS ayant rompu (en haut) et modes de ruine (en bas).....	203
Figure 6.10 : Détail des soudures	204
Figure 6.11 : Déplacements du plancher (à gauche) et forces dans les vérins (à droite) de l'essai 5 ..	205
Figure 6.12 : Test 1 : déplacements du sol (à gauche) et réactions (à droite)	206
Figure 6.13 : Test 2 : déplacements des planchers (à gauche) et forces dans les vérins (à droite).....	207
Figure 6.14 : Test 2 : courbes moment-rotation des assemblage FREEDAM montés surMRF-1	207
Figure 6.15 : Test 3 : déplacements des planchers (à gauche) et efforts dans les vérins (à droite)	208
Figure 6.16 : Test 3 : courbes moment-rotation des assemblages FREEDAM montés sur MRF-1)....	208
Figure 6.17 : Test 4 : déplacements des planchers (à gauche) et forces dans les vérins (à droite).....	209
Figure 6.18 : Test 4 : courbes moment-rotation des assemblages FREEDAM montés sur MRF-1	209
Figure 6.19 : Test 5 : déplacements des planchers et forces dans les vérins (à droite)	210
Figure 6.20 : Test 5 : courbes moment-rotation des assemblages FREEDAM montés sur MRF-1	210
Figure 6.21 : Assemblage FREEDAM 1A à la fin de la deuxième campagne expérimentale	211
Figure 6.22 : Modèle 3D de la maquette avec connexions RBS	211
Figure 6.23 : Courbes moment-rotation expérimentale et numérique du RBS	212

Figure 6.24 : Modèle Eléments Finis de l'ensemble assemblage-RBS	213
Figure 6.25 : Comparaison des boucles hystérétiques pour l'assemblage RBS-1A.....	215
Figure 6.26 : Modèle FE de la structure	217
Figure 6.27 : Modèle FE de la connexion poutre-poteau (modèle affiné).....	218
Figure 6.28 : Matériau hystérétique uniaxial : paramètres	218
Figure 6.30 : Effort tranchant à la base : Test 1 (gauche) et Test 2 (droite).....	221
Figure 6.31 : Courbes hystérétiques (connexion 1A) : Test 2 (gauche) et Test 5 (droite)	222
Figure 6.32 : Comparaison entre les déplacements du plancher du deuxième niveau et l'effort tranchant à la base	224
Figure 6.33 : Connexion 1A : courbes d'hystérésis et énergie dissipée.....	225

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 : Configuration pour la relaxation à court terme FW	89
Tableau 2.2 : Configuration pour la relaxation à court terme BW	89
Tableau 2.3 : Configuration pour la relaxation à court terme 3DS	89
Tableau 2.4 : Configuration pour la relaxation à court terme 3DSps	90
Tableau 2.5 : Résumé des essais à moyen terme	91
Tableau 2.6 : Résultats de l'étude de régression	94
Tableau 2.7 : Variabilité statistique du coefficient de frottement statique	95
Tableau 2.8 : Valeurs nominales des coefficients de frottement	96
Tableau 3.1: Historique de déplacement appliqué.....	111
Tableau 3.2: Comparaison entre les moments mesurés pendant les essais et les valeurs prédites lors du dimensionnement.....	113
Tableau 3.3: Programme experimental.....	121
Tableau 4.1 : Comparaison entre analyses implicites et explicites	139
Tableau 4.2 : Dénomination des spécimens à disque	139
Tableau 4.3 : Propriétés du matériau frictionnel	146
Tableau 4.4 : Moments fléchissant FD 1-2-DS pour une précontrainte variable	157
Tableau 4.5 : Moments fléchissant FD 2-2-DS pour une précontrainte variable	157
Tableau 4.6 : Moments de flexion pour le modèle FD 1-2 en considérant la variation du coefficient de frottement	157
Tableau 4.7 : Moments de flexion pour le modèle FD 2-2 en considérant la variation du coefficient de frottement	158
Tableau 5.1 : Programme expérimental.....	166
Tableau 5.2 : Résumé des valeurs des facteurs dynamiques de friction et dégradation de la résistance au frottement.....	169
Tableau 5.3 : Résumé des valeurs des facteurs dynamiques après l'apparition de la plage de glissement	170
Tableau 5.4 : Programme expérimental.....	175
Tableau 5.5 : Nomenclature des essais d'impact et propriétés principales	180
Tableau 5.6 : Résultats des essais d'impact.....	183
Tableau 5.7 : Calcul du DIF	184
Tableau 5.8 : Comparaison de résultats expérimentaux (Exp) et numériques (FEM).....	187
Tableau 5.9: Estimation des forces d'impact et des DIFs	188

Tableau 6.1: Accélérogrammes d'essais	198
Tableau 6.2 : Principaux résultats expérimentaux (structure avec assemblages RBS)	198
Tableau 6.3 : Principaux résultats expérimentaux (structure avec assemblages FREEDAM)	205
Tableau 6.4 : Comparaison expérimentale et numérique de l'effort tranchant à la base, les déplacements de sol et la dérive inter-étage	214
Tableau 6.5 : Comparaisons concernant la connexion 1A	216
Tableau 6.6 : Matériau hystérétique uniaxial : paramètres.....	219
Tableau 6.7 : Comparaison expérimentale et numérique des forces dans les vérins et des déplacements de plancher	220
Tableau 6.8 : Comparaison expérimentale et numérique de l'assemblage 1A (tests PsD vs Sim. 2) .	222
Tableau 6.9 : Comparaison entre les campagnes expérimentales en termes de déplacement du sol et d'effort tranchant à la base	223

CHAPITRE 1

ASSEMBLAGES INTELLIGENTS POUR PORTIQUES RÉSISTANT AUX SÉISMES: UN BREF APERÇU

1.1 INTRODUCTION

Des recherches expérimentales récentes sur les assemblages poutre-poteau pour les structures en acier résistantes aux séismes traitent de plus en plus de l'étude du comportement d'assemblages intelligents permettant de réduire les dommages structuraux causés par des événements sismiques destructeurs. Pour cette raison, l'attention de nombreux chercheurs portent sur les assemblages poutre-poteau équipés d'amortisseurs sismiques. Ces amortisseurs permettent la dissipation de l'énergie associée au tremblement de terre et, par conséquent, peuvent remplacer les zones dissipatives des portiques traditionnels travaillant par effet cadre dans lesquels les extrémités des poutres sont généralement activées via le développement de rotules plastiques. En principe, toute typologie d'amortisseur sismique peut être appliquée : amortisseurs hystérétiques, diagonale ductile confinée, amortisseurs en alliage à mémoire de forme, amortisseurs visqueux, amortisseurs par frottement... Ces amortisseurs sont non seulement capables de fournir des boucles d'hystérésis larges et stables, mais peuvent également être facilement substitués après des événements sismiques destructeurs. Pour cette raison, les assemblages poutre-poteau équipés d'amortisseurs sismiques peuvent être considérés comme « assemblages intelligents ».

En outre, la réparation des structures après un séisme sévère est étroitement liée au niveau de déformations permanentes après cet événement. Pour cette raison, des recherches récentes dans le domaine des assemblages intelligents portent sur la possibilité de proposer des solutions permettant un auto-centrage de la structure, évitant ainsi l'apparition de défaut global d'aplomb après des événements sismiques majeurs.

Ce chapitre donne un bref aperçu des solutions d'assemblage intelligent, témoignant de la vitalité de l'activité de recherche dans le domaine du comportement sismique des structures en acier, domaine qui évolue de plus en plus vers un art du détail structural, avec un grand nombre de solutions intelligentes que les structures en béton ne sont pas en mesure de fournir.

Il est bien connu que les différentes stratégies de dimensionnement de structures parasismiques peuvent être fondées sur l'équilibre énergétique. Selon la stratégie traditionnelle de dimensionnement parasismique des structures de bâtiment [1-4], en cas d'événements sismiques fréquents et occasionnels dont la période de retour est comparable au cycle de vie des structures, l'énergie d'entrée du tremblement de terre doit être complètement dissipée au moyen d'amortissement visqueux. Par conséquent, l'énergie hystérétique est égale à zéro vu que, pour de tels événements sismiques, la structure doit être conçue pour rester dans le domaine élastique. Inversement, en cas d'événements sismiques rares ou très rares dont la période de retour est d'environ 500 ans ou plus encore, la majeure partie de l'énergie sismique est dissipée

par hystérésis, conduisant à l'activation d'éléments structuraux dans le domaine plastique et ainsi à des dommages structuraux. Ces dommages structuraux doivent être compatibles avec la ductilité et la capacité de dissipation énergétique des structures car, même si les dommages structuraux sont acceptés, la prévention de l'effondrement doit être assurée et la sauvegarde des vies humaines doit être garantie.

Ainsi, en ce qui concerne les portiques en acier travaillant par effet cadre (Moment Resisting Frames en anglais - MRF), il est nécessaire de fournir à la structure une résistance et une rigidité transversales suffisantes afin de rester dans le domaine élastique en cas d'événements sismiques fréquents ou occasionnels. En particulier, une rigidité transversale adéquate est nécessaire pour réduire les dommages aux éléments non structuraux, ce qui est une exigence fondamentale pour la vérification des états limites de service. Inversement, en cas de tremblements de terre destructeurs, les MRF doivent être conçus afin de dissiper l'énergie associée au tremblement de terre aux extrémités des poutres où de la flexion plastique cyclique doit pouvoir se produire. À cette fin, il est recommandé de dimensionner les assemblages poutre-poteau en leur prodiguant une sur-résistance suffisante [5-7] par rapport aux poutres connectées en tenant compte de la variabilité des propriétés des matériaux [6] et de l'apparition de l'écroutissage et ce afin de garantir le plein développement de la résistance flexionnelle des rotules plastiques dans les poutres [7]. En outre, dans le but d'assurer l'activation du plus grand nombre de zones dissipatives plastiques en contrôlant de façon appropriée le mode de ruine, les codes de dimensionnement parasismique modernes, tels que l'Eurocode 8, exigent l'application de critères hiérarchiques de dimensionnement pour favoriser l'activation des extrémités des poutres plutôt que des extrémités des poteaux. À ce jour, la philosophie de conception classique fondée sur la hiérarchie « poutre faible – assemblage fort – poteau fort » a été largement appliquée dans le dimensionnement parasismique [1-4] et offre certains avantages, tels que le développement de boucles d'hystérésis assez stables dans les zones dissipatives et la prévention de l'apparition de mécanismes plastiques d'« étages faibles » (« soft-storey mechanism » en anglais) qui doivent être absolument évités en raison de leur faible capacité de dissipation de l'énergie.

Cependant, l'approche de conception traditionnelle telle que décrite ci-dessus fournit également plusieurs inconvénients [8-10]. En ce qui concerne les événements sismiques graves, le principal inconvénient de la stratégie de dimensionnement traditionnelle est intrinsèque à la stratégie en elle-même. En fait, même si des dommages structuraux sont essentiels pour dissiper l'énergie sismique, ces dommages structuraux sont la principale source de pertes économiques directes et indirectes, pertes qui sont de moins en moins acceptées dans les pays industrialisés, comme en témoigne le montant des pertes économiques survenues lors des récents événements sismiques.

Un autre inconvénient, qui est spécifique au cas des MRF en acier, est que l'utilisation d'assemblages poutre-poteau pleine résistance en tenant compte de la sur-résistance requise par le code n'est pas rentable et constitue une faiblesse importante de ce type de solution structurale lorsque celle-ci est mise en concurrence avec d'autres solutions structurales adoptant d'autres matériaux tels que le béton armé. En fait, afin de garantir les niveaux de performance des assemblages souhaités selon le code, un surdimensionnement important est nécessaire

conduisant à l'utilisation de raidisseurs supplémentaires, de plats d'âme, de plats de recouvrement ou même de jarrets.

Afin de réduire le principal inconvénient de la stratégie de conception traditionnelle, c'est-à-dire l'apparition de dommages structuraux, plusieurs stratégies ont été proposées au cours des dernières décennies. En particulier, une stratégie bien adaptée au domaine des structures en acier est la stratégie dite « de dissipation supplémentaire d'énergie », ou « de contrôle passif » [11-15], où l'énergie associée au tremblement de terre est dissipée par amortissement visqueux ou amortissement hystérétique via l'introduction d'absorbeurs d'énergie couplant des parties structurales où de grands déplacements relatifs ou vitesses relatives sont attendus [12]. Parmi les différents systèmes de contrôle passif, l'utilisation d'amortisseurs par frottement a également été proposée dans le cadre de recherches antérieures visant à réduire les déplacements transversaux afin de respecter les états limites de service et de réduire les dommages structuraux tout en satisfaisant les exigences relatives aux états limites ultimes.

Les amortisseurs par frottement présentent un potentiel élevé pour un faible coût et ils sont faciles à installer et à entretenir. Par conséquent, dans le passé, plusieurs dispositifs d'amortissement par frottement ont été testés expérimentalement [16-18] et certains d'entre eux ont été utilisés dans des bâtiments à travers le monde. Le système le plus largement adopté consiste en un système de contreventement qui intègre des amortisseurs par frottement [16, 19, 20]. Plusieurs chercheurs ont travaillé sur cette configuration structurale en proposant des procédures de dimensionnement permettant d'optimiser la force de glissement du système de contreventement.

En ce qui concerne le second inconvénient identifié de la stratégie de conception traditionnelle, à savoir la nécessité de concevoir des assemblages poutre-poteau avec une forte sur-résistance par rapport aux poutres connectées, une alternative à l'approche « poutre faible – assemblage fort – poteau fort » a été proposée. La philosophie alternative « poutre forte – assemblage faible – poteau fort » peut être appliquée, l'Eurocode 8 ouvrant la porte à l'utilisation d'assemblages à résistance partielle, à condition que ces assemblages soient en mesure de fournir une capacité de rotation plastique suffisante (généralement 0,035 rad pour les zones à forte sismicité). Cette condition de capacité de rotation plastique est à vérifier au moyen d'essais expérimentaux. Avec une telle approche de dimensionnement, même dans le cas de grandes sections de poutres utilisées pour de grandes portées ou pour reprendre des charges de gravité élevées, l'adoption d'assemblages à résistance partielle permet de contrôler le moment de flexion transféré au poteau ; ainsi, cette stratégie peut empêcher un surdimensionnement excessif du poteau résultant de l'application du critère de dimensionnement hiérarchique. En outre, les détails constructifs des assemblages poutre-poteau peuvent être considérablement simplifiés, évitant ainsi les inconvénients économiques identifiés pour les solutions d'assemblages pleine résistance avec prise en compte de la sur-résistance requise.

L'intérêt croissant de la communauté scientifique pour la conception de MRF dissipatifs avec assemblages à résistance partielle (dits « portiques dissipatifs semi-continus ») [5, 21-27] est reflété dans la dernière version de l'Eurocode 8, mais l'application réelle de cette stratégie de dimensionnement est encore fortement limitée dans la pratique, car les capacités dissipatives réelles des assemblages doivent être démontrées au moyen d'essais expérimentaux qui sont

rarement envisageables dans le cadre d'un dimensionnement. De plus, même si l'utilisation d'assemblages à résistance partielle peut conduire à une conception plus économique, cette solution peut également présenter certains inconvénients tels que la réduction de la rigidité transversale du portique et, en général, de la capacité de dissipation de l'énergie sismique aux extrémités des poutres.

Tenant compte du contexte brièvement résumé ci-dessus et dans le but de surmonter les inconvénients des stratégies de conception décrites, de nombreux chercheurs ont concentré leurs efforts sur la possibilité de concevoir et de dimensionner des « assemblages intelligents » qui seraient en mesure de concentrer la dissipation de l'énergie sismique dans des dissipateurs spécifiquement conçus à cet effet, plus précisément dans des dispositifs d'amortissement situés intelligemment dans les composantes de l'assemblage. Ainsi, l'objectif est la conception d'assemblages capables de résister presque sans aucun dommage non seulement aux événements sismiques fréquents et occasionnels, mais aussi aux tremblements de terre destructeurs rares et très rares.

L'idée de base de ces travaux de recherche s'inspire de la stratégie de dissipation supplémentaire d'énergie, mais elle se base sur une autre perspective concernant l'utilisation de dispositifs d'amortissement. En fait, alors que les stratégies de contrôle passif consistent généralement en l'amélioration de la capacité de dissipation d'énergie de la structure primaire au moyen d'une dissipation provenant de dispositifs d'amortissement supplémentaires, la nouvelle stratégie de conception, qui pourrait être appelée « stratégie de substitution », est fondée sur l'utilisation d'amortisseurs conçus de manière à remplacer les zones dissipatives traditionnelles des MRF, c'est-à-dire les extrémités de poutre.

D'un point de vue technologique, l'innovation concerne la conception d'assemblages poutre-poteau équipés d'amortisseurs. Ces amortisseurs peuvent être localisés soit au niveau de la semelle inférieure de la poutre, soit au niveau des deux semelles et, de plus, peuvent appartenir à différentes typologies : amortisseurs visqueux, amortisseurs hystérétiques, amortisseurs par frottement, amortisseurs constitués d'alliage à mémoire de forme (SMA – Shape Memory Alloy), diagonales ductiles confinées (BRB – Buckling Restrained Braces).

Afin de bien clarifier les différences en ce qui concerne le dimensionnement parasismique traditionnel ou le dimensionnement par dissipation énergétique supplémentaire, les différentes approches sont schématisées à la Figure 1.1 lorsque l'utilisation d'amortisseurs par frottement est envisagée [10]. En particulier, la Figure 1.1a met en évidence que les zones dissipatives des MRF traditionnels sont situées aux extrémités des poutres où des rotules plastiques se développent. La demande sismique est généralement exprimée en termes de déplacement relatif maximal entre étages (ϑ à la Figure 1.1) qui régit la rotation plastique attendue dans les zones dissipatives. La stratégie de dissipation supplémentaire d'énergie (Figure 1.1b) vise à réduire la demande sismique en introduisant des amortisseurs sismiques qui doivent être localisés, dans un souci d'efficacité, entre deux points soumis à des déplacements relatifs élevés. La dissipation d'énergie supplémentaire fournie par ces dispositifs permet de réduire le déplacement relatif entre étages ϑ et, par conséquent, de réduire les dommages structuraux qui se produisent aux extrémités des poutres. Inversement, la stratégie de substitution (Figure 1.1c) permet de prévenir les dommages structuraux grâce au remplacement de toutes les zones

dissipatives par des assemblages équipés d'amortisseurs par frottement. La demande en termes de rotation au niveau des zones dissipatives ϑ ne diminue pas par rapport à ce qui est observé pour une structure « traditionnelle » (Figure 1.1a), mais cette rotation entraîne des dommages structuraux très limités qui se concentrent uniquement dans certaines composantes d'assemblage car la rotation observée au niveau des assemblages poutre-poteau est maîtrisée via un calibrage approprié de la course des amortisseurs par frottement (Figure 1.1c). La rotation maximale autorisée est pratiquement donnée par le rapport entre la course de l'amortisseur et le bras de levier, c'est-à-dire la distance entre l'amortisseur et le centre de rotation CR. Toutefois, il est utile de noter que le déplacement relatif qui se produit entre les extrémités de l'amortisseur par frottement ($\delta = \vartheta d_b$, d_b étant la hauteur de poutre) est nettement inférieur à celui ($\delta = \vartheta h$, h étant la hauteur entre étages) qui se produit lorsque la stratégie de dissipation supplémentaire d'énergie est appliquée (Figure 1.1b). C'est la principale raison pour laquelle les cas a) et c) sont censés fournir des demandes de déplacement relatif entre étages similaires. Enfin, une nouvelle amélioration des performances sismiques est obtenue en combinant la stratégie de substitution avec la stratégie de dissipation supplémentaire d'énergie. Une telle stratégie combinée (Figure 1.1d) conduit à la fois à la réduction des rotations ϑ attendues en cas d'événements sismiques destructeurs et, de plus, à la prévention de dommages importants dans les assemblages poutre-poteau. Evidemment, la réduction de la rotation ϑ est également un avantage important pour réduire les dommages au niveau des éléments non-structuraux du bâtiment.

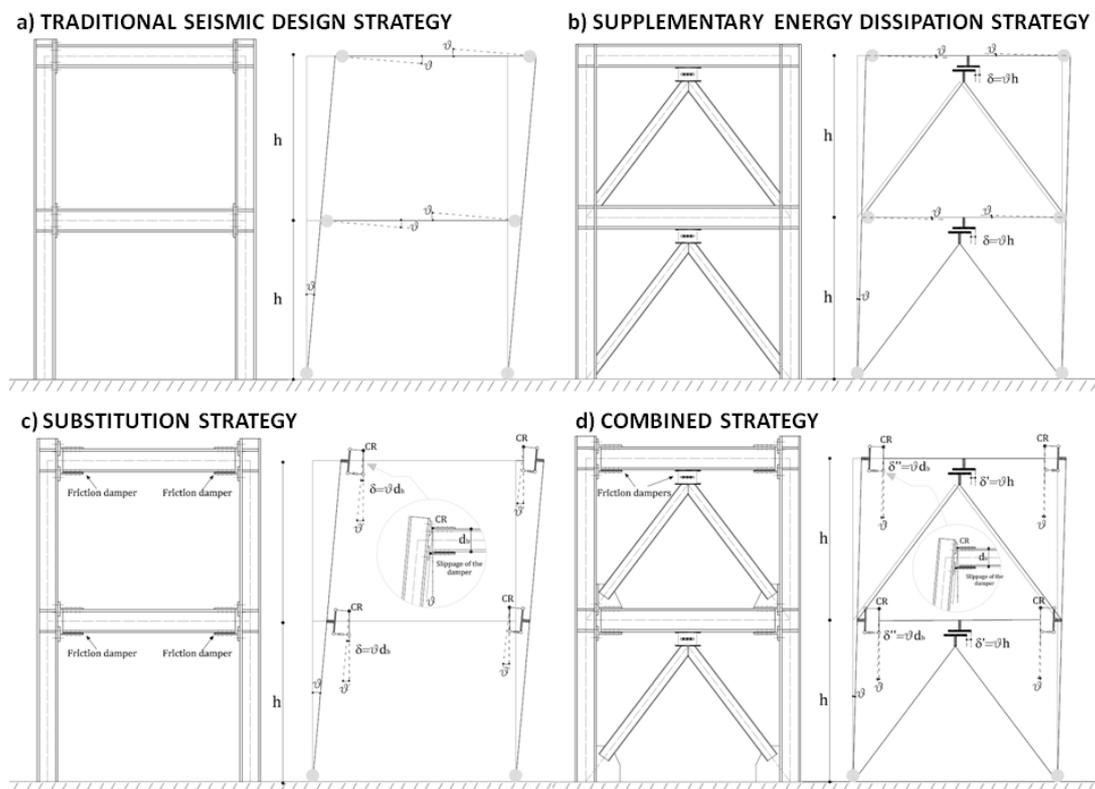


Figure 1.1 : Comparaison entre les différentes stratégies de dimensionnement parasismique

L'utilisation d'assemblages poutre-poteau équipés d'amortisseurs est un outil efficace pour réduire les dommages dans les composants structuraux en concentrant la dissipation d'énergie dans des composantes d'assemblage spécifiquement conçues à cet effet qui, si nécessaire, peuvent être remplacées après un ou plusieurs événements sismiques. Cependant, un inconvénient important commun aux stratégies de dimensionnement traditionnelles persiste. En fait, tant en cas d'utilisation d'assemblages « traditionnels » qu'en cas d'utilisation d'assemblages équipés d'amortisseurs sismiques, après des événements sismiques destructeurs, la structure souffre de déformations globales permanentes entraînant un défaut global d'aplomb dont l'ampleur régit la possibilité de réparer efficacement le bâtiment. Pour cette raison, les efforts de recherche sont également consacrés à la possibilité d'équiper les assemblages avec des dispositifs d'auto-centrage souvent constitués de systèmes de post-tension.

Les sections suivantes donnent un bref aperçu des « assemblages intelligents » équipés d'amortisseurs sismiques appartenant à différentes typologies. Les principaux résultats provenant de la littérature scientifique et des projets de recherche actuellement en cours sont brièvement présentés et une tentative de classification est faite. Une brève présentation des assemblages équipés de systèmes d'auto-centrage est également proposée.

La nombre de recherches sur ces sujets montre que l'avenir des constructions en acier peut vraiment briller en raison de la variété des solutions structurales et des avantages significatifs que les technologies des constructions en acier sont en mesure de fournir, par rapport aux structures en béton armé, lorsque la sécurité sismique doit être maîtrisée. Il est de la responsabilité de l'industrie sidérurgique d'être en mesure de promouvoir l'utilisation de l'acier dans les pays sujets aux séismes en rendant les concepteurs et les clients complètement conscients des potentialités de l'acier dans la réduction des pertes économiques directes et indirectes qui surviennent généralement lors d'événements sismiques destructeurs.

1.2 INCONVÉNIENTS DES ASSEMBLAGES TRADITIONNELS

Une vue d'ensemble de la réponse rotationnelle des assemblages poutre-poteau traditionnels peut être obtenue à partir de l'analyse des résultats présentés dans [25] où les résultats d'un programme expérimental traitant du comportement ultime des assemblages poutre-poteau boulonnés sous actions cycliques sont présentés. En particulier, différents assemblages connectant une même poutre et un même poteau ont été dimensionnés et testés. Le dimensionnement visait à assurer la même résistance flexionnelle des assemblages, mais en modifiant la composante pour chaque assemblage testé. Via cette étude, il a été mis en évidence comment le comportement ultime peut être maîtrisé en renforçant de façon appropriée les composantes dont la plastification doit être empêchée. A cet effet, la méthode des composantes a été adoptée comme outil de conception et de dimensionnement afin d'établir les critères hiérarchiques de dimensionnement des composantes. De plus, la possibilité d'étendre la méthode des composantes à la prédiction de la réponse cyclique des assemblages poutre-poteau y est soulignée, les résultats obtenus démontrant que la méthode des composantes peut également être un outil puissant pour le dimensionnement parasismique des assemblages.

A la Figure 1.2 [25], le comportement d'un assemblage par platine d'extrémité débordante dimensionné de façon à activer la composante « panneau d'âme du poteau cisailé » comme mode de ruine est présenté. En particulier, la réponse cyclique des composantes d'assemblage principales est décrite. L'utilisation de la méthode des composantes a permis le contrôle de la composante fournissant la source principale de dissipation d'énergie, à savoir le panneau d'âme cisailé comme attendu, dont le comportement est illustré à la Figure 1.2 via la courbe moment vs rotation de cisaillement du panneau d'âme. Toutefois, en raison de l'écroutissement important de la zone de panneau, la sur-résistance qui en a résulté a conduit à la plastification de la composante « platine d'extrémité en flexion » et, finalement, à l'apparition d'une fissure au droit de la soudure reliant la platine d'extrémité à la semelle de la poutre indiquant la ruine de l'assemblage.

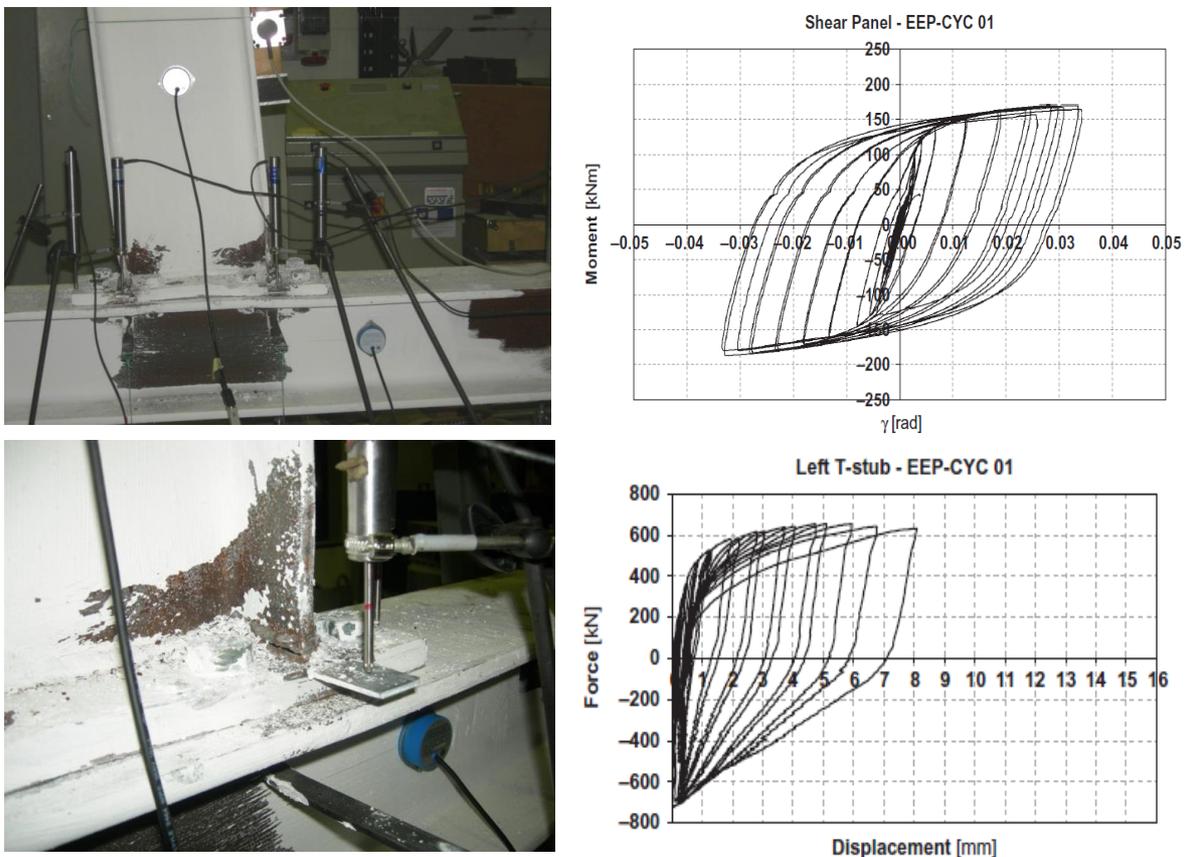


Figure 1.2 : Comportement des composantes de l'assemblage ayant le panneau d'âme du poteau cisailé comme mode de ruine [25]

La réponse cyclique moment-rotation de l'assemblage est reportée à la Figure 1.3 [25]. La courbe obtenue met en évidence que, lorsque la plastification de l'assemblage implique principalement la zone du panneau en cisaillement, des boucles d'hystérésis larges et stables sont obtenues. En particulier, la rotation plastique de l'assemblage observée est bien au-delà des valeurs qui sont généralement nécessaires pour résister à des événements sismiques destructeurs. Toutefois, même si la concentration de la plastification dans la zone du panneau est en mesure d'assurer une rotation plastique et une capacité de dissipation de l'énergie

sismique suffisante, les dommages structuraux qui en découlent sont difficiles à réparer. De plus, l'analyse structurale non linéaire visant à évaluer les performances sismiques de la structure étudiée devrait être effectuée en modélisant correctement la zone du panneau et en tenant compte des effets du second ordre significatifs qui peuvent se développer dans le domaine plastique. Pour cette raison, les auteurs sont d'avis que, malgré la dissipation d'énergie élevée qui peut être obtenue, les assemblages poutre-poteau avec activation de la zone de panneau dans le domaine plastique devraient être évités.

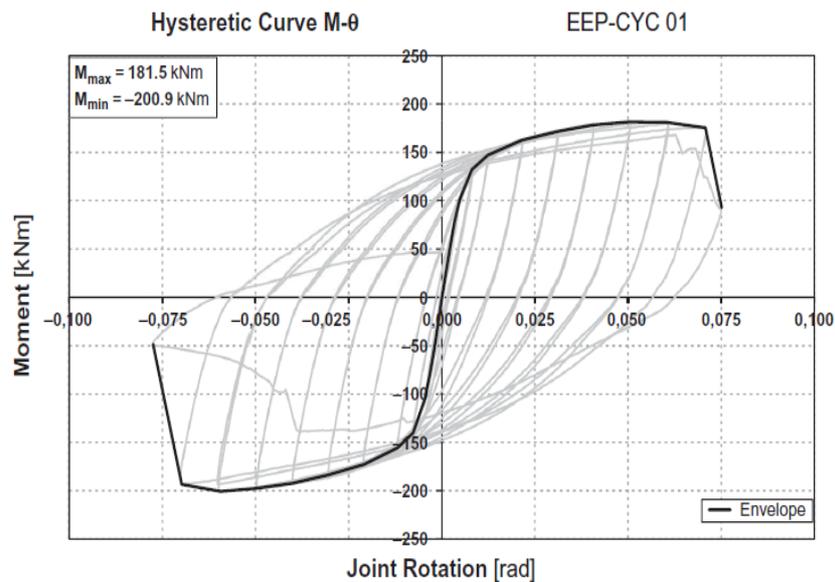


Figure 1.3 : Réponse cyclique moment-rotation de l'assemblage ayant le panneau d'âme du poteau cisailé comme mode de ruine [25]

Le comportement d'un assemblage poutre-poteau pleine résistance est régi par la plastification de l'extrémité de la poutre connectée. Par conséquent, le comportement cyclique correspondant est régi par l'instabilité locale des plaques constituant la section de la poutre. L'instabilité locale de la semelle et de l'âme régissent, selon leurs rapports largeur/épaisseur, la dégradation de la résistance sous chargement cyclique. C'est généralement aussi le cas pour les assemblages avec section de poutre réduite (Reduce Beam Section – RBS). La Figure 1.4 [25] montre la réponse cyclique moment-rotation d'un assemblage avec platine d'extrémité débordante avec RBS. Le même poteau et la même poutre que pour l'assemblage de la Figure 1.2 sont utilisés ; la section de poutre réduite a été calibrée afin d'obtenir une résistance flexionnelle identique.

Le comportement réel de la rotule plastique est le résultat d'une instabilité locale impliquant les deux semelles soumises à chargement cyclique et, en raison des exigences de compatibilité cinématique, l'âme. Dans ce cas également, la rotation plastique observée est bien supérieure aux valeurs généralement nécessaires pour survivre à des événements sismiques destructeurs, mais au prix de dommages structuraux significatifs aux extrémités des poutres, mettant ainsi en évidence le principal inconvénient de la philosophie de dimensionnement traditionnel. De plus, la déformation plastique donne lieu à une déformation permanente de l'assemblage et ainsi du bâtiment dont l'ampleur régit la possibilité de réparer efficacement le bâtiment après des événements sismiques destructeurs.

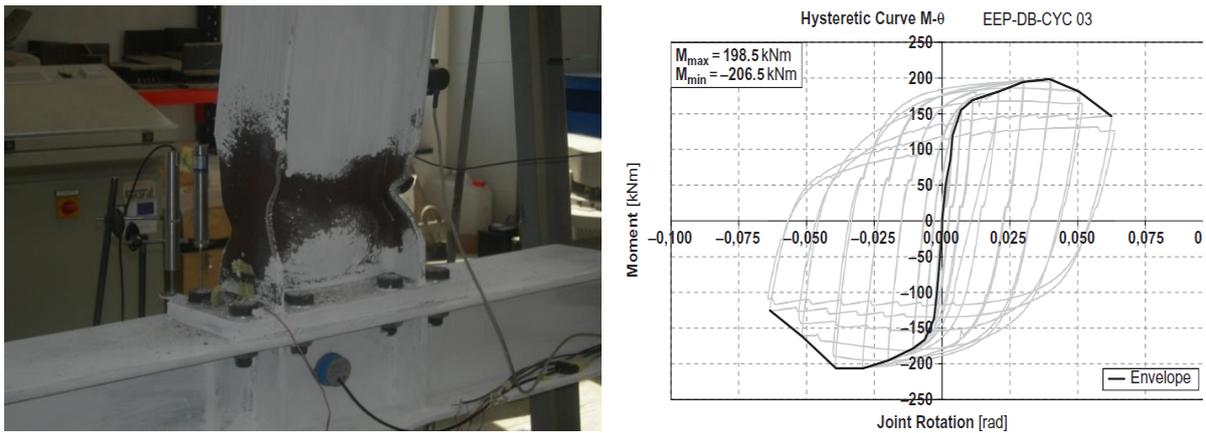


Figure 1.4 : Réponse cyclique moment-rotation de l'assemblage avec section de poutre réduite RBS [25]

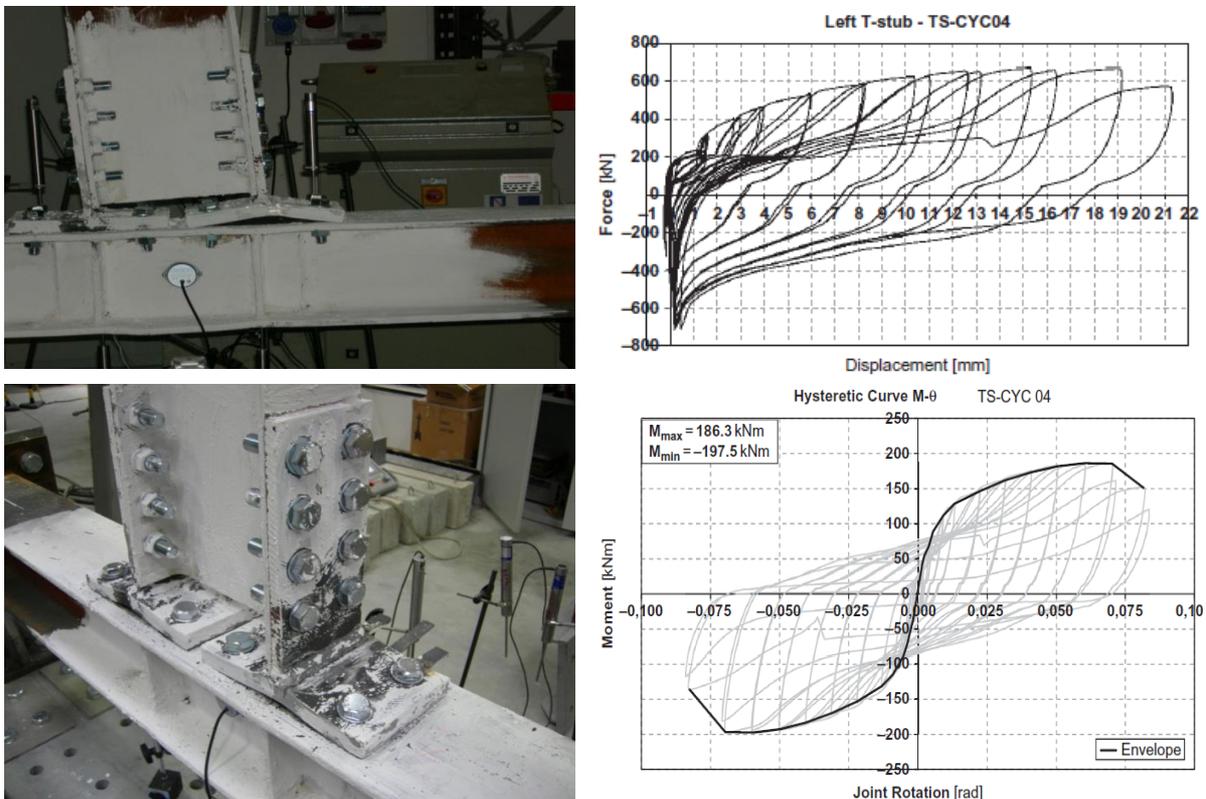


Figure 1.5 : Réponse cyclique moment-rotation d'un assemblage DST conçu et dimensionné avec des profilés en T boulonnés comme composante faible [25]

La Figure 1.5 montre la réponse cyclique d'un assemblage avec deux profilés en T boulonnés (Double Spigot Tee – DST) [25]. La poutre et le poteau sont identiques à ceux utilisés pour les assemblages étudiés aux Figures 1.2 et 1.4. Les profilés en T boulonnés ont été dimensionnés comme composante d'assemblage la plus faible et, de plus, afin d'obtenir un assemblage poutre-poteau ayant la même résistance flexionnelle que les solutions précédemment étudiées. Par conséquent, l'influence du choix de la composante d'assemblage la plus faible est mise en évidence. L'évolution de la force par rapport au déplacement de la composante d'assemblage

la plus faible, c'est-à-dire le tronçon en T boulonné, est représentée à la Figure 1.5 (pour le tronçon en T de gauche). Comme prévu, la ruine de l'assemblage a été régie par le tronçon en T boulonné avec formation de lignes de plastification dans la semelle des profilés en T. En particulier, une fissure s'est développée au niveau de la ligne de plastification à proximité de l'âme du tronçon en T, en démarrant de sa partie centrale, et s'est progressivement développée jusqu'à la ruine complète de la semelle du tronçon en T. Les profilés en T boulonnés dimensionnés de façon appropriée [25] sont en mesure de fournir une déformation plastique entraînant une rotation plastique de l'assemblage qui va bien au-delà de la valeur nécessaire pour résister à des événements sismiques destructeurs. Cependant, les boucles d'hystérésis ne sont pas stables parce qu'elles sont caractérisées par un phénomène de pincement augmentant progressivement. Le principal avantage de cette typologie d'assemblage traditionnel est que les profilés en T boulonnés peuvent être facilement substitués, de sorte qu'ils pourraient être considérés comme des amortisseurs hystérétiques équipant l'assemblage. D'autre part, la déformation flexionnelle de l'assemblage peut être significative de sorte qu'elle doit être considérée dans le dimensionnement structural. Par conséquent, la déformation transversale de la structure doit être correctement contrôlée.

À partir de la brève vue d'ensemble de la réponse cyclique flexionnelle des assemblages poutre-poteau traditionnels donnée ci-dessus, les considérations suivantes peuvent être émises concernant les avantages et les inconvénients des assemblages traditionnels.

Les assemblages traditionnels poutre-poteau pleine résistance présentent généralement les avantages suivants :

- les zones dissipatives sont constituées par les extrémités des poutres qui sont en mesure de fournir des valeurs adéquates de rotation plastique, bien au-delà de la valeur de référence égale à 0,035 rad typiquement requise pour les structures de ductilité élevée. Ceci est assuré en limitant les rapports largeur/épaisseur des éléments constitutifs de la section de poutre ;
- les boucles d'hystérésis sont larges, tandis que leur stabilité est liée à la dégradation de la résistance affectée par les rapports largeur/épaisseur des éléments constitutifs de la section de poutre.

Les principaux inconvénients sont :

- les zones dissipatives appartiennent au système structural primaire qui, par conséquent, est endommagé à la suite d'événements sismiques graves et, par conséquent, doit être réparé ;
- la réparation des extrémités de poutre n'est pas facile par rapport à d'autres éléments structuraux tels que certaines composantes d'assemblage (telles que les profilés en T boulonnés) ;
- après des événements sismiques destructeurs, la structure du bâtiment est déformée et présente un défaut global d'aplomb. Par conséquent, le redressement de la structure après séisme est nécessaire et est une préoccupation majeure lors de la réparation ;
- des pertes économiques directes et indirectes se produisent lors d'événements sismiques graves.

En ce qui concerne les assemblages traditionnels conçus comme assemblages à résistance partielle, les avantages suivants peuvent être soulignés :

- si la plastification du panneau d'âme de poteau en cisaillement est exclue, les composantes dissipatives sont généralement la plastification d'éléments de fixation constitués de plats qui, dans de nombreux cas, peuvent être facilement remplacés (tels que les profilés en T boulonnés et les cornières) ;
- les poutres, c'est-à-dire les barres appartenant au système structural primaire, restent dans le domaine élastique et ne présentent donc pas de dommage.

Par contre, les inconvénients suivants sont identifiés :

- le dimensionnement structural est très compliqué lors de l'utilisation d'assemblages à résistance partielle parce que le concepteur doit être en mesure de prendre en compte et de contrôler non seulement la résistance flexionnelle de l'assemblage, mais aussi la rigidité de rotation et le développement de déformation plastique ;
- les éléments de connexion soumis à plastification doivent être réparés ou remplacés ;
- après des événements sismiques destructeurs, la structure du bâtiment présente un défaut global d'aplomb. Par conséquent, un redressage de la structure après séisme est nécessaire et est une préoccupation majeure lors de la réparation ;
- des pertes économiques directes et indirectes se produisent lors d'événements sismiques graves.

1.3 ASSEMBLAGES INTELLIGENTS

Les assemblages intelligents constituent une réponse à bon nombre des inconvénients identifiés pour les assemblages traditionnels pleine résistance ou à résistance partielle, lors d'événements sismiques destructeurs. En effet, les assemblages intelligents peuvent être conçus afin d'atteindre un ou plusieurs des objectifs suivants :

- s'assurer que le système structural primaire reste dans le domaine élastique (comme dans le cas d'assemblages à résistance partielle où les poutres restent intactes) ;
- pour dissiper l'énergie associée au tremblement de terre dans des composantes spécifiquement conçues à cet effet qui peuvent être facilement remplacées après des événements sismiques destructeurs ;
- réduire les déformations globales permanentes, c'est-à-dire le défaut global d'aplomb, qui apparaissent après des événements sismiques destructeurs.

Afin d'atteindre un ou plusieurs des objectifs ci-dessus, des assemblages intelligents peuvent être conçus selon les stratégies suivantes :

- en équipant les assemblages d'amortisseurs sismiques qui peuvent appartenir à différentes typologies (amortisseurs hystérétiques, amortisseurs par frottement, amortisseurs constitués d'alliage à mémoire de forme (SMA – Shape Memory Alloy), diagonales ductiles confinées) ;
- en équipant les assemblages de systèmes d'auto-centrages ;
- en équipant les assemblages d'amortisseurs sismiques et de systèmes d'auto-centrages.

Dans ce qui suit, certaines propositions de systèmes d'assemblage intelligent appartenant à différentes typologies sont brièvement présentées.

1.3.1 Assemblages intelligents avec des amortisseurs hystériques

Un système d'assemblage novateur avec amortisseurs à fentes a été développé par Oh et coll. [28], qui pourrait non seulement fournir de bonnes performances sismiques, mais pourrait également être rapidement réparé après un tremblement de terre destructeur. L'assemblage poutre-poteau est équipé d'un amortisseur à fentes situé au niveau de la semelle inférieure de la poutre (Figure 1.6) où les déformations plastiques sont concentrées. Le centre de rotation est fixé au niveau de la semelle supérieure à l'aide d'un tronçon en T boulonné. L'emplacement du centre de rotation a pour but d'éviter les dommages de la dalle de béton habituellement située au niveau de la semelle supérieure de la poutre. La résistance flexionnelle plastique et la résistance flexionnelle ultime de l'assemblage sont gouvernées par la plastification et les valeurs de résistance ultime de l'amortisseur à fentes et par le bras de levier.

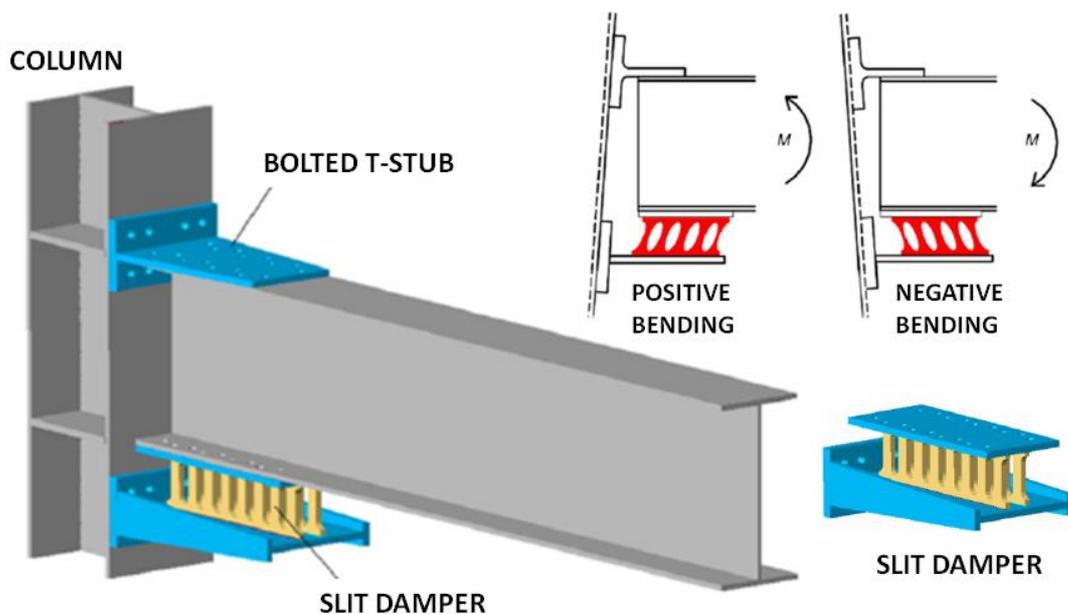


Figure 1.6 : Assemblage poutre-poteau équipé d'un amortisseur à fentes [28]

Selon les notations de la Figure 1.7, la résistance plastique de l'amortisseur à fentes est donnée par :

$$P_y = \min \left\{ n \frac{f_y t B^2}{2H'} ; n \frac{2f_y t B}{3\sqrt{3}} \right\} \quad (1.1)$$

où n est le nombre de montants verticaux de l'amortisseur à fentes, t est l'épaisseur de l'amortisseur, B est la largeur des montants verticaux, H' est la hauteur équivalente et f_y est la contrainte limite d'élasticité du matériau de l'amortisseur.

La résistance ultime est donnée par :

$$P_u = \min \left\{ n \frac{f_u t B^2}{2H'} ; n \frac{2f_u t B}{3\sqrt{3}} \right\} \quad \text{Avec } H' = H + 2 \frac{r^2}{H_T} \quad (1.2)$$

où H_T est la hauteur totale des montants verticaux de l'amortisseur à fentes et f_u est la contrainte limite ultime du matériau de l'amortisseur.

Le premier déplacement plastique de l'amortisseur à fentes est donné par :

$$\delta_y = \frac{1.5P_y H_T}{n E t B} \left[\left(\frac{H'}{B} \right)^2 + 2.6 \right] \quad (1.3)$$

où E est le module de Young.

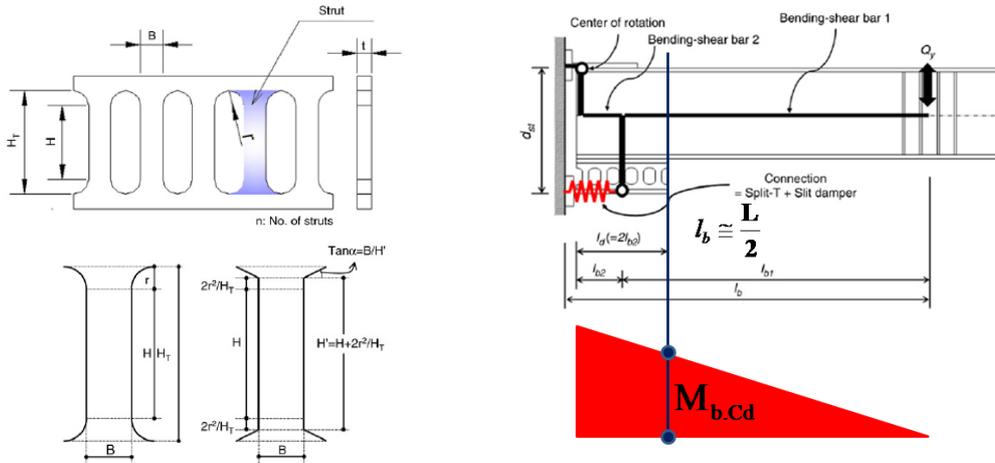


Figure 1.7 : Critère de dimensionnement pour les assemblages équipés d'amortisseurs à fentes

Comme l'objectif des assemblages intelligents est d'empêcher la plastification des poutres connectées, un critère de dimensionnement peut être facilement dérivé en appliquant correctement le deuxième principe du dimensionnement en capacité aux composantes d'assemblage. Selon ce principe, les composantes non dissipatives doivent être conçues en tenant compte des efforts internes extrêmes que les composantes dissipatives plastifiées et écrouies sont capables de transmettre jusqu'à l'atteinte de leur résistance ultime. Dans ce cas, la composante dissipative est constituée par l'amortisseur à fentes dont la résistance ultime est donnée par l'Eq. (1.2). Par conséquent, le moment de flexion correspondant à la résistance ultime de l'amortisseur à fentes est donné par (Figure 1.7) :

$$M_{b,Cd} = \frac{P_u d_{st}}{(l_{b1} + l_{b2})} (l_{b1} - l_{b2}) \quad (1.4)$$

Ainsi, la section de poutre, c'est-à-dire la zone primaire non dissipative dont la plastification doit être empêchée, doit satisfaire le critère de dimensionnement suivant :

$$M_{b,Cd} \leq M_{b,Rd} \quad (1.5)$$

$M_{b,Rd}$ étant la résistance de dimensionnement de la poutre.

Le dimensionnement de la section de poutre en exploitant les Eqs. (1.2), (1.4) et (1.5) assure que la plastification de la poutre sera évitée. Afin de s'assurer que la dissipation d'énergie est exclusivement concentrée dans l'amortisseur à fentes, toutes les autres composantes d'assemblage doivent également être dimensionnées selon le deuxième principe du dimensionnement en capacité. Cela signifie donc que le tronçon en T boulonné à la semelle supérieure de la poutre doit être dimensionné pour transmettre une force égale à P_u . De même, l'âme du poteau en compression, l'âme du poteau en traction et l'âme du poteau en cisaillement doivent être vérifiées en considérant la force maximale P_u que l'amortisseur à fentes est capable de transmettre.

Grâce à l'utilisation d'un amortisseur hystérétique spécialement conçu pour assurer une capacité de déplacement et une dissipation d'énergie adéquates, les assemblages équipés d'amortisseurs à fente sont en mesure d'assurer des boucles d'hystérésis stables (Figure 1.8) avec une capacité de rotation plastique au-delà de la valeur de référence exigée par les documents normatifs et d'empêcher la plastification de la poutre connectée. Par conséquent, après un événement sismique destructeur, seul le remplacement de l'amortisseur à fentes sera nécessaire.

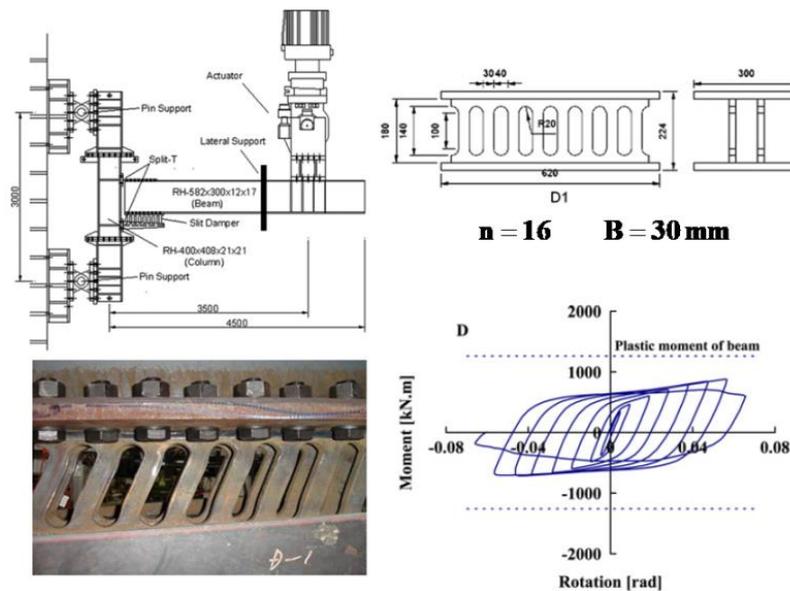


Figure 1.8 : Résultats d'essais expérimentaux sur les assemblages équipés d'amortisseurs à fentes

Les résultats des tests [28] ont démontré qu'un assemblage correctement dimensionné équipé d'amortisseurs à fentes présente un excellent comportement cyclique. En particulier, la dissipation d'énergie et la déformation plastique se sont exclusivement développées dans les amortisseurs à fentes, tandis que le comportement élastique des poutres et des poteaux a été assuré via un dimensionnement en capacité approprié.

1.3.2 Assemblages intelligents avec BRB

Il est bien connu que les diagonales ductiles confinées (BRB) sont constituées par des barres soumises à traction/compression assurant la dissipation d'énergie. La stabilité des barres soumises à compression est empêchée à l'aide d'un boîtier externe dédié. Par conséquent, un système BRB peut être considéré comme un type particulier d'amortisseurs hystérétiques qui sont généralement utilisés comme barres de contreventement dans des cadres contreventés concentriquement. Cependant, dès qu'ils sont identifiés comme amortisseurs hystérétiques, il est évident que leur utilisation peut être étendue à de nombreuses configurations structurales. En particulier, l'utilisation de BRB pour équiper les assemblages poutre-poteau d'amortisseurs hystérétiques a été proposée dans [29] (Figure 1.9) où deux configurations d'assemblage ont été étudiées.

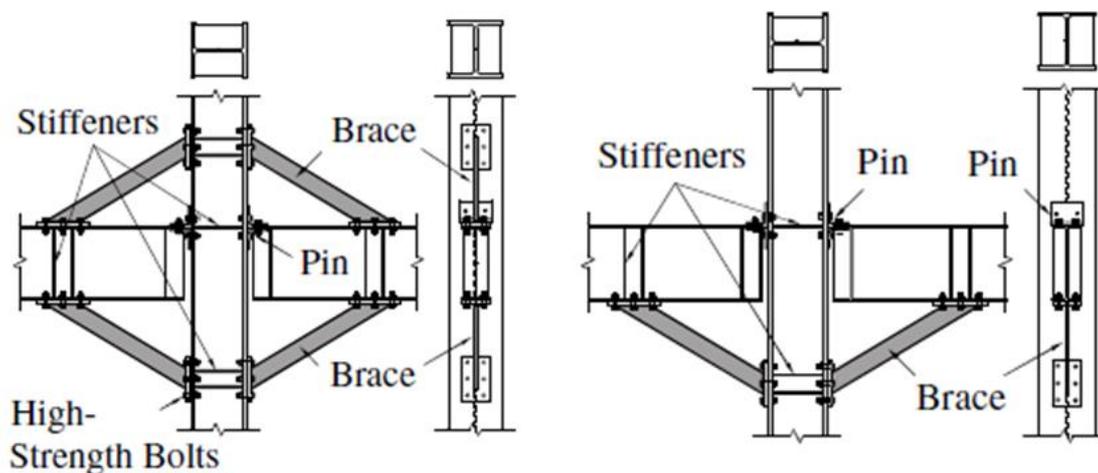


Figure 1.9 : Assemblages poutre-poteau équipés de diagonales ductiles confinées [29]

La première configuration correspond à l'utilisation de diagonales ductiles confinées reliant à la fois la semelle supérieure et la semelle inférieure. Dans la deuxième configuration, les diagonales ne sont connectées qu'à la semelle inférieure. Dans les deux cas, la semelle supérieure est reliée également au poteau à l'aide d'un tronçon en T boulonné qui fixe ainsi l'emplacement du centre de rotation.

L'amortisseur hystérétique est constitué d'une plaque centrale dont le flambement en compression est empêché par un boîtier externe formé de deux éléments T boulonnés (Figure 1.10).

L'objectif principal des assemblages intelligents est la prévention de la plastification de la poutre et la concentration de la dissipation d'énergie dans les amortisseurs sismiques. Par conséquent, le dimensionnement des détails structuraux doit à nouveau être fondé sur l'application des principes du dimensionnement en capacité, en particulier au niveau des composantes. En partant de l'état de plastification de la plaque centrale $N = N_y$, l'effort de cisaillement dans la poutre $Q_b = Q_{bp}$ menant à la plastification peut être facilement évalué (Figure 1.11). En fait, à titre d'exemple, pour la configuration comportant des diagonales reliant à la fois les semelles supérieures et inférieures, l'équation d'équilibre vertical donne :

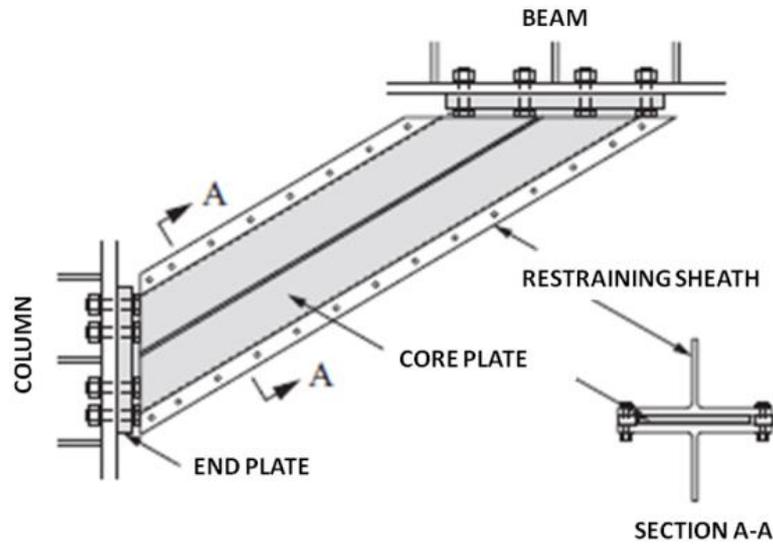


Figure 1.10 : Détail structural d'une diagonale ductile confinée « tout acier » utilisée comme amortisseur hystérétique [29]

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

l'équation d'équilibre horizontal donne $H = 0$ et, l'équilibre de rotation autour du centre de rotation B donne :

$$Q_{bp} = \frac{2N_y \cos \alpha}{2l_b - d_c} [d_b + \text{tg} \alpha (2\xi l_b - d_c)] \tag{1.7}$$

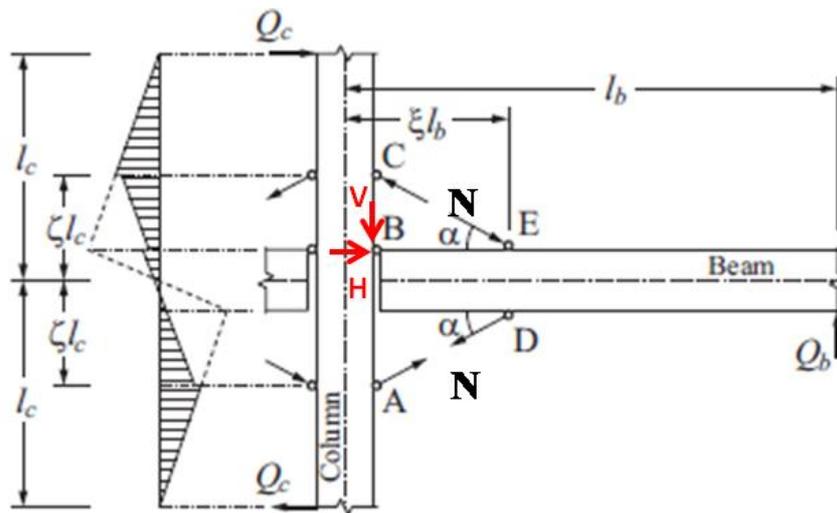


Figure 1.11 : Distribution des efforts dans les assemblages poutre-poteau équipés de diagonales ductiles confinées inférieures et supérieures [29]

Par conséquent, en tenant compte du fait que :

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

L'effort de cisaillement dans la poutre correspondant à la plastification de la plaque centrale de la diagonale est donné par :

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

Le moment de flexion maximal, qui se produit dans la poutre lorsque la diagonale cède, se développe à la section ED. En tenant compte du deuxième principe du dimensionnement en capacité, ce moment est donné par :

$$M_{b,Cd} = Q_{bp} (1 - \xi) l_b = \frac{4\zeta l_c}{2l_b - d_c} N_y \cos\alpha (1 - \xi) l_b \quad (1.10)$$

Afin d'éviter la plastification de la poutre, le critère suivant doit être satisfait :

$$M_{b,Cd} \leq M_{b,Rd} = \frac{Z_b f_y}{\gamma_{M0}} \quad (1.11)$$

Par conséquent, en combinant les Eqs. (1.11) et (1.10), une relation permettant le dimensionnement de la plaque centrale de la diagonale, en tenant compte des propriétés des sections de poutre, est facilement obtenue :

$$A_{\text{core}} \leq \frac{1}{f_y} \frac{M_{b,Rd} \left(1 - \frac{d_c}{2l_b}\right)}{2\zeta l_c (1 - \xi) \cos\alpha} \quad (1.12)$$

Dès que la plaque centrale des diagonales a été dimensionnée en garantissant le maintien de la poutre dans le domaine élastique, toutes les autres composantes d'assemblage doivent être dimensionnées en tenant compte des efforts maxima transmis lorsque la plaque centrale plastifie, c'est-à-dire lorsqu'elle est soumise à un effort $N = N_y$.

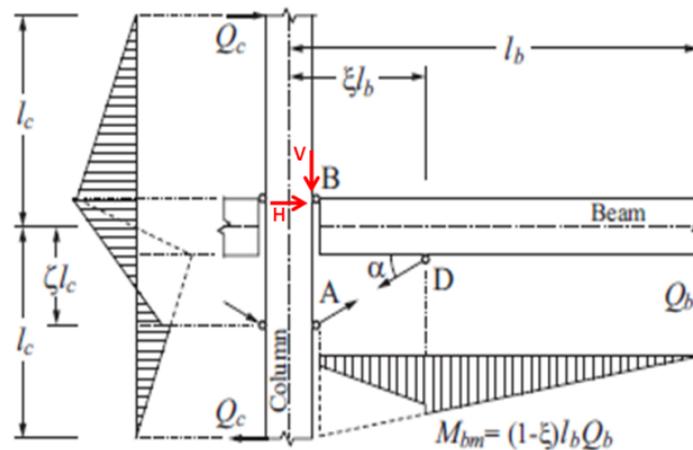


Figure 1.12 : Distribution des efforts dans les assemblages poutre-poteau équipés de diagonales inférieures [29]

En appliquant la même procédure au cas des assemblages poutre-poteau équipés de diagonales connectées à la semelle inférieure uniquement (Figure 1.12), la relation suivante pour le dimensionnement de la plaque centrale est obtenue :

$$A_{core} \leq \frac{1}{f_y} \frac{M_{b,Rd} \left(1 - \frac{d_c}{2l_b}\right)}{\zeta l_c (1 - \xi) \left(1 + \frac{d_b}{2\zeta l_c}\right) \cos\alpha} \quad (1.13)$$

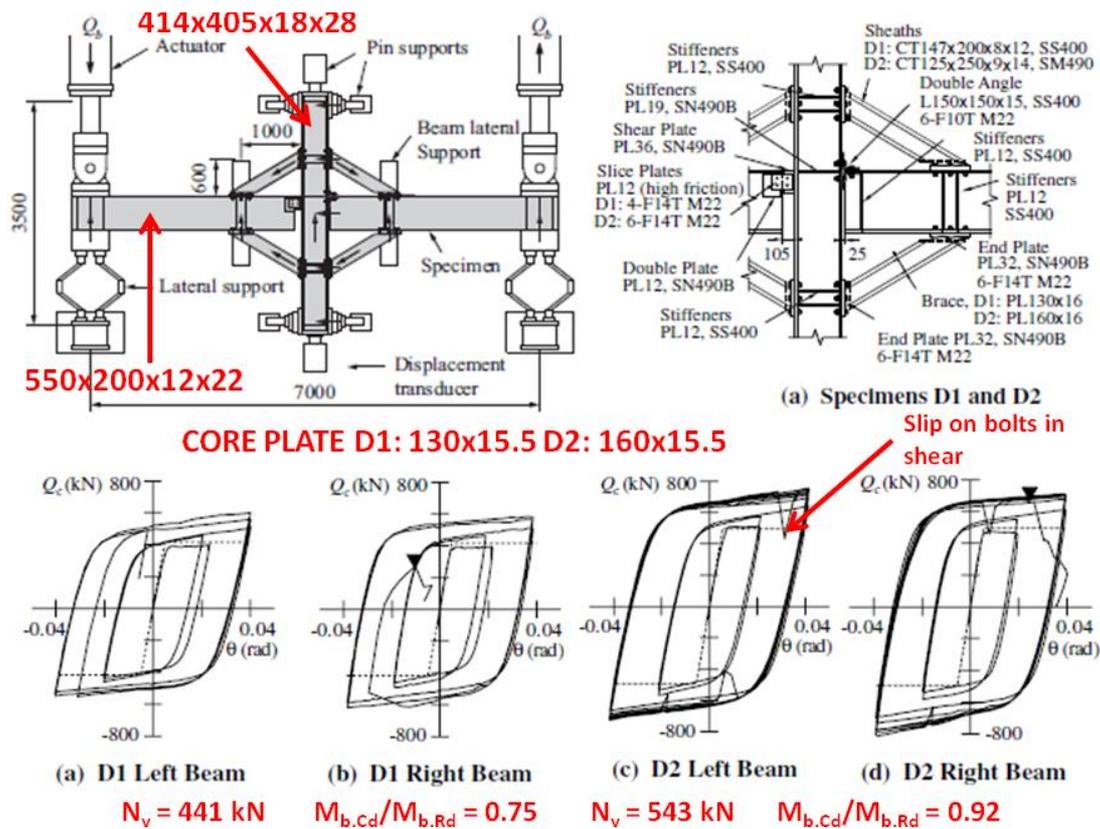


Figure 1.13 : Réponse cyclique moment-rotation des assemblages poutre-poteau équipés de diagonales ductiles confinées [29]

Les résultats des essais expérimentaux [29] démontrent que de tels assemblages présentent un excellent comportement cyclique lorsqu'ils sont dimensionnés de façon appropriée (Figure 1.13). La dissipation d'énergie et la déformation plastique prennent exclusivement place dans les diagonales ductiles, tandis que le comportement élastique des poutres et des poteaux est garanti via le respect des principes du dimensionnement en capacité.

1.3.3 Assemblages intelligents avec amortisseurs par frottement

Bien que des assemblages poutre-poteau avec des amortisseurs par frottement aient été proposés pour la première fois en 1995 par Popov et Yang [30], l'activité de recherche sur cette typologie d'assemblage innovante ne s'est accélérée que récemment, principalement en

Nouvelle-Zélande [31-35], où les premières applications aux bâtiments réels ont également été faites dans les « bâtiments du village de Te Puni » [36], et en Italie [9, 10, 37-39].

Les amortisseurs par frottement actuellement proposés pour équiper les assemblages poutre-poteau peuvent être divisés en deux catégories : 1) amortisseurs basés sur des assemblages par frottement symétriques (Symmetric Friction Connections - SFC) et 2) amortisseurs basés sur des assemblages par frottement asymétriques (Asymmetric Friction Connections - AFC).

Les assemblages par frottement symétriques sont généralement constitués de deux plaques externes avec des trous normaux boulonnées à une plaque interne avec des trous oblongs de grande dimension dans le sens de l'effort appliqué. De plus, des plaques frictionnelles sont placées entre les plaques externes et la plaque interne (Figure 1.14). Ces plaques frictionnelles peuvent être constituées d'une plaque d'un matériau spécifiquement sélectionné ou d'une plaque en acier avec un revêtement spécifique. Dans les deux cas, soit le matériau de la plaque de frottement, soit le revêtement des plaques en acier doit être sélectionné avec minutie afin de fournir des valeurs adéquates de coefficient de frottement et de réduire la perte de précontrainte dans les boulons due au fluage des surfaces de contact et ce, dans le but d'assurer la stabilité des boucles d'hystérésis [40, 42]. Des rondelles normales sont souvent remplacées par des rondelles Belleville, c'est-à-dire des ressorts à disque, afin de réduire les pertes de précontrainte dans les boulons.

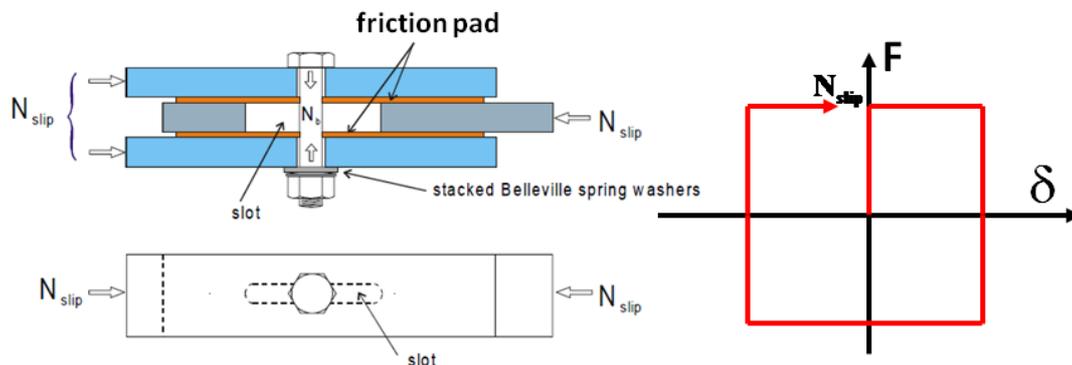


Figure 1.14 : Conception et comportement idéal force-déplacement d'un amortisseur par frottement symétrique

Le comportement théorique force-déplacement d'un amortisseur par frottement symétrique correspond au modèle idéal rigide-parfaitement plastique reflété à la Figure 1.14 où le plateau correspond à l'atteinte de la résistance au glissement N_{slip} de la connexion qui peut être calculée par la formule suivante :

$$N_{slip} = n_b n_s \mu N_b \quad (1.14)$$

n_b étant le nombre de boulons, n_s le nombre de surfaces de contact, μ le coefficient de frottement et N_b l'effort de précontrainte dans le boulon.

En ce qui concerne les amortisseurs par frottement asymétriques (Figure 1.15), la force est transmise à l'amortisseur par une seule plaque externe. La deuxième plaque externe, appelée

plaque « capuchon », n'est pas soumise à des forces extérieures. De plus, deux cales ou plaques frictionnelles sont situées entre les plaques externes et la plaque interne.

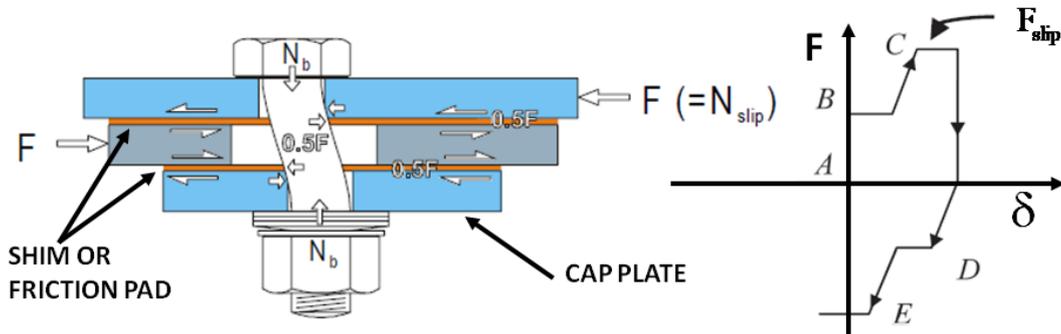


Figure 1.15 : Conception et comportement idéal force-déplacement d'un amortisseur par frottement asymétrique

Il y a deux surfaces de glissement dans l'AFC : 1) l'interface entre la plaquette supérieure et la plaque externe transmettant la force appliquée, et 2) l'interface entre la plaquette inférieure et la plaque interne. Le comportement idéalisé force-déplacement des AFC se caractérise par deux niveaux de résistance aux glissements. Dès que la demande sismique dépasse la résistance au frottement de l'AFC, le glissement se produit d'abord sur la première interface pour un niveau de résistance de glissement correspondant au point B (Figure 1.15). Une augmentation de la demande sismique entraîne le glissement de la deuxième interface, représenté par le niveau de glissement C. À ce stade, le boulon est en double courbure avec la distribution du moment de flexion illustrée à la Figure 1.16. Lors de l'inversion de charge, le glissement se produit sur la première interface (D), suivie de la deuxième interface (E).

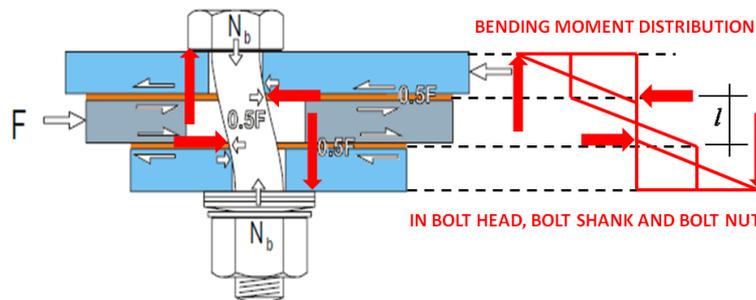


Figure 1.16 : Comportement du corps du boulon en double courbure

Le moment de flexion maximum dans le corps du boulon est donné par :

$$M = \frac{Vl}{2} = \frac{\mu Nl}{2} \tag{1.15}$$

La résistance flexionnelle de dimensionnement du corps du boulon, réduite en raison de la présence de l'effort de précontrainte N , est donnée par :

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

La résistance au cisaillement de dimensionnement du fût du boulon est donnée par :

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

Comme le boulon est simultanément soumis à un moment de flexion et à du cisaillement, l'interaction M-V est prise en compte à l'aide de l'équation d'interaction suivante :

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

En tenant compte du fait que $V = \mu N$ et combinant les équations (1.15) à (1.18), la résistance de glissement F_{slip} associée à un seul boulon est évaluée via la formule suivante :

$$F_{\text{slip}} = 2\mu N \quad (1.19)$$

Il est intéressant de noter que le principal inconvénient des AFC par rapport aux SFC est dû à l'interaction M-N-V se développant dans le fût du boulon qui, compte tenu du coefficient de frottement et du diamètre du boulon, conduit à une réduction de l'effort transmis par frottement. En fait, la valeur de N correspondant à l'état de plastification du boulon est inférieure à N_b , de sorte que les AFC ne peuvent transmettre qu'un effort inférieur par rapport aux SFC. D'autre part, les développeurs des AFC évoquent un certain effet de recentrement dû à la forme de la boucle d'hystérésis.

Les assemblages poutre-poteau à amortisseurs par frottement asymétriques sont également appelés assemblages articulés coulissants (figure 1.17) [31-35]. L'extrémité de la poutre est placée afin de laisser un espace vide par rapport à la face du poteau. La semelle supérieure de la poutre est reliée à la semelle de poteau à l'aide d'un plat soudé au poteau et boulonné à la poutre. L'extrémité de ce plat soudé au poteau détermine l'emplacement du centre de rotation. L'emplacement du centre de rotation vise à minimiser les dommages causés à la dalle. L'effort de cisaillement dans la poutre est transmis par les boulons supérieurs placés sur l'âme de la poutre. Des trous oblongs horizontaux sont réalisés dans la semelle inférieure de la poutre et dans la partie inférieure de l'âme de la poutre afin de permettre des rotations significatives de l'extrémité de la poutre par rapport à la face du poteau. Un espace est prévu entre l'extrémité de la semelle inférieure de la poutre et la face du poteau. Cet espace doit être suffisamment grand pour répondre aux demandes de rotation en cas d'événements sismiques graves. Un plat de semelle dit « chapeau » est placé en-dessous de la semelle inférieure de la poutre. Il s'agit d'un plat flottant du fait que celui-ci n'a pas de connexion physique avec le reste de l'articulation en dehors des boulons. Un plat chapeau d'âme est également placé à l'extérieur du plat d'âme. Sur toutes les surfaces où le glissement peut éventuellement se produire, des cales sont placées. Ces cales peuvent être constituées d'acier, de laiton ou d'autres matériaux. Ceux-ci ont des trous de taille standard de façon à ce que le glissement se produise du côté de la cale en contact avec le plat de la semelle inférieure ou le plat d'âme.

Le comportement cyclique des assemblages articulés coulissants équipés d'attaches par frottement asymétriques est illustré à la figure 1.18. On peut souligner que la forme hystérétique de la boucle n'est pas celle d'un dispositif traditionnel travaillant par frottement (c'est-à-dire rectangulaire).

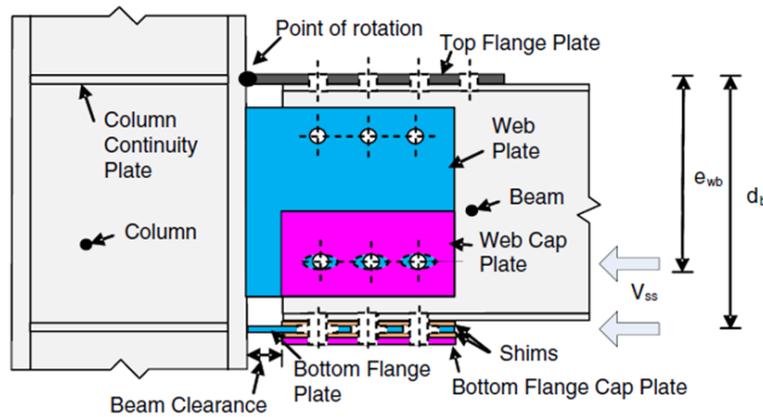
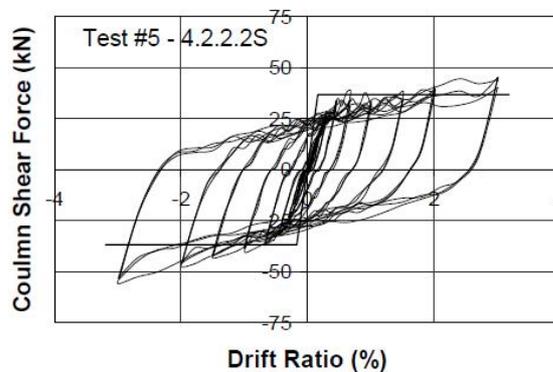


Figure 1.17 : Assemblages articulés coulissants avec des attaches par frottement asymétriques [36, 43]

Cette typologie d'assemblage est référée par les auteurs comme un assemblage à faible dommage parce que la plastification se limite au développement d'une ligne de plasticité dans le plat de la semelle supérieure et dans le plat de la semelle inférieure soudés à la semelle du poteau, en raison de la flexion de ces plaques résultant de la rotation de l'assemblage, et à la plastification des boulons en raison de l'interaction M-N-V qui s'y développe dans ce type d'assemblage. Cela signifie qu'après des événements sismiques sévères, les boulons doivent être remplacés.



(a) Test Frame



(b) Hysteretic Behaviour

Figure 1.18 : Comportement cyclique des assemblages articulés coulissants avec des attaches par frottement asymétriques [43]

Une vaste analyse expérimentale sur les assemblages équipés d'attaches par frottement symétriques a été effectuée à l'Université de Salerne dans le cadre du projet de recherche européen RFCS FREEDAM [44]. L'attache est conçue pour permettre l'utilisation d'un amortisseur par frottement complètement préfabriqué et assemblé en atelier pour assurer le contrôle maximal du serrage des boulons et, par conséquent, du niveau de précontrainte du boulon régissant la résistance au glissement de l'amortisseur par frottement. Par conséquent, l'amortisseur par frottement préfabriqué et préassemblé est boulonné sur chantier sur la semelle du poteau et ensuite sur la semelle de la poutre. De plus, la présence de l'amortisseur par frottement préfabriqué augmente le bras du levier et, ainsi, augmente le moment de flexion associé au glissement (Figure 1.19). Le programme expérimental menant au développement de

l'amortisseur par frottement est présenté au chapitre 2, tandis que les essais de sous-assemblages poutre-poteau complets sont présentés au chapitre 3.

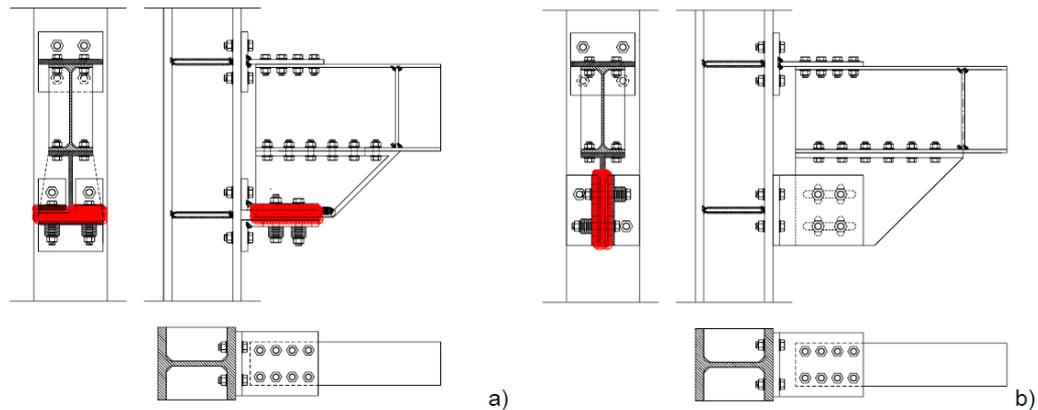


Figure 1.19 : a) Configuration avec amortisseur horizontal ; b) Configuration avec amortisseur vertical

Huit assemblages poutre-poteau externes ont été testés. Les objectifs principaux des tests sont, d'une part, la validation de la procédure de dimensionnement développée dans le cadre du projet et, d'autre part, l'évaluation du système proposé en termes de dissipation d'énergie et de prévention des dommages.

Les essais ont examiné deux tailles différentes de poutre (IPE 270 et IPE 450) et deux configurations différentes d'amortisseur par frottement (horizontal et vertical) équipant les assemblages (Figure 1.19). Pour chaque configuration d'amortisseur, le test a été exécuté deux fois : une fois en utilisant des rondelles « ressorts » au niveau des boulons d'amortisseur et une fois en utilisant des rondelles « classiques » [44, 45].

Les spécimens ont été dimensionnés en exploitant, pour toutes les composantes d'assemblage à l'exception de l'amortisseur par frottement, les modèles déjà proposés dans l'Eurocode 3 partie 1-8 et, pour la nouvelle composante « amortisseur par frottement », les résultats provenant des tests expérimentaux spécifiquement consacrés à cette composante. La procédure de dimensionnement des assemblages poutre-poteau équipés d'amortisseurs FREEDAM est présentée au chapitre 7 de la partie II (« Design Handbook »).

À titre d'exemple, la Figure 1.20 montre l'essai sur un assemblage poutre-poteau équipé d'un l'amortisseur par frottement horizontal. Le comportement cyclique de l'assemblage est également présenté en montrant l'évolution du moment de flexion, évalué au niveau de la semelle du poteau, en fonction de la rotation de l'assemblage. La forme des boucles d'hystérésis est liée à la flexion du tronçon en T fixe et à la flexion des cornières, en raison de la rotation de l'assemblage imposée, donnant lieu à une distribution de pression sur les plaques de frottement différente de celle qui se produit dans de simples essais sur amortisseur par frottement seul soumis à des efforts axiaux.

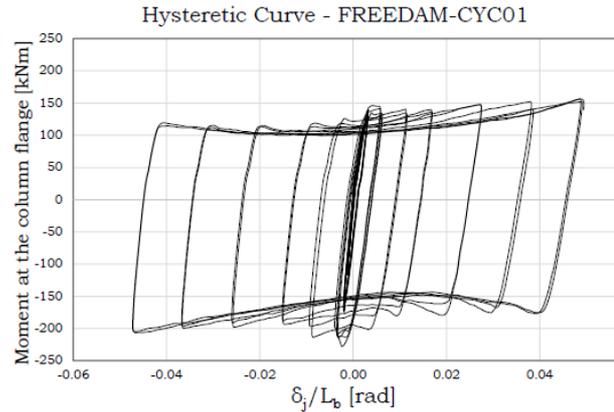
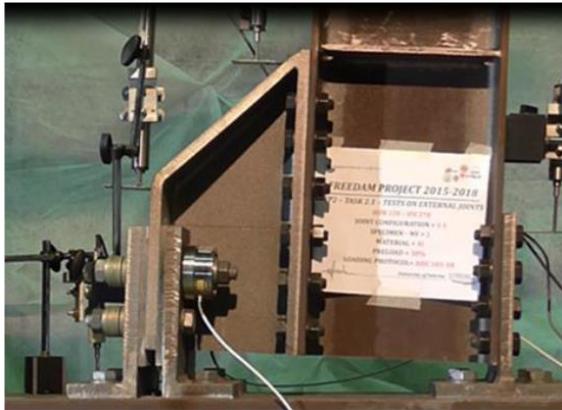


Figure 1.20 : Test d'un assemblage équipé d'un amortisseur par frottement horizontal

Certaines plastifications limitées apparaissent au niveau du tronçon en T fixe et au niveau des cornières soumis à flexion sous la rotation d'assemblage imposée. Les assemblages peuvent facilement s'accommoder de n'importe quelle valeur de rotation désirée en adaptant simplement les dimensions des trous oblongs des amortisseurs par frottement.

L'assemblage poutre-poteau équipé d'un amortisseur par frottement vertical a été conçu afin de limiter les plastifications associées à la rotation d'assemblage imposée et, par conséquent, d'améliorer la forme des boucles d'hystérésis. Dans ce cas, l'amortisseur par frottement est également conçu pour être complètement préfabriqué et assemblé en atelier et, ensuite, boulonné sur place à la semelle du poteau et à la semelle de la poutre.

À titre d'exemple, la Figure 1.21 montre l'essai sur un assemblage poutre-poteau équipé d'un amortisseur par frottement vertical. Le comportement cyclique de l'assemblage est également présenté en montrant l'évolution du moment de flexion, évalué au niveau de la semelle du poteau, en fonction de la rotation de l'assemblage. La forme des boucles d'hystérésis est très proche de la forme rectangulaire idéale. De plus, la stabilité des boucles est excellente avec seulement une dégradation mineure de la résistance au glissement due à une dégradation des surfaces de contact des plaques de frottement. Ceci est dû au processus de revêtement spécifiquement conçu pour les plaques de frottement [44].

Dans ce cas, une plastification limitée apparaît seulement au niveau du tronçon en T soumis à la flexion. Le centre de rotation est évidemment situé au niveau de la semelle supérieure soutenant la dalle de béton. Ce choix du centre de rotation vise à prévenir les dommages à la dalle de béton dans les structures du bâtiment.

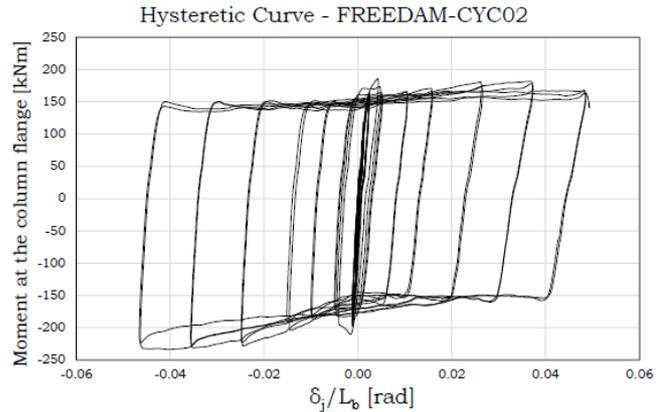
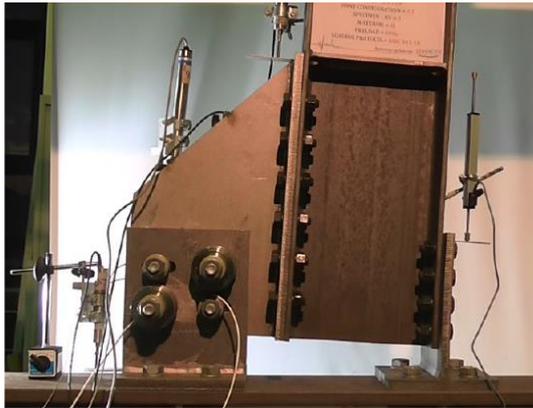


Figure 1.21 : Test d'un assemblage équipé d'un amortisseur par frottement vertical

1.4 ASSEMBLAGES AUTO-CENTRANTS

Des assemblages dissipatifs auto-centrants (Self-Centering Dissipative Connection - SC-DC) pour les portiques travaillant par effet cadre ont également été proposés récemment [46-54]. Ils sont constitués d'un système de recentrage à base de torons de post-tension (PT) combiné à une attache dissipative. Même si les SC-DC proposés par différents chercheurs sont équipés d'amortisseurs hystériques ou d'amortisseurs par frottement, en principe l'attache dissipative dans les SC-DC peut être équipée de toute typologie d'amortisseurs sismiques passifs.

À titre d'exemple, la Figure 1.22 montre un assemblage dissipatif auto-centrant équipé d'amortisseurs par frottement passifs. Le système d'auto-centrage est généralement constitué par des torons PT parallèles aux poutres traversant plusieurs baies au travers des poteaux. Ces torons sont ancrés à l'extérieur de la région d'assemblage, comme le montre la Figure 1.23. Les torons en acier à haute résistance sont post-tendus après l'installation des dispositifs de frottement. Les semelles de poutre sont comprimées contre les semelles de poteau en raison de l'effort de post-tension initial appliqué par les torons. Afin d'éviter une plastification prématurée ou une instabilité des semelles de poutre dues à la compression excessive sous l'action combinée de la force axiale, de la post-tension et à la flexion, des plats de renforcement sont nécessaires. Ces plats de renforcement sont généralement soudés sur les faces extérieures des semelles de poutre. Des plaques de contact sont placées entre la semelle de poteau et les semelles de poutre de sorte que seules les brides de poutre et les plats de renforcement sont en contact avec le poteau. Cela permet de maintenir un bon contact entre les semelles de poutre et la face du poteau, tout en protégeant l'âme de poutre qui pourrait plastifier.

Les dispositifs de frottement sont situés au niveau des semelles de poutre et sont composés d'un plat interne (plat de frottement) pris en sandwich entre deux plaques de contact en laiton constituant les plaques frictionnelles. Les plaques frictionnelles sont en contact avec le plat interne et soit le plat de renforcement de semelle de poutre ou un plat extérieur. Tous les plats sont boulonnés aux semelles de poutre. De longs trous oblongs sont percés sur le plat interne définissant ainsi la course de l'amortisseur par frottement lors la rotation de l'assemblage. Le frottement est généré lorsque les semelles de poutre et le plat extérieur glissent contre le plat

interne lors de la rotation de la poutre autour du centre de rotation situé à mi-épaisseur des plats de renforcement. Un plat de cisaillement avec des trous oblongs est boulonné à l'âme de la poutre et soudé à la semelle du poteau afin de transmettre les efforts de cisaillement.

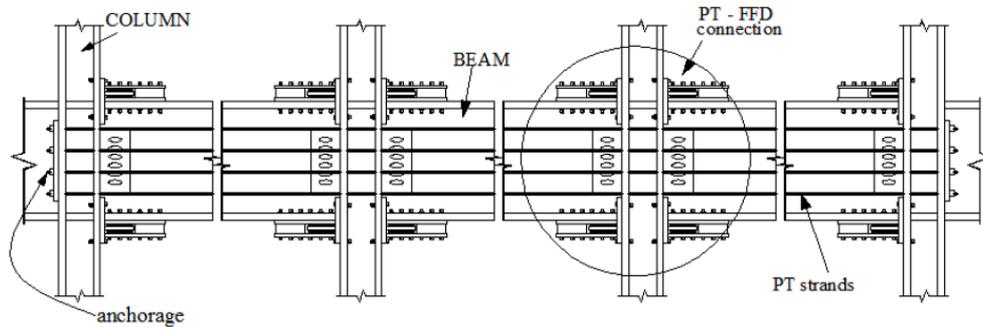


Figure 1.22 : Connexions égocentriques équipées d'amortisseurs à friction [48, 54]

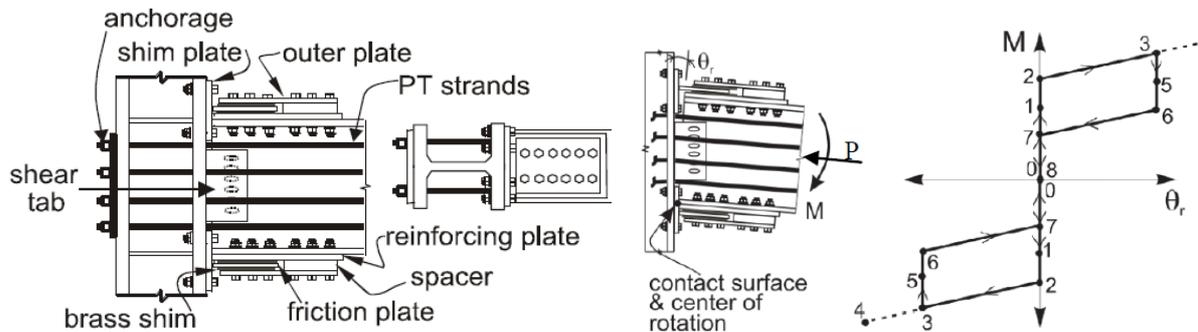


Figure 1.23 : Composantes d'un assemblage auto-centrant avec amortisseurs par frottement (gauche) et réponse cyclique qui en résulte (à droite) [48, 54]

Le comportement moment-rotation d'une telle typologie d'assemblage lorsqu'il est soumis à une charge cyclique est schématiquement représenté à la Figure 1.23. Le comportement se caractérise par une ouverture et une fermeture des écarts à l'interface poutre-poteau. La résistance totale à la flexion de l'assemblage est fournie par le moment associé à l'effort de post-tension initial dans les torons, la force de frottement, et une force supplémentaire développée en raison de l'allongement des torons. Les forces de frottement agissent à mi-épaisseur des plaques de frottement du haut et du bas.

Sous le moment appliqué, l'assemblage se comporte d'abord comme un assemblage rigide et la rotation relative est égale à zéro (événements 0 à 2 à la Figure 1.23). Une fois que la valeur du moment appliqué atteint le moment de résistance associé à l'effort de post-tension initial dans les torons, la décompression de la poutre par rapport à la face du poteau se produit. Le moment correspondant (point 1) est appelé le moment de décompression. Le moment appliqué continue d'augmenter entre les points 1 et 2 car la rotation de la poutre est toujours freinée par la résistance des amortisseurs par frottement. Au point 1, la force de frottement est minimale et augmente graduellement jusqu'à sa valeur maximale au point 2, qui est le point de départ pour les rotations.

Après la décompression, la rigidité axiale élastique des torons post-tendus fournit la rigidité résiduelle de l'assemblage. Dans cette phase, l'allongement des torons produit une force supplémentaire contribuant à résister au moment total appliqué. La plastification des torons peut éventuellement se produire au point 4. Lorsque le déchargement se produit (point 3), la rotation relative reste constante. Au point 5, la force de frottement est à nouveau égale à zéro. Entre les points 5 et 6, la force de frottement change de direction et augmente progressivement jusqu'à ce que sa valeur maximale soit à nouveau atteinte (point 6). Entre les points 6 et 7, la poutre tourne jusqu'à ce que la semelle supérieure de la poutre soit de nouveau en contact avec la plaque de contact. Entre les points 7 et 8, la valeur de la force de frottement diminue, la poutre étant comprimée contre les plaques de contact et M est égal à zéro au point 8. Une inversion complète dans le moment appliqué entraînera un comportement d'assemblage similaire se produisant dans la direction opposée du chargement, comme le montre la Figure 1.23.

Il est clair que, pour obtenir un comportement « auto-centrant », il est d'une importance primordiale que les torons restent dans le domaine élastique et, de plus, que les semelles de poutre soient renforcées pour empêcher leur plastification. Si ces conditions sont assurées, l'effort de post-tension est préservé et la connexion se centrera au déchargement. Cela signifie que la rotation relative revient à zéro lorsque la sollicitation de l'assemblage disparaît et donc que la structure retourne à sa position initiale (c'est-à-dire avant le tremblement de terre) à condition que les poteaux soient dimensionnés afin d'éviter leur plastification. Le comportement cyclique moment-rotation de l'assemblage se caractérise par une boucle d'hystérésis en forme de drapeau où la capacité de dissipation d'énergie est étroitement liée à la force développée entre les surfaces de frottement.

1.5 RÉFÉRENCES

- [1] 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., (éditeur) : « 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. et 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, Londres, 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, numéro 5, p. 658-666, 2007.

- [7] Piluso V., G. Rizzano, M. Latour M., Francavilla A.B.: « Seismic Design of Trave-Colonna Flangiati Connections to Complete Restoration of Resistance and Ductility », University of Salerno Press Center, ISBN: 978-88-940089-2-0, octobre 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), p. 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 aluminium friction dampers », *Engineering Structures*, vol. 146, p. 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. » *Travaux du séminaire ATC-17-1 sur l'isolement sismique, la dissipation passive de l'énergie et le contrôle actif*. San Francisco. Californie. 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, État de New York*, 1998.
- [13] Christopoulos C., Filiatrault A.: « Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation », IUSS PRESS, 2000, Pavie. Italie
- [14] Yang T-S., Popov E.P.: « Experimental and Analytical Studies of Steel Connections and Energy Dissipators », Report No. UCB/EERC-95/13, Université de Californie, 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, juin, p. 1313-1323, 1982
- [17] Marsh C., Pall A.S.: « Friction Devices to Control Seismic Response », *Proceedings Second ASCE/EMD Specialty Conference on Dynamic Response of Structures, Atlanta, États-Unis*, janvier, p. 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, États-Unis*, mars, p. 385-494, 1979.
- [19] Mualla I., Belev B.: « Seismic Response of Steel Frames Equipped 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 », *Bulletin 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-rigide steel frame connections ». *Material and Structures*, vol.33, 2000, p.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 », Montréal (Canada), août 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, p. 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), p. 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), p. 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, 1er juin, p. 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*. Décembre 2014;44(8):1309-1324.
- [32] Borzouie J., MacRae G., Chase J.: « Cyclic Performance of Asymmetric Friction Connections with Grade 10.9 Bolts. *Le pont et l'ingénieur en structure*. mars 2015; 45(1).
- [33] Yeung S., Zhou H., Khoo H., Clifton G.C., MacRae G.: « Sliding shear capacities of the Asymmetric Friction Connection », *Conférence NZSEE 2013*, 26-28 avril, Wellington, 2013. Papier 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, Chine, 1-3 juillet 2015
- [36] MacRae G., Clifton G.C.: « Low Damage Design of Steel Structures », *Steel Innovations 2013*, Workshop, 21-22 février 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, Numéro 2, pages 53-64, juin 2011.
- [38] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: « Experimental Behaviour of Friction T-stub Joints under Cyclic Loads », Steel Construction, Volume 6, Numéro 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, 13-15 septembre 2017, Copenhague, Danemark.
- [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, p. 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, Thaïlande, décembre 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., Jaspert 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, Rapport à mi-parcours: 1er juillet 2015 - 31 décembre 2016 (Coordinateur : 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 mars 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, février, p. 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, 1er septembre, p. 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, 1-6 août, Document 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, 1er mars, p. 438-448, 2005.

- [50] Chou C-C., Chen J-H., Chen Y-C, Tsai K-C: « Evaluating performance of post-tensioned steel connections with strands and reduced flange plates », *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 35, 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, 1er mars, p. 389-399, 2007.
- [52] Garlock M, Li J.: « Steel self-centering moment frames with collector beam floor diaphragms », *Journal of Constructional Steel Research*, 64, p. 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, 1er mai, p. 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.

LISTE DES ACRONYMES ET ABRÉVIATION

APS:	Spray au plasma atmosphérique
Mpc	Classe de ductilité haute
DST	Double Split Tee Joint
Dti	Indicateurs de tension directe
FREEDAM (EN)	Sans dommage
HV:	Dureté Vickers
Type HV	Assemblages de boulons préchargés de type HV
HVOF:	Pulvérisateur oxy-carburant à grande vitesse
LVDT:	Transducteur de déplacement variable linéaire
Sls	État limite de service
Force	STRENGTH (STRuctural ENGiNeering Testing Hall)
TS:	Pulvérisation thermique
Uls	État limite ultime
VPS:	Vaporisateur de plasma sous vide

LISTE DES SYMBOLES

s_0	Résistance au cisaillement du matériau le plus faible
$U_{n_{\text{boulon}}}$	Zone des boulons
d_b	Diamètre du boulon
d_i	Déplacement pendant le test
d_{total}	Déplacement cumulatif
f_{et}	Contrainte de plastification
f_u	Contrainte ultime
f_{ub}	Contrainte ultime du matériau composant le boulon
$F_{\text{slip},i}$	Force de glissement pendant l'essai
F_{preload}	Force de précontrainte
K	Facteur de serrage des boulons

n_{bolts}	Numéro de boulon
n_{surfaces}	Nombre de surfaces de frottement
N_0	Précontrainte initial des boulons
$Cellule_N$	Préchargez la lecture à partir des cellules de charge de beigne
μ_{efficace}	Coefficient de frottement efficace
μ_{courant}	Coefficient de frottement réel
σ_0	Dureté superficielle du matériau le plus doux

CHAPITRE 2

SYSTÈMES PASSIFS BASÉS SUR L'UTILISATION D'AMORTISSEURS À FRICTION

2.1 INTRODUCTION

Le développement de dispositifs dissipatifs a commencé en Nouvelle-Zélande il y a environ 50 ans grâce à une meilleure compréhension de la réponse sismique des constructions basée sur l'interprétation physique de la réponse dynamique d'une structure en terme de bilan énergétique [1]-[4]. En fait, comme déjà mentionné, l'énergie d'entrée sismique est généralement transformée en énergie cinétique, en amortissement visqueux et hystérétique et en énergie de déformation élastique. L'ajout de systèmes passifs de dissipation d'énergie en des points spécifiques d'une construction modifie les propriétés structurelles et, plus précisément, le bilan énergétique pendant l'événement sismique, ce qui présente des avantages en termes de réduction des déplacements et des dommages. En outre, la maximisation de la dissipation d'énergie dans des fusibles spécifiques par l'adoption de stratégies de conception appropriées permet d'améliorer la réhabilitation structurelle en cas d'événements sismiques graves, puisqu'il est possible de remplacer facilement les dispositifs endommagés. En raison de ces avantages, au cours des dernières décennies, le développement de systèmes d'amortissement additionnels a fait l'objet d'une grande attention de la part des universitaires et des ingénieurs, ce qui a conduit au développement d'un grand nombre de dispositifs dissipatifs [5]-[10]. Un bon nombre de ces systèmes ont été placés dans des bâtiments et des ponts dans le monde entier, tant pour la requalification parasismique que pour les constructions neuves (Figure 2.1-Figure 2.4).



Figure 2.1 : Amortisseurs visqueux placés sur le pont de Rion-Antirion (Grèce) - (Courtesy : FIPMEC srl)



Figure 2.2 : Contreventements anti-flambement installés dans une structure préfabriquée en béton armé à Ancône (Italie) - (Courtoisie : FIPMEC srl)

En général, les systèmes de dissipation d'énergie passifs peuvent être subdivisés en trois catégories : *i) activation par déplacement ; ii) activation par vitesse ; iii) activation par*

mouvement. La première catégorie concerne les dispositifs qui dissipent de l'énergie en raison du déplacement relatif se produisant entre deux points de la structure. Ces amortisseurs ont des caractéristiques qui ne dépendent pas de la fréquence du mouvement et fournissent des forces qui sont en phase avec les efforts internes produits dans la structure. Les exemples typiques de systèmes appartenant à cette catégorie sont toutes les typologies d'amortisseurs métalliques souples. La deuxième catégorie concerne les amortisseurs qui dissipent l'énergie sismique injectée dans la structures sur base de l'amplitude de vitesses relatives se produisant entre des points connectés de la structure. Les caractéristiques de ces amortisseurs dépendent de la fréquence des tremblements de terre et, en général, les forces maximales générées dans les amortisseurs ne sont pas en phase avec la réponse de la structure. Cela signifie que la résistance maximale affichée par les amortisseurs activés par vitesse n'est pas liée à la réponse structurelle maximale en termes de déplacements et de forces. Les amortisseurs visqueux et visco-élastiques sont des exemples typiques de systèmes dépendant de la vitesse.



Figure 2.3 : Dispositif ADAS après essais



Figure 2.4 : Dispositifs Pall installés sur un contreventement à diagonale unique à l'usine d'avions commerciaux Boeing d'Everett, États-Unis - (Avec l'aimable autorisation du Dr Pall)

Enfin, les dispositifs activés par le mouvement sont ceux qui modifient la réponse structurelle par le biais d'un système secondaire. Un exemple typique de dispositif activé par le mouvement est l'amortisseur à masse accordée, qui consiste en un système masse-ressort et potence capable de perturber le flux d'énergie, réduisant ainsi l'amplitude de la réponse structurelle. Une large catégorie d'amortisseurs additionnels s'appuie sur le frottement sec pour dissiper l'énergie d'entrée du tremblement de terre. Dans ces éléments, l'énergie est dissipée par le biais du relatif entre deux surfaces en contact, qui sont serrées par l'application de pressions hydrauliques, de forces électromagnétiques ou, dans le cas le plus simple, au moyen de boulons à haute résistance. Cette dernière méthode de serrage est, en raison de sa simplicité, probablement la plus appliquée dans la pratique en génie civil. En effet, en adoptant des boulons à haute résistance, il est possible d'appliquer une force constante sur une ou plusieurs surfaces de contact en réglant simplement la valeur du couple de serrage, le nombre et le diamètre des boulons. Les amortisseurs à friction entrent généralement dans la catégorie des amortisseurs activés par déplacement, car on considère que leur résistance au glissement dépend peu de la

vitesse et de la fréquence de l'excitation. Néanmoins, même si la résistance au glissement initiale des amortisseurs à friction ne dépend généralement pas de la vitesse, la dégradation de cette résistance au frottement dépend largement de la vitesse. Le comportement cyclique des amortisseurs frictionnels peut généralement être décrit au moyen d'un modèle rigide-plastique.

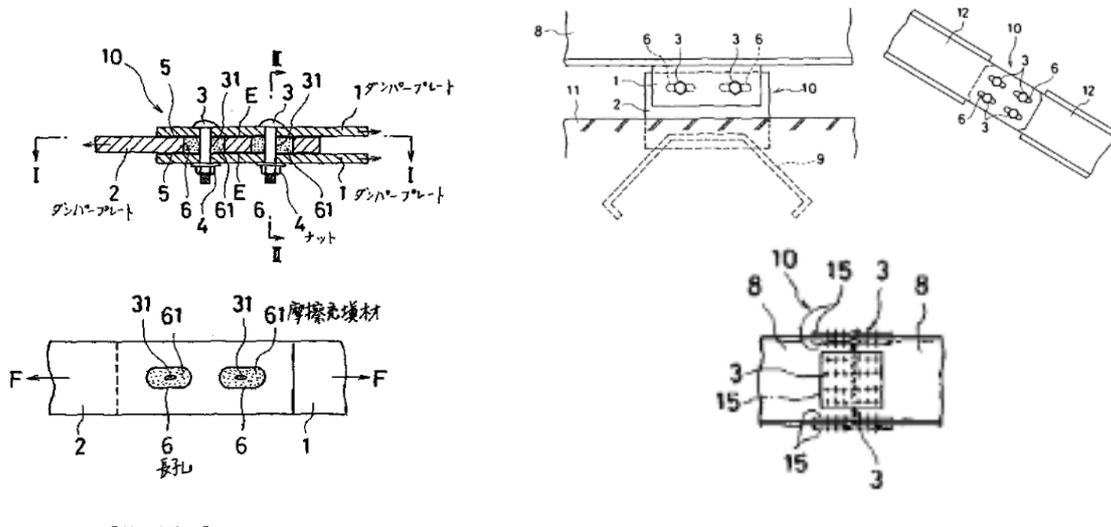


Figure 2.5 : Premier brevet japonais sur un dispositif de frottement parasismique [11].

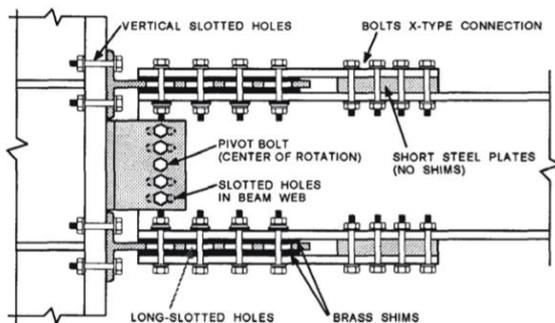


Figure 2.6 : Concept d'articulation à charnière coulissante avec dispositifs de friction symétriques [12].



Figure 2.7 : Charnière coulissante avec amortisseurs à friction asymétriques du primé de Te Puni Village à Wellington -[13]

Par conséquent, le seul paramètre nécessaire au concepteur est la résistance au glissement qui dépend de la valeur de la force normale appliquée aux surfaces en contact et du coefficient de frottement qui est une caractéristique intrinsèque de la surface de glissement. Un grand avantage des dispositifs de frottement est qu'ils peuvent être utilisés comme réducteurs de déplacement dans des conditions de service, tandis qu'ils peuvent dissiper l'énergie sismique lors de séismes sévères.

Le coefficient de frottement dépend de différents phénomènes, tels l'adhérence, la rugosité et la présence de contaminants. La modélisation de ces phénomènes est généralement étudiée en

tribologie où –afin de développer des théories pour prédire les résistances au glissement sous des charges statiques et dynamiques– la topographie des surfaces, la dureté des matériaux, les propriétés mécaniques et les effets des couches d'interface sont physiquement modélisés (voir Figure 2.8 et Figure 2.9). À l'inverse, en ingénierie structurelle, les propriétés des matériaux frottant sont généralement étudiées en suivant l'approche expérimentale qui, dans le cadre de l'ingénierie sismique, est généralement considérée comme suffisante pour fournir les informations nécessaires à la conception de tels dispositifs.

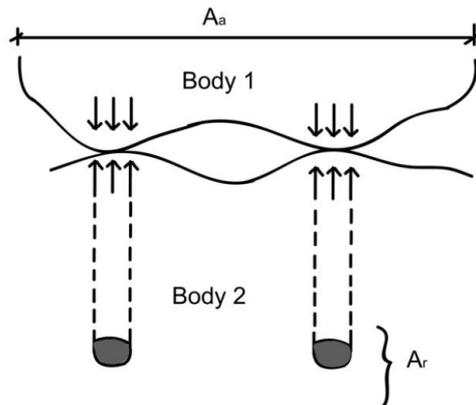


Figure 2.8 : Différence entre les zones de contact réelles et apparentes [14]

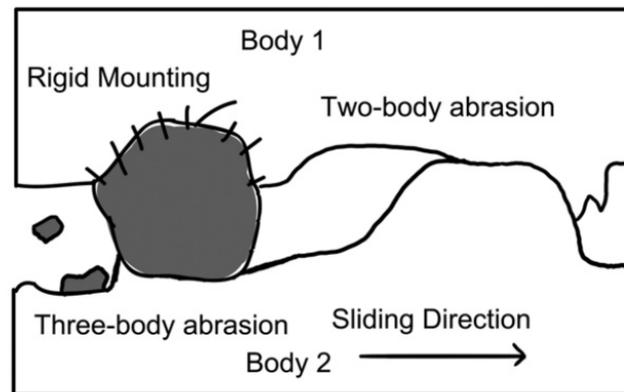


Figure 2.9 : Usure par abrasion [14].

Dans la littérature technique, plusieurs travaux portent sur la caractérisation du comportement hystérique de surfaces métalliques glissantes avec différents traitements superficiels serrées au moyen de boulons précontraints à haute résistance. Ce cas est particulièrement intéressant pour le génie civil car la plus grande partie des amortisseurs à friction développés depuis les années 70 pour être utilisés dans des contreventements ou des liaisons dissipatives adopte cette approche. Les premiers dispositifs de ce type ont été développés dans la référence [15] introduisant des amortisseurs à friction à l'intersection des contreventements, qui adoptaient des plaquettes de frein en amiante entre les surfaces de glissement en acier. L'une des formes les plus simples d'amortisseur frictionnel a été proposée par la référence [16] qui a adopté de simples plaques à fentes boulonnées situées à l'extrémité d'un élément de contreventement conventionnel. L'assemblage entre le contreventement et les éléments porteurs a été conçue pour glisser avant la plastification et le flambement du contreventement. Un autre amortisseur à friction pour les contreventements à chevron a été proposé dans la référence [17]. Les applications récentes des amortisseurs à friction sont liées au concept de systèmes à faible endommagement capable de dissiper l'énergie injectée en ne subissant que des dommages négligeables. Des assemblages semi-rigides entre poutres et poteaux à faible endommagement ont été récemment étudiés. Les assemblages boulonnés à fentes se sont avérés être une alternative prometteuse aux assemblages traditionnels. En effet, les assemblages boulonnés à fentes ont été principalement étudiés par Grigorian et al. [12] et, sur la base de ces études, des assemblages à charnières coulissantes (SHJs) avec des assemblages à frottement asymétrique (AFC) situés sur l'aile inférieure de la poutre ont été développés par Clifton [18]-[21] (Figure

2.6, Figure 2.7). A la suite de ces premières études, d'autres solutions similaires ont été proposées ces dernières années. Dans [23]-[24], un amortisseur à friction a été réalisé avec des cornières, et un jarret boulonné à la fois à la semelle inférieure de la poutre et au poteau. Le principal avantage de cette configuration est la possibilité de préfabriquer l'amortisseur, assurant un meilleur contrôle du matériau frottant utilisé et de l'application correcte des procédures de serrage des boulons. En outre, la principale différence avec la solution proposée par Clifton est l'adoption d'assemblages à friction symétriques (SFCs) au lieu de d'assemblages à friction asymétriques (AFCs). Pour les deux solutions, la présence de la dalle permet de concentrer la plasticité au niveau de la semelle inférieure de la poutre et, par conséquent, les endommagements sont confinés dans le dispositif, laissant l'assemblage intacte (Figure 2.10, Figure 2.11).

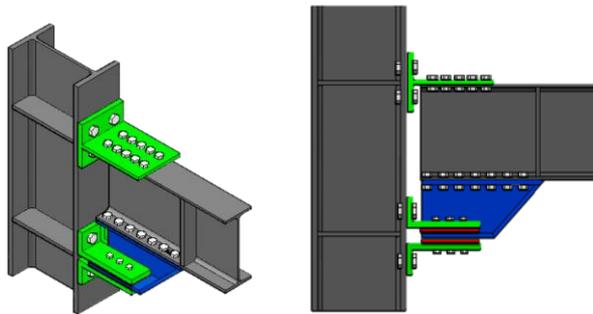


Figure 2.10 : Assemblage FREEDAM



Figure 2.11 : Assemblage poutre-poteau FREEDAM lors d'un essai en laboratoire

Dans toutes les applications mentionnées précédemment, il est clair que le développement d'un amortisseur à friction fiable, capable de produire des boucles d'hystérésis larges et stables, est d'une importance capitale. Dans le cadre du projet de recherche FREEDAM, cette question a été largement étudiée et nous avons proposé des solutions peu coûteuses et faciles à mettre en œuvre en pratique. Nous avons développé des outils simples pour la conception et la modélisation des amortisseurs à friction boulonnés à fente. La résistance au glissement d'un amortisseur à friction est le résultat du produit du coefficient de frottement multiplié par le nombre de surfaces de contact, le nombre de boulons et la précontrainte des boulons. Par conséquent, afin de maîtriser la résistance au frottement d'un amortisseur à friction, il est nécessaire de contrôler la force de précontrainte appliquée par les boulons et de caractériser avec précision la valeur du coefficient de frottement du matériau utilisé pour réaliser la surface de frottement. La force de précontrainte des boulons peut être contrôlée en appliquant l'une des méthodes proposées par l'EN1090-2 [27] (méthodes combinée, du couple ou par rondelles DTI), qui sont conçues afin d'assurer une fiabilité minimale de 95% sur le serrage requis par l'EN1990 [26]. Dans le même temps, la valeur du coefficient de frottement d'une surface doit être évaluée expérimentalement et dépend de nombreux facteurs. En particulier, comme cela a déjà pu être démontré dans des travaux expérimentaux antérieurs, le coefficient de frottement d'une interface dépend fortement des matériaux utilisés pour réaliser le dispositif de frottement

et de ses principales propriétés tribologiques, telles que la finition superficielle, la micro et macro dureté, la résistance au cisaillement des matériaux et la rugosité. Ce sujet est abordé dans les paragraphes suivants qui traitent niveau des amortisseurs à friction développés au cours du projet de recherche FREEDAM. Plus précisément, la réponse des amortisseurs sous chargement cyclique (vitesse faible et élevée) est présentée. Ensuite, la réponse à long terme des amortisseurs à friction est examinée, et des informations pertinentes pour la conception des amortisseurs à friction placés sur les assemblages FREEDAM sont données.

2.2 MATÉRIAUX SELECTIONNES POUR LE DÉVELOPPEMENT DES PLAQUETTES DE FRICTION

2.2.1 Théories de base sur le frottement

D'un point de vue historique, la plupart des études de tribologie se sont consacrées à l'étude des propriétés de surface des métaux en analysant deux causes principales du frottement entre corps glissants : l'adhérence et l'abrasion. La composante d'adhérence se développe lorsque deux surfaces sont chargées en vis-à-vis, les aspérités se déforment plastiquement, entraînant la production des jonctions dites "soudées à froid". En raison du contact rapproché de ces jonctions, le cisaillement des liens adhésifs nécessite une certaine force de glissement. En ce qui concerne l'abrasion, ce phénomène est dû à la rugosité des surfaces naturelles, de sorte que le mouvement relatif entre les surfaces en contact exige qu'un corps se soulève par-dessus l'autre. La théorie la plus simple pour expliquer mathématiquement l'origine de la composante d'adhérence est due à [28] qui affirme que l'adhérence dépend de la résistance au cisaillement des jonctions soudées à froid, elle doit être proportionnelle à la surface de contact réelle qui, pour les métaux ayant un comportement élasto-plastique parfait, peut être supposée égale à $A = N/\sigma_0$ où A est la zone de contact réelle, σ_0 est la dureté de pénétration du matériau et N est la force normale appliquées aux surfaces. La force de frottement totale due à l'adhérence (F_A) peut être exprimée sous la forme :

$$F_A = As = \frac{N}{\sigma_0} s \quad (2.1)$$

s étant la force par unité de surface nécessaire pour cisailer les jonctions soudées à froid. Comme nous l'avons déjà dit, l'abrasion est la force de frottement causée par les aspérités d'un métal dur qui pénètre dans un métal plus doux. Selon la théorie de Bowden et Tabor, cette contribution peut être estimée comme suit :

$$F_p = nrh\sigma_0 \quad (2.2)$$

où n est le nombre d'aspérités, r est la demi-largeur de l'aspérité, et h est la hauteur de l'aspérité. Par conséquent, la force de glissement totale (F) due à l'adhérence et à l'abrasion est donnée par :

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

La composante d'abrasion est très importante pendant le processus d'abrasion, mais, dans le cas des métaux, il a été démontré que cette contribution est négligeable par rapport à l'adhérence. Par conséquent, l'Eq. (2.1) exprime une propriété très importante des métaux, en indiquant que le rapport entre la force de frottement et la charge normale appliquée est une valeur constante qui ne dépend pas de la surface de contact apparente. En pratique, la théorie de Bowden et Tabor explique deux des trois postulats de la théorie classique du frottement sec, en précisant que

- la force de frottement totale est indépendante de la surface de contact apparente ;
- la force de frottement totale qui peut être développée est proportionnelle à la force normale appliquée ;
- dans le cas de vitesses de glissement lentes, la force de frottement totale est indépendante de la vitesse de glissement.

Les deux premiers postulats sont souvent connus sous le nom de lois d'Amontons, d'après l'ingénieur français qui les a présentées en 1699, tandis que le troisième, est dû à Coulomb [29]-[30]. Lors d'un glissement, la relation classique pour calculer la force tangentielle agissant à l'interface de glissement dans la direction opposée au mouvement est la célèbre équation de friction de Coulomb $F=\mu N$, où F est la force de glissement, N est la force normale et μ est le coefficient de frottement. La force de frottement est toujours opposée au mouvement (en cas de frottement cinétique) ou au mouvement potentiel (en cas de frottement statique). D'après l'Eq. (2.1), la relation suivante peut être obtenue :

$$\mu = \frac{s_0}{\sigma_0} \quad (2.4)$$

où s_0 est la contrainte de cisaillement critique du matériau le plus faible et σ_0 est la dureté du matériau le plus doux. L'Eq. (2.4) fournit une estimation raisonnable du coefficient de frottement des métaux, mais en général, le coefficient de frottement dépend de trois autres effets : la pression de contact (P), la vitesse de glissement (v) et la température (T). Par conséquent, en général, le coefficient de frottement d'une interface doit être exprimé comme suit : $\mu=\mu(P, v, T)$.

Dans le cas des matériaux à base de caoutchouc, la structure du matériau influence ses caractéristiques de frottement. En fait, le caoutchouc a un faible module d'élasticité, et sa surface de contact réelle est fortement affectée par l'amplitude de la force normale, car le matériau s'adapte à la forme des aspérités de surface du matériau le plus dur [31]. Le comportement des matériaux polymères s'écarte de la théorie classique du frottement. En fait, la tribologie des polymères est influencée par les jonctions adhésives, la résistance au cisaillement du matériau frottant en contact et la surface de contact réelle [32]. Le coefficient de frottement des polymères, en fonction de la plage considérée de l'effort normal appliqué et du type de polymère, peut être représenté au moyen de relations constantes ou décroissantes [33]-[35]. En particulier, plusieurs relations mathématiques ont été proposées

pour modéliser le coefficient de frottement des interfaces acier-caoutchouc, en l'exprimant en fonction de la pression de contact (P) et du module d'élasticité du matériau (E). Certaines d'entre elles sont présentées ci-dessous :

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

où a et b sont des paramètres empiriques à déterminer au moyen d'essais expérimentaux ;

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

où la valeur de K et n doivent être évaluées expérimentalement ;

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

où μ_{∞} est la valeur du coefficient de frottement lorsque la pression est infinie, a est une constante expérimentale et h est la dureté Shore divisée par 100. Enfin, dans le cas du caoutchouc, il faut signaler un autre écart important par rapport à la théorie classique de la friction. En effet, dans le cas des matériaux polymères, la force de frottement peut dépendre de manière significative de la vitesse de glissement. Ce comportement est dû au comportement viscoélastique des polymères. Néanmoins, en général, pour de nombreux matériaux polymères, l'influence de la vitesse est faible dans une plage limitée de vitesses (0,01-1 cm/s).

2.2.2 Matériaux frottant testés dans le cadre du projet de recherche FREEDAM

À ce jour, plusieurs études ont déjà été consacrées à l'analyse des matériaux frottant utilisés dans les dispositifs parasismiques et les assemblages à friction. Les études antérieures étaient principalement axées sur l'analyse des matériaux frottant, en particulier pour l'application aux dispositifs dissipatifs [38]-[40]. Récemment, des études similaires ont également été menées pour l'insertion d'amortisseurs à friction dans les assemblages ou pour le développement de types particuliers d'assemblages à friction avec plaques à fourche pour les tours composées de tubes. En particulier, des travaux importants portant sur la caractérisation du comportement des interfaces frottantes ont récemment été réalisés dans le cadre du projet HISTWIN à [41]-[42] (où des assemblages à friction ont été développés pour une utilisation dans les mâts d'éoliennes), et par l'équipe de recherche de l'Université d'Auckland [18]-[21] qui a déjà effectué un certain nombre d'essais cycliques à la fois sur des composants élémentaires mais aussi sur des assemblages équipés d'amortisseurs à friction asymétriques. En outre, d'autres travaux portant sur la caractérisation du coefficient de frottement des interfaces ont déjà été réalisés en [43]. Dans le cadre du projet de recherche FREEDAM, tous ces travaux ont été utilisés comme référence pour fournir une sélection rationnelle des matériaux à tester et à utiliser dans les assemblages FREEDAM.

En outre, le choix des interfaces à utiliser pour les amortisseurs à friction a été guidé par certains principes issus des études théoriques classiques consacrées à l'évaluation de la réponse des

dispositifs d'amortissement à utiliser dans les applications de génie parasismique. D'après l'Eq. (2.4) on peut facilement reconnaître que, dans le cas des interfaces métalliques, des valeurs élevées du coefficient de frottement ne peuvent normalement être obtenues qu'en couplant des matériaux présentant une grande différence de dureté superficielle. Il existe plusieurs possibilités pour obtenir cette différence, mais les matériaux principalement utilisés pour réaliser des interfaces frottantes en combinaison avec l'acier sont normalement des métaux, des caoutchoucs ou des alliages de carbure. Certaines de ces catégories de matériaux ont déjà été largement étudiées par plusieurs auteurs, comme les aciers trempés à haute résistance, le laiton ou les caoutchoucs phénoliques. Parmi les travaux expérimentaux déjà réalisés, on peut citer ceux réalisés par [14] sur les aciers normaux et résistants à l'abrasion et ceux réalisés par [43] sur l'acier doux, le laiton, l'aluminium pulvérisé et différents types de caoutchoucs. Ces analyses ont montré que les interfaces constituées d'un acier doux ne peuvent développer que de faibles coefficients de frottement (0,1-0,25). En outre, lorsqu'elles sont soumises à un histoire de chargement cyclique, un écrouissage significatif se développe en raison des dommages qui se produisent sur les surfaces qui augmentent la composante d'abrasion du coefficient de frottement (Figure 2.12, Figure 2.13).

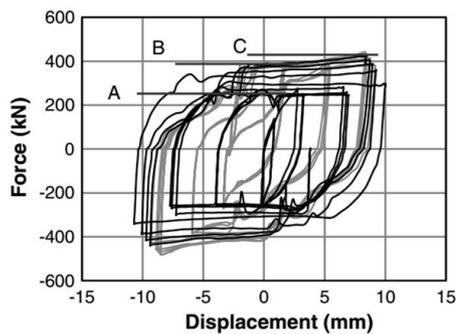


Figure 2.12 : Essai sur acier doux [14] 4 boulons - Niveau de précontrainte de chaque boulon 210 kN - 1 surface de contact

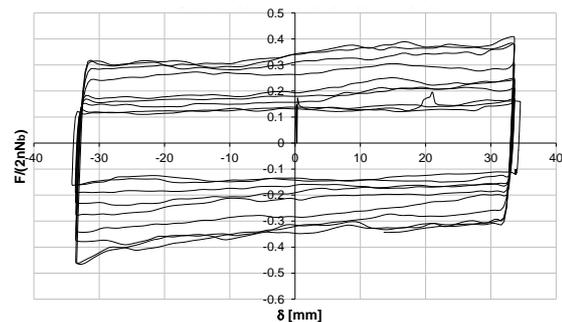


Figure 2.13 : Essai sur acier doux [43] 4 boulons - Niveau de précontrainte de chaque boulon 50 kN - 2 surfaces de contact

Il est clair qu'une faible valeur du coefficient de frottement initiale et l'écrouissage observé lors de chargements cycliques sont des caractéristiques qui ne conviennent pas à l'usage de ces matériaux dans le cadre d'amortisseurs à friction. En fait, une faible valeur du coefficient de frottement initiale représente une forte limitation pour le développement d'assemblages à friction à bas coût car l'emploi d'un tel matériau nécessiterait l'emploi de nombreux boulons dans l'amortisseur et, par conséquent, l'adoption de dispositifs de grande taille et d'un coût élevé. En outre, l'écrouissage n'est pas non plus une caractéristique souhaitée pour cette application car, si les dispositifs à friction sont soumis à un écrouissage, il est alors nécessaire que tous les autres éléments des assemblages et des poteaux soient sur-résistants vis-à-vis d'efforts majorés, ce qui entraîne un fort surdimensionnement de tous les éléments du portique. Pour toutes ces raisons, les interfaces avec l'acier doux ne sont généralement pas considérées comme adaptées aux amortisseurs parasismiques et, pour des raisons similaires, les aciers à haute résistance et les aciers résistants à l'abrasion déjà proposés dans [14] présentent également

des limites. Les plaques frottantes en acier résistant à l'abrasion, même si elles peuvent développer une valeur plus élevée du coefficient de frottement (environ 0,4), sont toujours caractérisées par un certain durcissement. D'autres matériaux considérés dans les travaux expérimentaux passés sont le laiton, l'aluminium pulvérisé et différents types de caoutchouc [43]. D'après les études expérimentales, les caoutchoucs normalement utilisés pour les systèmes de freinage (qui sont principalement constitués de résines phénoliques) ont démontré qu'ils offraient une réponse stable mais une valeur assez faible du coefficient de frottement (allant de 0,15 à 0,25). En outre, comme indiqué dans [43], ces matériaux se caractérisent généralement par une faible valeur de résistance à la traction, ce qui les rend inadaptés à une application dans des assemblages à friction, à moins qu'ils ne soient collés aux plats en acier. En fait, ils peuvent facilement subir des ruptures fragiles dans les sections percées sous les actions qui se produisent normalement dans les assemblages à friction (Figure 2.14, Figure 2.15). Par conséquent, en raison de ces inconvénients, les matériaux en caoutchouc n'ont pas été retenus pour des essais complémentaires dans le cadre du projet FREEDAM.

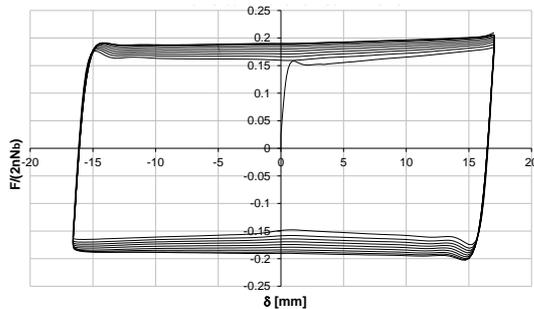


Figure 2.14 : Essai sur caoutchouc M2 [43] 4 boulons - Niveau de précontrainte de chaque boulon 50 kN - 2 surfaces de contact)



Figure 2.15 : Rupture fragile de cales frictionnelles en caoutchouc le long de la section nette [43]

Le laiton a fait l'objet de plusieurs études visant à caractériser son comportement frottant [38], [39], [43] ou à tester son applicabilité dans des dispositifs à friction. En particulier, dans les travaux réalisés par Voiculescu & Dalban [39], il a été souligné, au moyen d'essais sur des assemblages cisailés à simple recouvrement, que le coefficient de frottement du laiton est approximativement égal à 0,3. Dans [43], le laiton a également été étudié au moyen d'essais sur des assemblages par couvre-joint et, dans ce cas également, il a été souligné que la valeur initiale du coefficient de frottement est très faible (environ 0,1), même si elle tend à augmenter avec l'augmentation de l'abrasion survenant en surface sous chargement cyclique.

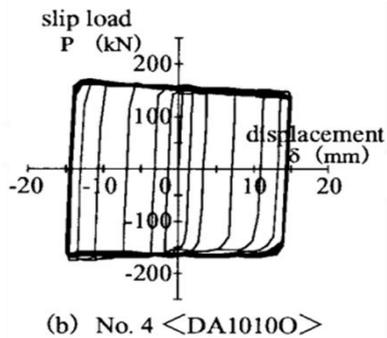


Figure 2.16 : Essai sur la projection thermique en aluminium [40] 1 boulon - 2 surfaces de contact- Coefficient de frottement fourni par les auteurs : 0,71

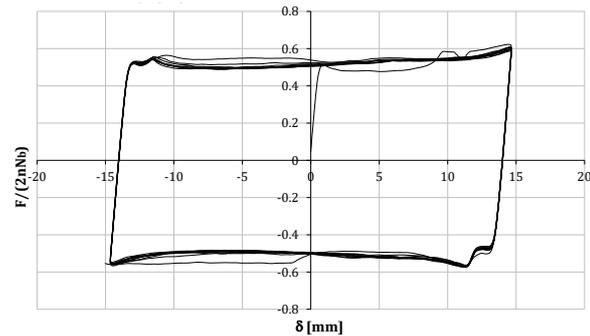


Figure 2.17 : Comportement de la projection thermique d'aluminium [43] 4 boulons - Niveau de précontrainte de chaque boulon 50 kN - 2 surfaces de contact

Des tests prometteurs sur l'aluminium pulvérisé thermiquement ont été menés par [40] et [43]. Ces études expérimentales ont montré que la réponse tribologique de l'aluminium pulvérisé thermiquement se caractérise par le développement de valeurs du coefficient de frottement supérieures à 0,4 et par une réponse stable sous chargement cyclique (Figure 2.16, Figure 2.17). Sauf application spécifique, ces études ont montré que les revêtements par projection thermique ont un potentiel élevé d'application industrielle en raison de leur faible coût. Sur base de ces conclusions, des matériaux pouvant être appliqués au moyen de techniques de projection thermique ont été sélectionnés pour le développement d'amortisseurs à friction dans le cadre du projet FREEDAM. La projection thermique est une procédé industrielle qui consiste à appliquer des revêtements au moyen de dispositifs/systèmes spéciaux à travers lesquels des métaux fondus ou en fusion sont pulvérisés à grande vitesse sur les surfaces de composants nettoyés et préparés. Dans ce procédé, le matériau de revêtement est fondu par une source de chaleur, puis pulvérisé au moyen de gaz sur un matériau de base, où il se solidifie, formant ainsi une couche solide (Figure 2.18, Figure 2.19).

Comme déjà mentionné précédemment, la différence entre la dureté superficielle des plaques en contact est une caractéristique fondamentale car le coefficient de frottement d'une interface métallique est régi par le rapport entre la résistance au cisaillement du matériau le plus faible (s_0) et la dureté superficielle du matériau le plus doux (σ_0) [28]. Par conséquent, sur la base de l'observation précédente, il est clair que pour obtenir une valeur élevée du coefficient de frottement, les exigences sont : i) une grande différence de dureté superficielle des matériaux en contact ; ii) une valeur élevée de la résistance au cisaillement du matériau le plus faible ; iii) une valeur très faible de la dureté superficielle du matériau le plus doux. Pour éviter les phénomènes de corrosion, les amortisseurs à friction FREEDAM sont constitués d'un revêtement interne en acier inoxydable de qualité 1.4301 (équivalent à l'AISI 304), qui se caractérise par une dureté superficielle d'environ 130 HV. Par conséquent, le matériau des cales frottantes à coupler avec les plaques en acier inoxydable a été choisi afin d'avoir une valeur de dureté superficielle beaucoup plus faible ou beaucoup plus élevée et ainsi de développer des valeurs élevées du coefficient de frottement. Pour atteindre cet objectif, la sélection des matériaux a été menée en vérifiant, parmi tous les matériaux ou alliages disponibles dans le

commerce, ceux qui se caractérisent par des valeurs de dureté superficielle sensiblement éloignées de 130 HV. Par conséquent, deux catégories de matériaux ont été testées : les matériaux dits "durs" et les matériaux dits "souples". Dans la classe des matériaux doux, des métaux purs appliqués par projection thermique, caractérisés par une HV allant de 5 à 30, ont été testés (nommés de M1 à M5 dans les paragraphes suivants). Inversement, dans la classe des matériaux durs, les alliages de carbure produits sous forme de mélanges de poudres ainsi que les cales de frottement en nickel chimique produites par 3M Deutschland GmbH ont été identifiées comme des matériaux de revêtement caractérisés par des valeurs élevées de dureté superficielle et, par conséquent, appropriés pour réaliser une interface de frottement pour le revêtement des cales frictionnelles des amortisseurs (étiquetés de M6 à M8 dans les paragraphes suivants). La dureté superficielle des alliages de carbure sélectionnés varie de 550 à 1200 HV. Inversement, les cales de frottement produites par 3M sont en nickel chimique avec des ajouts de poudre de diamant pour obtenir une valeur élevée de la dureté superficielle (600/900 HV).

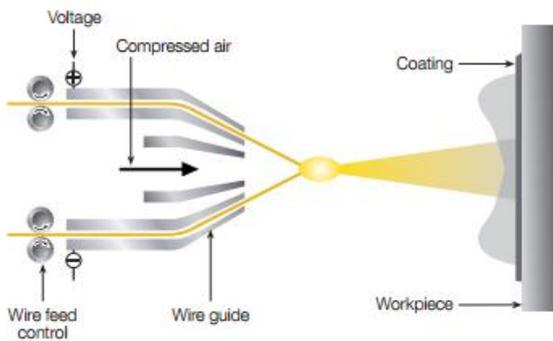


Figure 2.18 : Processus de pulvérisation de fil à l'arc électrique (www.metco.com)

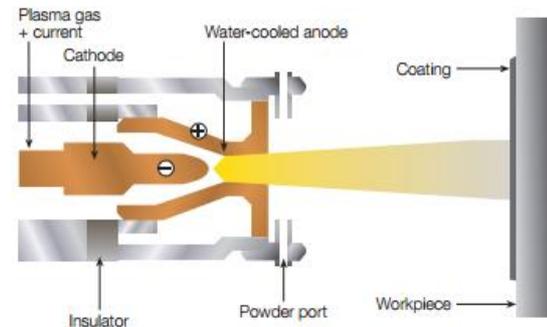


Figure 2.19 : Procédé de projection plasma (www.metco.com)

Il est utile de noter que lorsque l'acier inoxydable est combiné avec des matériaux plus durs, l'abrasion de la plaque d'acier est favorisée et, par conséquent, le coefficient de frottement obtenu est principalement régi par le rapport entre la résistance au cisaillement et la dureté superficielle de la plaque d'acier. À l'inverse, lorsque l'acier est combiné à un matériau plus doux, l'usure de l'interface est essentiellement due à l'abrasion des cales de frottement, et le coefficient de frottement dépend principalement du rapport entre la résistance au cisaillement et la dureté superficielle du matériau utilisé pour revêtir la cale frottante.

2.3 COMPORTEMENT SOUS CHARGEMENT CYCLIQUE

Afin d'évaluer le coefficient de frottement des amortisseurs utilisés dans les assemblages FREEDAM, une vaste campagne d'essais sur les composants frottants a été entreprise à l'Université de Salerne et dans les locaux de FIP Industriale SpA. La campagne expérimentale a pris en compte un certain nombre de variables, à savoir : i) le type de matériau frottant utilisé ; ii) l'effet de la précontrainte des boulons ; iii) l'influence de la configuration de l'assemblage

boulonné adoptée ; iv) la variabilité du matériau évaluée en termes de coefficient de frottement ; v) la vitesse de chargement. Les principaux résultats et les procédures d'essai mises en œuvre sont brièvement présentés ci-après.

2.3.1 Essais à faible vitesse

Le dispositif d'essai permettant d'évaluer le coefficient de frottement dans le cadre du projet de recherche FREEDAM est composé d'un système de plaques d'acier assemblées afin de tester le comportement uni-axial des surfaces de frottement résultant de l'assemblage d'une plaque d'acier inoxydable avec des cales frottantes revêtues d'un des huit matériaux décrits précédemment. Ce dispositif d'essai est basé sur l'EN1090-2 [27] prévu pour la détermination de coefficients de frottement. Il est notamment constitué d'une plaque d'acier fendue en acier inoxydable 1.4301 [45] –équivalent à l'acier AISI 304–, d'une plaque d'acier avec des trous ronds normaux utilisés pour relier l'éprouvette à la machine d'essai, de plaques d'acier externes, et de cales de frottement précontraintes par des boulons HV M20 de classe 10.9 [46] (Figure 2.20, Figure 2.21). Le dispositif vise à mettre en œuvre des conditions similaires à celles des amortisseurs à friction des assemblages poutre-poteau FREEDAM. En particulier, la plaque en acier inoxydable avec des trous oblongs simule la plaque interne d'un jarret qui peut être, sur le chantier, facilement préfabriquée et fixée à la semelle inférieure de la poutre afin de réaliser l'amortisseur à friction, tandis que les plaques externes en acier visent à simuler les semelles des cornières utilisées pour fixer l'amortisseur à friction à la semelle du poteau.

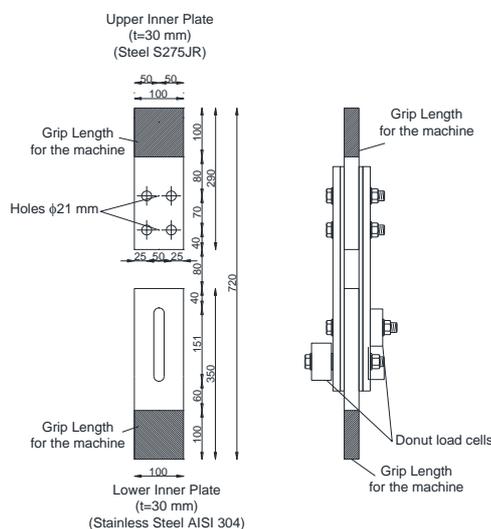


Figure 2.20 : Dispositif d'essai



Figure 2.21 : Spécimen testé

Afin de déterminer la résistance au glissement initiale et sa dégradation, tous les spécimens d'essai ont été testés sous chargement cyclique suivant le protocole de la norme EN15129 : 2009 [47], qui est actuellement la seule norme traitant des essais de dispositifs dissipatifs dépendant du déplacement. Cette norme exige de réaliser les essais dans des conditions de

chargement cyclique similaires à celles observées en condition d'utilisation. Il est ainsi suggéré d'appliquer à l'amortisseur, des cycles d'amplitude croissante de 25%, 50% et 100% de la valeur de calcul du déplacement maximal du dispositif. L'amplitude maximale a été définie en estimant la demande en déplacement au niveau de l'amortisseur à friction dans des applications réelles. Par conséquent, en considérant une valeur de référence du bras de levier, c'est-à-dire la distance entre le tronçon supérieur en T de la connexion FREEDAM et le centre de l'amortisseur à friction, égale à 600 mm et une rotation maximale de 40 mrad (supérieure à la valeur minimale de 35 mrad requise par l'EC8 pour les bâtiments en classe DCH), la valeur de calcul du déplacement admissible au niveau de l'amortisseur a été calculée comme étant de $0,04 \times 600 = 24$ mm arrondie à 25 mm. Les cycles ont été exécutés à des valeurs croissantes de la vitesse définies afin de rester dans une plage de fonctionnement quasi-statique et en fonction des capacités de l'équipement disponible. Dans les essais présentés ci-après, la vitesse du cycle a varié de 1 mm/s pour les 10 premiers cycles à 5 mm/s pour les cycles d'amplitude maximale. Au cours de chaque essai, les boulons précontraints M20 supérieurs et inférieurs ont été serrés au moyen d'une clé dynamométrique afin d'atteindre la précontrainte d'essai, en la contrôlant au moyen de capteurs de force annulaires (Figure 2.22, Figure 2.23).

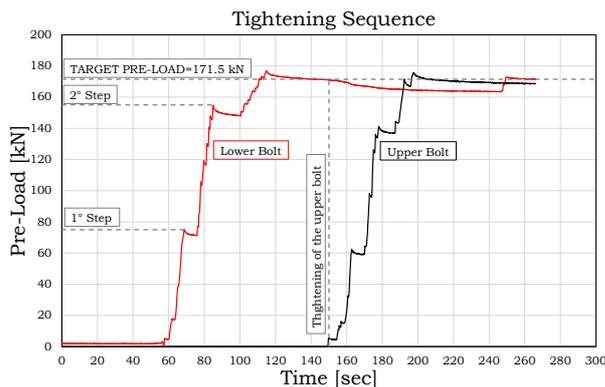


Figure 2.22 : Séquence de serrage

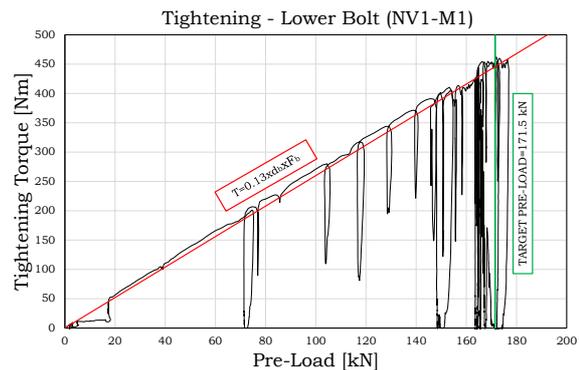


Figure 2.23 : Diagramme couple-précontrainte

Les essais à faible vitesse ont été réalisés à l'aide d'une machine d'essai universelle Schenck Hydropuls S56 (Figure 2.21). Une telle machine est constituée d'un piston hydraulique d'une capacité de +/- 630 kN, d'une course maximale égale à +/- 125 mm et d'un châssis en acier auto équilibré utilisé pour contrecarrer la charge axiale. Différents capteurs ont été utilisés avant et pendant l'essai pour contrôler la précontrainte des boulons, la charge de glissement, le couple de serrage et le déplacement en continu. Les déplacements axiaux du dispositif ont été lus directement à partir du capteur de la machine d'essai et, de la même manière, la force de glissement a été contrôlée directement en exploitant le capteur de force de la machine. Avant l'essai, le couple de serrage a été appliqué au moyen d'une clé dynamométrique manuelle et contrôlé par un capteur Futek TAT430 d'une capacité maximale de 680 Nm. Dans le même temps, la précontrainte appliquée aux boulons a été contrôlée avant et pendant l'essai au moyen de capteurs de force Futek LTH500 d'une capacité maximale de 222 kN. Avant chaque essai, la précontrainte a été appliquée aux boulons au moyen d'une clé dynamométrique, en contrôlant

le couple de serrage appliqué et la force de précontrainte dans le boulon. En particulier, les boulons utilisés avaient une valeur moyenne du facteur k égale à 0,13. La valeur du couple de serrage appliqué aux boulons dans chaque essai variait d'un maximum égal à $0,13 \times 171,5 \times 20 = 446$ Nm (100% de la précontrainte de pose) à un minimum égal à $0,40 \times 0,13 \times 171,5 \times 20 = 178$ Nm (40% de la précontrainte de pose).

2.3.2 Dispositif d'essais à grande vitesse

Afin d'étudier le comportement des matériaux frottant sous des vitesses importantes, une campagne expérimentale spécifique sur des sous-assemblages équipés de plaquettes frottantes a été menée dans les locaux de FIP Industriale S.p.a.

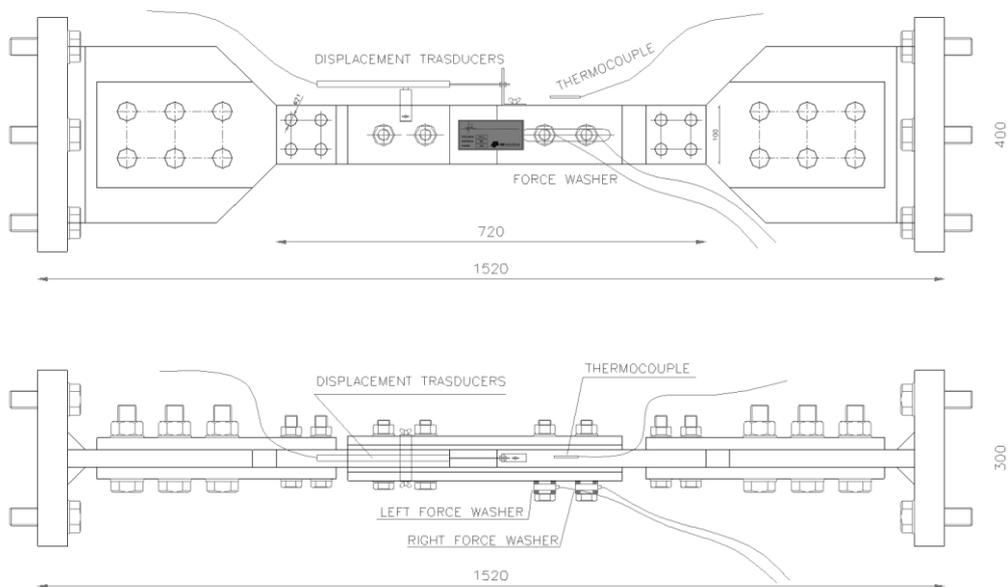


Figure 2.24 : Disposition d'essai à grande vitesse

Les spécimens (Figure 2.24) sont proches de ceux testés à basse vitesse, à l'exception du système de fixation au banc d'essai. Les échantillons sont constitués de deux plaques frottantes qui glissent sur une plaque AISI 304. Les boulons qui appliquent la précontrainte sur les plaques frottantes sont deux M20 HV 10.9 ; la force exercée sur eux est mesurée par deux capteurs de force annulaires. Le dispositif d'essai est présenté à la Figure 2.25. Il est composé d'un banc très rigide et d'un actionneur dont la force axiale maximale est égale à 2000 kN, la course du piston égale à ± 300 mm et la vitesse maximale égale à 300 mm/s. Les essais ont été réalisés en déplacement imposé, en appliquant, pour les essais de la première phase d'analyse, une entrée sinusoïdale avec une fréquence de 1,27 Hz, une amplitude variable (jusqu'à ± 25 mm), et une vitesse maximale de 200 mm/s.



Figure 2.25 : Machine d'essai

Outre la forme du signal d'entrée, le protocole d'essai est le même que celui utilisé pour les essais à faible vitesse. La vitesse d'application de la charge a bien entendu été modifiée au cas par cas afin d'étudier l'impact de la vitesse sur le coefficient de frottement.

2.3.3 Résultats d'essais

Comme mentionné précédemment, pour les essais à faible vitesse, le protocole de chargement cyclique a été appliqué en suivant la procédure de l'EN15129 [47], et pour chaque essai, les séquences de cycles ont été appliquées aux vitesses suivantes :

- 5 cycles avec des amplitudes de 6,25 mm à 1 mm/s ;
- 5 cycles avec des amplitudes de 12,5 mm à 4/5 mm/s ;
- 40 cycles avec des amplitudes de 25 mm à 4/5 mm/s.

Pour chaque essai, la réponse cyclique des surfaces a été évaluée en analysant le coefficient de frottement initial et sa dégradation au cours des cycliques de charge, au moyen des capteurs de force du dispositif. Plusieurs grandeurs ont été évaluées à partir de chaque diagramme :

- Les courbes force-déplacement représentée en termes de force de glissement ($F_{\text{slip},i}$) et de déplacement (d_i) mesurées respectivement à partir de la cellule de force et du LVDT de la machine d'essai ;
- La valeur "effective" (ou de calcul) du coefficient de frottement (μ_{effectif}) par rapport au déplacement cumulé (d_{total}). La valeur effective du coefficient de frottement a été calculée comme le rapport entre la force de glissement mesurée par le capteur de force de la machine d'essai et la somme des forces de précontraintes de pose des boulons ($4N_0$) ;
- La valeur réelle du coefficient de frottement ($\mu_{\text{actualisé}}$) par rapport au déplacement cumulé (d_{total}). La valeur réelle du coefficient de frottement a été calculée comme étant le rapport entre la force de glissement mesurée par le capteur de force de la machine d'essai et la somme des valeurs actuelles des forces de précontraintes des boulons mesurées par les capteurs de force pendant l'essai ($2N_{\text{cell},1}+2N_{\text{cell},2}$). Une synthèse des résultats obtenus est présentée ci-après.

En outre, le comportement du dispositif à friction a été caractérisé par l'évaluation de la dégradation de l'amortissement efficace tel que défini par l'EN 15129 [47]. Ce paramètre représente la dégradation de la dissipation d'énergie normalisée par rapport à la valeur de la dissipation d'énergie mesurée au 3^{ème} cycle de l'ensemble des cycles d'amplitude maximale. Les principaux résultats sont résumés dans les sections suivantes. Il convient de se référer aux résultats de la tâche 1.1 du projet FREEDAM pour des informations complémentaires sur les résultats d'essais.

2.3.3.1 Influence du type de revêtement : Matériaux "durs" (M6-M8)

Une synthèse des résultats des essais sur les interfaces couplant l'acier inoxydable avec les plaques frottantes revêtues des matériaux "durs" est fournie à la Figure 2.26-Figure 2.28 qui contiennent les courbes d'hystérésis de chaque matériau testé.

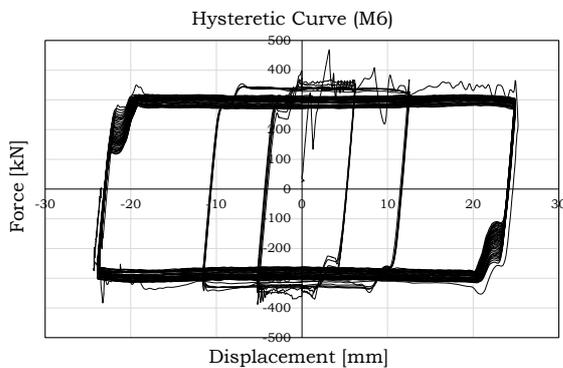


Figure 2.26 : Comportement hystérétique des cales M6

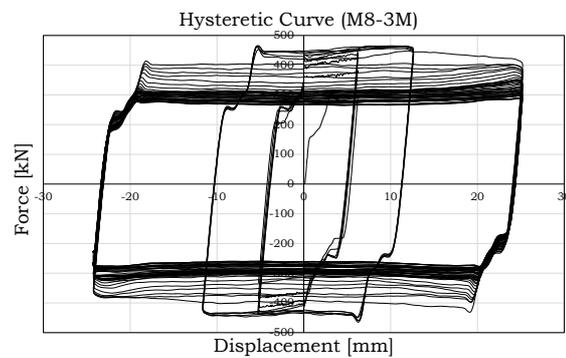


Figure 2.27 : Comportement hystérétique des cales 3M

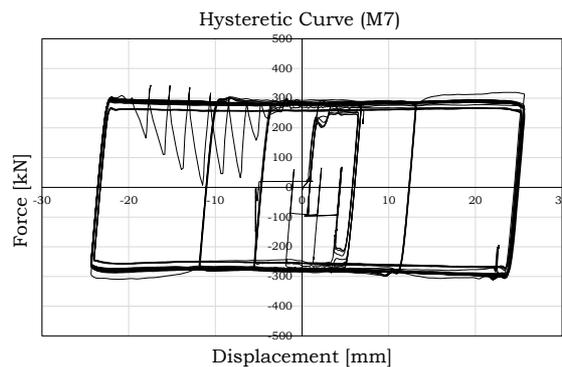


Figure 2.28 : Comportement hystérétique des cales M7

Dans le cas du revêtement en carbure M6, la réponse cyclique a été caractérisée pour une force de glissement initiale égale à environ 350 kN, suivie d'une dégradation progressive de cette force à la fin de l'essai caractérisée par une diminution de 20 % par rapport à la valeur initiale. Au cours des essais, un comportement particulier de ce matériau a pu être observé. En effet, comme on peut le constater sur la Figure 2.26, la courbe d'hystérésis a été affectée par une phase

initiale de collé-glissé avec le développement d'un premier cycle instable caractérisé par des sauts d'effort et des libérations soudains d'énergie. Néanmoins, après ce premier cycle, qui permet probablement de rompre l'attraction interatomique initiale entre les surfaces en contact (composante d'adhérence de la friction), le glissement s'est produit régulièrement conduisant à une réponse très stable jusqu'à la fin de l'essai. Dans le cas du revêtement en carbure M7, une réponse similaire a été globalement, observée. Le comportement, dans ce cas, a été caractérisé par une force de glissement initiale égale à environ 250 kN, qui après quelques cycles a légèrement augmenté, se stabilisant à une valeur d'environ 300 kN. Après avoir atteint cette valeur, tous les cycles ont été caractérisés par la même force de glissement, obtenant, dans ce cas également, un comportement stable et dissipatif. Même si le comportement hystérétique indiqué dans la Figure 2.28 semble assez similaire à celui observé pour le matériau M6, en réalité, dans ce cas, pour réaliser l'essai, il a été nécessaire de réduire significativement la vitesse de chargement en raison du développement de phases de collé-glissé assez prononcées, caractérisées par des libérations soudains d'énergie et des vibrations. Les cales frottantes 3M sont été caractérisées par une réponse qui, comme déjà observé dans le passé par les mêmes auteurs avec d'autres matériaux tels que le laiton ou certains types de caoutchouc phénolique [43], était caractérisée par deux phases différentes. Une première phase de durcissement caractérisée par une augmentation de la résistance au glissement d'environ 60%. Une deuxième phase caractérisée par une réduction de la force de glissement qui, à la fin de la dégradation, est revenue à sa valeur initiale. En outre, dans ce cas, aucune mouvement saccadé collé-glissé n'a été observée, et tous les cycles ont été caractérisés par une valeur stable de la force de glissement. La force de glissement initiale était d'environ 400 kN (Figure 2.27).



Figure 2.29 : Endommagement des cales M6



Figure 2.30 : Endommagement des cales 3M

Après essais, les échantillons ont été démontés afin d'évaluer l'endommagement des surfaces de contact. La Figure 2.29 et la Figure 2.30 représentent l'état d'endommagement de l'interface pour les spécimens utilisant des cales frottantes M6 et 3M. Comme il est possible de l'observer sur cette figure, pour ces matériaux, en raison de la plus grande dureté de la couche de revêtement par rapport à l'acier inoxydable, la plus grande partie de l'endommagement était concentrée sur la plaque d'acier inoxydable qui, à la fin de l'essai, présentait de nombreuses rayures dans la zone située sous la tête du boulon. Dans les Figure 2.31 et Figure 2.32, à titre

d'exemple, le diagramme des forces de précontrainte (mesurées au moyen des cellules de force) et du coefficient de frottement réel représenté en fonction du déplacement cumulé sont présentés pour l'échantillon avec les plaquettes frottantes revêtues de carbure M6. À partir de ce diagramme, il est possible d'observer que les deux boulons, qui ont été initialement serrés pour atteindre une précontrainte de pose égale à 171,5 kN, ont perdu environ 7% de cette précontrainte après le premier cycle de chargement, se sont uniformément desserrés pendant l'essai, atteignant à la fin une perte totale d'environ 20% de la précontrainte de pose. Inversement, le coefficient de frottement reste constant, ce qui montre un comportement stable des cales frottantes.

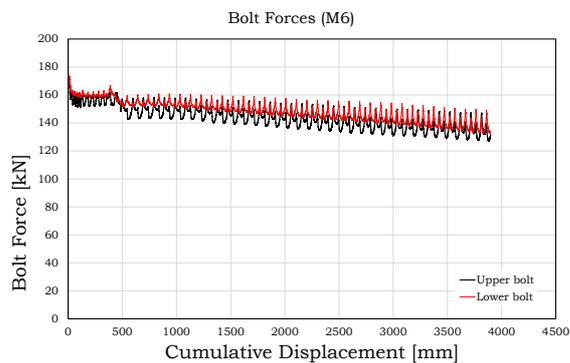


Figure 2.31 : Evolution de la précontrainte dans les boulons

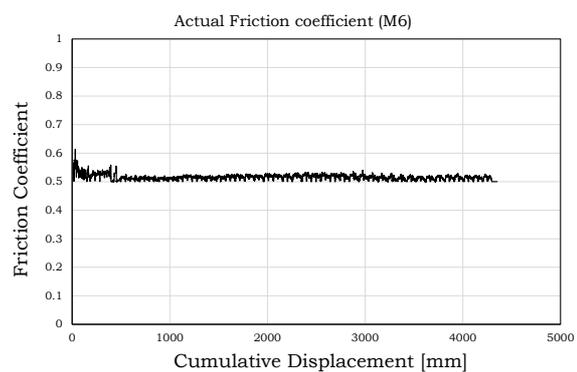


Figure 2.32 : Coefficient de frottement "réel" en fonction des déplacements cumulés : M6

2.3.3.2 Influence du type de revêtement : Matériaux "souples" (M1-M5)

Comme dans le cas du carbure M7, certains matériaux souples ont également développé un comportement caractérisé par le phénomène de mouvement saccadé collé-glissé. C'est le cas de trois des métaux non ferreux sélectionnés, à savoir M2, M3 et M5, dont la réponse est caractérisée par des arrêts et des redémarrages de mouvement alternés avec des libérations d'énergie fortes et soudaines (Figure 2.33, Figure 2.34). C'est pourquoi, ces essais ont été arrêtés prématurément afin d'éviter d'endommager le dispositif d'essai. Pour ces matériaux, après le premier glissement, le comportement hystérétique est caractérisé par des sauts alternés et continus de la force statiques et dynamiques. Il convient de noter que, même si le comportement cyclique de ces surfaces n'est manifestement pas approprié pour les applications parasismiques, il ressort des résultats obtenus dans cette étude expérimentale que ces matériaux, en raison de la valeur élevée du coefficient de frottement, pourraient encore être prometteurs pour une application dans des assemblages frictionnels conçus sous chargement statique.

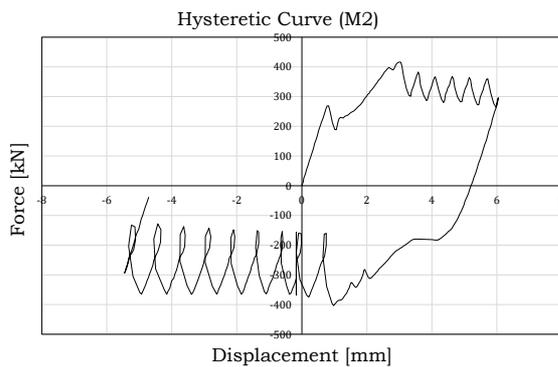


Figure 2.33 : Comportement hystérétique des cales M2

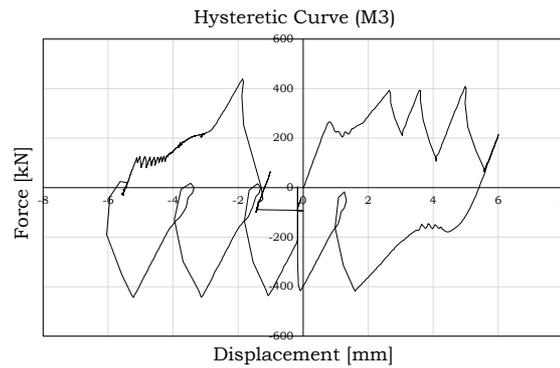


Figure 2.34 : Comportement hystérétique des cales M3

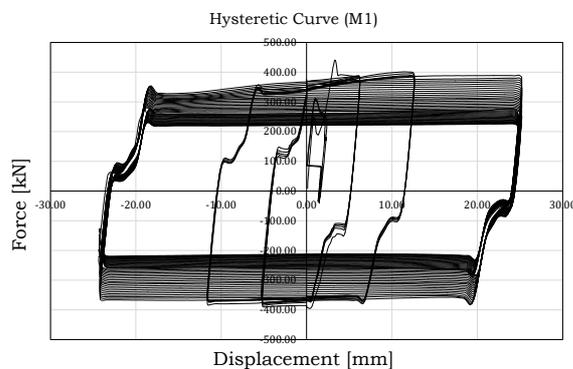


Figure 2.35 : Comportement hystérétique des cales M1

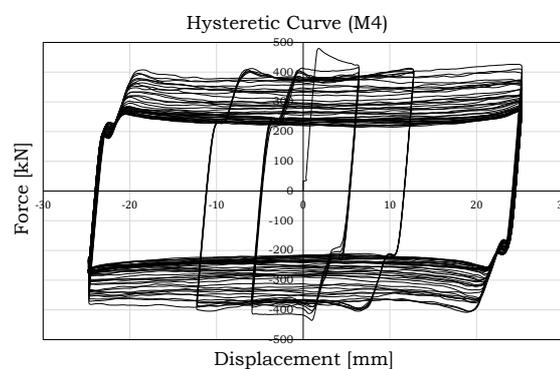


Figure 2.36 : Comportement hystérétique des cales M3

Les métaux M1 et M4 ont eu un comportement très similaire (Figure 2.37, Figure 2.38). En particulier, leur réponse hystérétique est caractérisée par une force de frottement supérieure à celle obtenue avec les matériaux "durs". Par ailleurs une dégradation importante a été observée du fait des pertes de précontrainte et de l'endommagement des plaques frottantes. En outre, pour les deux matériaux, le comportement obtenu lors de deux tests identiques était significativement différent, montrant une absence de répétabilité du comportement de ces matériaux. Cette variabilité est principalement due au comportement différent des boulons au cours des deux essais. À titre d'exemple, dans la Figure 2.37 et Figure 2.38, les résultats exprimés en termes de coefficient de frottement et force de précontrainte en fonction de la course cumulée, pour les deux essais effectués sur les échantillons avec des plaquettes de frottement M4, sont représentés en rouge et noire respectivement. Il ressort clairement de ces figures que, même si la valeur réelle du coefficient de frottement ne varie pas au cours des deux tests, les boulons ont un comportement significativement différent, ce qui entraîne une réponse hystérétique différente. En particulier, dans l'un des deux essais après le premier glissement, une perte soudaine de précontrainte dans les boulons d'environ 15% a été observée, entraînant, par conséquent, une perte proportionnelle de la force de frottement. Une réponse aussi différente des éprouvettes peut être due aux imperfections du revêtement appliqué sur les cales de friction, qui, dans le cas des revêtements souples, est mis en place manuellement et conduit

à une répartition non uniforme du revêtement. Dans le cas du matériau M1, la dégradation de la force de frottement initiale à la fin des essais était de 45 %, tandis que dans le cas du matériau M4, elle était d'environ 50 %. Néanmoins, les deux matériaux ont fourni des valeurs très élevées du coefficient de frottement et, en particulier, le coefficient de frottement initial des matériaux M1 et M4 était égal à environ 0,55/0,65 et 0,7/0,9, respectivement.

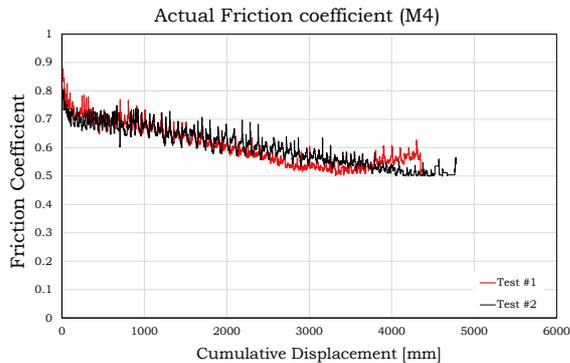


Figure 2.37 : Coefficient de frottement réel - M4

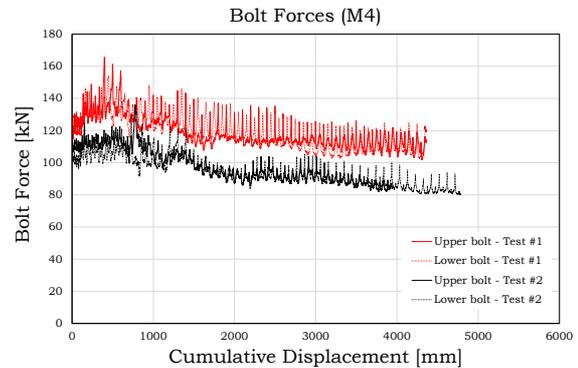


Figure 2.38 : Forces de précontrainte - M4

Comme dans les cas précédents, les échantillons réalisés avec des matériaux souples ont également été démontés après l'essai, afin d'évaluer l'endommagement des surfaces frottantes. Comme on peut le constater sur les Figure 2.39 et Figure 2.40, les dommages se sont principalement concentrés sur les cales de friction, tandis que les plaques en acier inoxydable n'ont pratiquement pas été endommagées au cours de l'essai.



Figure 2.39 : Dommages des cales M1



Figure 2.40 : Dommages des cales M4

2.3.3.3 Influence de la précontrainte

Pour étudier l'influence des paramètres affectant la réponse des composants frottants, des essais ont été menés sur certains matériaux (M1, M4, M6). En particulier, pour ces trois matériaux, l'influence de la force de précontrainte, l'influence des configurations des ressorts à disque et les effets de la variabilité aléatoire des matériaux ont été examinés. Dans cette section, l'influence de la force de précontrainte sur la réponse hystérétique des amortisseurs frottants est brièvement abordée. Les courbes force-déplacement des essais menés sur le matériau M6 pour

quatre niveau de précontrainte sont présentées de la Figure 2.40 à la Figure 2.44. Les résultats obtenus avec les autres matériaux sont globalement très similaires, et ne seront pas présentés en détail. La réponse hystérétique était, en général, caractérisée par une rigidité initiale élevée jusqu'à l'atteinte de la force de frottement statique qui, dans tous les cas analysés, était supérieure à la résistance au frottement dynamique stabilisée. Les matériaux présentaient des boucles d'hystérésis quasiment rectangulaires. En termes de réponse force-déplacement, le seul matériau présentant un comportement moins stable était M6 qui, comme déjà mentionné, a un revêtement dur dont le comportement est caractérisé, pour des contraintes élevées, par un premier cycle présentant une légère réponse de type mouvement saccadé collé-glissé.

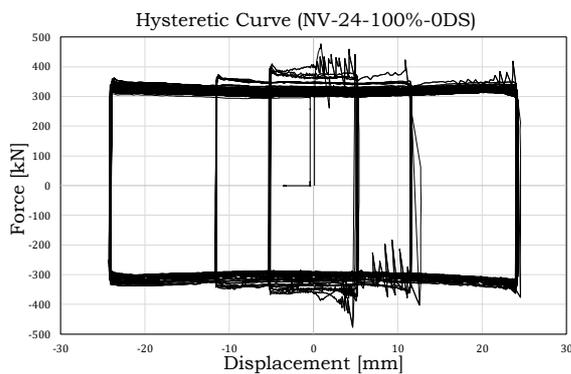


Figure 2.41 : Cales M6, 100% de précontrainte nominale

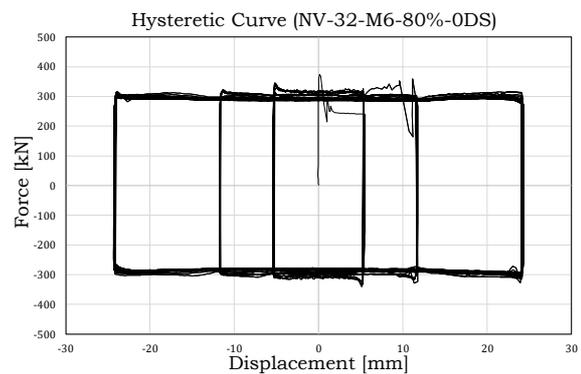


Figure 2.42 : Cales M6, 80% de précontrainte nominale

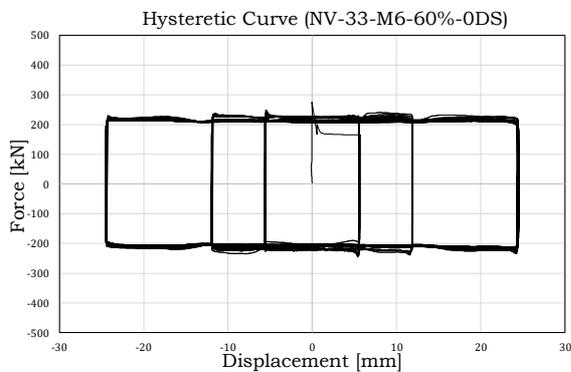


Figure 2.43 : Cales M6, 60% de précontrainte nominale

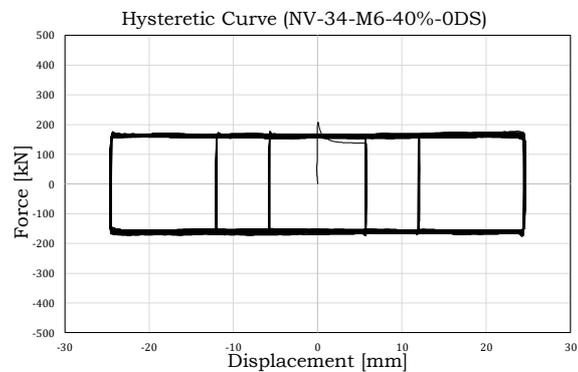


Figure 2.44 : Cales M6, 40% de précontrainte nominale

L'un des aspects les plus saillants observés au cours de cette série de tests est que, pour ce revêtement spécifique, la réponse saccadée collé-glissé disparaît lorsque la précontrainte diminue, ce qui montre que le phénomène de mouvement saccadé collé-glissé dépend fortement de la pression de contact générée à l'interface. L'évolution des forces de précontrainte dans les boulons et la dégradation de l'amortissement sont présentées à la Figure 2.45 et à la Figure 2.46. La précontrainte dans le boulon N_b est normalisée par rapport à la précontrainte de pose appliquée au début de l'essai N_{b0} , tandis que la dégradation de l'amortissement effectif est calculée selon la procédure indiquée dans [47].

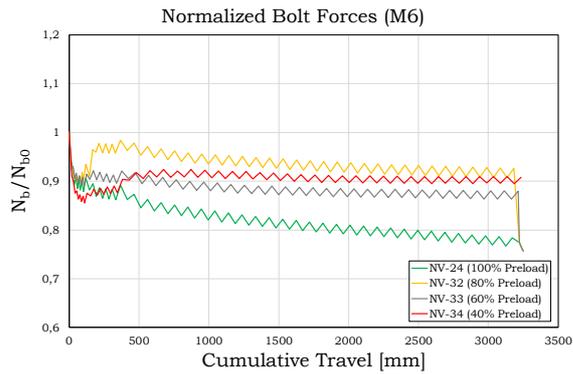


Figure 2.45 : Réduction de la précontrainte (100 % à 40 % de la précontrainte nominale)

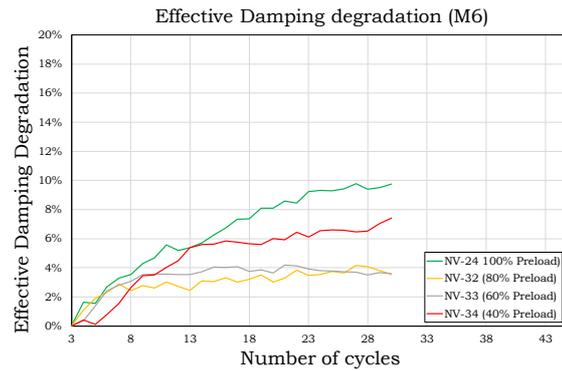


Figure 2.46 : Dégradation de la dissipation d'énergie (100 % à 40 % de la précontrainte nominale)

A partir de ces figures, il est possible d'observer que la réduction de la force de précontrainte de pose limite la dégradation de l'amortissement effectif qui caractérise la dégradation des capacités dissipatives de l'assemblage à friction. Pour les trois matériaux analysés, le coefficient de frottement initial n'est pas spécifiquement impacté par la précontrainte de pose (voir Figure 2.47 à Figure 2.49), cependant la dégradation est moins importante lorsque la précontrainte de pose est faible.

La variabilité du coefficient de frottement initial était cohérente pour ce type de matériau. En particulier, le coefficient de frottement initial pour le matériau M1 est compris entre 0,67 et 0,75, pour le matériau M4 entre 0,71 et 0,94 et pour le matériau M6 entre 0,62 et 0,65 (ne montrant pas de tendance claire en ce qui concerne la précontrainte appliquée), alors que le même coefficient variait entre 0,62 et 0,81 pour le matériau M1, 0,69 et 0,84 pour le matériau M4 et 0,52 et 0,68 pour le matériau M6.

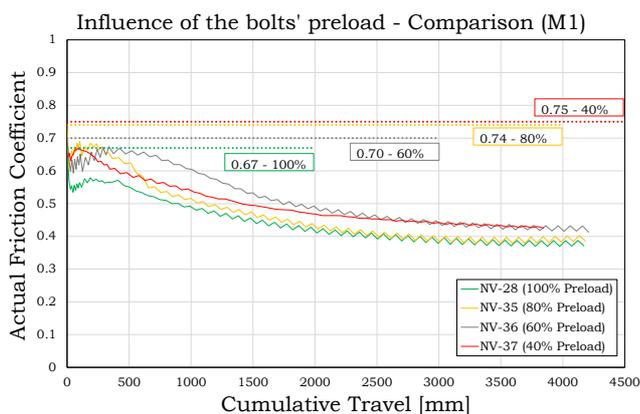


Figure 2.47 : Influence de la précontrainte sur le coefficient de frottement : Cales M1

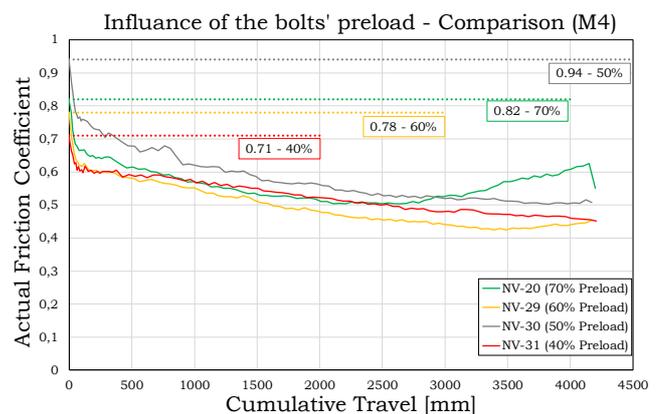


Figure 2.48 : Influence de la précontrainte sur le coefficient de frottement : Cales M4

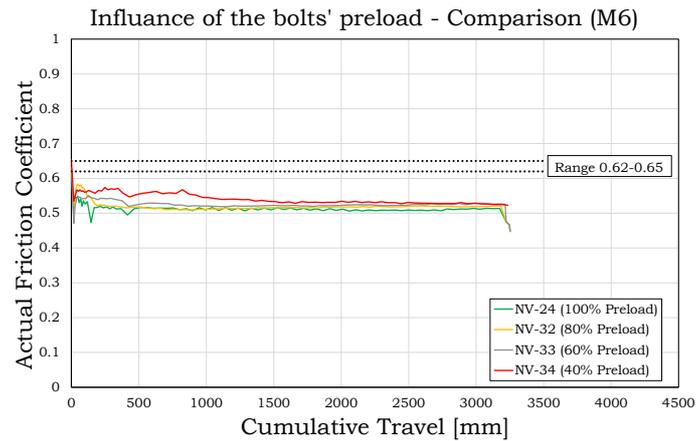


Figure 2.49 : Influence de la précontrainte sur le coefficient de frottement : Cales M6

Par conséquent, les essais effectués pour des valeurs variables de la précontrainte n'ont pas mis en évidence une corrélation claire entre le coefficient de frottement statique et la précontrainte de pose du boulon. À l'inverse, les pertes de précontraintes et dégradations de l'amortissement sont réduites pour les faibles niveaux de précontrainte. En outre, l'analyse de toutes les données a révélé que pour le matériau M6, la dégradation de l'amortissement effectif au 10^{ème} cycle était toujours inférieure aux 10% requis par l'EN15129 [47]. À l'inverse, pour les matériaux M1 et M3 (matériaux souples), les résultats ont montré que cette exigence minimale ne pouvait être satisfaite que si la précontrainte de pose était limitée à 60 % de la précontrainte nominale.

2.3.3.4 Influence de la configuration des rondelles anti-desserrages

Les rondelles anti-desserrage sont des rondelles annulaires coniques, souvent appelées Belleville, qui peuvent se comprimer élastiquement (à condition qu'elles soient correctement pré-réglées [48]) jusqu'à atteindre une valeur seuil au-delà de laquelle elles présentent une augmentation significative de leur rigidité jusqu'à leur aplatissement complet. Leur principale caractéristique est qu'elles peuvent être disposées les unes sur les autres (empilage parallèle) pour doubler la résistance ou dos à dos (empilage en série) pour doubler la déformabilité ou, encore, dans des combinaisons en séries et en parallèles afin d'obtenir un système de rondelles aux rigidité et résistance souhaitées. En pratique ces rondelles sont utilisées afin de maintenir une précontrainte constante dans le temps et d'éviter des problèmes de desserrages dus aux vibrations.

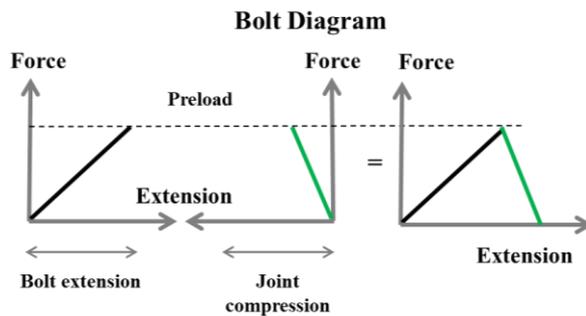


Figure 2.50 : Diagrammes types de boulons

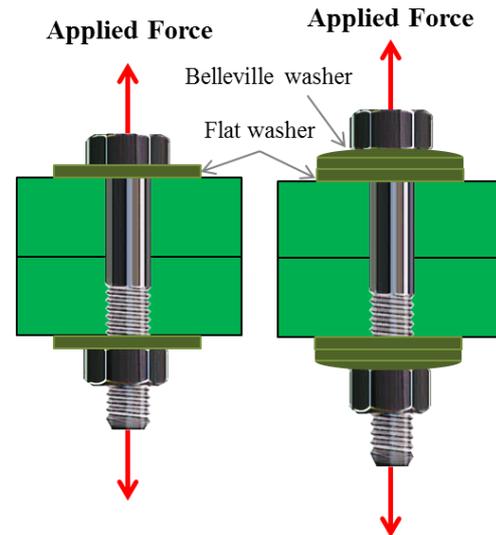


Figure 2.51 : Assemblage avec rondelle

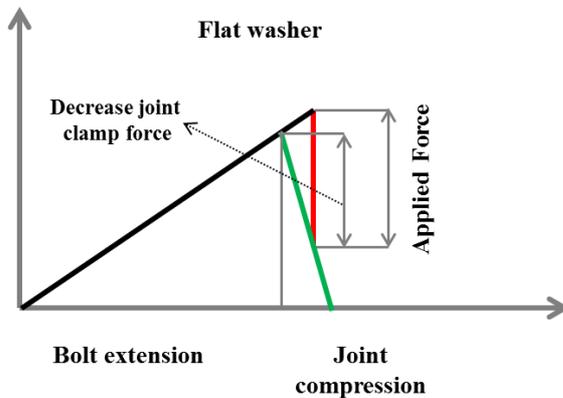


Figure 2.52 : Diagramme de boulon avec rondelle plate

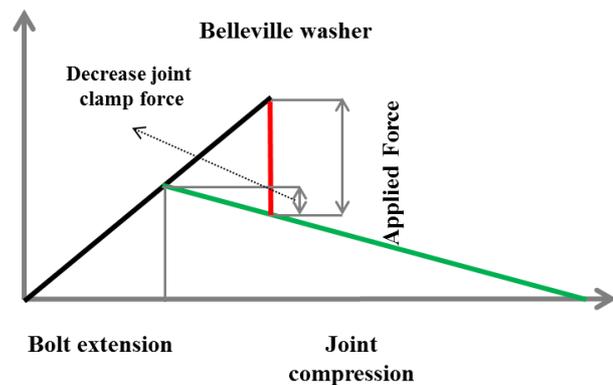


Figure 2.53 : Diagramme de boulon avec rondelle Belleville

Tous ces phénomènes sont largement expliqués dans [48]. Leur effet possible est brièvement présenté de la Figure 2.50 à la Figure 2.54, où le comportement d'un système avec rondelle standard est comparé à celui d'un système avec rondelle Belleville. La principale différence entre les deux types de rondelle est qu'en présence d'une réduction de l'épaisseur, qui peut être due à l'usure sous des charges cycliques ou au fluage des couches de revêtement, la rigidité axiale plus faible de l'assemblage permet de compenser la réduction de l'épaisseur serrée. En fait, les rondelles coniques agissent comme des ressorts poussant la tige du boulon et rétablissant, au moins partiellement la précontrainte. L'effet de la configuration des ressorts à disque a été étudié au cours du projet FREEDAM lors d'essais cycliques, en considérant l'utilisation de quatre configurations possibles, à savoir : pas de ressorts à disque, 3 en parallèle, 3 en parallèle-2 fois en série (6 ressorts à disque), 3 en parallèle-3 fois en série (9 ressorts à disque). Les résultats des tests sont présentés pour le matériau M1. Dans les autres cas, des résultats similaires ont été obtenus. Les résultats du matériau M1 sont présentés car ils permettent de mettre plus facilement en évidence l'influence des ressorts à disque sur le comportement cyclique. Il est possible d'observer sur les Figure 2.54-Figure 2.57 que la

configuration des ressorts à disque ne semble pas avoir d'influence significative sur la réponse hystérétique. En fait, tous les essais ont commencé avec une force de frottement initiale d'environ 400 kN et se sont terminés avec une force d'environ 200 kN. Les dégradations les plus importantes ont été obtenues pour les plus grands empilements de rondelles.

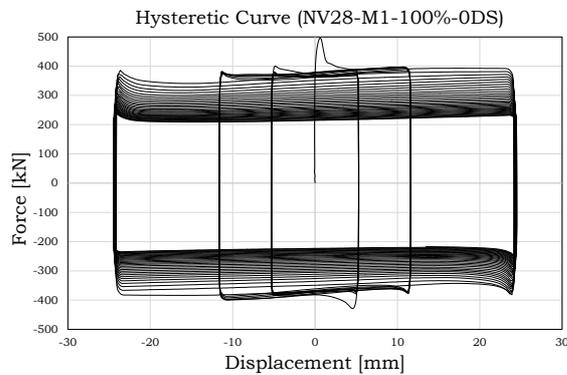


Figure 2.54 : Cales M1 avec rondelles plates

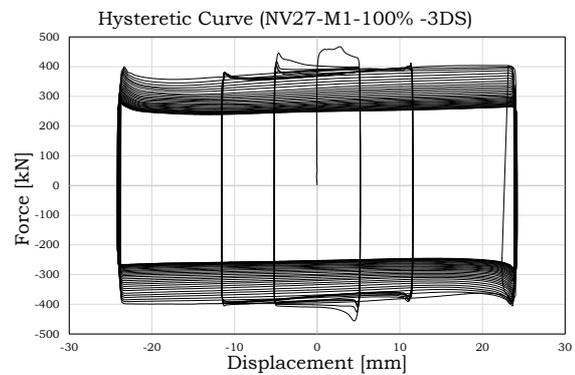


Figure 2.55 : Cales M1 avec 3DS

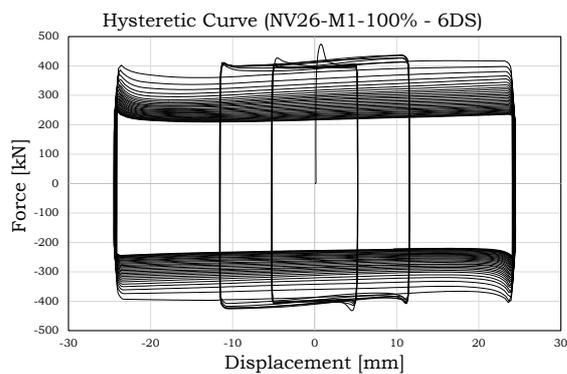


Figure 2.56 : Cales M1 avec 6DS

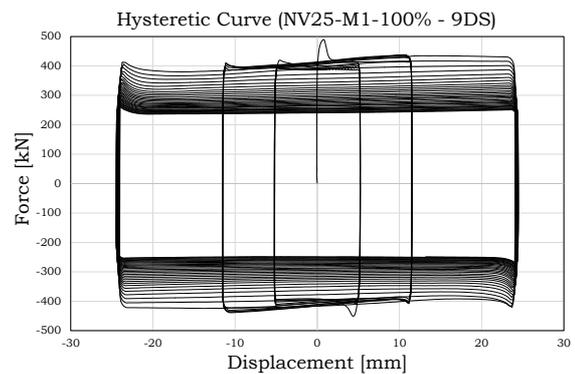


Figure 2.57 : Cales M1 avec 9DS

Ce résultat, du point de vue de la réponse hystérétique globale, met en évidence l'efficacité limitée des ressorts à disques normalisés européens sur la réponse globale de l'amortisseur. Ceci est également mis en évidence par la représentation de l'évolution de la précontrainte au cours de l'essai et de la dégradation de l'amortissement efficace (Figure 2.58, Figure 2.59).

La Figure 2.58 présente la précontrainte dans les boulons au cours des essais et montre qu'une déformabilité plus importante de l'assemblage boulonné limite les pertes de précontrainte. Ce qui ne se traduit pas par une amélioration globale de la réponse hystérétique de l'assemblage, probablement en raison d'une usure plus importante du matériau frottant. Ceci est mis en évidence par les courbes présentant la dégradation de l'amortissement effectif (Figure 2.59) qui montrent que l'adoption d'une disposition différente des ressorts à disque n'améliore pas significativement la réponse.

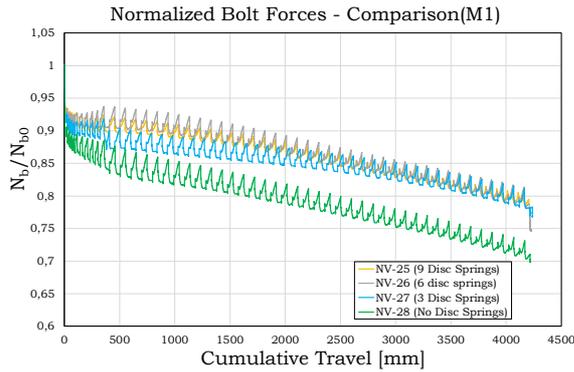


Figure 2.58 : Précontrainte pour différentes configurations de rondelles

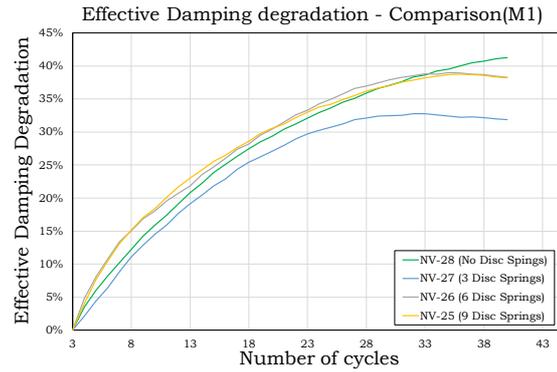


Figure 2.59 : Dégradation de l'amortissement pour différentes configurations de rondelles

En conclusion, les résultats de cette série de tests ont démontré que les ressorts à disque normalisés européens pourraient aider à maintenir constante la précontrainte dans les boulons mais, en général, ils ne permettent pas d'améliorer significativement la réponse cyclique. Par conséquent, bien que leur rôle peut être significatif pour limiter d'autres effets, tels que ceux liés à la perte à long terme de la précontrainte de pose, aux vibrations ou aux effets thermiques, leur utilisation semble avoir une influence limitée sur le comportement cyclique.

2.3.3.5 Variabilité des résultats

Dans le cadre du projet FREEDAM, des tests spécifiques ont été consacrés à l'évaluation de la variabilité du coefficient de frottement et à la proposition de valeurs des coefficients de frottement à utiliser pour un dimensionnement à l'ELS et à l'ELU. Les résultats précédents montrent clairement que les matériaux de revêtement examinés sont affectés par une forte variabilité qui doit être prise en compte dans la conception, en particulier en vue d'un calcul de résistance. Alors que pour une vérification à l'ELS, il est nécessaire d'adopter la valeur caractéristique du coefficient de frottement statique. Pour les vérifications à l'ELU, il est nécessaire de connaître à la fois la valeur minimale du coefficient de frottement dynamique (par rapport aux cycles stabilisés) et la valeur limite supérieure du coefficient de frottement statique. Le rapport entre ces deux valeurs affecte évidemment le facteur de sur-résistance, qui doit être pris en compte dans la pratique pour le dimensionnement des parties non dissipatives de la structure. Des essais ont été réalisés, pour chaque matériau de revêtement, sur dix échantillons égaux, tous serrés jusqu'à une précontrainte égale à 60% de la précontrainte de pose (valeur maximale suggérée dans le cadre du projet FREEDAM). Même si les ressorts à disque ne sont pas très pertinents d'un point de vue sismique, compte tenu de leur influence possible sur la réponse à long terme et sur les effets vibratoires et thermiques, des échantillons comportant six ressorts à disque (avec un jeu de 2 parallèles, 3 fois en série) ont été testés. Les Figure 2.60 à Figure 2.62 présentent une synthèse des coefficients de frottement obtenus au cours des différents essais en fonction de la course cumulée. En complément les valeurs moyennes (ligne continue) et les fractiles à 5% et 95% (lignes pointillées inférieures et supérieures) sont fournies et évaluées pour chaque valeur de la course cumulée en soustrayant ou en ajoutant à la valeur

moyenne k -fois le coefficient de variation. Afin de tenir compte du nombre limité de données (10 échantillons pour chaque matériau), la valeur de k a été définie selon les indications du paragraphe D7.2 de l'EN 1990 [26], à savoir qu'elle a été supposée égale à 1,92 dans l'hypothèse d'une distribution normale.

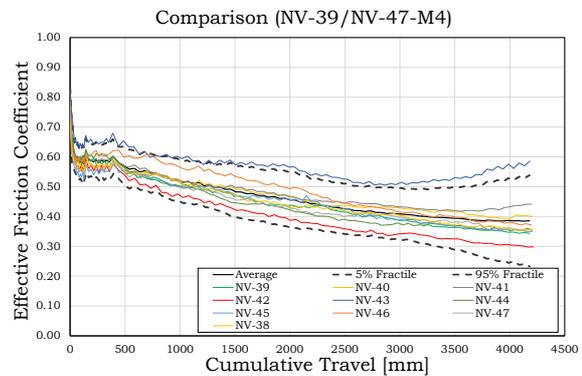
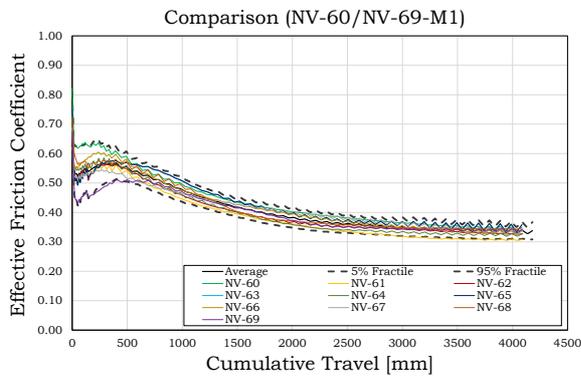


Figure 2.60 : Variabilité du coefficient de frottement - cales M1 - Figure 2.61 : Variabilité du coefficient de frottement - cales M4

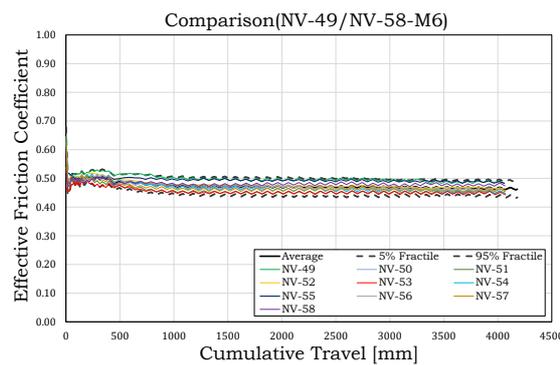


Figure 2.62 : Variabilité du coefficient de frottement - cales M6

2.3.3.6 Influence de la vitesse de chargement

Des tests à grande vitesse ont été menés en deux étapes. Au cours de la première étape, un nombre limité de tests a été effectué sur huit matériaux. Par la suite, des essais complémentaires ont été menés uniquement sur les matériaux M1, M4, M6.

Lors de la première phase, 15 essais à haute vitesse ont été effectués avec des cales de friction revêtues des cinq matériaux souples et des trois matériaux durs mentionnés précédemment. A l'inverse, la deuxième phase a consisté en 45 essais à haute vitesse sur trois matériaux seulement (M1, M4 et M6).

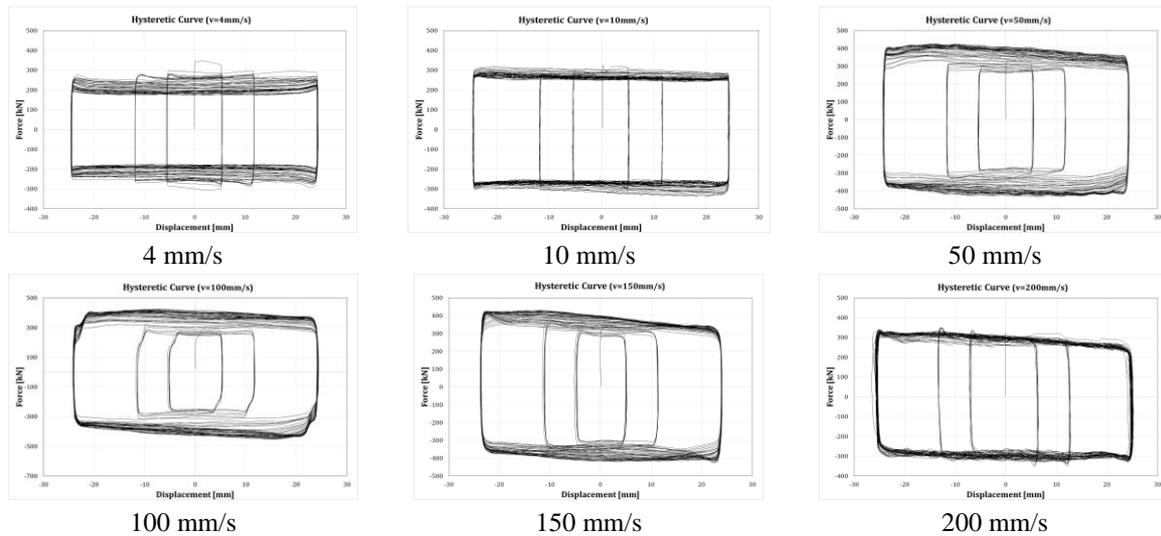


Figure 2.63 : Influence de la vitesse - cales M4

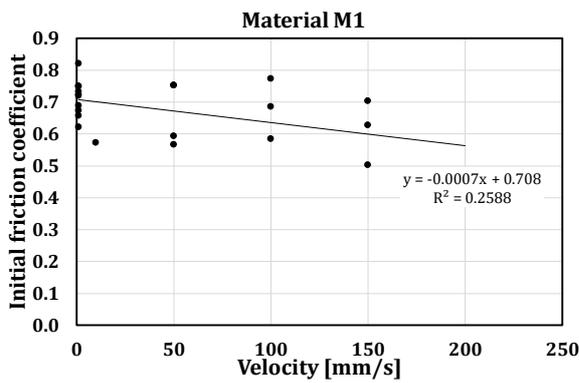


Figure 2.64 : Influence de la vitesse - cales M1

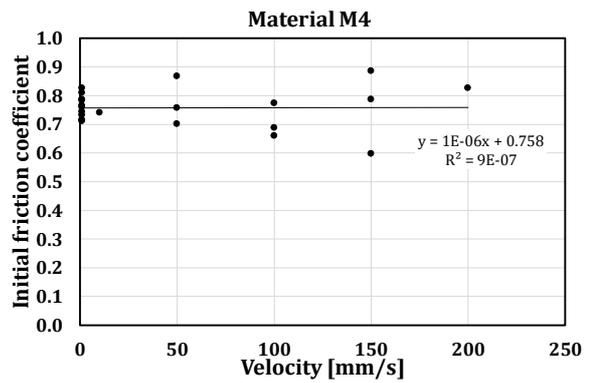


Figure 2.65 : Influence de la vitesse - cales M4

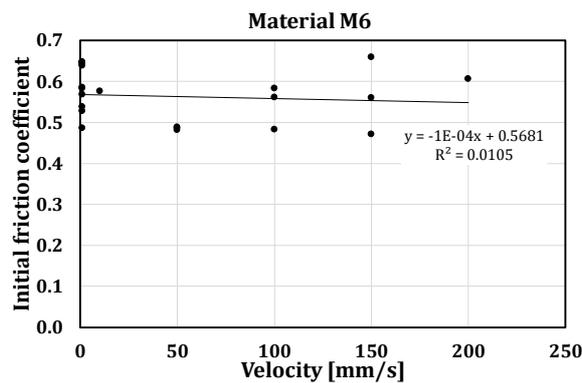


Figure 2.66 : Influence de la vitesse – cales M6

Les essais à grande vitesse ont mis en évidence une dépendance significative du coefficient de frottement à la vitesse comme le montrent la Figure 2.63 pour le matériau M4. Pour les autres matériaux, des résultats similaires ont été obtenus, même si pour le matériau M1, une certaine

instabilité des boucles hystérétiques a été observée pour la vitesse la plus élevée (200 mm/s). La vitesse entraîne une modification de la forme des boucles hystérétiques, mais elle ne modifie pas de manière significative la valeur de la force de frottement initiale. En fait, il est montré de la Figure 2.64 à la Figure 2.66, que la valeur initiale du coefficient de frottement mesurée dans tous les essais à grande vitesse se situe dans la plage des valeurs minimales/maximales, qui se situent dans la plage statistique normale de variation du coefficient de frottement pour les trois matériaux considérés. En outre, une très faible corrélation pour les trois matériaux a été observée, traçant une ligne de régression du coefficient de frottement initial en *fonction de la* vitesse de glissement presque horizontale.

Néanmoins, les essais ont mis en évidence que, si la vitesse n'affecte pas de manière significative les valeurs du coefficient de frottement initial, elle a un effet important sur l'usure du matériau et la fluctuation des forces de précontrainte pendant les essais. Dans presque tous les essais cycliques, il a été observé que la dégradation cyclique du coefficient de frottement est significativement plus élevée lorsque la vitesse de glissement est faible (quasi-statique). Par conséquent, il est généralement possible d'obtenir une estimation prudente de l'évolution de la dégradation du coefficient de frottement avec des essais à faible vitesse, qui peuvent normalement être réalisés avec des dispositifs d'essais plus simples. La dégradation cyclique du coefficient de frottement ne varie pas uniformément avec la vitesse de glissement. En fait, pour les trois matériaux, des taux de dégradation différents ont été observés en fonction de la vitesse de l'essai. Par exemple, en ce qui concerne le matériau M4, on a observé que le taux de dégradation du coefficient de frottement devient plus faible en augmentant la vitesse dans la plage de 4 à 100 mm/s, alors qu'il augmente à nouveau dans la plage des vitesses de 100 à 200 mm/s. Des similarités ont également été observées dans d'autres cas, mais chaque matériau a ses propres propriétés de dégradation, et une règle générale ne peut être définie. Le matériau M1 a montré une légère dépendance de la dégradation du coefficient de frottement par rapport à la vitesse. À l'inverse, le matériau M6 a montré une réponse variable en fonction de la vitesse de glissement.

Les matériaux M4 et M6 ont montré une possible augmentation du coefficient de frottement au-delà de la valeur statique initiale, en fonction de la course et de la vitesse de glissement cumulées. Plus précisément, le matériau M4 a montré une augmentation maximale du coefficient de frottement, par rapport à la valeur statique, d'environ 20%. Inversement, le matériau M6 a atteint, pour des valeurs très importantes de la course cumulée, des augmentations de 60%. Du point de vue de la conception, cet effet peut être préjudiciable lors de dimensionnements en capacité. Par conséquent, il doit être pris en compte lors de l'estimation de la sur-résistance de l'amortisseur pour la conception des éléments non dissipatifs de la structure. Néanmoins, il convient de noter que les essais à grande vitesse ont été réalisés en tenant compte de valeurs très élevées des déplacements cumulés, qui sont certainement supérieures à la demande de déplacements cumulés en cas d'événements sismiques réalistes. Dans des situations pratiques, une estimation exacte du déplacement cumulé maximal a pu être réalisée en tenant compte de la demande résultant de l'adoption des protocoles de chargement standardisés qui sont généralement considérés comme des points de référence pour la caractérisation du comportement des assemblages. Il est par exemple aisé de vérifier que si l'on considère le protocole de charge AISC 358 pour la qualification sismique, le bras de levier

d'une articulation de référence est fixé, par exemple, à 600 mm et la rotation maximale de l'articulation est fixée à 40 mrad, l'estimation de la limite supérieure de la demande de course cumulée dans l'amortisseur à friction est égale à environ 400 mm. De la Figure 2.70 à la Figure 2.72, les mêmes diagrammes sont repris, en fixant l'abscisse maximale à 400 mm. Il est montré que, dans cette plage, la sur-résistance dynamique, par rapport à la valeur statique initiale, est égale à environ 1 pour les matériaux M1 et M4 (souple), alors qu'elle est égale à environ 1,2 pour le matériau M6.

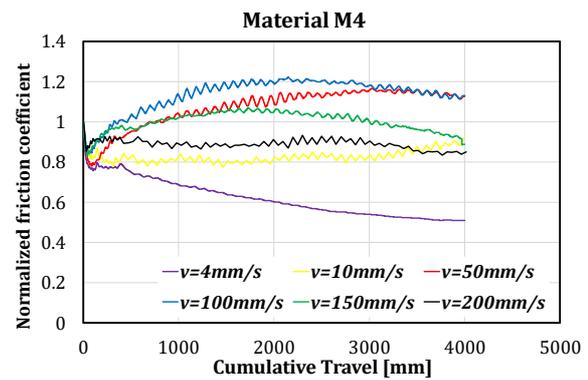
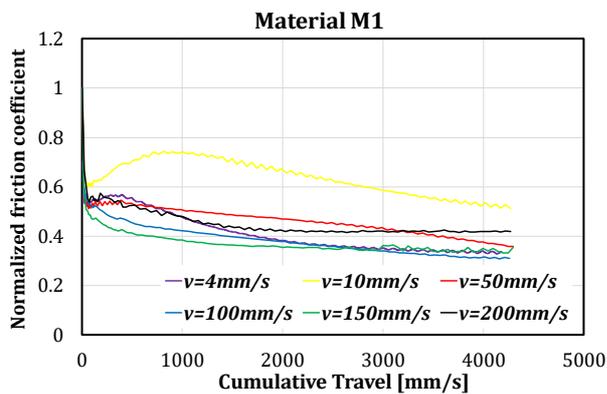


Figure 2.67 : Dépendance de la dégradation à la vitesse - cales M1 Figure 2.68 : Dépendance de la dégradation à la vitesse - cales M4

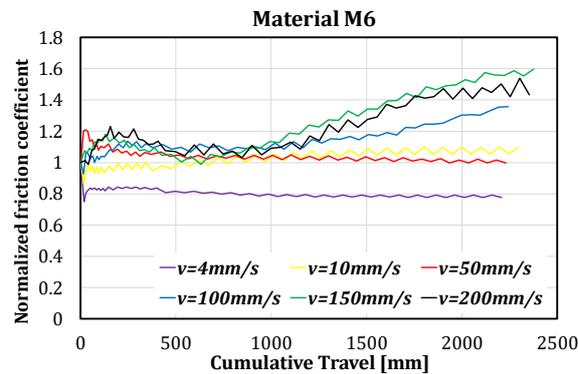


Figure 2.69 : Dépendance de la dégradation à la vitesse - cales M6

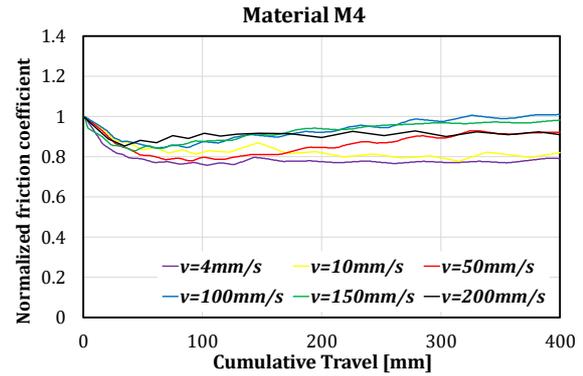
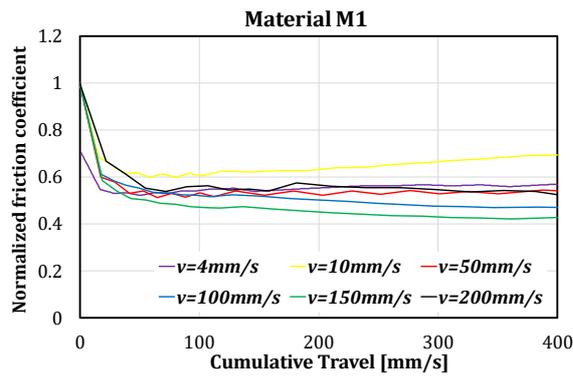


Figure 2.70 : Dépendance de la dégradation à la vitesse pour un déplacement de 400 mm - Cales M1

Figure 2.71 : Dépendance de la dégradation à la vitesse pour un déplacement de 400 mm - Cales M4

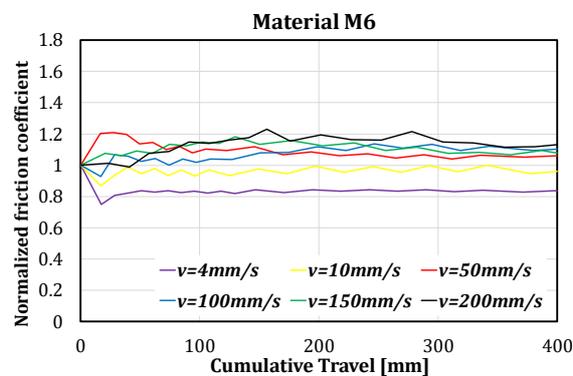


Figure 2.72 : Dépendance de la dégradation à la vitesse pour un déplacement de 400 mm - Cales M6

2.4 COMPORTEMENT SOUS CHARGEMENT CYCLIQUE

2.4.1 Introduction

Plusieurs travaux qui ont examiné l'influence des techniques de précontrainte, les phénomènes de relaxation, le fluage des revêtements, les vibrations et le desserrage montrent que les boulons précontraints subissent toujours une perte de la précontrainte de pose [49] -[51]. La perte de précontrainte est généralement significative dans les 12 premières heures après le serrage, et une forte influence sur la perte globale est également due à l'amplitude des efforts extérieurs appliqués aux assemblages [52]. En outre, les tests à long terme montrent généralement qu'après les pertes initiales, la diminution de la précontrainte est continue, obéissant à une loi d'évolution logarithmique [50]. La perte de la précontrainte de pose des boulons est liée à différents phénomènes, parmi lesquels une précontrainte de pose insuffisante, le desserrage, la relaxation, le fluage, l'utilisation d'un matériau non approprié et l'application de forces extérieurs sont les plus importants. Une représentation schématique de l'évolution dans le temps de la précontrainte de boulons est présentée à la Figure 2.73 où l'on peut distinguer trois phases. Immédiatement après le serrage, le boulon subit une perte initiale qui est principalement associée au processus de pose. Cette perte initiale se produit juste après le serrage et augmente

avec l'ampleur de la précontrainte appliquée, en particulier si le boulon est serré au-delà de sa limite d'élasticité [53]. Après l'installation, une perte dite à moyen terme apparaît ; différents aspects affectent l'ampleur de cette perte, tels que les variations de température, les problèmes d'installation et l'influence des efforts extérieurs. Enfin, une perte à long terme se produit continuellement pendant la durée de vie de la structure et, après un certain temps, le taux de perte devient stable.

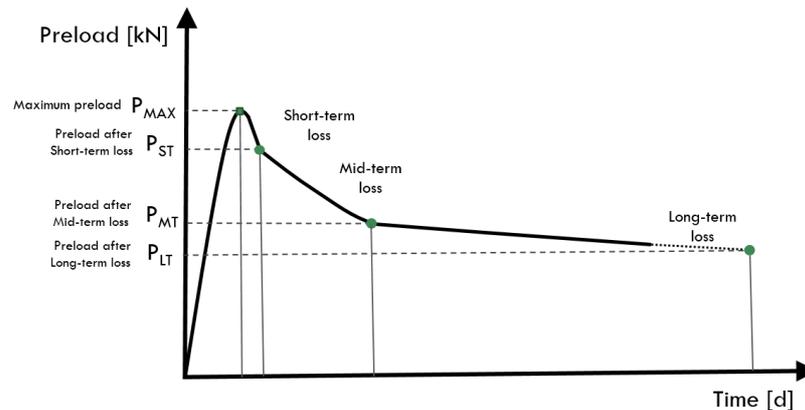


Figure 2.73 : Évolution de la précharge dans le temps

Afin de caractériser la réponse des boulons précontraints utilisés dans les dispositifs à friction, des études expérimentales ont été menées à l'Université de Salerne et à l'Université de Liège dans le cadre du projet FREEDAM (Figure 2.74, Figure 2.75). Afin de caractériser la perte de précontrainte, en évaluant les méthodologies pour limiter une telle perte, quatre typologies d'ensembles boulonnés équipés de différentes configurations de rondelles et de ressorts à disque ont été examinées. En outre, afin d'évaluer les pertes à court, moyen et long terme, pour chaque configuration de rondelle, des essais prolongés pour différentes périodes ont été menés. Afin d'évaluer la relaxation à court et moyen terme, 20 tests à court terme (prolongés jusqu'à 18h) et quatre tests à moyen terme (30 jours) ont été effectués. En outre, pour les quatre configurations de rondelles, cinq tests de relaxation à long terme ont été effectués pour suivre l'évolution de la précontrainte sur 5 mois.

Des essais ont été effectués sur des assemblages symétriques (SFC) composées de cales (8 mm) revêtues d'un matériau frottant (matériau M4), de deux plaques externes galvanisées à chaud (15 mm) en acier S275JR, et d'une plaque interne fendue en acier inoxydable AISI 304. Les plaques ont été fixées avec des boulons HV M20 de classe 10.9. La précontrainte de pose ciblée des boulons du dispositif a été fixée à 120 kN, puisque des essais précédents sur les SFC ont montré l'effet bénéfique fourni par la réduction de la précontrainte du boulon à un taux de travail limité à environ 30-70% de la précontrainte nominale. Pour tous les essais, les boulons ont été équipés de capteurs de force. Lors des essais à court et moyen terme, l'évolution de la précontrainte dans les boulons a été effectuée à l'aide d'un capteur de force à anneau (FUTEK LYH500 d'une capacité maximale de 222,4 kN). Pour les essais à long terme, des jauges de contrainte insérées dans la tige du boulon ont été utilisées.

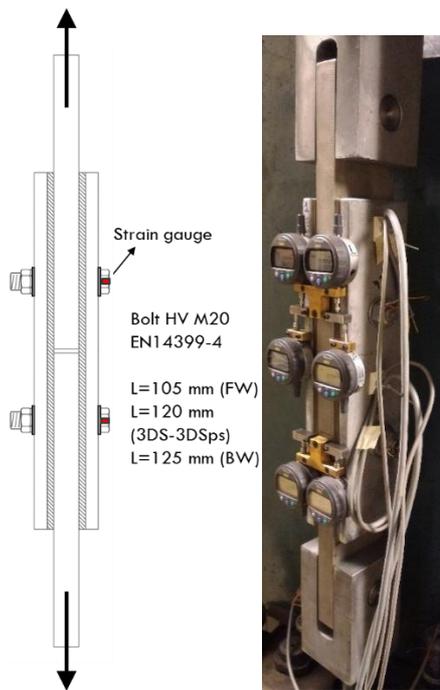


Figure 2.74 : Dispositif d'essai à long terme

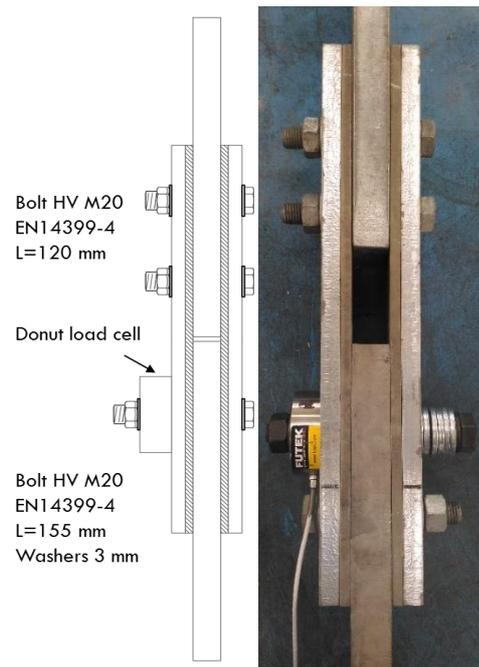


Figure 2.75 : Dispositif d'essai à court et moyen terme

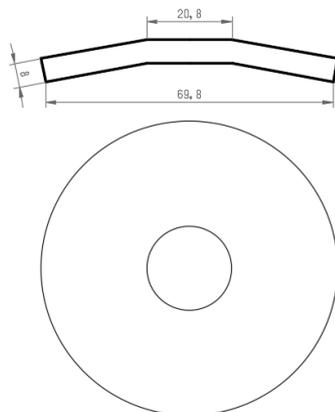


Figure 2.76 : Rondelle spécifique (BW)

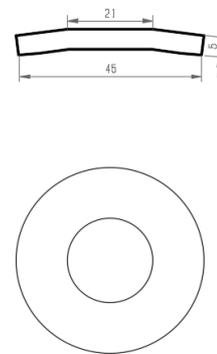


Figure 2.77 : DIN 6796 M20 Ressorts à disque (DS)

Au cours de certains essais, afin de réduire la perte de précontrainte, des rondelles Belleville ayant la forme d'un disque conique (Figure 2.76, Figure 2.77) ont été utilisées. Pour évaluer l'efficacité de ces ressorts sur la réduction de la perte de précontrainte, deux types de rondelles coniques ont été examinés dans le cadre de ces travaux : les rondelles européennes normalisées pour les boulons M20 (DS DIN 6796 [54]) et un type de rondelle Belleville spécifique (Big Washer, BW). Les rondelles-ressorts spécifiques sont pré-réglées en atelier. Cela signifie qu'elles sont entièrement aplaties en usine afin de durcir le matériau, ce qui garantit un comportement force-déplacement parfaitement élastique. À l'inverse, la typologie européenne

des ressorts à disque standardisés est généralement produite sans pré réglage. Par conséquent, il a été testé alternativement dans l'état "tel que livré" (non pré réglé), et en le pré réglant en laboratoire avec une machine d'essai universelle.

Les ressorts spécifiques supportent une force égale à environ 120 kN. Inversement, les ressorts à disque européens conformes à la norme DIN6796 ont une charge d'aplatissement d'environ 70 kN. Comme indiqué précédemment, quatre configurations différentes de rondelles ont été testées dans le cadre de la présente étude. Les configurations décrites à la Figure 2.78 ont été testées : i) une configuration avec rondelle plate (FW) conforme à l'EN14399-6 [55] ; ii) une configuration avec deux rondelles Belleville (BW) personnalisées et pré réglées, installées à la fois sous la tête de boulon et sous l'écrou ; iii) un empilage de 3 ressorts à disque (3DS) en parallèle conforme à la DIN6796 ; iv) un empilage de 3 ressorts à disque en parallèle conforme à la DIN6796, pré réglé en laboratoire (3DSps).

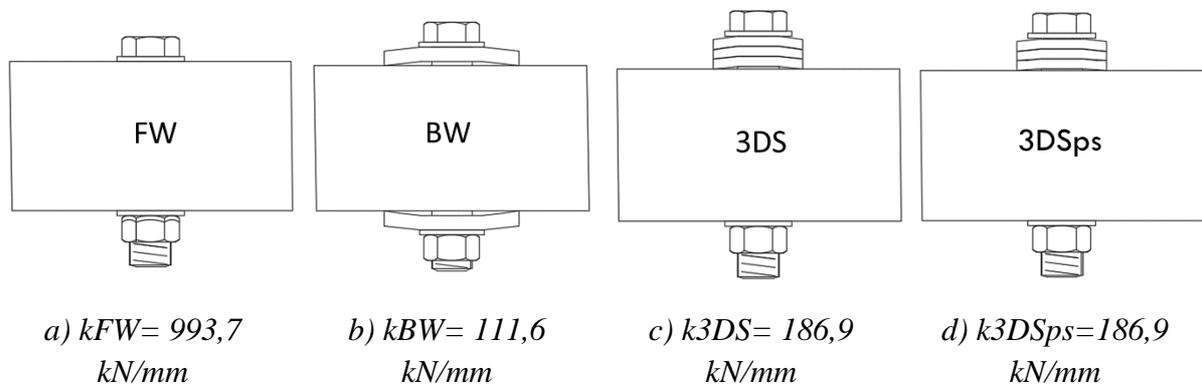


Figure 2.78 : Configurations des rondelles testées

Trois campagnes d'essais expérimentaux visant à mener des essais à court, moyen et long terme sont présentées dans cette section. Tous les tests effectués ont été nommés par des acronymes "ST-FW-TEST #"; où les deux premières lettres indiquent le type de test, ST = Court Terme, MT = Moyen Terme, et LT = Long Terme ; la deuxième paire de lettres individualise les configurations des boulons, FW = Rondelle plate, BW = Grosse Rondelle, 3DS = 3 Disques Ressorts et 3DSps = 3 Disques Ressorts Pré réglés et le dernier chiffre indique le numéro du test (1, 2, 3...). Le même acronyme a été utilisée pour les essais pour lesquels un effort extérieur était appliqué en ajoutant EXLOAD (EXternal LOAD). Par exemple, l'acronyme "ST-BW-EXLOAD-TEST1" indique le test à court terme (ST) n°1 (TEST1) sur la configuration avec grande rondelle (BW) avec un effort extérieur appliqué (EXLOAD). La force extérieure appliquée sur les assemblages par recouvrement est déterminée selon l'EN1090-2 pour les essais de fluage à long terme, et est égale à 120 kN.

2.4.2 Perte de précontrainte à court terme

Afin d'évaluer le relaxation à court terme des assemblages boulonnées, 20 essais (prolongés jusqu'à 18h) ont été réalisés sur la maquette n°2 (Figure 2.75). Pour chaque configuration, cinq essais ont été réalisés. Les configurations de rondelles examinées sont les suivantes : a) les

rondelles standard selon l'EN14399-6 sans rondelles-ressorts ; b) les rondelles-ressorts personnalisées (BS) ; c) les rondelles DIN 6796 sans pré réglage (3DS) ; d) les rondelles DIN 6796 avec pré réglage (3DSps). Quatre des cinq tests ont été exécutés sans effort extérieur appliqué à l'assemblage (ST-##-TEST#), et le cinquième test a été mené en appliquant un effort extérieur égal à 120 kN (ST-##-EXLOAD-TEST#). Ceci pour estimer, séparément, l'influence de l'effort de traction extérieur sur les pertes de précontrainte. Les résultats des tests sont présentés à la Figure 2.79.

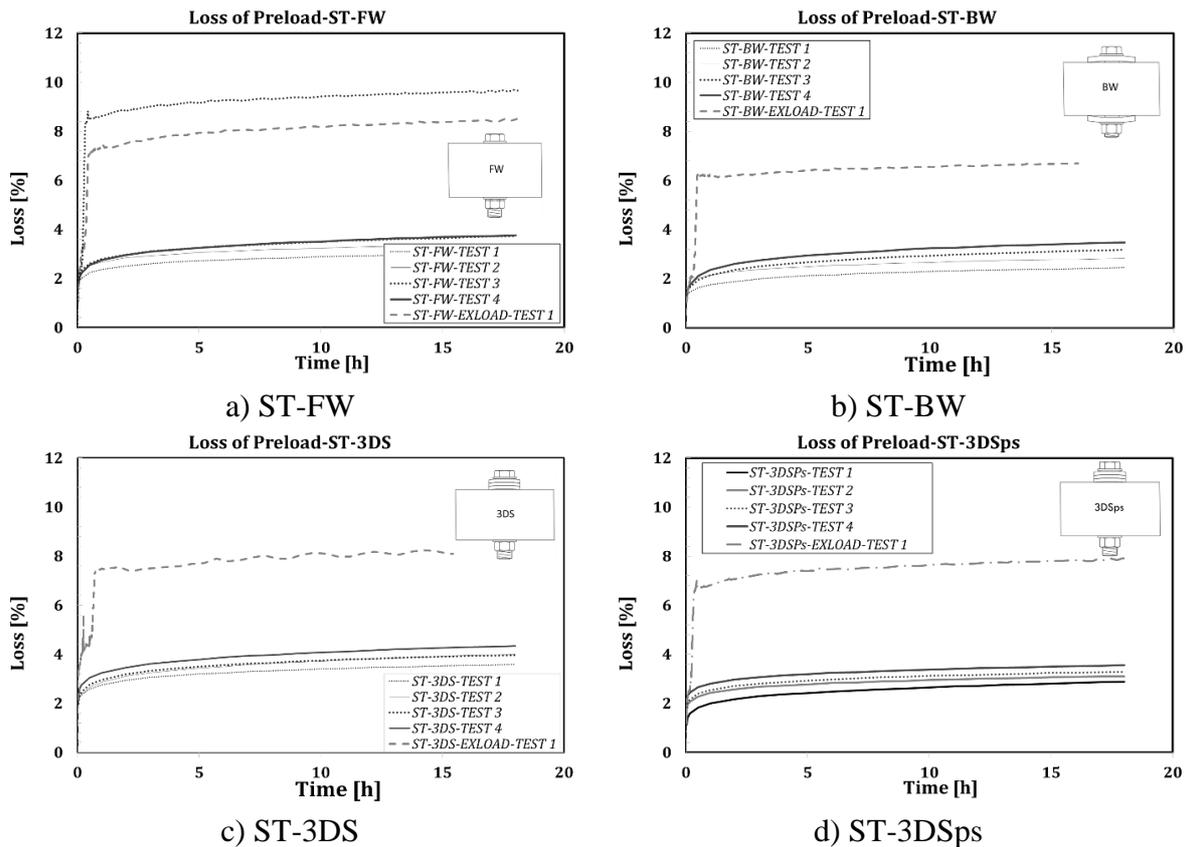


Figure 2.79 : Résultats des essais à court terme.

Lorsqu'un effort de traction extérieur est appliqué à l'assemblage (ST-##-EXLOAD-TEST#), une perte instantanée de la précontrainte se produit. Ceci est dû au tassement des revêtements entre les filets de l'écrou et du corps du boulon. La plupart du temps, la force extérieure appliquée entraîne une perte concentrée à la fin du processus de chargement. Tous les essais montrent en fait un décalage des courbes de perte de précontrainte proportionnel à la charge appliquée. Dans le Tableau 2.1 au Tableau 2.4, les statistiques des pertes de précontrainte sont présentées (valeur moyenne, fractile à 5% et 95%) pour les pas de temps de 1h, 6h, 12h et 18h. La perte est estimée en pourcentage de la précontrainte de pose (120kN). En outre, la perte attendue en 50 ans est calculée à chaque pas de temps avec une extrapolation logarithmique des données jusqu'à ce pas de temps, selon la procédure de l'EN 1090-2. Les deux dernières colonnes de chaque tableau indiquent la perte de précontrainte et l'estimation de la perte en 50

ans pour l'essai avec un effort de traction extérieur ; dans ce cas, en raison de l'échantillonnage limité, l'évaluation statistique n'a pas été possible.

Tableau 2.1 : Configuration pour la relaxation à court terme FW

ST-FW TEST 1-4									ST-FW-EXLOAD-TEST1-2	
Heure	μ [%]	σ [%]	CV	Fractile 5 % [kN]	Fractile 95% [kN]	Perte après 50 ans			Perte [%]	Perte en 50 ans [%].
						Fractile 5	μ [%]	Fractile 95		
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%

Tableau 2.2 : Configuration pour la relaxation à court terme BW

ST-BW TEST 1-4									ST-BW-EXLOAD-TEST 1	
Heure	μ [%]	σ [%]	CV	Fractile 5 % [kN]	Fractile 95% [kN]	Perte en 50 ans			Perte [%]	Perte en 50 ans [%].
						Fractile 5	μ [%]	Fractile 95		
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%

Tableau 2.3 : Configuration pour la relaxation à court terme 3DS

ST-BW TEST 1-4									ST-BW-EXLOAD-TEST 1	
Heure	μ [%]	σ [%]	CV	Fractile 5 % [kN]	Fractile 95% [kN]	Perte en 50 ans			Perte [%]	Perte en 50 ans [%].
						Fractile 5	μ [%]	Fractile 95		
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%

Tableau 2.4 : Configuration pour la relaxation à court terme 3DSps

ST-3DSps TEST 1-4									ST-3DSps-EXLOAD-TEST 1	
Heure	μ [%]	σ [%]	CV	Fractile 5% [kN]	Fractile 95% [kN]	Perte en 50 ans			Loss [%]	Loss in 50 years [%]
						Fractile 5%	μ [%]	Fractile 95%		
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%

La perte à court terme semble similaire pour chaque configuration étudiée lorsque des efforts extérieurs ne sont pas appliqués à l'assemblage (3,4% en moyenne). Lorsque la force extérieure est prise en compte, les configurations FW, 3DS et 3DSps présentent un niveau de perte comparable (9,16 %, 8,29 % et 7,85 % respectivement), tandis que la configuration BW présente une perte légèrement inférieure (6,76 %).

2.4.3 Perte de précontrainte à moyen terme

En suivant la même approche que pour les essais à court terme avec le même dispositif d'essai, quatre essais de relaxation à moyen terme ont été menés, permettant de suivre l'évolution de la précontrainte dans les boulons, jusqu'à 30 jours (720 heures). Les tests à mi-parcours ont pour objectif principal d'identifier la perte qui survient dans les premières heures/jours après le serrage. Cependant, les tests ont été prolongés beaucoup plus longtemps pour avoir une idée du temps de stabilisation de cette perte. Les résultats donnés dans la Figure 2.80 sont toujours comparés avec le cas où un effort de traction extérieur est appliqué à l'éprouvette (MT-##-EXLOAD-TEST#).

Dans le

Tableau 2.5, les résultats sont donnés pour les essais avec et sans effort extérieur. Pour l'assemblage FW et un effort extérieur, deux essais sont disponibles. Par conséquent, les valeurs se réfèrent à la moyenne, en utilisant une régression fournissant les pertes attendues en 50 ans sur la base des tests de relaxation de 30 jours. Le tableau présente les deux cas, celui avec un effort extérieur (MT-##-EXLOAD-TEST#) et celui sans effort extérieur (MT-##-TEST#).

Globalement, il n'y a pas de différence significative entre les pertes des assemblages FW, BW et 3DSps lorsqu'aucune force extérieure n'est appliquée. Au contraire, une perte plus élevée apparaît pour l'assemblage 3DS (9,21 %), qui est également assez proche de la perte subie lorsqu'un effort extérieur est appliqué au même assemblage (9,87 %). Néanmoins, en raison du nombre limité d'essais, il est assez difficile de généraliser la réponse à moyen terme des différents assemblages.

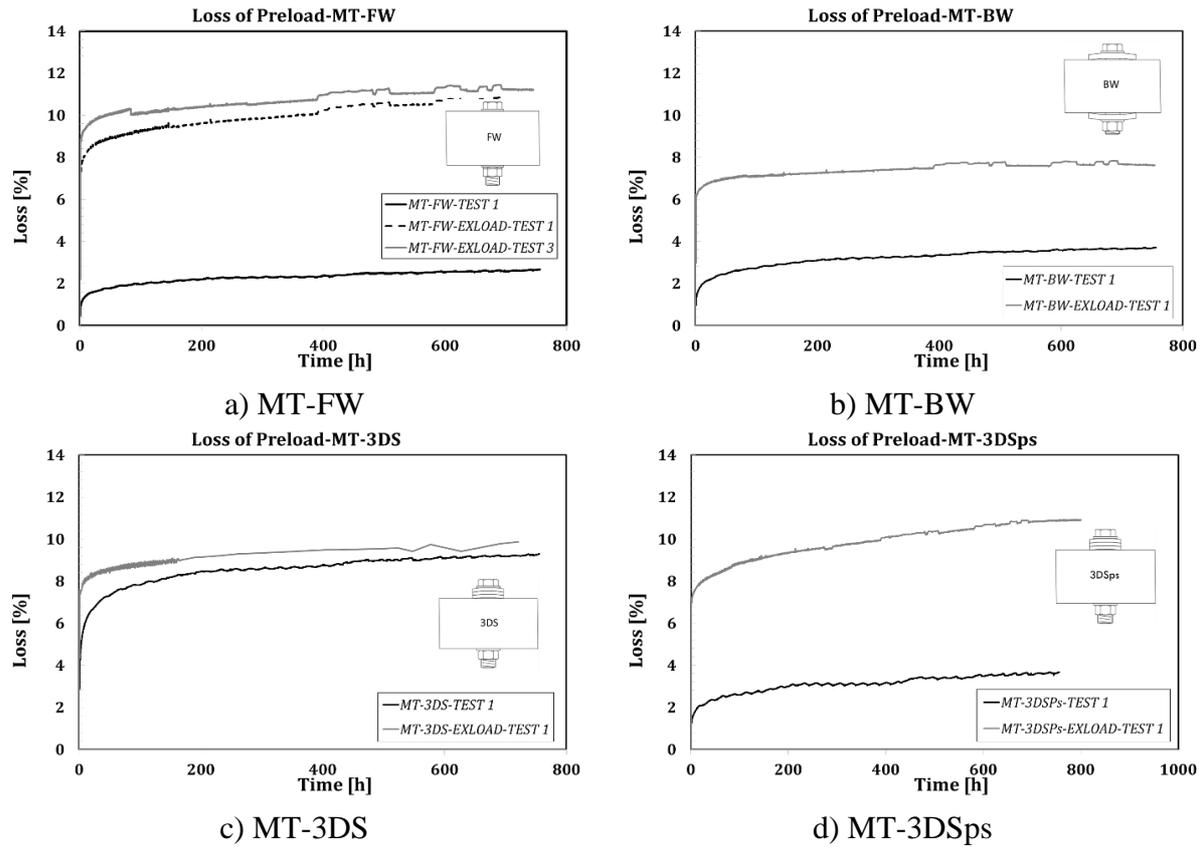


Figure 2.80 : Résultats des tests à moyen terme

Tableau 2.5 : Résumé des essais à moyen terme

Heur e	MT-FW		MT-FW-EXLOAD		MT-BW		MT-BW-EXLOAD		MT-3DS		MT-3DS-EXLOAD		MT-3DSPs		MT-3DSPs-EXLOAD	
	Pert e [%]	Perte en 50 ans [%]	Perte [%]	Perte en 50 ans [%]	Perte [%]	Pert e en 50 ans [%]	Pert e [%]	Pert e en 50 ans [%]	Pert e [%]	Perte en 50 ans [%]	Pert e [%]	Pert e en 50 ans [%]	Perte [%]	Pert e en 50 ans [%]	Pert e [%]	Perte en 50 ans [%]
1h	0.89	0.9	8.62	12.54	1.22	4.18	6.17	6.31	3.8	13.99	7.55	16.2 ₃	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	13.3 ₂	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	12.8 ₄	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	12.5 ₀	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	12.1 ₀	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	11.7 ₃	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	11.7 ₂	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	11.8 ₉	3.60	6.12	10.8 ₄	15.97

2.4.4 Perte de précontrainte à long terme

Les essais à long terme ont été effectués en surveillant la perte de précontrainte sur une période de cinq mois. Les essais ont été réalisés selon le protocole d'essais de fluage à long-terme conformément à l'EN 1090-2. L'objectif de l'approche est d'identifier la pente de la courbe déplacement - temps logarithmique, en définissant, par extrapolation, la perte se produisant au cours de la durée cible. Pour les essais présentés, la stabilisation s'est produite après environ 2

à 3 mois. Ce résultat est conforme aux conclusions d'autres auteurs qui, sur des détails similaires, ont constaté que la stabilisation se produit généralement avant 4 mois [49]. Les tests ont été effectués dans une salle à température contrôlée avec une température constante de 20 °C pendant toute la durée de l'essai. L'objectif était de mesurer la variation de la précontrainte subie par les boulons afin de quantifier la perte de précontrainte sur une longue période de temps en tenant compte de l'influence de la charge de service définie selon l'EN 1090-2. Les mesures des jauges ont été enregistrées en continu pendant cinq mois avant et après l'application de l'effort de traction. Afin de suivre les déplacements de la plaque induit par le fluage, six capteurs (indicateur Digimatic ID-C112X/1012X) d'une précision de 0,0025 mm ont été placés sur les échantillons. Les capteurs mesurent les déplacements relatifs entre la plaque interne et la plaque frottante ainsi que les déplacements relatifs entre la plaque externe et les plaques frottantes, qui sont bien en dessous de la limite donnée dans l'EN1090-2. Six dispositifs ont été adoptés pour contrôler à la fois les déplacements relatifs et les déplacements totaux. Immédiatement après le serrage des boulons, les ensembles ont été placés dans le dispositif, et un effort de traction a été appliqué. Les pertes de précontrainte pendant cinq mois, exprimées en pourcentage de la précontrainte de pose des boulons, sont indiquées à la Figure 2.81.

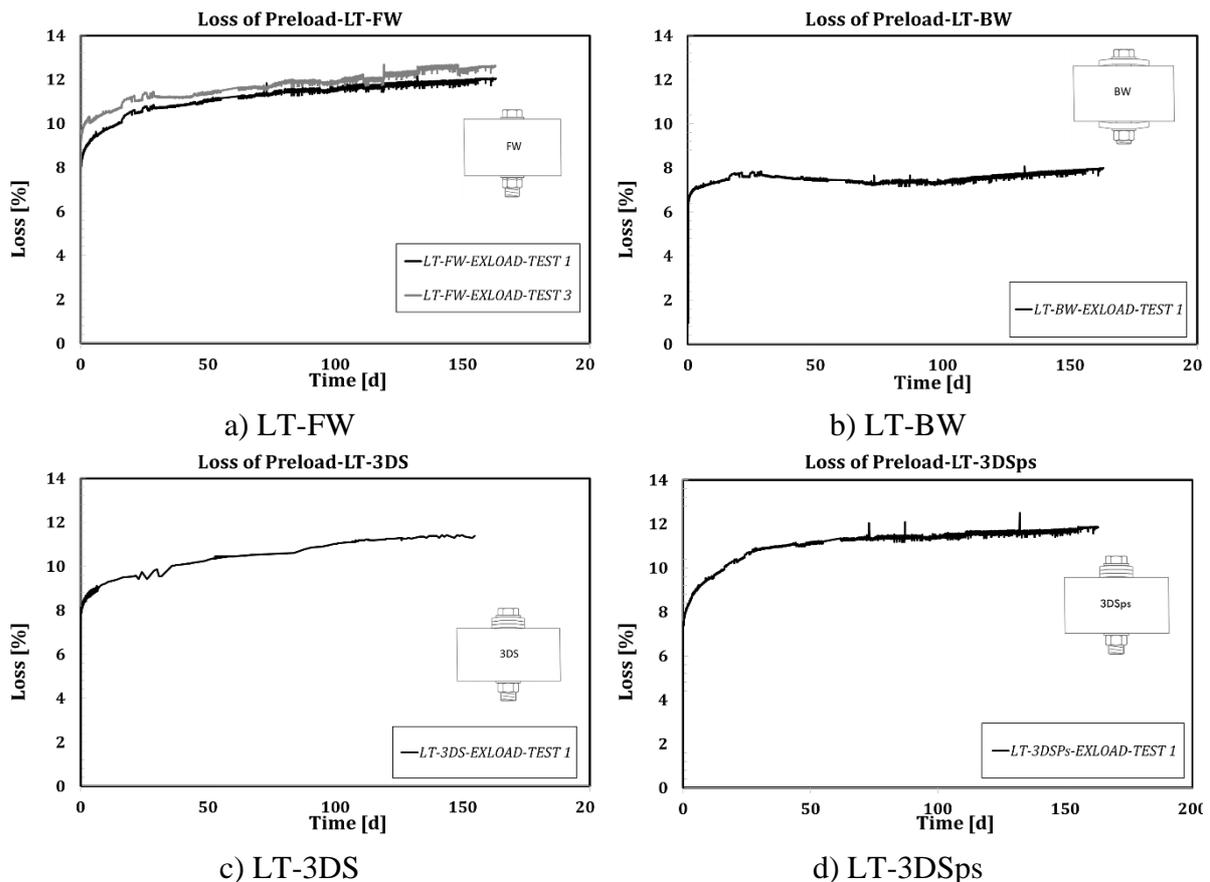


Figure 2.81 : Résultats des essais à long terme

Dans l'ensemble, il n'y a pas de différence remarquable entre les résultats des tests FW, 3DS et 3DSps, ce qui confirme les résultats déjà évoqués pour les tests à court et moyen terme. La

perte de précontrainte la plus élevée peut être détectée pour la configuration avec les rondelles plates, qui perd de 11,9 à 12,3 % de la précontrainte de pose. Cela correspond aux résultats attendus, car il n'y a pas de possibilité pour la rondelle standard de compenser la perte de précontrainte. Le montage 3DS montre une perte de 11,3%, ce qui est toujours similaire au montage FW. Dans ce cas, l'absence de préréglage des rondelles-ressorts les rend moins performantes. Cependant, la configuration 3DSps montre également des résultats similaires (11,6% en 5 mois); en effet, une perte de précontrainte similaire a été enregistrée pour cette configuration. Le résultat obtenu pour la configuration 3DSps (Belleville DIN6796) indique que, dans ce cas, la perte de précontrainte n'est pas influencée par la procédure de préréglage. Une réduction plus faible de la perte de précontrainte est observée avec la configuration BW. En fait, le montage BW montre une perte de précontrainte plus faible en 5 mois (7,4%). Ce résultat est conforme à la perte à court et moyen terme présentée dans les paragraphes précédents. Toutefois, pour ce cas, l'évolution de la perte de précontrainte est légèrement différente des autres cas. En effet, la pente de la perte n'est pas toujours positive. Cela peut être le résultat d'un relâchement, entraînant un déchargement lent de la rondelle, qui compense la perte de précontrainte dans le boulon. Cela peut nécessiter une baisse de la précontrainte du boulon jusqu'à ce que le glissement du bord de la grande rondelle sur la plaque inférieure soit possible. Plus de détails sur l'influence de ce type de rondelle sur la précontrainte peuvent être trouvés dans [56]. Il convient de souligner que les essais expérimentaux présentés, bien qu'en nombre limité, confirment et étendent les résultats obtenus lors de tests menés précédemment sur des configurations similaires [57] -[58]. Il convient de noter que dans tous les cas examinés, la perte de précontrainte du boulon n'a jamais dépassé les 16 % de la précontrainte de pose. Du point de vue de la conception, cette information est très importante car elle met en évidence la nécessité d'adopter un facteur de sécurité partiel lié à la perte de précontrainte du boulon, qui, sur la base des analyses effectuées, pourrait être fixé de manière prudente à 1,16. D'un point de vue pratique, cela signifie que pour garantir que les dispositifs ne glissent pas pendant la durée de vie cible de la structure, les boulons doivent être initialement précontraints avec des couples de serrage majorés de 16 %.

2.5 CONCEPTION ET MODÉLISATION DES AMORTISSEURS A FROTTEMENT

2.5.1 Valeurs nominales du coefficient de frottement et modèles de régression

Afin de fournir un outil rapide pour la conception ou la modélisation des dispositifs avec les trois matériaux de revêtement qui ont été plus largement étudiés au cours du projet FREEDAM (M1, M4, et M6), une analyse par régression des résultats des essais à faible vitesse (moyenne et fractiles supérieur/inférieur) a été effectuée. Pour des raisons de simplicité, les données des tests à faible vitesse sont prises en compte car, comme indiqué précédemment, elles fournissent la réponse la plus conservatrice en termes de dégradation cyclique. Les résultats de l'étude de régression sont résumés dans le Tableau 2.6. Le coefficient de frottement est exprimé en fonction du déplacement cumulé par le biais de l'équation suivante :

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

Tableau 2.6 : Résultats de l'étude de régression

	<u>Material M1</u>			<u>Material M4</u>			<u>Material M6</u>		
	Fractile 5%	moyenne	Fractile 95%	Fractile 5%	moyenne	Fractile 95%	Fractile 5%	moyenne	Fractile 95%
A_0	0	0	0	$6.35 \cdot 10^{-5}$	$7.34 \cdot 10^{-5}$	$7.934 \cdot 10^{-5}$	$1.2 \cdot 10^{-4}$	$9.83 \cdot 10^{-5}$	$8 \cdot 10^{-5}$
B_0	$-7.2 \cdot 10^{-3}$	$7.6 \cdot 10^{-3}$	$7.9 \cdot 10^{-3}$	$-6.35 \cdot 10^{-3}$	$-7.34 \cdot 10^{-3}$	$-7.934 \cdot 10^{-3}$	$-6.7 \cdot 10^{-3}$	$-6.84 \cdot 10^{-3}$	$-7.1 \cdot 10^{-3}$
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
B_1	$2 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-4}$	0	0	0	0	$-4.3 \cdot 10^{-5}$	$-2.11 \cdot 10^{-5}$	$-8.69 \cdot 10^{-7}$
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
B_2	$-1.1 \cdot 10^{-4}$	$-1.6 \cdot 10^{-4}$	$-1.1 \cdot 10^{-4}$	$-1.233 \cdot 10^{-4}$	$-9.096 \cdot 10^{-5}$	$-7.37 \cdot 10^{-5}$	$-3.63 \cdot 10^{-5}$	$-3.01 \cdot 10^{-5}$	$-2.39 \cdot 10^{-5}$
C_2	0.55	0.64	0.63	0.579	0.616	0.669	0.484	0.508	0.532
A_3	0	0	0	0	0	0	0	0	0
B_3	$-4 \cdot 10^{-5}$	$-3 \cdot 10^{-5}$	$-5 \cdot 10^{-5}$	$-5.32 \cdot 10^{-5}$	$-4.41 \cdot 10^{-5}$	$-3.09 \cdot 10^{-5}$	0	0	0
C_3	0.45	0.44	0.54	0.474	0.545	0.604	0.43	0.463	0.496
k		25			50			50	

En outre, à partir des résultats obtenus dans les sections précédentes, les principaux paramètres à utiliser pour la conception des connexions dissipatives avec les trois matériaux décrits dans ce document ont été établies. Comme mentionné précédemment, la conception d'un dispositif à friction nécessite de caractériser au moins trois valeurs différentes du coefficient de friction. La valeur à utiliser pour les contrôles de l'état limite de service, la valeur pour concevoir la résistance des amortisseurs et la valeur limite supérieure du coefficient de frottement pour concevoir les zones non dissipatives de la structure (dans le cas d'une structure faiblement dissipatives, il s'agit des assemblages, des poutres et des poteaux). En ce qui concerne les vérifications à l'ELS, il est notamment nécessaire de s'assurer que les assemblages ne glissent pas en cas de chargement statique ou d'événements sismiques modérés. Dans toutes ces combinaisons de charge, la valeur caractéristique du coefficient de frottement statique doit être utilisée. En ce qui concerne les amortisseurs, afin de garantir une bonne dissipation d'énergie à

l'ELU, il est nécessaire de prendre en compte la valeur la plus faible prévue du coefficient de frottement dynamique, à savoir la valeur caractéristique du coefficient de frottement dynamique. En outre, pour le dimensionnement à l'ELU des parties non dissipatives de la structure, qui dans ce cas sont les poutres, les poteaux et les assemblages, la valeur la plus élevée du coefficient de frottement statique doit être prise en compte, à savoir le fractile à 95% du coefficient de frottement statique. En fait, il s'agit de la valeur maximale que, d'un point de vue statistique, les éléments non dissipatifs doivent supporter avant que le glissement des dispositifs d'amortissement ne se produise. Dans ce but, pour chacun des trois matériaux, et pour chaque ensemble de 10 données, les valeurs effectives et réelles des coefficients de frottement statique ont été évaluées, et sont résumées dans le Tableau 2.7.

Tableau 2.7 : Variabilité statistique du coefficient de frottement statique

Matériau M1				Matériau M4				Matériau M6			
TEST n°		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$	TEST n°		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$	TEST n°		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$
NV	60	0.82	0.84	NV	38	0.72	0.74	NV	49	0.64	0.65
NV	61	0.72	0.73	NV	39	0.81	0.85	NV	50	0.63	0.63
NV	62	0.66	0.67	NV	40	0.76	0.81	NV	51	0.57	0.57
NV	63	0.75	0.77	NV	41	0.77	0.80	NV	52	0.54	0.55
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
Moyen		0.71	0.73	Moyen		0.76	0.79	Moyen		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
Fractile 5%		0.62	0.61	Fractile 5%		0.69	0.72	Fractile 5%		0.52	0.52
Fractile 95%		0.81	0.85	Fractile 95%		0.84	0.87	Fractile 95%		0.68	0.70

Comme décrit précédemment, ces valeurs, ainsi que les fractiles à 5% des coefficients de frottement dynamiques évalués au cours du premier cycle stabilisé, représentent les valeurs nécessaires pour concevoir les assemblages à friction.

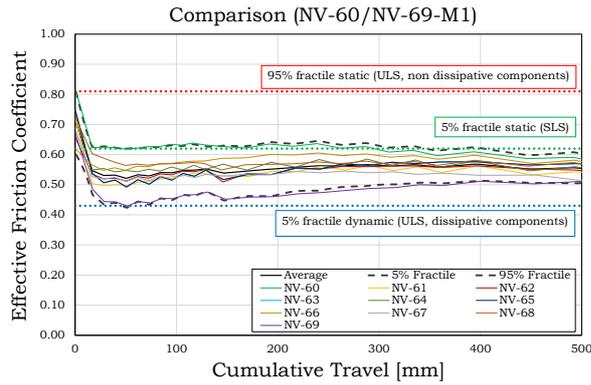


Figure 2.82 : Séquence de serrage

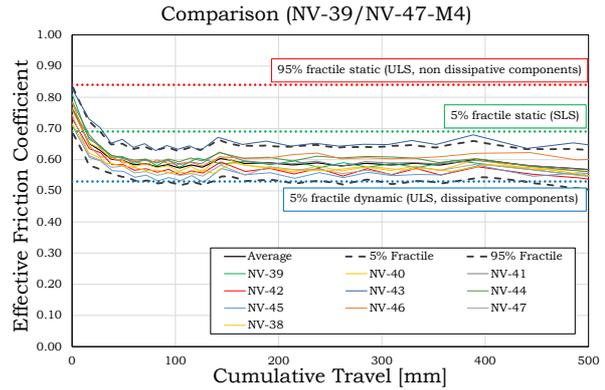


Figure 2.83 : Diagramme typique du couple en fonction de la précontrainte

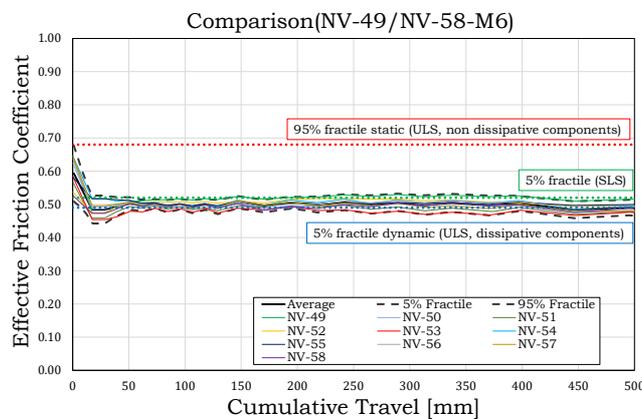


Figure 2.84 : Séquence de serrage

L'évolution de ces coefficients de friction est présentée de la Figure 2.82 à la Figure 2.84 tandis que pour des raisons de simplicité, elles sont résumées dans le Tableau 2.8.

Tableau 2.8 : Valeurs nominales des coefficients de frottement

Matériau M1		Matériau M4		Matériau M6	
Conception FC	$\mu_{0,d}$	Conception FC	$\mu_{0,d}$	Conception FC	$\mu_{0,d}$
Statique 5% fractile	0.62	Statique 5%	0.69	Statique 5% fractile	0.52
Statique 95% fractile	0.81	Statique 95%	0.84	Statique 95% fractile	0.68
Dynamique 5% fractile	0.43	Dynamique 5%	0.53	Dynamique 5% fractile	0.49

2.6 RÉFÉRENCES

- [1] Kelly, J., Skinner, R. & Heine, A., 1972. Mechanisms of Energy Absorption in Special Devices for Use in Earthquake Resistant Structures. *Bulletin 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] Kabori, 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 of Constructional Steel Research*, 72, 119-129.
- [15] Pall, A. & Marsh, C., 1981. Response of Friction Damped Braced Frames. *Journal of the Structural Division*, 108(6), 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 Equipped 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 seismic-resisting 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: Macmillan 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 Temperature Range. Research, 10, pp.331-38.
- [35] Schallamach, A., 1952. The Load Dependence 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.

LISTE DES ACRONYMES ET ABRÉVIATION

APS :	Plasma atmosphérique en spray
DCH	Classe de ductilité élevée
DST	Connexion en T
DTI	Indicateurs de traction directe
FREEDAM	FREEDAM
HV :	Dureté Vickers
HV-type	Boulons précontraints HV
HVOF :	Spray Oxy-Fuel à haute pression
LVDT :	Transducteur différentiel variable linéaire
ELS	État Limite de service
STRENGTH	STRENGTH (Halle d'essai d'ingénierie structurale)
TS :	Spray thermique
ELU	État Limite Ultime
VPS :	Pulvérisation de plasma sous vide

LISTE DES SYMBOLES

s_0	Résistance au cisaillement du matériau le plus faible
A_{bolt}	Section transversale des boulons
d_b	Diamètre du boulon
d_i	Déplacement au cours de l'essai
d_{total}	Déplacement cumulé
f_y	Limite d'élasticité
f_u	Résistance ultime en traction
f_{ub}	Résistance ultime en traction du boulon
$F_{slip,i}$	Force de glissement pendant l'essai
$F_{preload}$	Force de précontrainte
k	Coefficient de serrage

n_{bolts}	Nombre de boulons
$n_{surfaces}$	Nombre de surfaces de glissement
N_0	Précontrainte de pose
N_{cell}	Précontrainte mesurée à partir des capteurs de force annulaires
$\mu_{effective}$	Coefficient de frottement effectif
μ_{actual}	Coefficient de frottement réel,
σ_0	Dureté superficielle du matériau le plus doux

CHAPITRE 3

DÉVELOPPEMENT DES ASSEMBLAGES FREEDAM

3.1 INTRODUCTION

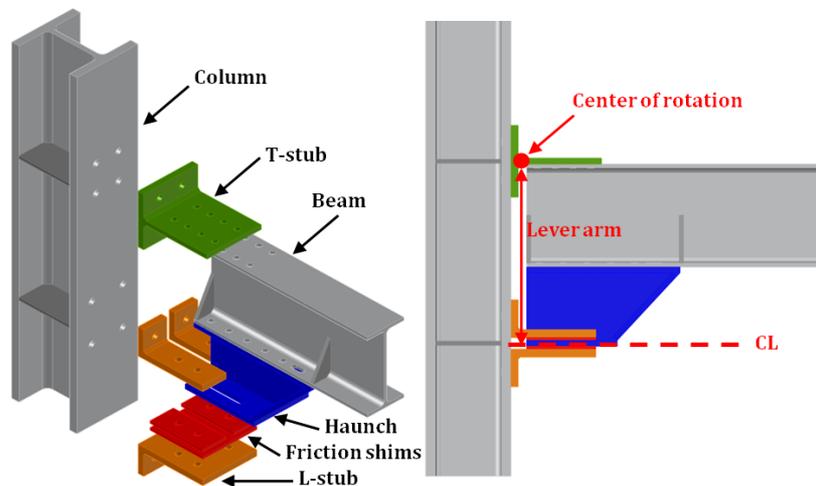
Au cours des dernières décennies, l'utilisation de dispositifs parasismiques dans les assemblages poutre-poteau a fait l'objet d'une grande attention de la part de la communauté scientifique [1-11] en raison de la grande capacité de dissipation d'énergie et de la réduction conséquente de la demande globale et locale de ductilité. À ce jour, une grande variété d'amortisseurs a été proposée, fournissant des systèmes basés sur l'activation de mécanismes dissipatifs simples tels que la déformation des métaux, la friction sèche et la viscosité des fluides [12,13]. Leur application a été principalement suggérée dans le cadre de stratégies de conception basées sur la dissipation d'énergie supplémentaire.

Néanmoins, même si l'introduction de dispositifs parasismiques réduit les dommages structuraux, les déplacements latéraux qui sont généralement nécessaires pour activer les amortisseurs entraînent le développement de dommages dans les éléments structuraux principaux qui peuvent être difficiles ou peu pratiques à réparer.

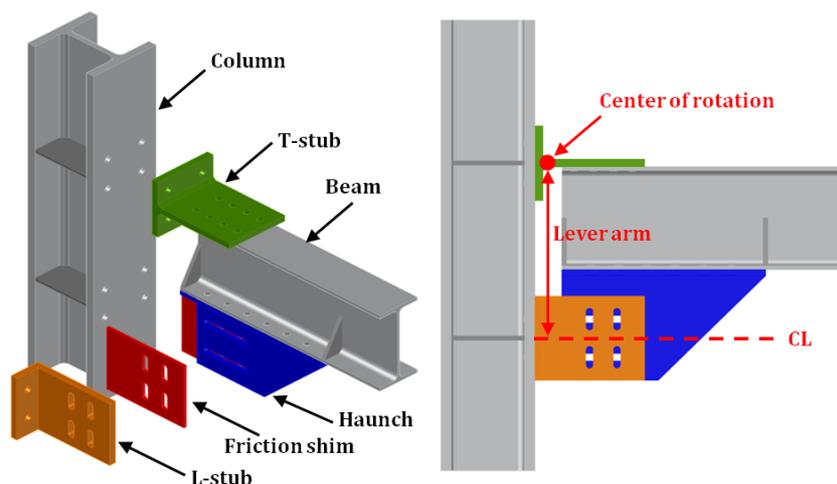
C'est pourquoi, récemment, de nouvelles approches basées sur l'idée d'adopter dans les structures métalliques des assemblages équipés d'amortisseurs qui ne subissent qu'un dommage minimal ont été proposées. C'est le cas, par exemple, de l'assemblage articulé coulissant (Sliding Hinge Joint (SHJ) en anglais) développé à l'Université d'Auckland depuis 2004 [14-20]. Ces assemblages, lorsqu'ils sont utilisés dans des portiques travaillant par effet cadre (MRF), peuvent supporter de grandes rotations inélastiques entre la poutre et le poteau grâce au glissement d'amortisseurs frictionnels asymétrique (Asymetric Friction Damper (AFD) en anglais) situés au niveau de l'aile inférieure de la poutre [21-24]. Cette typologie présente de nombreux avantages car elle est rigide et partiellement résistante, ce qui permet de limiter les déplacements latéraux et, simultanément, de protéger l'extrémité de la poutre contre la plastification et de réduire le surdimensionnement du poteau résultant de l'application des critères de dimensionnement hiérarchique poutre-poteau tels que spécifiés dans les normes.

Récemment, des configurations similaires d'assemblages poutre-poteau basées sur l'utilisation d'amortisseurs frictionnels symétriques (Symetric Friction Damper (SFD) en anglais) ont également été proposées dans le cadre d'un travail de recherche complet visant à développer, concevoir et tester des assemblages poutre-poteau équipés d'amortisseurs frictionnels [25-35]. Ces nouveaux assemblages permettent d'obtenir les mêmes avantages que les SHJ (rigidité, résistance réglable, ductilité et grande capacité de dissipation d'énergie) grâce à l'utilisation d'un kit industrialisé entièrement fabriqué en atelier et boulonné aux éléments structuraux (poutre et poteau) directement sur site.

Le principal avantage du kit industrialisé est le contrôle précis de la qualité des plaques frictionnelles et de la procédure de serrage des boulons. Ces aspects sont en effet fondamentaux pour le bon fonctionnement des dispositifs fonctionnant par friction et doivent être strictement contrôlés pendant le processus de production. Pour assurer la capacité de démontage nécessaire au dispositif de friction, l'amortisseur est réalisé avec un jarret à trous oblongs qui est boulonné à la semelle de la poutre, des tronçons en L et des plaques frictionnelles à l'aide de boulons à haute résistance précontraints. Deux configurations ont été étudiées, à savoir la configuration HFC, où le jarret est parallèle à la poutre, et la configuration VFC, où le jarret est perpendiculaire à la poutre (Fig. 3.1). Sous flexion, l'assemblage est forcé de tourner autour d'un point situé à la base de l'âme du tronçon en T supérieure et la dissipation d'énergie est assurée par le glissement alterné du jarret sur les plaques frictionnelles. Un autre avantage du jarret est l'augmentation du bras de levier qui permet de réduire la force à transmettre par les dispositifs de friction pour répondre aux exigences de fonctionnement.



a) Assemblage par friction avec le plan d'amortissement parallèle à la semelle de la poutre (configuration HFC)



b) Assemblage par friction avec le plan d'amortissement parallèle à l'âme de la poutre (configuration VFC)

Figure 3.1 : Mise en des assemblages par friction

Les travaux expérimentaux consacrés à cette typologie spécifique d'assemblages ont abordé des aspects importants du comportement de l'assemblage, tels que la réponse des plaques frictionnelles sous des charges cycliques, le comportement des boulons précontraints lors de la pose et pendant la durée de vie de l'ouvrage, la modélisation par éléments finis des assemblages poutre-poteau avec des dispositifs de friction et la réponse aux chocs des amortisseurs frictionnels [25-36].

Afin d'évaluer la réponse expérimentale des assemblages par friction, une vaste campagne expérimentale a été menée dans le cadre du projet de recherche FREEDAM sur des sous-assemblages capables de représenter le comportement des assemblages internes et des assemblages externes dans des portiques réels travaillant par effet cadre. Les résultats des essais expérimentaux ont permis de valider les critères de conception et de dimensionnement des assemblages par friction développés dans le cadre du projet et de calibrer les modèles FEM utilisés pour réaliser les études paramétriques. En particulier, l'objectif principal de la campagne expérimentale est de vérifier la capacité des assemblages poutre-poteau proposés à dissiper l'énergie sismique presque sans dommage. Dans ce but, 16 essais expérimentaux ont été réalisés. Plus précisément, 8 essais sur assemblages externes ont été effectués à l'Université de Salerne et 8 essais sur assemblages internes ont été réalisés à l'Université de Coimbra.

Les spécimens ont été conçus en exploitant, pour toutes les composantes des assemblages, à l'exception des amortisseurs frictionnels, les modèles de caractérisation déjà proposés par l'Eurocode 3 partie 1-8. Inversement, pour la nouvelle composante, c'est-à-dire l'amortisseur frictionnel, les résultats provenant d'essais expérimentaux réalisés sur des spécimens de cisaillement par recouvrement avec des trous oblongs et des plaques frictionnelles interposées ont été utilisés. Comme décrit au Chapitre 2, les essais sur les matériaux de revêtement des plaques frictionnelles ont démontré que les matériaux M1 et M6 peuvent développer un léger comportement de collage lors du glissement qui peut induire des vibrations. Ainsi, même s'ils peuvent être considérés comme appropriés pour l'application aux amortisseurs FREEDAM, les essais sur les assemblages poutre-poteau ont été consacrés uniquement au matériau M4 car il semble être le plus fiable pour l'application aux assemblages FREEDAM et permet d'éviter les phénomènes de collage lors du glissement. L'activité expérimentale a été menée sur seize assemblages poutre-poteau, huit sur des assemblages avec des poutres IPE 270 et huit avec des poutres IPE 450. Comme indiqué précédemment, deux configurations différentes d'amortisseur frictionnel ont été envisagées, à savoir la configuration horizontale, HFC, et la configuration verticale, VFC (Figure 3.1). Pour chaque configuration d'amortisseur, le test a été effectué deux fois. Un essai a été réalisé en utilisant des ressorts à disque comme rondelle au niveau des boulons précontraints et un second essai a porté sur un spécimen utilisant de simples rondelles plates.

3.2 ESSAIS EXPÉRIMENTAUX SUR ASSEMBLAGES EXTERNES

3.2.1 Description du dispositif d'essai

Dans le cadre de la campagne d'essais, les assemblages suivants ont été testés :

- FJ-CYC01: Poutre IPE270 – Colonne HEM220, Configuration VFC, Boulons M20 HV de classe 10.9 équipés de 6 ressorts à disque (3 groupes empilés en série de 2 ressorts à disque empilés en parallèle);
- FJ-CYC02: Poutre IPE270 – Colonne HEM220, Configuration HFC, Boulons M20 HV de classe 10.9 équipés de 6 ressorts à disque (3 groupes empilés en série de 2 ressorts à disque empilés en parallèle);
- FJ-CYC03: Poutre IPE450 – Colonne HEB500, Configuration VFC , Boulons M20 HV de classe 10.9 équipés de 6 ressorts à disque (3 groupes empilés en série de 2 ressorts à disque empilés en parallèle);
- FJ-CYC04: Poutre IPE450 – Colonne HEB500, Configuration HFC , Boulons M20 HV de classe 10.9 équipés de 6 ressorts à disque (3 groupes empilés en série de 2 ressorts à disque empilés en parallèle);
- FJ-CYC05: Poutre IPE270 – Colonne HEM220, Configuration VFC , Boulons M20 HV de classe 10.9 équipés de rondelles plates;
- FJ-CYC06: Poutre IPE270 – Colonne HEM220, Configuration HFC , Boulons M20 HV de classe 10.9 équipés de rondelles plates;
- FJ-CYC07: Poutre IPE450 – Colonne HEB500, Configuration VFC , Boulons M20 HV de classe 10.9 équipés de rondelles plates;
- FJ-CYC08: Poutre IPE450 – Colonne HEB500, Configuration HFC , Boulons M20 HV de classe 10.9 équipés de rondelles plates.

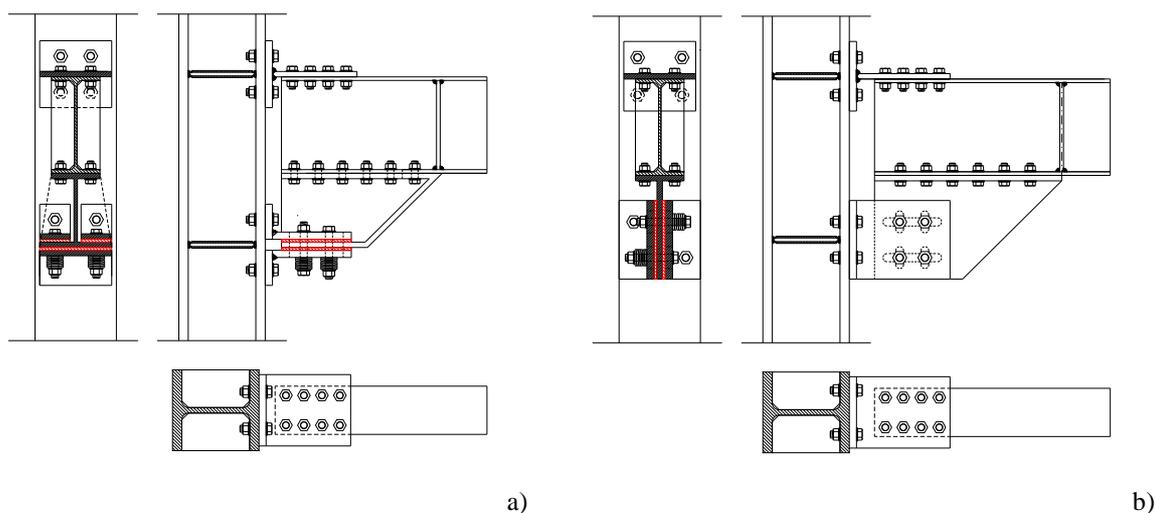


Figure 3.2 : Spécimens testés (Assemblages externes): a) configuration avec amortisseur horizontal; b) configuration avec amortisseur vertical

Tous les essais ont été effectués au laboratoire STRENGTH (STRuctural ENGINEERING Testing Hall) de l'Université de Salerne. Le dispositif d'essai est constitué d'instruments et de machines qui peuvent être divisés en trois grandes catégories : les dispositifs de support, le système de mise en charge et les instruments de mesure. Dans le laboratoire STRENGTH, le principal dispositif de support est représenté par le plancher du laboratoire percé de trous (d'un diamètre de 80 mm et espacés selon une grille de 1,0 m x 1,0 m) permettant de fixer tous les équipements d'essai du laboratoire. Ce plancher solide a permis de fixer tous les supports nécessaires à la mise en place du banc d'essai. En particulier, pour réaliser les essais cycliques sur les assemblages, certaines structures supports spécifiques ont été utilisées : un portique vertical rigide et résistant et une retenue rigide horizontale en acier, tous deux réalisés par assemblage de plaques d'acier et d'éléments structuraux entièrement soudés (Fig. 3.3).

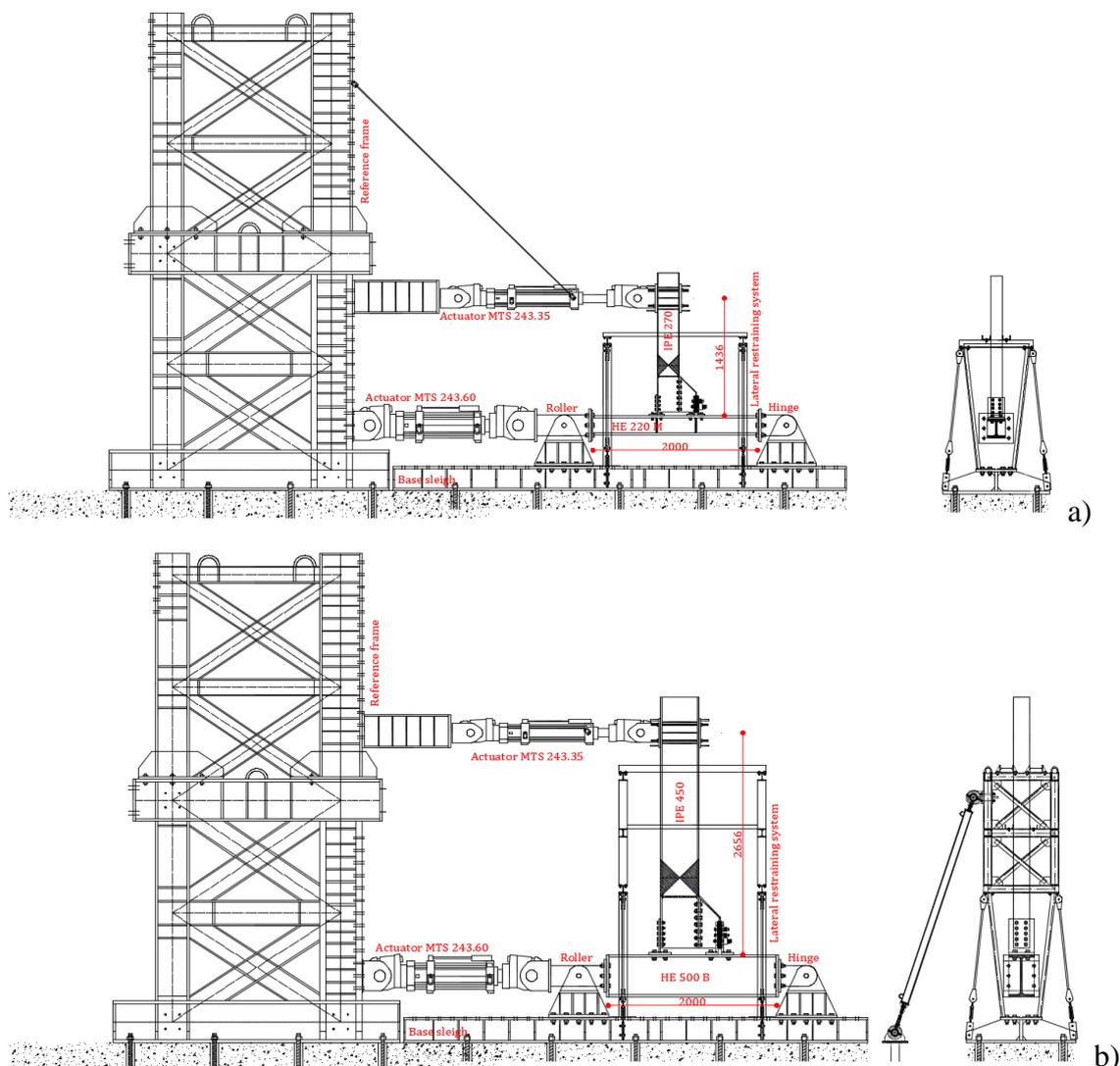


Figure 3.3 : Dispositif expérimental : a) FJ-CYC01-FJ-CYC04; b) FJ-CYC05-FJ-CYC08

En outre, dans le but de simuler le point de moment nul se produisant dans le schéma structural réel (Figure 3.4), deux articulations en acier ont été utilisées (Figure 3.3). Ces rotules ont été

conçues pour résister à des actions de cisaillement allant jusqu'à 2000 kN et sont boulonnées à la base métallique. L'une des deux rotules a été conçue pour absorber les efforts de cisaillement et axiaux à l'aide d'un axe d'articulation. Des trous calibrés ont permis de minimiser le glissement. La seconde a été conçue pour permettre le déplacement horizontal et pour résister aux déplacements dans la direction orthogonale. Dans ce but, un axe d'articulation a été placé dans des trous oblongs pour permettre le déplacement souhaité.

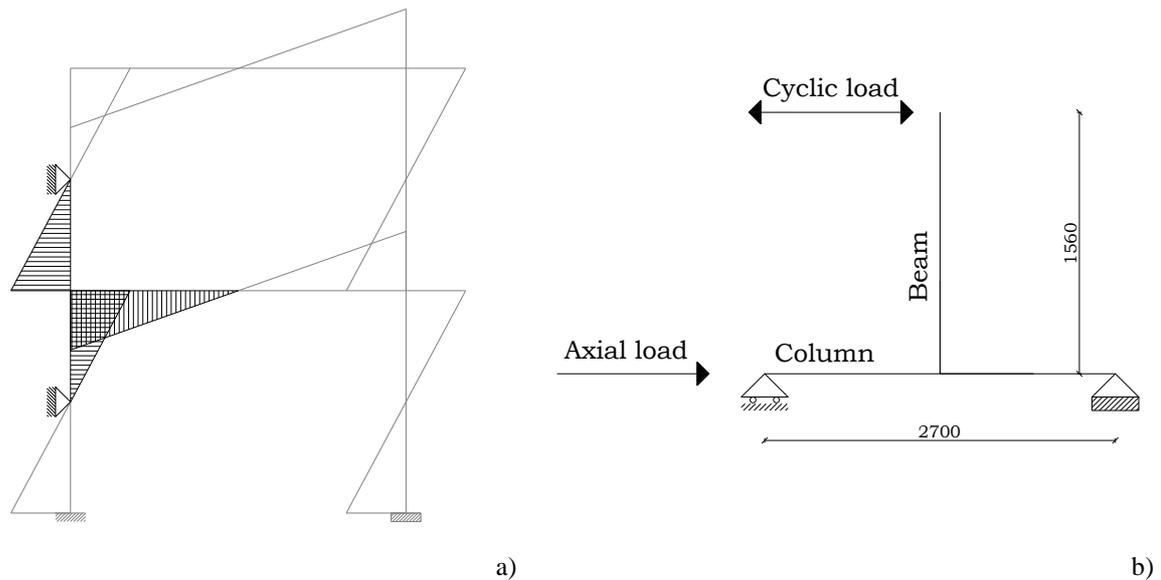


Figure 3.4 : Schéma structural : a) effort dans un assemblage extérieur en raison des charges sismiques; b) schéma reproduit en laboratoire

Enfin, des supports latéraux (Figure 3.3) ont été utilisés pour éviter les phénomènes d'instabilité par flexion-torsion de la poutre pendant les essais expérimentaux. En ce qui concerne la mise en charge, trois vérins hydrauliques MTS différents ont été utilisés. Afin d'appliquer la charge axiale dans la poutre, un vérin MTS 243.60, fonctionnant sous contrôle de charge, a été utilisé. Ce vérin a une capacité de charge maximale égale à 1000 kN en compression et 650 kN en traction avec une course maximale du piston égale à ± 125 mm. Pour appliquer l'effort de flexion dans l'assemblage, deux vérins MTS différents ont été utilisés en fonction de la taille de la poutre. Le premier, adopté pour tester les poutres IPE 270, a une capacité de charge maximale égale à 245 kN avec une course de piston maximale égale à ± 500 mm et le second, utilisé pour tester les poutres IPE 450, a une capacité de charge égale à 500 kN, et une course de piston maximale égale à ± 500 mm. Tous deux ont été exploités pour appliquer, sous contrôle de déplacement, l'historique de déplacement souhaité à l'extrémité de la poutre. Le contrôle des déplacements appliqués sur les spécimens testés pendant les essais a également été effectué en utilisant des capteurs de déplacement externes.

En particulier, pendant la phase d'essai, les déplacements de la poutre, du poteau et des éléments d'assemblage, notamment l'amortisseur frictionnel, ont été mesurés en continu à l'aide des LVDT. Comme indiqué précédemment, les essais expérimentaux ont été réalisés à l'aide de deux vérins hydrauliques, le vérin inférieur a été utilisé pour imposer une charge de

compression axiale constante égale à 650 kN (sous contrôle de force) tandis que le vérin supérieur a été utilisé pour imposer l'historique des déplacements cycliques souhaités.

Plus précisément, le vérin supérieur a été connecté à l'extrémité de la poutre pour appliquer un historique de déplacement selon le protocole de charge AISC 346-10 [37] (figure 3.5). Il s'agit d'un protocole de charge consacré spécifiquement aux assemblages, très courant aux Etats Unis, et habituellement utilisé dans le cadre de la préqualification d'assemblages. Ce protocole de charge est le même que celui qui a été utilisé dans le projet de recherche Européen EQUALJOINTS.

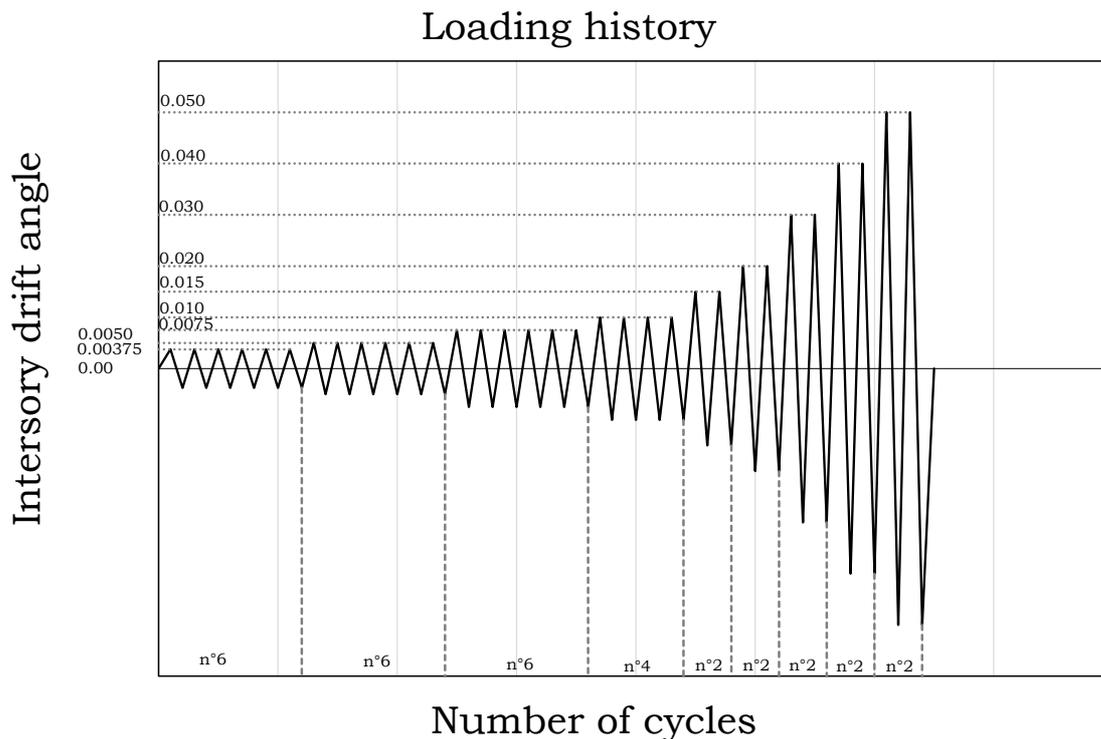


Figure 3.5 : Historique de déplacement : a) effort dans un assemblage externe sous chargement sismique; b) schéma reproduit en laboratoire

Ainsi, si on se réfère aux recommandations des normes, il est possible d'obtenir l'historique des déplacements à appliquer à l'extrémité de la poutre. Les essais ont été effectués jusqu'à une rotation maximale de 50 mrad (Tableau 1.1). Il est utile de noter que cette rotation est supérieure au minimum requis par l'Eurocode 8, et égal, pour les portiques DCH, à 35 mrad.

Lors des essais, de nombreux paramètres ont été suivis et acquis, afin d'évaluer les forces et les déplacements au niveau du vérin supérieur et les déplacements des différents éléments de l'assemblage. Dans tous les essais, au moins six capteurs de déplacement linéaire ont été utilisés. Des exemples de la disposition des dispositifs sur les deux différentes configurations d'assemblage sont présentés ci-après pour l'essai n°1 et l'essai n°2. Pour tous les autres essais, des dispositions similaires des instruments de mesure ont été utilisées.

Tableau 3.1: Historique de déplacement appliqué

v [mm/s]	Step	θ [rad]	# cycles	δ [mm]
0.5	1	0.00375	6	5.835
	2	0.0050	6	7.780
	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
	9	0.050	2	77.80

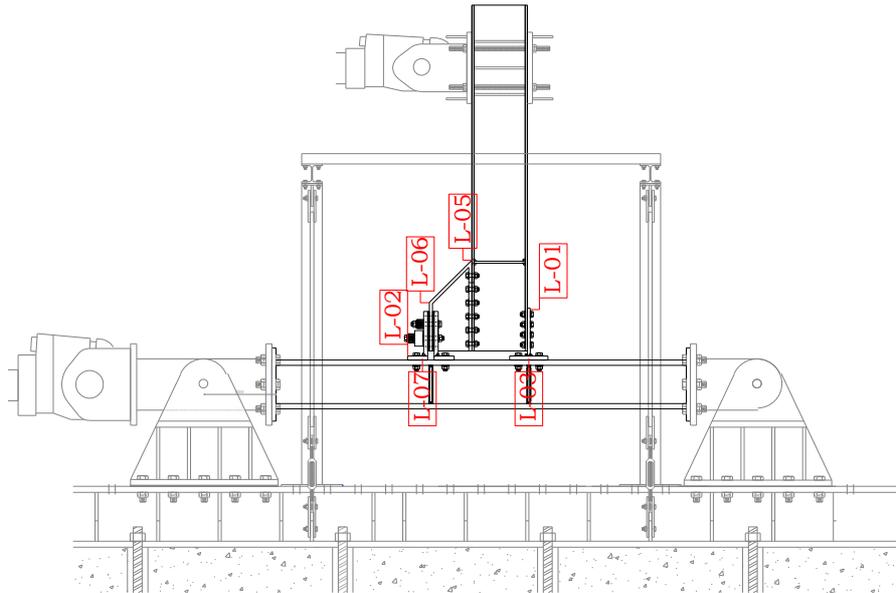
Plus précisément, les capteurs suivants ont été utilisés pour l'essai FREEDAM CYC-01 (Figure 3.6a):

- LVDT n.02, 03 et 07 pour mesurer le déplacement relatif entre les semelles des tronçons en T/L et la semelle du poteau ;
- LVDT n. 05 pour mesurer les déplacements entre le jarret et la poutre ;
- LVDT n. 06 pour mesurer le déplacement du dispositif de friction ;
- LVDT n. 01 pour évaluer les glissements possibles de l'âme du profilé en T par rapport à la semelle de la poutre.

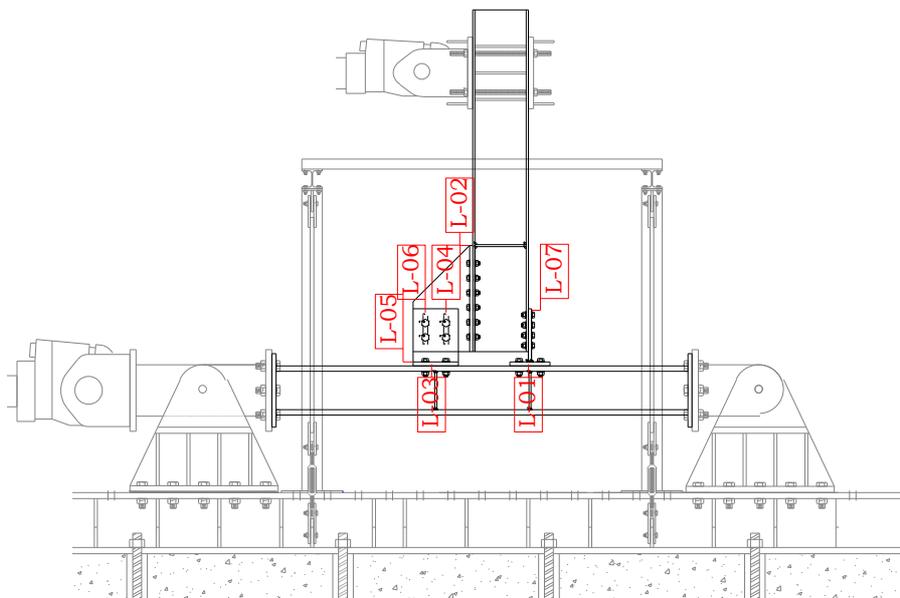
Pour l'assemblage FREEDAM CYC-02, les capteurs suivants ont été utilisés (figure 3.6b) :

- Les LVDT n.01, 03 et 05 ont été utilisés pour mesurer les déplacements relatifs entre les semelles des tronçons en T/L et la semelle de la poutre ;
- LVDT n. 02 pour mesurer les déplacements entre le jarret et la semelle de la poutre dans l'assemblage par friction ;
- LVDT n. 04 et 06 pour mesurer les déplacements des deux rangées de boulons du dispositif de friction ;
- LVDT n. 07 pour évaluer les glissements possibles de l'âme du profilé en T par rapport à la semelle de la poutre.

En outre, dans tous les essais, les efforts de précontrainte appliqués aux boulons des dispositifs de friction ont été contrôlés avant et pendant l'essai à l'aide de cellules de charge en forme de donut (Futek LTH500) portant les numéros RC-01, RC-03 et RC-04. Dans les essais avec les poutres IPE 270, seules deux cellules de charge ont été utilisées, tandis que dans les essais avec les poutres IPE 450, trois cellules de charge ont été utilisées.



a)



b)

Figure 3.6 : Position des LVDT: a) FREEDAM-CYC01; b) FREEDAM-CYC02

3.2.2 Résultats des tests expérimentaux

Par souci de concision, seuls les résultats obtenus pour les échantillons FJ-CYC01 à FJ-CYC04 sont présentés ici. De plus amples informations sur l'ensemble des essais expérimentaux sont disponibles dans le rapport final du projet.

Les essais expérimentaux ont fourni une réponse conforme au comportement attendu. En fait, comme le montre la Figure 3.7, des cycles hystérétiques larges et stables ont été obtenus et, au niveau macroscopique, aucun dommage n'a été observé dans les composants non dissipatives à la fin des essais.

Tableau 3.2: Comparaison entre les moments mesurés pendant les essais et les valeurs prédites lors du dimensionnement

	FJ-CYC01	FJ-CYC02	FJ-CYC03	FJ-CYC04
M_{exp} [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

Les valeurs limites supérieures de la résistance statique adoptées pour le dimensionnement des composantes non dissipatives (représentées sur la Figure 3.7 par une ligne pointillée) sont pratiquement égales aux moments de flexion maximums observés lors des essais (Tableau 3.2). De même, les valeurs dynamiques de la résistance à la flexion, calculées en tenant compte du coefficient de friction dynamique, sont très proches de la résistance au glissement des assemblages. Le Tableau 3.2 présente une comparaison entre la résistance expérimentale des quatre assemblages et la résistance de conception des spécimens. Pour tous les spécimens, il est possible d'observer que les valeurs expérimentales de la résistance à la flexion des assemblages sont très proches de la fourchette des valeurs de calcul (entre les valeurs statiques de la limite supérieure et les valeurs dynamiques de la limite inférieure). L'accord avec la procédure de dimensionnement est pleinement satisfaisant.

Dans le cas des assemblages à configuration HFC, une résistance au glissement légèrement inférieure a été observée sous moment positif, principalement en raison de la plus grande déformabilité des tronçons en L en tension, ce qui a entraîné une perte de précontrainte plus importante que prévu. À l'inverse, dans le cas des assemblages en configuration VFC, la résistance au glissement de l'assemblage, tant sous l'effet des moments positifs et négatifs, est pratiquement égale à la résistance de dimensionnement. Dans le cas des assemblages HFC, la réponse était fortement asymétrique, présentant des valeurs de résistance significativement différentes sous des moments de flexion positifs et négatifs. La différence par rapport à la résistance maximale était supérieure à 35% dans le cas de l'échantillon FJ-CYC 02. L'asymétrie était principalement due à la flexion des tronçons en T/tronçons en L et à la fluctuation consécutive de la pression sur les plaques frictionnelles. Les assemblages VFC présentaient une asymétrie du comportement cyclique moindre. Néanmoins, au cours des essais, en raison également de la réduction des efforts de précontrainte dans les boulons, une légère diminution des moments de flexion a été observée lors des grandes rotations. Cet effet était plus marqué sur les spécimens avec la poutre haute (IPE450), pour lesquels la course cumulée au niveau de l'amortisseur frictionnel est plus importante, en raison de l'augmentation du bras de levier au niveau de l'assemblage.

Il est également possible d'observer à partir des boucles d'hystérésis que la réponse a été caractérisée par un premier glissement survenant à une valeur de force légèrement supérieure à celles correspondant aux cycles suivants. Après quelques cycles, la force de glissement est

stabilisée et les boucles d'hystérésis sont presque toujours répétées avec la même forme pour la totalité de l'histoire du chargement. Ces résultats sont conformes aux résultats des essais expérimentaux sur les amortisseurs frictionnels, car la forme des boucles des assemblages est parfaitement comparable à celle des essais de cisaillement effectués sur les amortisseurs frictionnels, présentés au Chapitre 2. Les premiers pics correspondent au coefficient de frottement statique (plus élevé que la valeur dynamique dans le cas des matériaux de revêtement doux), tandis que le cycle stabilisé correspond à une force de glissement de l'amortisseur dont la valeur est principalement liée à la valeur dynamique du coefficient de frottement. De plus, en considérant les coefficients de frottement obtenus lors des essais des seuls amortisseurs (Chapitre 2), il est possible de vérifier que les valeurs statiques et dynamiques de la force de glissement observées pendant toute la durée du chargement sont compatibles avec la plage des valeurs prédites via les essais sur les seuls amortisseurs. De légères différences sont en tout cas obtenues en raison de la flexibilité des tronçons en L de l'amortisseur frictionnel qui a provoqué pendant les essais des oscillations (augmentation et diminution) des efforts dans les boulons sous moments positifs et négatifs.

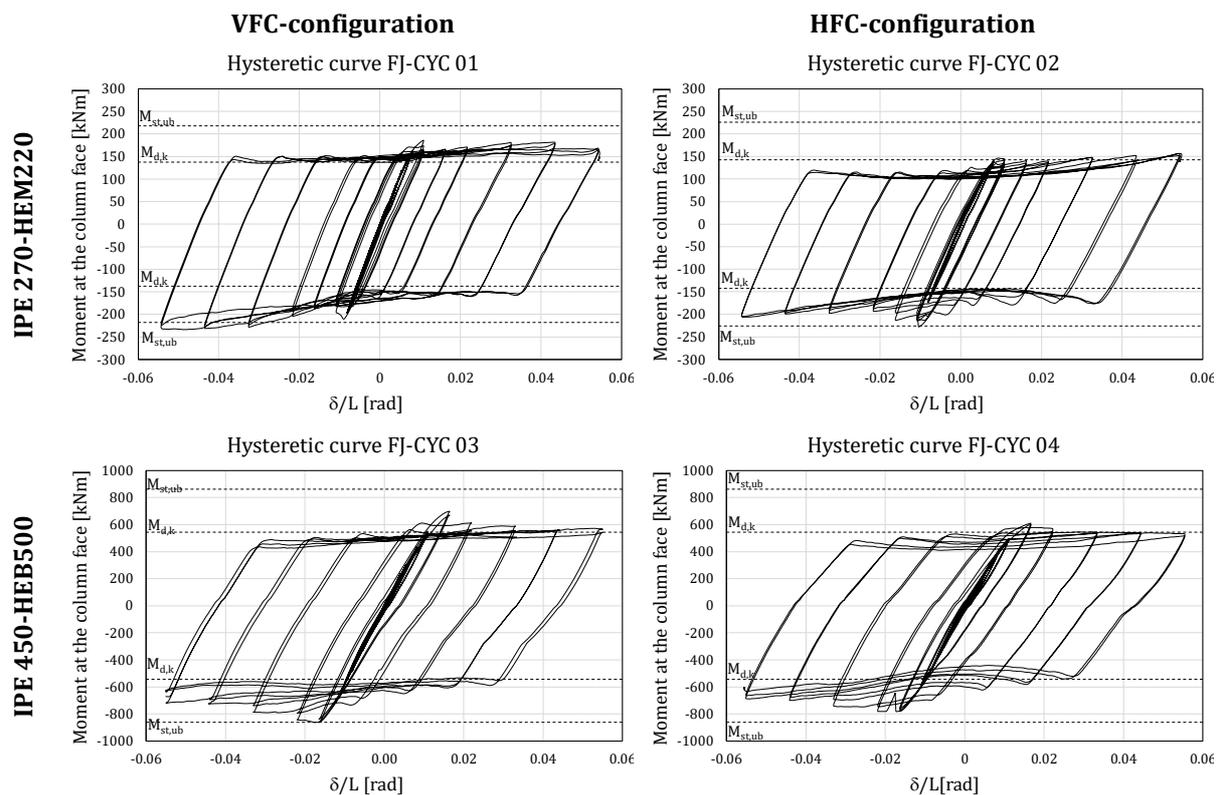


Figure 3.7 : Courbes hystériques

A la Fig. 3.8, les assemblages dans leur configuration déformée sont représentés mettant en évidence la géométrie des amortisseurs permettant d'atteindre une rotation allant jusqu'à 50mrad.

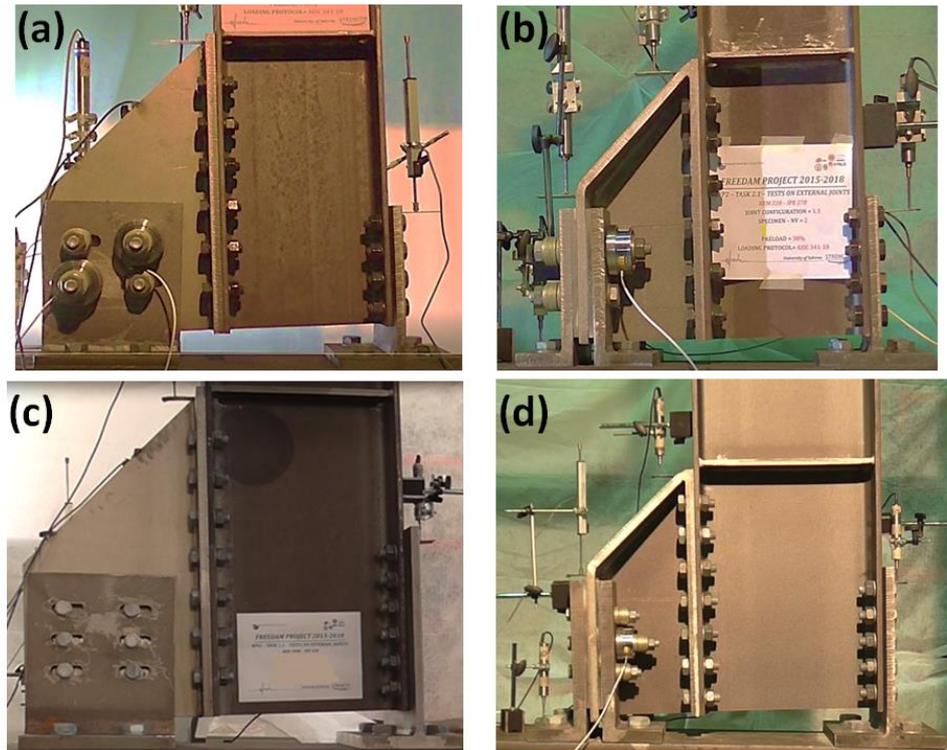


Figure 3.8 : Spécimens dans leur configuration déformée : a) FJ-CYC01; b) FJ-CYC02; c) FJ-CYC03; d) FJ-CYC04

La précision de la procédure adoptée a également été démontrée par les mesures locales effectuées lors des essais. En fait, pour tous les spécimens, la dissipation d'énergie a été assurée exclusivement par les amortisseurs frictionnels laissant, à la fin de l'essai, tous les éléments structuraux pratiquement intacts. Ainsi, en supposant que le centre de rotation correspond à l'âme du tronçon en T connecté à la semelle supérieure de la poutre et que l'amortisseur est soumis à une force cyclique de traction/compression, les résultats des mesures locales obtenues avec les LVDT peuvent être présentés en rapportant les déplacements mesurés par rapport à la force locale agissant dans l'amortisseur ou au niveau du tronçon en T.

En utilisant les déplacements enregistrés par les LVDT 04 et LVDT 06 (Figure 3.9), dans le cas de la configuration VFC, et les déplacements enregistrés par le LVDT 06 (Figure 3.10), dans le cas de la configuration HFC, les courbes représentant la force en fonction du déplacement des amortisseurs frictionnels ont été déterminées. On peut facilement observer que les boucles hystérétiques sont pratiquement rectangulaires avec une capacité de dissipation d'énergie importante et une dégradation presque nulle tant en termes de rigidité que de résistance (Figure 3.11).

Les mesures locales (Figures 3.12 et 3.13) montrent que les tronçons en T et en L restent pratiquement dans la plage élastique, alors que la dissipation est fournie uniquement par l'amortisseur frictionnel qui reflète une réponse hystérétique stable avec une dissipation d'énergie élevée. À la fin des essais, une perte de la force de serrage du boulon égale à environ 25-30% a été observée.

Ce résultat suggère que, même si les assemblages par friction sont peu endommagés, après l'apparition d'un mouvement de sol important, ils doivent être vérifiés afin de s'assurer de l'ampleur de la perte de précontrainte au niveau des boulons et donc de la résistance résiduelle de l'amortisseur. De plus, il peut s'avérer nécessaire de resserrer les boulons pour rétablir la précontrainte. Il faut noter aussi que les tremblements de terre peuvent entraîner une demande de rotation plastique cumulative dans les assemblages, généralement beaucoup plus faible que celle résultant du protocole de l'AISC-358. Par conséquent, la perte de la force de précontrainte observée au cours de ces essais doit être considérée comme une valeur limite supérieure qui n'a pas de correspondance directe avec la perte de précontrainte survenant après un mouvement réel du sol lors d'un tremblement de terre.

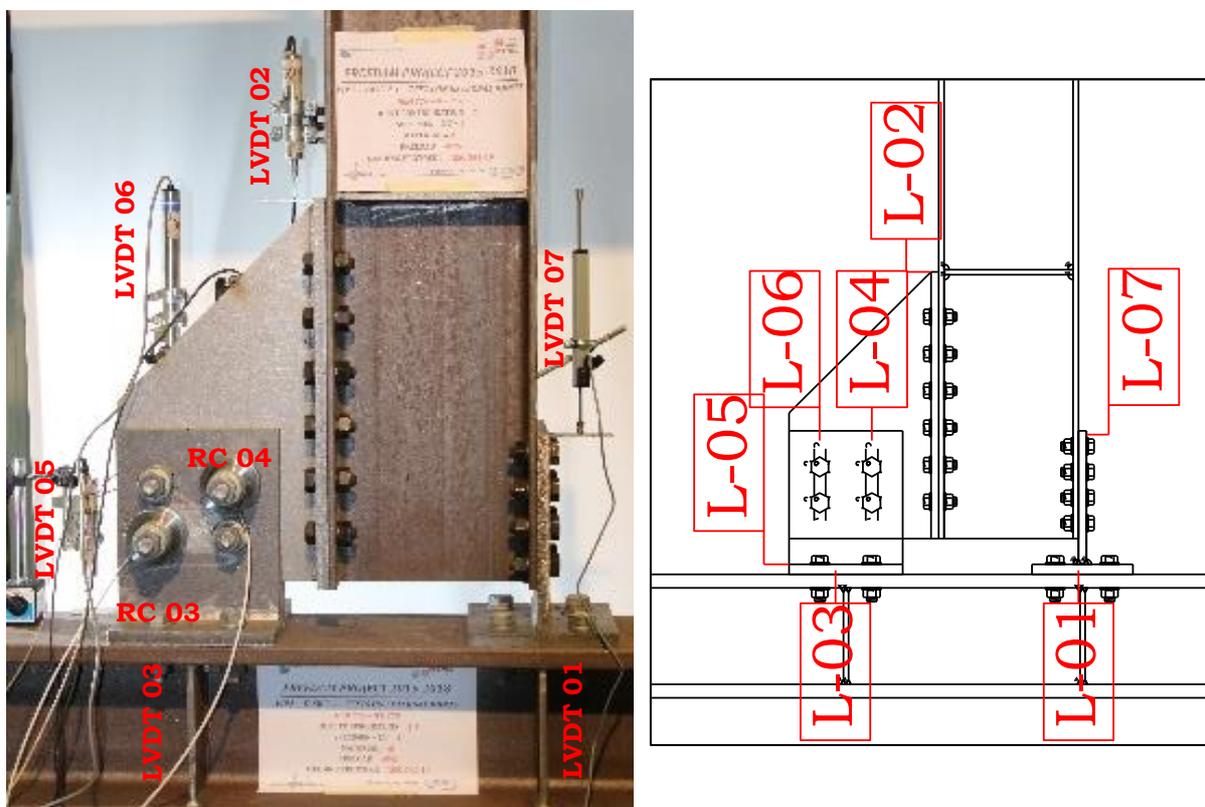


Figure 3.9 : Position des instruments de mesure LVDT - FREEDAM-CYC01

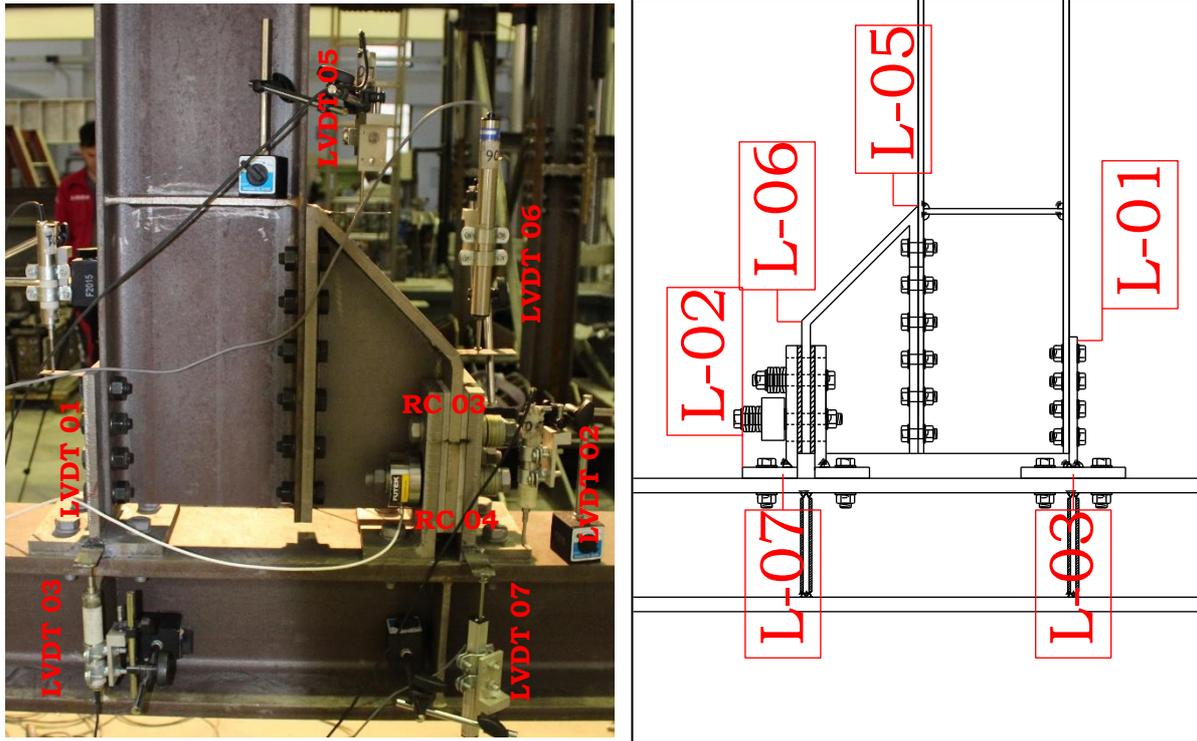


Figure 3.10 : Position des instruments de mesure LVDT - FREEDAM-CYC02

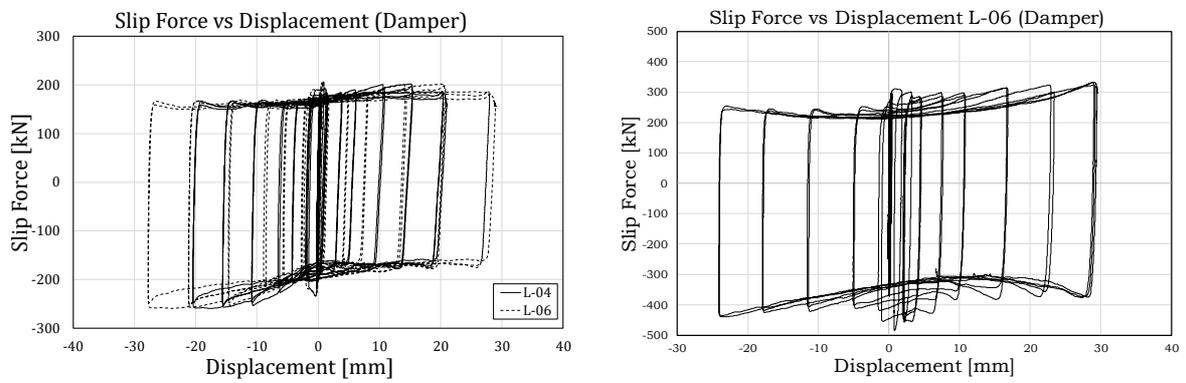


Figure 3.11 : Force de glissement vs glissement des amortisseurs FREEDAM-CYC01 (left) and FREEDAM-CYC02 (right)

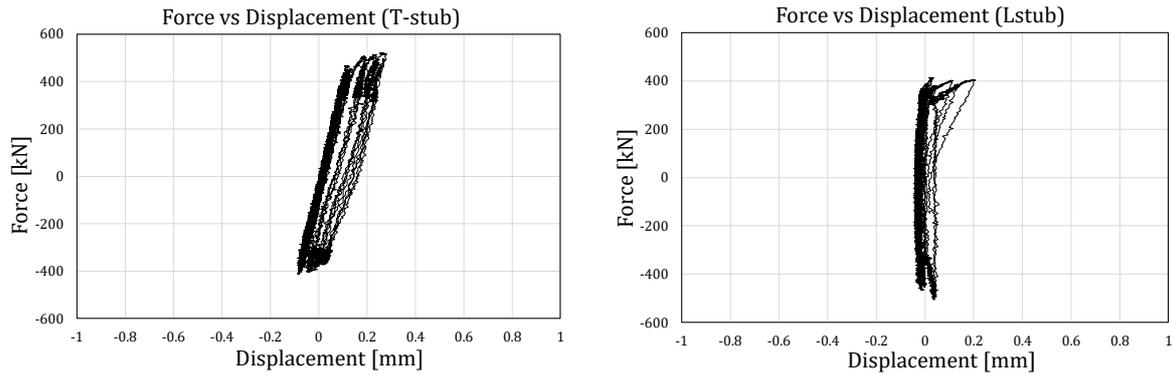


Figure 3.12 : Mesures locales FREEDAM-CYC01 – Tronçons en T et en L (T-stubs/L-stubs)

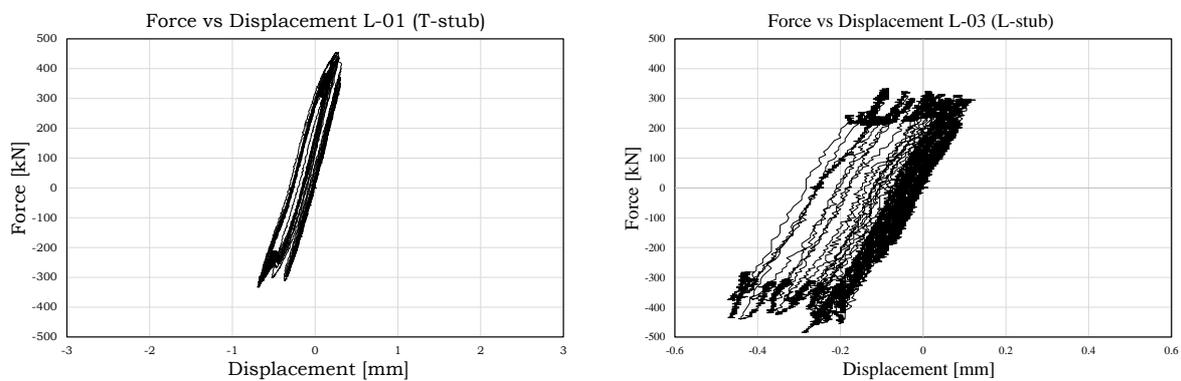


Figure 3.13 : Mesures locales FREEDAM-CYC02 – Tronçons en T et en L (T-stubs/L-stubs)

La valeur de précontrainte des boulons et leur variation pendant les essais ont été vérifiées à l'aide de deux cellules de charge, RC-03 et RC-04, situées au niveau des deux rangées de boulons de l'amortisseur.

Ces résultats sont représentés à la Figure 3.14. A partir de cette figure, il est possible d'observer qu'au début, comme déjà détecté dans les essais de cisaillement sur le seul amortisseur, il y a un tassement des boulons avec un relâchement de la précontrainte qui augmente au fur et à mesure que les cycles augmentent. Ce relâchement se produit jusqu'à l'obtention de cycles de déplacement significatifs dans lesquels les effets de flexion qui se développent dans les lignes de boulons des amortisseurs entraînent une oscillation significative des efforts dans les boulons qui, au sommet des cycles, atteignent pratiquement la force initiale.

Tous les essais expérimentaux ont donné des résultats tout à fait conformes au comportement attendu. Dans tous les cas testés, on a observé un léger fléchissement des tronçons en T et des tronçons en L au niveau de la semelle et de l'âme, ce qui confirme l'efficacité de la procédure de dimensionnement. Par conséquent, dans tous les essais expérimentaux, la dissipation d'énergie a été assurée uniquement par les amortisseurs frictionnels FREEDAM, laissant à la fin de l'essai tous les éléments structuraux pratiquement intacts (Figure 3.15). Une autre chose qui a été soulignée dans cette phase expérimentale est que les ressorts à disque Belleville ne semblent pas avoir apporté un avantage substantiel en termes de comportement hystérétique.

Ce résultat confirme les observations déjà faites dans le Chapitre 2 traitant des essais réalisés sur les amortisseurs frictionnels.

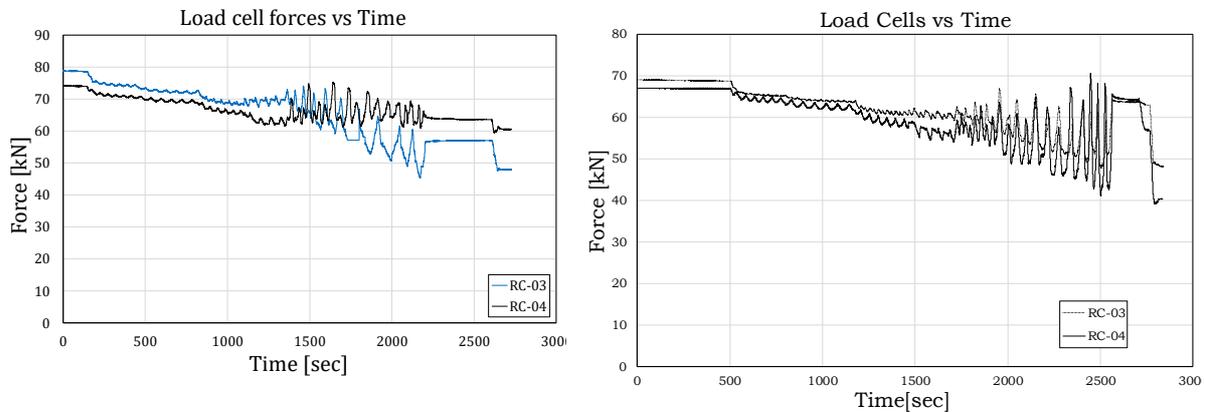


Figure 3.14 : Effort de précontrainte dans les boulons de l'amortisseur frictionnel FREEDAM-CYC01 (gauche) et FREEDAM-CYC02 (droite)

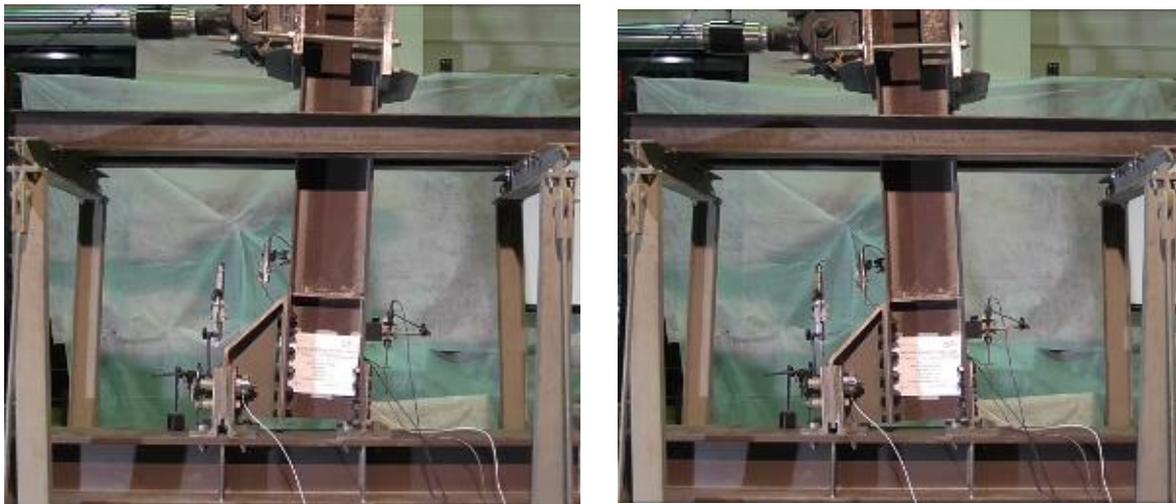


Figure 3.15 : FREEDAM-CYC02 - Spécimen déformé à la fin du test

De plus, la comparaison entre la configuration VFC et la configuration HFC, démontre qu'un comportement similaire a été observé telle que la dégradation de la résistance pendant l'historique de chargement cyclique. L'influence des rondelles Belleville est négligeable dans les deux cas. Cependant, l'utilisation de la configuration VFC permet de réduire l'asymétrie des boucles d'hystérésis et d'améliorer leur forme, qui est plus proche de la forme rectangulaire idéale, comme le montre la comparaison des courbes force versus déplacement des plaques frictionnelles obtenues dans la configuration VFC (Figure 3.11 à gauche) et la configuration HFC (Figure 3.11 à droite). La forme typique présentée par les boucles d'hystérésis dans la configuration HFC est due à la distribution différente de la pression sur les plaques frictionnelles lorsque l'assemblage est soumis à un moment de flexion négatif par rapport à celle

qui se produit lorsque l'assemblage est soumis à un moment de flexion positif. Cela a également été démontré lors des simulations FEM présentées au Chapitre 4.

v [mm/s]	Step	θ [rad]	# cycles	δ [mm]
0.5	1	0.00375	6	5.835
	2	0.0050	6	7.780
1	3	0.0075	6	11.67
	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
	9	0.050	2	77.80

3.3 ESSAIS EXPÉRIMENTAUX SUR ASSEMBLAGES INTERNES

3.3.1 Dispositif d'essai et programme expérimental

Les assemblages poutre-poteau ont été testés à l'Université de Coimbra. Les assemblages testés sont identiques à ceux testés à l'Université de Salerne sur assemblages externes. La seule différence dans la réponse cyclique des assemblages poutre-poteau est due au comportement différent de la zone du panneau en cisaillement. En particulier, sous la distribution de moment de flexion typique à une sollicitation sismique, l'effort de cisaillement attendu dans la zone de panneau est deux fois supérieur à celui qui se produit dans le cas d'assemblages externes soumis à des charges de gravité. Par conséquent, l'objectif principal de cette partie de la campagne expérimentale prévue dans le cadre du projet de recherche FREEDAM est la validation des critères d'évaluation du comportement de la zone de panneau en cisaillement qui constituent une partie de la procédure de dimensionnement développée dans le cadre du projet de recherche et présentée en détail dans la partie II "Manuel de conception", Chapitre 7.

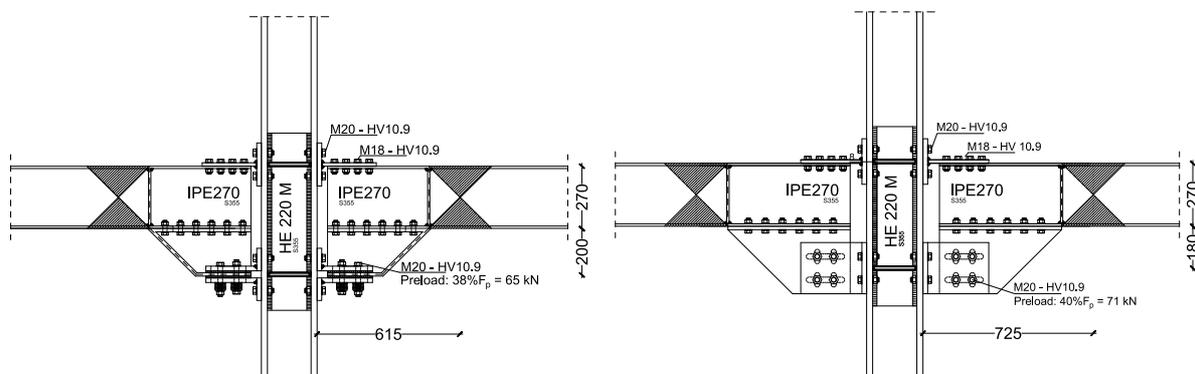
Ainsi, à l'instar de ce qui a été fait pour les assemblages externes, quatre configurations de l'assemblage FREEDAM différentes ont été testées, en variant les dimensions de la poutre et du poteau (IPE270/HEM220 et IPE450/HEB500) et la configuration des plaques frictionnelles (configuration verticale ou horizontale). Au total, 8 essais ont été réalisés, comme indiqué dans le Tableau 3.3.

Tableau 3.3: Programme experimental

N.	Test code	Poteau et poutre dimensions	Type d'essai	Configuration de l'amortisseur FREEDAM	Revêtement
1	IN270_CYC-1_M4_(1)	HE220M / IPE270	Cyclique	HFC	M4
2	IN270_CYC-1_M4_(2)	HE220M / IPE270	Cyclique	HFC	M4
3	IN270_CYC-2_M4_(1)	HE220M / IPE270	Cyclique	VFC	M4
4	IN270_CYC-2_M4_(2)	HE220M / IPE270	Cyclique	VFC	M4
5	IN450_CYC-1_M4_(1)	HE500B / IPE450	Cyclique	HFC	M4
6	IN450_CYC-1_M4_(2)	HE500B / IPE450	Cyclique	HFC	M4
7	IN450_CYC-2_M4_(1)	HE500B / IPE450	Cyclique	VFC	M4
8	IN450_CYC-2_M4_(2)	HE500B / IPE450	Cyclique	VFC	M4

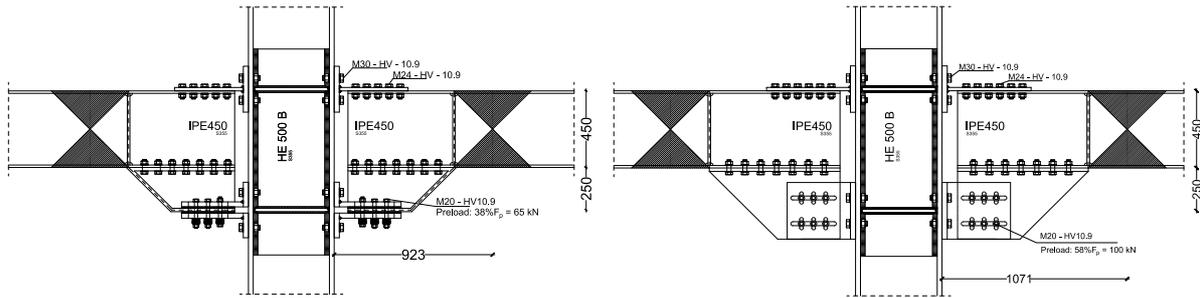
Pour tous les essais, le matériau étiqueté M4 a été utilisé comme matériau de revêtement des plaques frictionnelles et des ressorts à disque ont été utilisés comme rondelle pour les boulons des amortisseurs. Les boulons ont été précontraints en utilisant la méthode du couple et la force de précontrainte appliquée aux boulons de l'amortisseur a été estimée pour chaque spécimen sur base de la procédure de dimensionnement définie pour les amortisseurs FREEDAM en tenant compte des résultats expérimentaux présentés au Chapitre 2. La précontrainte des boulons tient compte de la valeur moyenne du coefficient de frottement et de sa variabilité statistique.

Les spécimens testés sont représentés à la Figure 3.16. La Figure 3.17 présente un schéma du dispositif d'essai. Le poteau est soutenu par une rotule en base, tandis que les extrémités de la poutre sont soutenues verticalement en permettant le mouvement latéral des spécimens. La charge cyclique a été appliquée au sommet du poteau par un vérin, conformément aux dispositions des règles parasismiques AISC 341/2010 [37], avec une rotation maximale imposée égale à 50 mrad.



a. Configuration 1.1 - HE220M / IPE270 – HFC

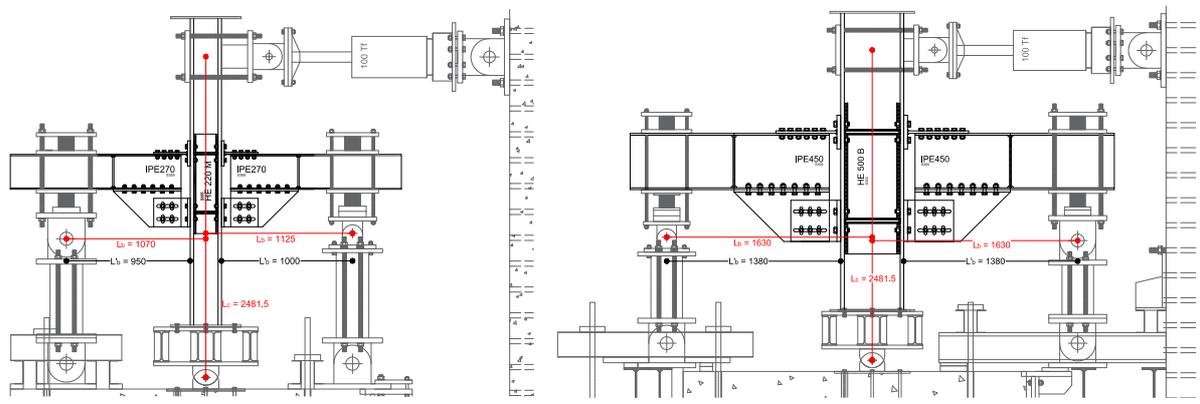
b. Configuration 2.1 - HE220M / IPE270 – VFC



c. Configuration 1.2 - HE500B / IPE450 – HFC

d. Configuration 2.2 - HE500B / IPE450 – VFC

Figure 3.16 : Spécimens testés (assemblages internes)



a. Tests avec poutre IPE 270

b. Tests avec poutre IPE 450

Figure 3.17 : Dispositif d'essai (dimensions en mm)

Le moment de flexion transmis aux assemblages poutre-poteau a été estimé via l'Eq. (3.1), en multipliant la réaction aux extrémités des poutres, R (Figure 3.18), par la longueur entre le support de la poutre et la semelle du poteau (L_b dans les Figures 3.17 et 3.18), tandis que la rotation de l'assemblage a été estimée en divisant le déplacement horizontal du poteau au niveau du vérin, δ , par la distance entre le vérin et la base articulée du poteau (L_c dans les Figures 3.17 et 3.18).

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

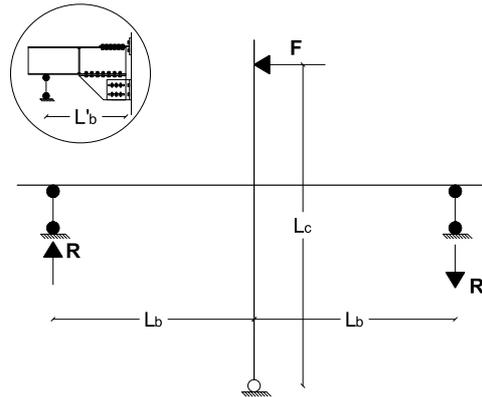


Figure 3.18 : Schéma pour le calcul des réactions d'appui dans le dispositif d'essai

Au cours des essais, la force, les déplacements, les déformations, le couple de serrage et la température ont été mesurés, ce qui a nécessité l'utilisation d'une quantité importante d'instruments, comme le montre la Figure 3.19 pour l'un des échantillons. En détail, dans chacun des cas, les équipements suivants ont été utilisés :

- 1 vérin - Plage de force : ± 900 kN ; Plage de déplacement : ± 150 mm ; Fréquence 1Hz avec plage de déplacement maximale $+7,02\text{mm}/-5,63\text{mm}$;
- 4 capteurs de force - Capacité maximale de 500 kN en compression ;
- 15 capteurs de déplacement (DT sur la Figure 3.19) - LVDT (n.4 capteurs de $\pm 25\text{mm}$; n.4 capteurs de $\pm 50\text{mm}$) ;
- 1 capteur de couple statique - couple nominal 1000Nm ;
- Thermocouple (TC à la Figure 3.19) ;
- 4 capteurs annulaires - capacité 350kN ;
- 46 jauges de contrainte, (E à la Figure 3.19) - longueur 6mm, limite de contrainte 5%.

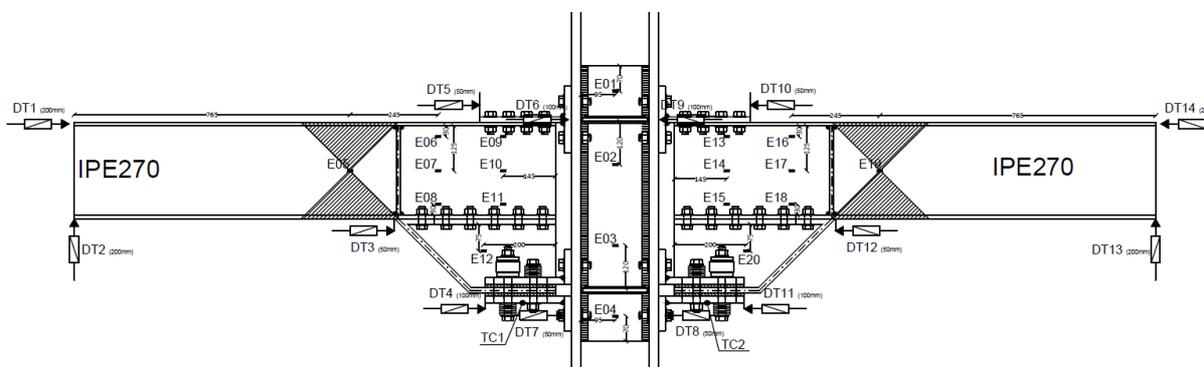
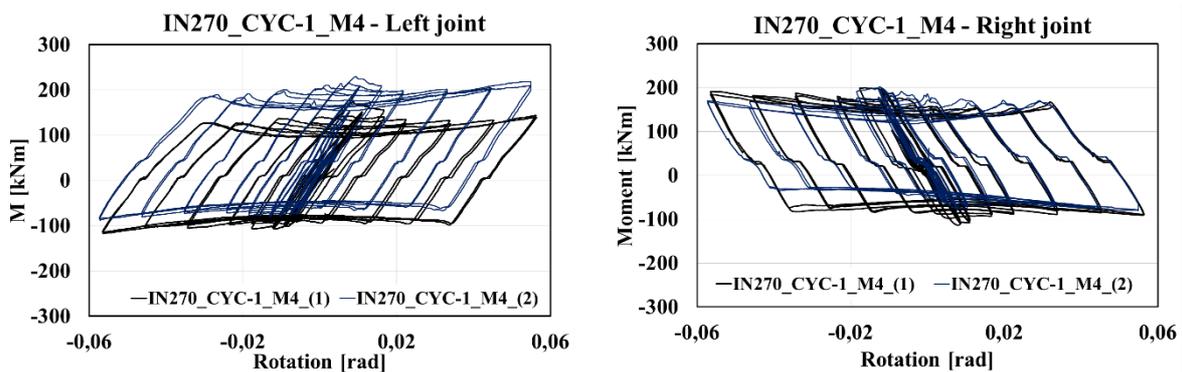


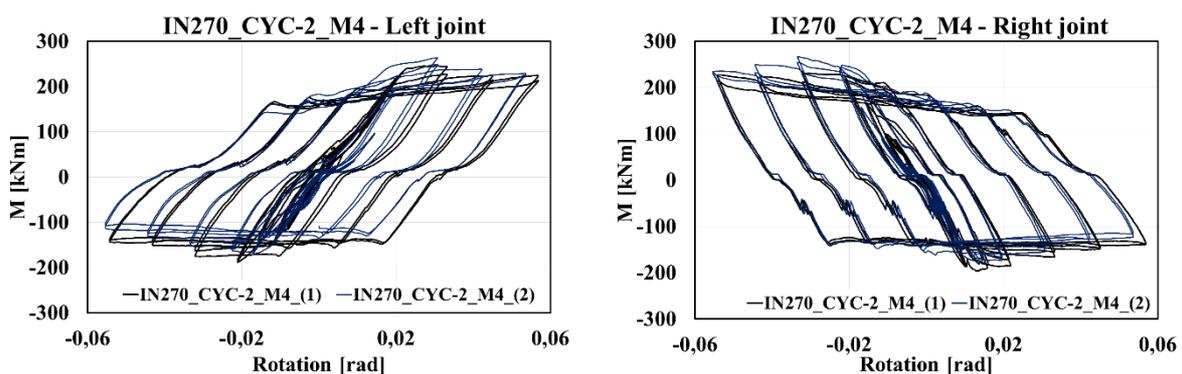
Figure 3.19 : Instrumentation des essais

3.3.2 Résultats des tests expérimentaux

Les courbes moment-rotation des différents spécimens testés sont présentées à la Figure 3.20 pour les spécimens avec poutre IPE270 et à la Figure 3.21 pour les spécimens avec poutre IPE450, respectivement. Dans ces courbes, lorsque le moment de flexion est positif, la partie supérieure de l'assemblage est en tension et la plaque frictionnelle est en compression. Inversement, lorsque l' moment de flexion est négatif, la situation inverse se présente et la plaque frictionnelle est soumise à de la traction tandis que le tronçon en T boulonné, reliant la semelle supérieure, est en compression. En général, les résultats ont montré que ces assemblages, indépendamment de la taille de la poutre et de la configuration de la plaque frictionnelle, présentent un comportement cyclique similaire, avec un comportement rigide jusqu'à l'obtention de la résistance à la friction statique suivie de boucles hystérétiques assez stables pendant toute la durée du chargement. En outre, toutes les autres composantes de l'assemblage sont pratiquement restées dans la plage élastique, comme le montre la Figure 3.22 pour les tronçons en L et en T. Par conséquent, l'utilisation de plaques frictionnelles permet d'assurer la dissipation de l'énergie en évitant d'endommager toutes les autres composantes.



a. IN270_CYC 1_M4 (HE220M/ IPE270) – HFC



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

Figure 3.20 : Courbes moment-rotation – Spécimens avec poutre IPE270

En observant les différentes courbes moment-rotation, il est possible de remarquer une certaine asymétrie entre la réponse de l'assemblage droit et gauche due à certaines dissymétries du

dispositif d'essai. En particulier, il a été constaté que les centres de rotation des deux balanciers situés aux extrémités des poutres n'étaient pas parfaitement alignés.

En outre, tous les spécimens testés présentent un comportement asymétrique des assemblages sous moments positifs et négatifs, qui est principalement dû aux différentes déformations que subissent les tronçons T et en L lorsqu'ils sont soumis à traction ou à compression (Figure 3.23). Ce phénomène est généralement plus prononcé dans les spécimens avec la configuration horizontale des plaques frictionnelles, comme l'ont déjà souligné les essais sur les assemblages externes.

Aussi, la dégradation de la résistance au frottement observée peut s'expliquer par l'augmentation de la perte de force de précontrainte dans les boulons au cours de l'historique de chargement cyclique (Figure 3.24).

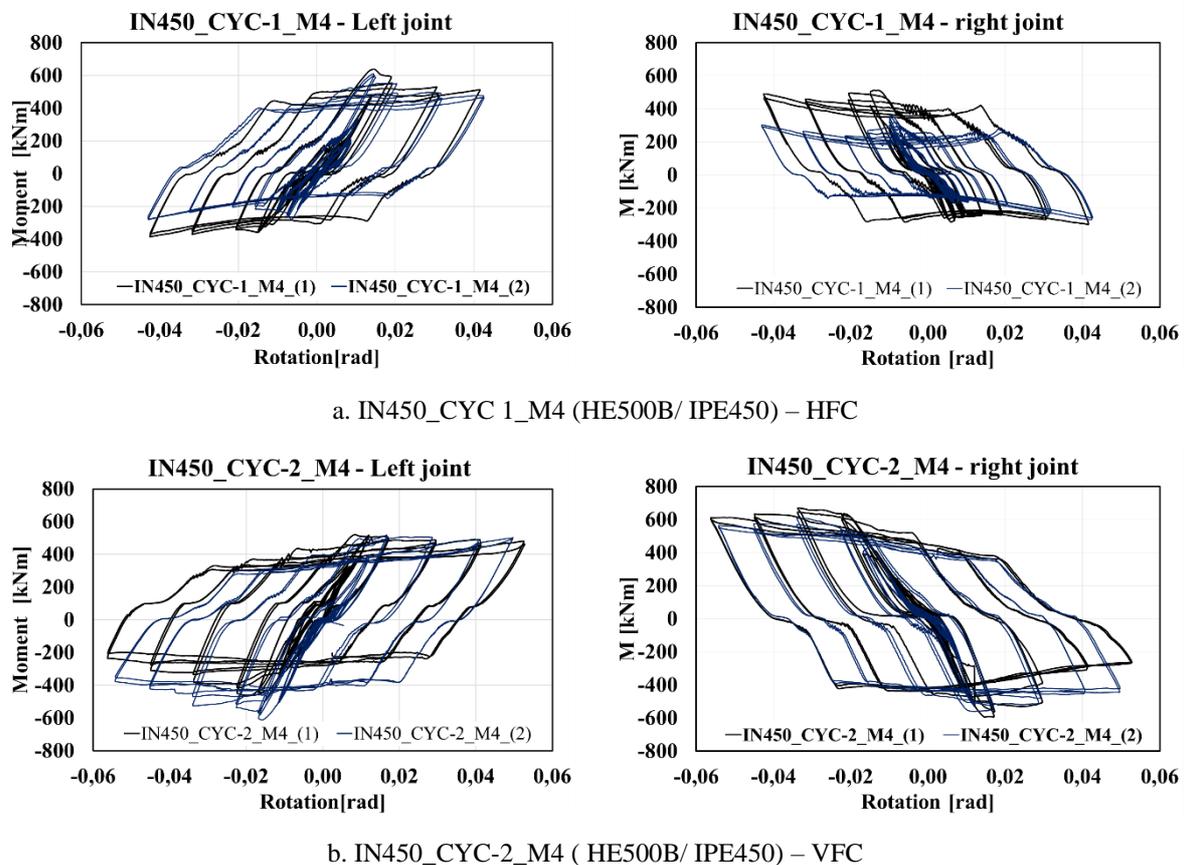
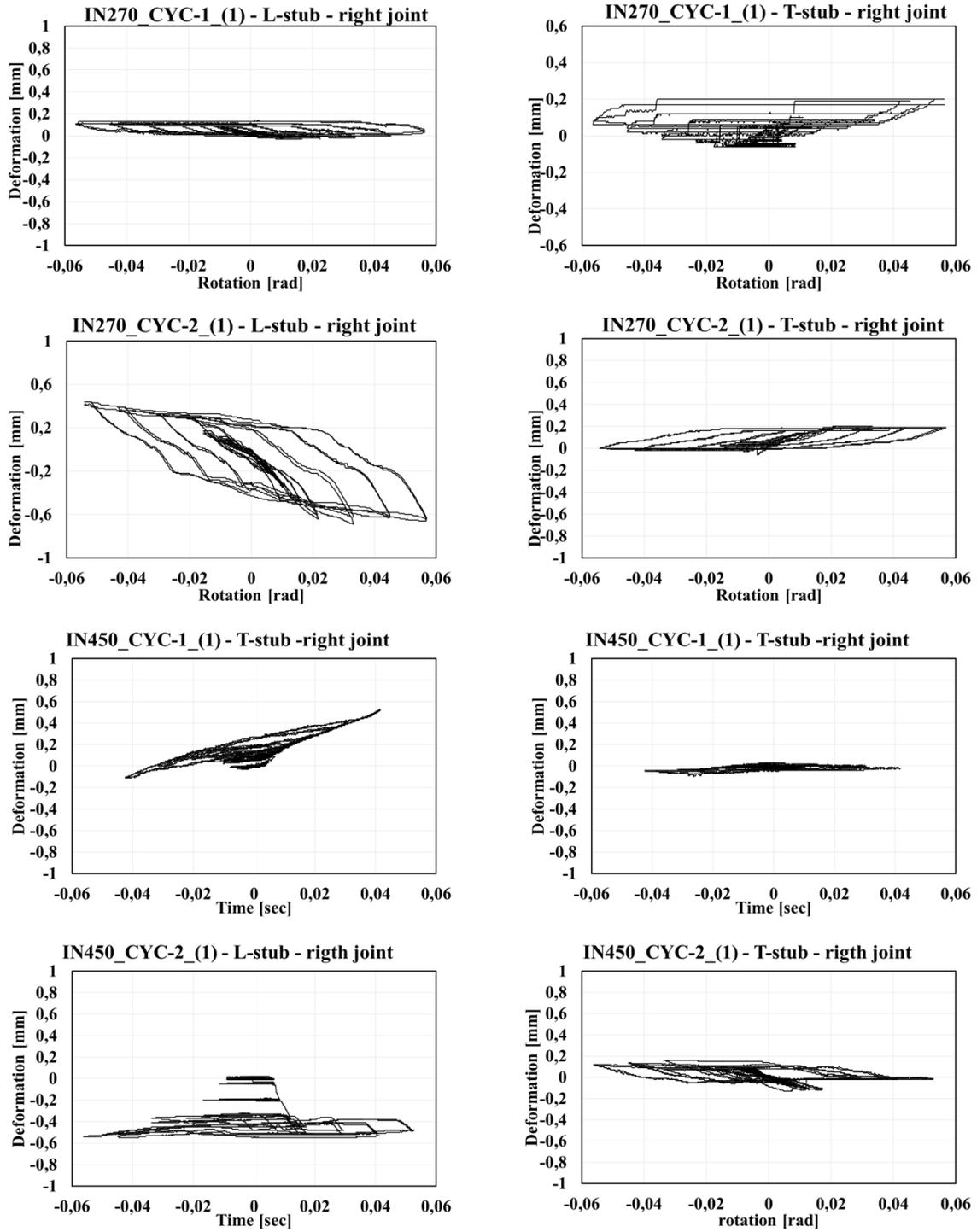


Figure 3.21 : Courbes moment-rotation – Spécimens avec poutre IPE 450



a. Tronçon en L

b. Tronçon en T

Figure 3.22 : Déformation des tronçons en T et en L

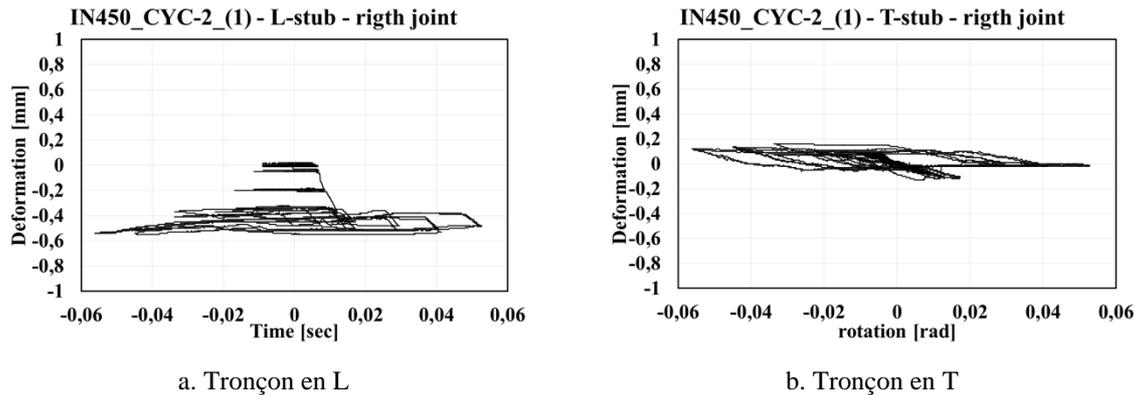


Figure 3.23 : Déformation des tronçons en T et en L

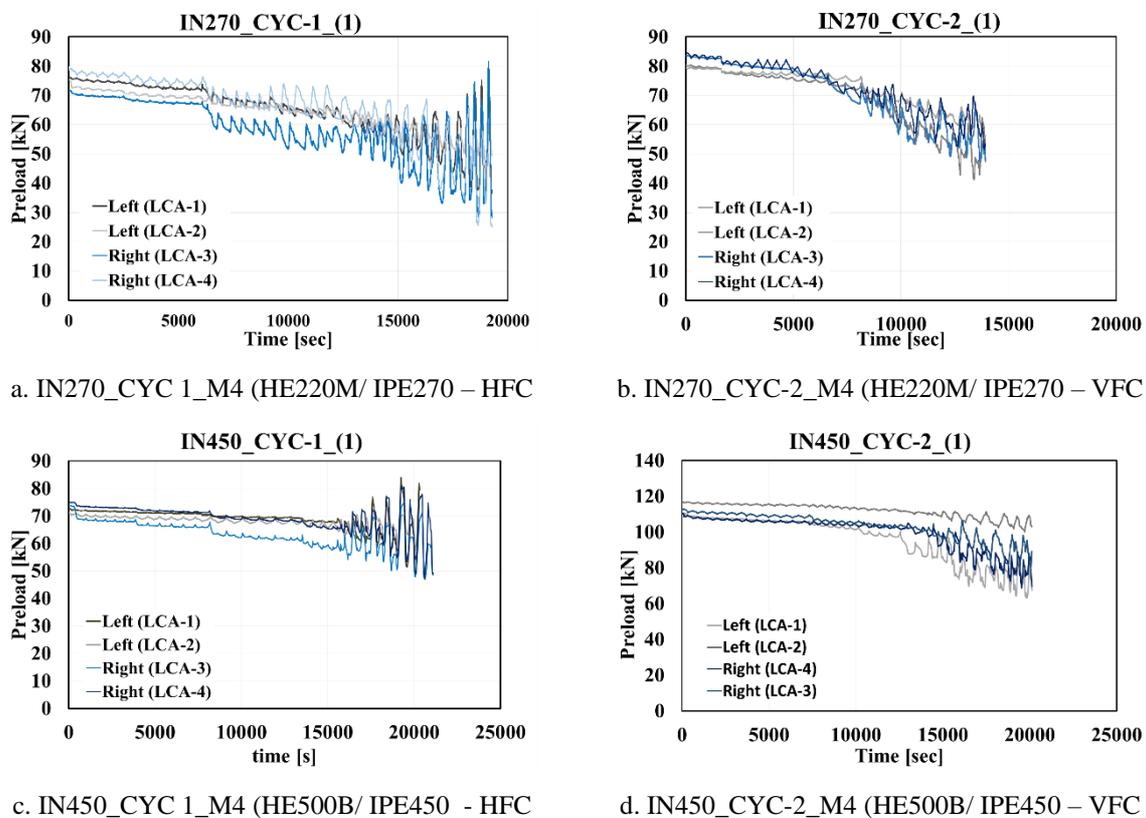


Figure 3.24 : Efforts dans les boulons

3.4 CONCLUSIONS

Dans ce chapitre, les résultats du programme expérimental consacré à l'étude du comportement parasismique des assemblages poutre-poteau avec deux configurations différentes de dispositifs de frottement ont été présentés. En particulier, sur la base des principaux résultats obtenus dans les tâches précédentes du projet (paramètres mécaniques des matériaux de friction, rôle des rondelles Belleville, influence de la perte de la précontrainte des boulons), 16 assemblages

poutre-poteau ont été dimensionnés et testés au laboratoire STRENGTH de l'Université de Salerne (assemblages externes) et de l'Université de Coimbra (assemblages internes).

Sur base des résultats, les conclusions suivantes peuvent être tirées :

- Deux configurations différentes ont été testées : i) avec la plaque frictionnelle dans le plan horizontal parallèle à la semelle de la poutre (configuration HFC) et ii) avec la plaque frictionnelle alignée sur l'âme de la poutre, c'est-à-dire dans un plan vertical (configuration VFC). La différence entre les deux configurations du point de vue de la réponse globale est assez faible, ce qui suggère que les deux configurations peuvent être utilisées efficacement dans la pratique. Néanmoins, l'assemblage avec plaque frictionnelle dans la configuration VFC a permis d'obtenir un comportement cyclique plus stable et une asymétrie du comportement cyclique plus faible ;
- Dans tous les cas, le comportement obtenu a été caractérisé par des boucles hystérétiques sans aucun pincement, comme prévu, et avec une faible dégradation de la capacité de dissipation d'énergie, de la résistance et de la rigidité ;
- Les mesures locales effectuées en cours d'essai ont montré que, conformément aux critères de dimensionnement, la dissipation d'énergie est assurée uniquement par les plaques frictionnelles, tandis que les composantes non dissipatives (poutre, tronçon en T, tronçon en L) restent pratiquement intacts.

Par conséquent, les résultats de l'ensemble de la campagne expérimentale constituent une préqualification efficace des assemblages poutre-poteau FREEDAM et des critères de dimensionnement correspondants, lesquels seront illustrés dans la partie II "Manuel de conception", Chapitre 7. De plus, la procédure de dimensionnement pré-qualifiée définira tous les détails technologiques et les exigences à respecter pour obtenir des niveaux de performance prédéterminés, en suivant la même méthodologie que celle fournie par la méthode déjà codifiée dans l'Eurocode 3 [38].

3.5 RÉFÉRENCES

- [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 moment-resisting 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. Butterworth: “Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections”, 12th WCEE, Auckland, New Zealand.
- [17] G.C. Clifton, R. Zaki, J.W. Butterworth: “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 of 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 beam-to-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.

LISTE DES ACRONYMES ET ABRÉVIATION

SHJ	Assemblage articulé coulissant
MRF	Portiques travaillant par effet cadre
AFD	Amortisseurs frictionnels asymétrique
SFD	Amortisseurs frictionnels symétrique
HFC	Configuration avec plaque frictionnelle horizontale
VFC	Configuration avec plaque frictionnelle verticale
MTS	Vérins hydrauliques
LVDT	Capteur de déplacement variable linéaire
DCH	Classe de ductilité haute

LISTE DES SYMBOLES

F :	Force au niveau du vérin
L_b :	Longueur entre le support de la poutre et la face externe de la semelle du poteau
L'_b :	Longueur entre le support de la poutre et le centre de rotation de l'assemblage
L_c :	Longueur entre le point d'application de la charge au sommet du poteau et l'articulation en base du poteau
M_t :	Moment appliqué à l'assemblage
θ :	Rotation de l'assemblage
δ :	Déplacement au niveau du point d'application de la charge

CHAPITRE 4

MODELISATION PAR ELEMENTS FINIS DES AMORTISSEURS ET ASSEMBLAGES FREEDAM

4.1 INTRODUCTION

Les portiques travaillant par effet cadre sont des systèmes structuraux ductiles et dissipatifs garantissant d'excellentes performances parasismiques s'ils sont correctement conçus et dimensionnés. Toutefois, l'exploitation de leur grande ductilité implique l'acceptation de dommages importants dans les éléments principaux auxquels sont inévitablement associées de grands déplacements inter-étages résiduels. Par conséquent, les structures présentant une excellente performance parasismique peuvent parfois nécessiter des frais de remise en état et de réparation élevés, peu pratiques et non durables, au point qu'il serait préférable de les démolir après un séisme sévère. Les récents séismes survenus en Nouvelle-Zélande (à commencer par celui de Christchurch en 2010, par exemple) ont clairement mis en évidence ce problème. Par conséquent, la recherche de nouvelles techniques pour prévenir ou limiter les dommages structuraux aux bâtiments a gagné en pertinence. La tendance mondiale est à l'élaboration et à la mise en œuvre de systèmes de résistance parasismique à faibles dommages afin de réduire les effets économiques des tremblements de terre, de sorte que tout dommage mineur puisse être réparé facilement et à peu de frais, ce qui permet d'éviter l'effondrement du bâtiment et de garantir qu'il devienne rapidement opérationnel.

Le but principal du projet FREEDAM est de développer et de valider de nouveaux assemblages équipés d'amortisseurs frictionnels, lesquels empêchent l'endommagement des éléments connectés et dissipent de l'énergie grâce au mouvement de glissement d'éléments métalliques serrés et à un patin frottant.

Un large éventail de tests et d'études analytiques ont été réalisés dans le cadre du projet FREEDAM et les résultats pertinents sont décrits dans d'autres chapitres du présent document (voir le chapitre 2 pour le développement des amortisseurs FREEDAM, le chapitre 3 pour le développement des assemblages FREEDAM, et le chapitre 6 pour les essais parasismiques pseudo-dynamiques). Toutefois, sur la base d'un examen critique de l'état de l'art, les principaux aspects caractérisant les performances des assemblages ont été identifiés. Afin de caractériser la réponse locale des dispositifs, son interaction avec les autres parties de l'assemblage ainsi qu'avec les éléments structuraux, une étude paramétrique complète et étendue a été réalisée à l'aide de simulations par éléments finis. En effet, un large éventail d'études a démontré que les analyses par éléments finis peuvent être utilisées efficacement pour prédire le comportement non linéaire des assemblages boulonnés à partir de lois force-déplacement définie pour chaque composant.

C'est pourquoi, dans le cadre du projet, deux programmes numériques distincts ont été réalisés dans le but, d'une part, d'explorer pleinement le comportement des interfaces frottantes et,

d'autre part, d'analyser les résultats lorsqu'ils sont appliqués aux assemblages dissipatifs et d'explorer leur réponse locale.

Les objectifs de cette étude sont les suivants :

- Développement d'une stratégie de modélisation pour simuler des problèmes de frottement complexes. L'approche proposée est capable de décrire le comportement frictionnel de l'amortisseur installé dans l'assemblage boulonné.
- Modélisation des assemblages poutre-poteau équipés du dispositif de frottement, soumis à des conditions de charge monotones et cycliques.
- Caractériser la réponse mécanique au niveau local pour élaborer des règles de conception efficaces.

Toutes ces questions sont décrites et discutées dans ce chapitre, où sont résumés les résultats de toutes les simulations par éléments finis réalisées dans le cadre du projet FREEDAM. Le chapitre est organisé en trois parties principales, à savoir : 1) la description et la discussion de la modélisation des amortisseurs FREEDAM et des caractéristiques pertinentes du comportement local ; 2) la description et la discussion de la réponse parasismique des assemblages poutre-poteau FREEDAM ; 3) la discussion des règles de conception possibles résultant de l'examen des résultats obtenus lors des simulations par éléments finis.

4.2 MODELISATION PAR ELEMENTS FINIS DES AMORTISSEURS FREEDAM

Les principaux objectifs des analyses par éléments finis étaient d'évaluer les effets de l'interaction mutuelle entre les boulons et les effets de la répartition de la charge sous les têtes de boulons.

Une fois les modèles validés par rapport aux essais expérimentaux, des simulations paramétriques ont été réalisées pour étudier les comportements monotones et cycliques des assemblages à simple recouvrement qui ont été conçus pour caractériser la réponse des amortisseurs frottants. Les simulations par éléments finis ont permis d'évaluer les coefficients de frottement des huit matériaux utilisés comme interfaces, ainsi que leur capacité à supporter des charges cycliques en termes de dégradation de l'énergie et de résistance. Les modèles ont été comparés aux résultats expérimentaux, montrant leur capacité à simuler le comportement des assemblages à simple recouvrement frottants, montrant également l'influence de différentes approches de modélisation sur les données simulées.

4.2.1 Hypothèses de modélisation

Les modèles éléments finis (MEF) ont été développés en utilisant ABAQUS v.6.14 [2]. Les géométries des modèles numériques étaient nominale ment identiques à celles des spécimens testés dans le cadre du projet FREEDAM (voir Fig. 4-1). Plus précisément, des assemblages ont été modélisés avec des nombres différents de ressorts à disque tels que 9, 6, 3 et 0. La

géométrie de la partie fixe n'a pas été considérée car elle n'a aucune influence sur les résultats ; ce qui permet de limiter le temps de calcul (voir figure 4-1b-i).

L'élément fini solide de type C3D8I (une brique linéaire à 8 nœuds permettant d'éliminer les modes de déformation incompatibles) a été adopté pour toutes les plaques d'acier et les boulons à haute résistance. Le choix de l'élément fini solide repose sur sa capacité à supprimer le phénomène de verrouillage par cisaillement qui peut affecter de manière significative la rigidité initiale de l'assemblage, contrairement à l'élément C3D8R.

Le comportement mécanique de l'acier des plaques est modélisé à l'aide des propriétés élastiques nominales, tandis que son comportement non linéaire est décrit au moyen d'un modèle élastoplastique (critère de von Mises). L'érouissage de l'acier est décrit à l'aide d'un modèle mixte combinant l'érouissage cinématique et isotrope. La plasticité du métal a également été prise en compte pour la couche de revêtement M4. Les courbes de contrainte-déformation réelles adoptées pour le matériau M4 et les plaques d'acier sont données à la figure 4-2.

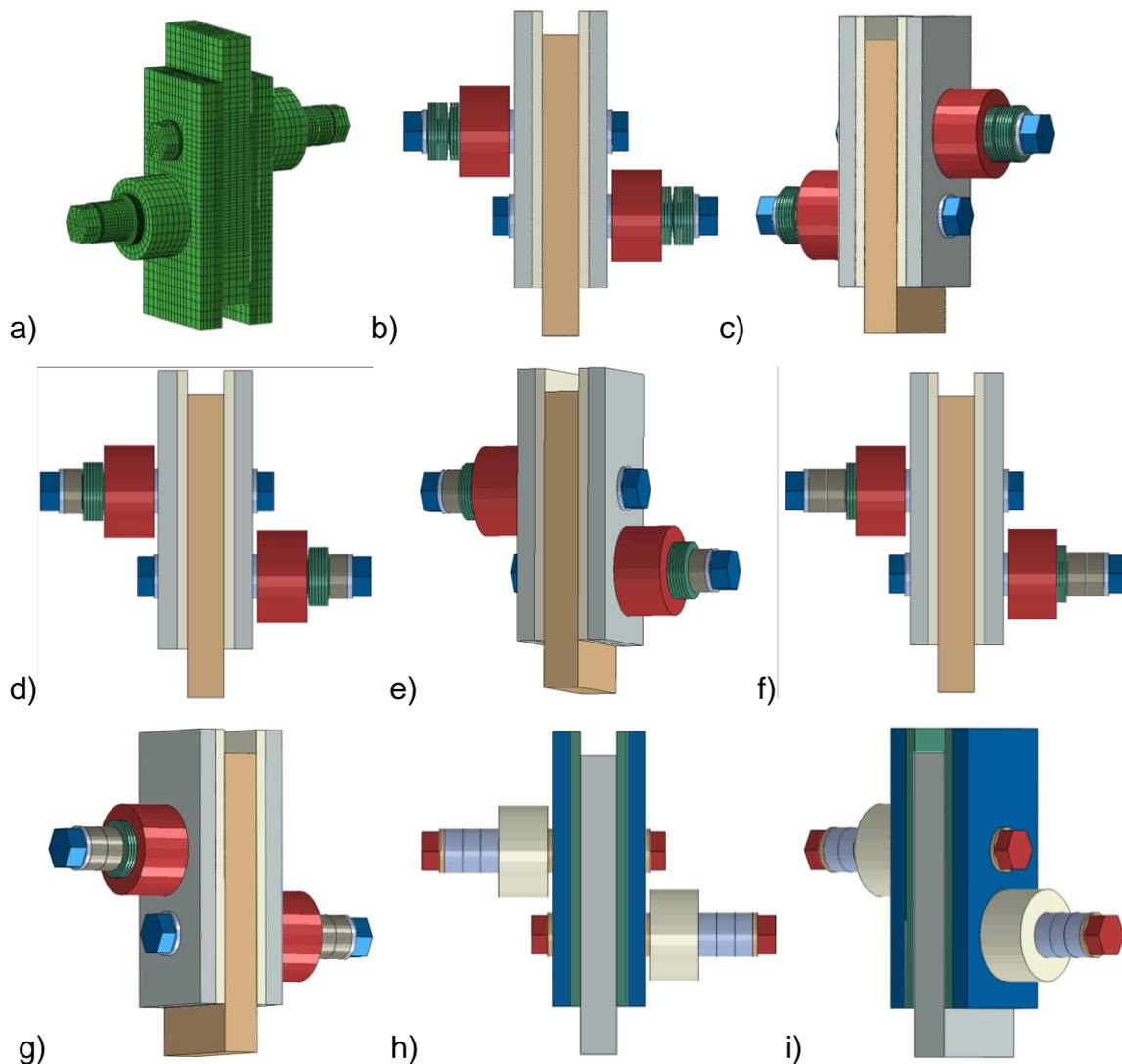


Figure 4.1 : Modèles EF générés d'assemblages par recouvrement : a) Maillage ; b-i) Assemblages avec différentes dispositions de rondelle

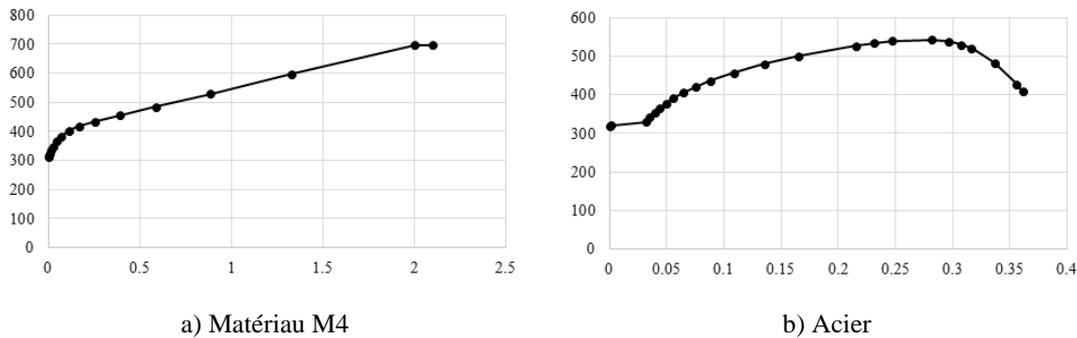


Figure 4.2 : Contrainte réelle - propriétés non linéaires de la déformation

Les boulons ont été modélisés par cylindre dont la section est égale à la section non filetée. Les contraintes et déformations vraies ont été déduites de [3, 4].

Toutes les interactions possibles (de la tête du boulon à la plaque extérieure, de la tige du boulon au trou de boulon correspondant, des plaques en contact) sont modélisées en considérant le "contact de surface à surface" et avec une formulation de type glissement fini. Le comportement tangentiel et normal est pris en compte, le premier utilisant une formulation de frottement de type "Pénalité" avec des "données dépendantes du taux de glissement" mises à l'échelle pour des analyses explicites, tandis que le second utilise la formulation "Contact rigide". Les contraintes "Tie" ont été utilisées pour modéliser la liaison entre la couche de revêtement M4 et la cale en acier.

Le serrage des boulons a été modélisé à l'aide de la fonction "Bolt load" disponible dans le logiciel Eléments Finis et la valeur de la précontrainte de calcul a été appliquée. Le serrage a été appliqué avant la mise en œuvre du protocole de chargement.

Le chargement extérieur a été simulé en asservissant aux points de référence (RP) les nœuds appartenant à la partie terminale de la plaque interne du dispositif. L'historique des déplacements a été imposé aux points de référence situés à une extrémité du dispositif. Le protocole de chargement et le nombre de cycles d'analyse étaient égaux à ceux imposés lors des essais (par exemple, voir la figure 4-3).

Les essais expérimentaux réalisés à Salerne sur les spécimens d'assemblages à simple recouvrement avec et sans ressorts à disque ont clairement mis en évidence la quantité de chaleur générée par le frottement lors des nombreux déplacements accumulés. Étant donné que la chaleur induite par le frottement peut influencer le comportement hystérétique des assemblages frottants en raison de la dilatation thermique, des analyses thermo-mécaniques couplées ont été effectuées. Afin de reproduire la variation et la propagation de la température due à l'échauffement induit par le frottement, les propriétés thermiques ont également été prises en compte. La chaleur spécifique "c" a été fixée à $4,52E+8$ mJ/tonne/°C, la dilatation thermique " α_L " a été supposée égale à $1,26E-5$ mm/mm/°C et la conductivité thermique "k" égale à 48 mW/mm/°C.

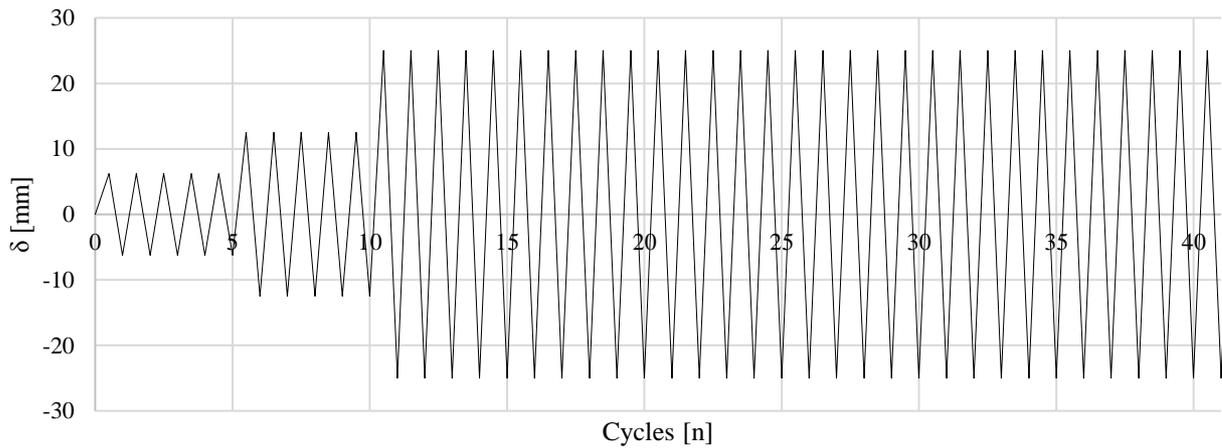


Figure 4.3 : Historique du déplacement pour les séries UT-NV

Des analyses quasi-statiques implicites et des analyses thermo-mécaniques couplées explicites ont été effectuées afin d'étudier l'efficacité et la précision de ce type d'analyse. Un exemple montrant la différence entre les types d'analyse est présenté à la figure 4-4. Il convient de noter que les deux types d'analyse sont efficaces pour simuler le comportement global des assemblages frictionnels. En général, les analyses implicites donnent des résultats plus fiables que les analyses explicites. En revanche, les analyses explicites présentent des avantages en termes d'efficacité de calcul. Le tableau 4-1 résume le temps de calcul moyen nécessaire pour effectuer chaque type d'analyse. Comme on peut facilement le voir, le solveur implicite requiert un effort de calcul plus important.

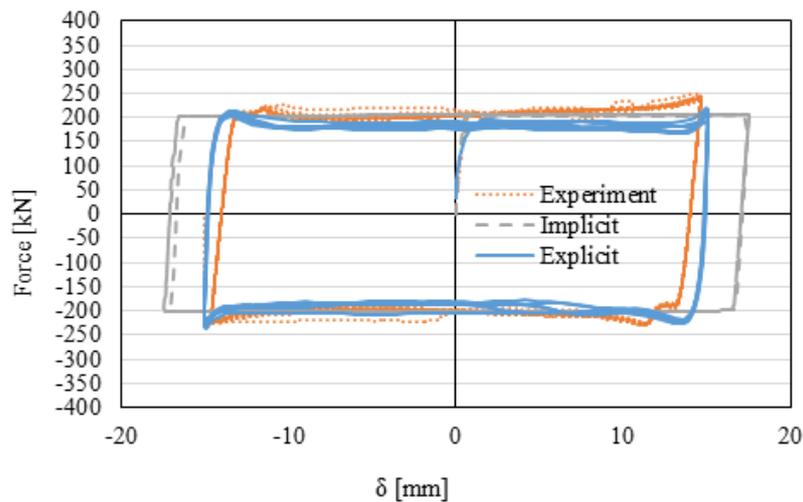


Figure 4.4 : Courbes force-déplacement expérimentales et implicite ou explicite

Tableau 4.1 : Comparaison entre analyses implicites et explicites

Solveur EF	Durée Moyenne de l'analyse	Commentaires
Implicite	24 heures	Les deux solveurs EF sont efficaces et montrent des résultats analogues à ceux des essais expérimentaux
Explicite	6 heures	

Le tableau 4-2 présente les différents spécimens avec le nombre de ressorts à disque (DS). La géométrie de la partie fixe des spécimens n'a pas été prise en compte afin de diminuer le temps de calcul et car elle n'a aucune influence sur les résultats (voir Fig. 1b-i).

Tableau 4.2 : Dénomination des spécimens à disque

No. de DS	M6	M4
9 DS	NV 21	NV 17
6 DS	NV 22	NV 18
3 DS	NV 23	NV 19
0 DS	NV 24	NV 20

Les résultats numériques sont examinés ci-après: i) Force de glissement [kN] - Déplacement [mm] / Temps [s] ; ii) Force de précontrainte totale [kN] - Déplacement [mm] ; iii) Température [kN] - Déplacement [mm] / Temps [s].

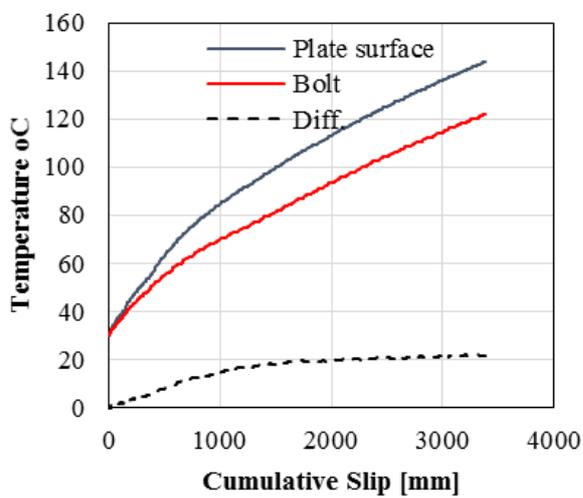
4.2.2 Validation et discussion des résultats

4.2.1.1 Influence des ressorts à disque sur les assemblages à simple recouvrement réalisés avec un matériau de friction M6 [NV-21-22-23-24]

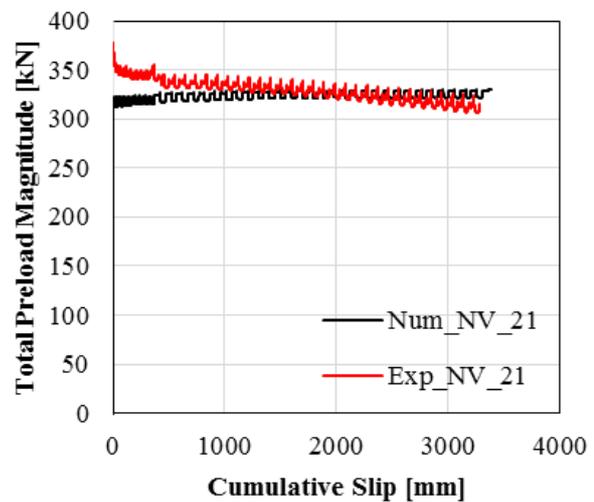
La figure 4-5 résume les principaux résultats relatifs au comportement local des assemblages à simple recouvrement pour le matériau M6. En fait, la figure 4-5a montre pour le modèle NV-21 que la température dans les éléments d'assemblage (c'est-à-dire les boulons et les plaques) augmente avec le glissement cumulé. Comme prévu, l'énergie dissipée par le frottement est convertie en énergie thermique. Il a été observé qu'après 3000 mm de glissement cumulé, la différence de température moyenne entre la surface de la plaque et le boulon est d'environ 15 °C à 20°C pour tous les modèles. Même si les propriétés thermiques sont modélisées comme mentionné précédemment, il semble que les forces de précontrainte n'aient pas été significativement affectées et qu'elles restent constantes dans les modèles (voir Fig. 4-5b), principalement parce que l'expansion thermique se produit à la fois dans les plaques et les boulons.

La réduction partielle du coefficient de frottement a été modélisée dans les modèles EF en utilisant des lois de frottement dépendantes de la température calibrées sur la base de résultats expérimentaux (voir Fig. 4-5c). Lorsque la température augmente, en raison du glissement continu des plaques, le coefficient de frottement diminue en conséquence, et comme il est possible de l'observer sur les figures 4-5d, les modèles prédisent ces phénomènes de manière satisfaisante.

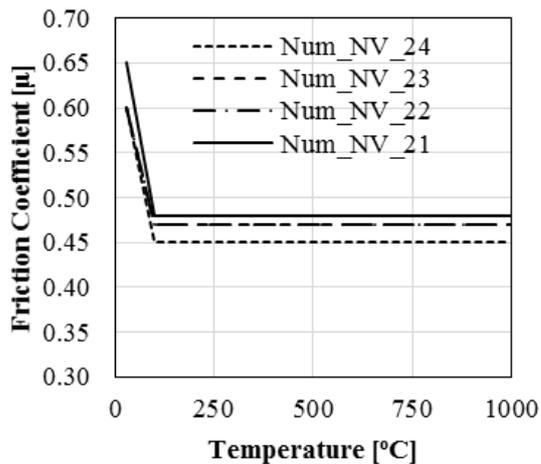
La figure 4-6 montre la comparaison entre les courbes expérimentales et numériques en termes de force de glissement et de déplacement. Comme on peut facilement l'observer, les modèles Eléments finis sont tout à fait capables de reproduire les courbes d'hystérésis globales, fournissant ainsi des résultats précis.



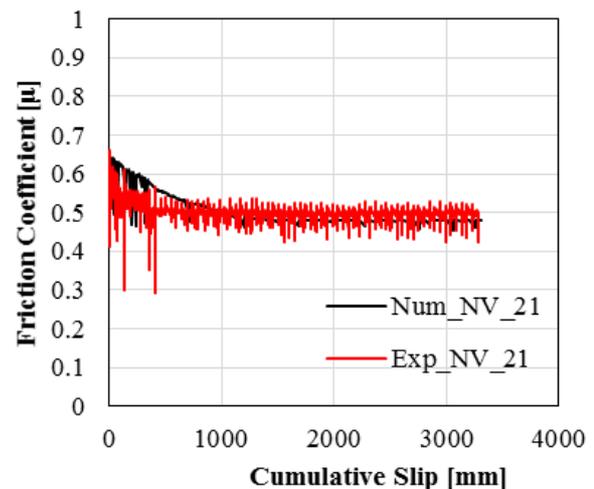
a) Température dans les éléments modèles



b) Variation de la précontrainte totale



c) Coefficient de frottement dépendant de la température



d) Variation du coefficient de frottement

Figure 4.5 : Réponse des Modèles NV-21-22-23-24 en fonction du déplacement cumulé

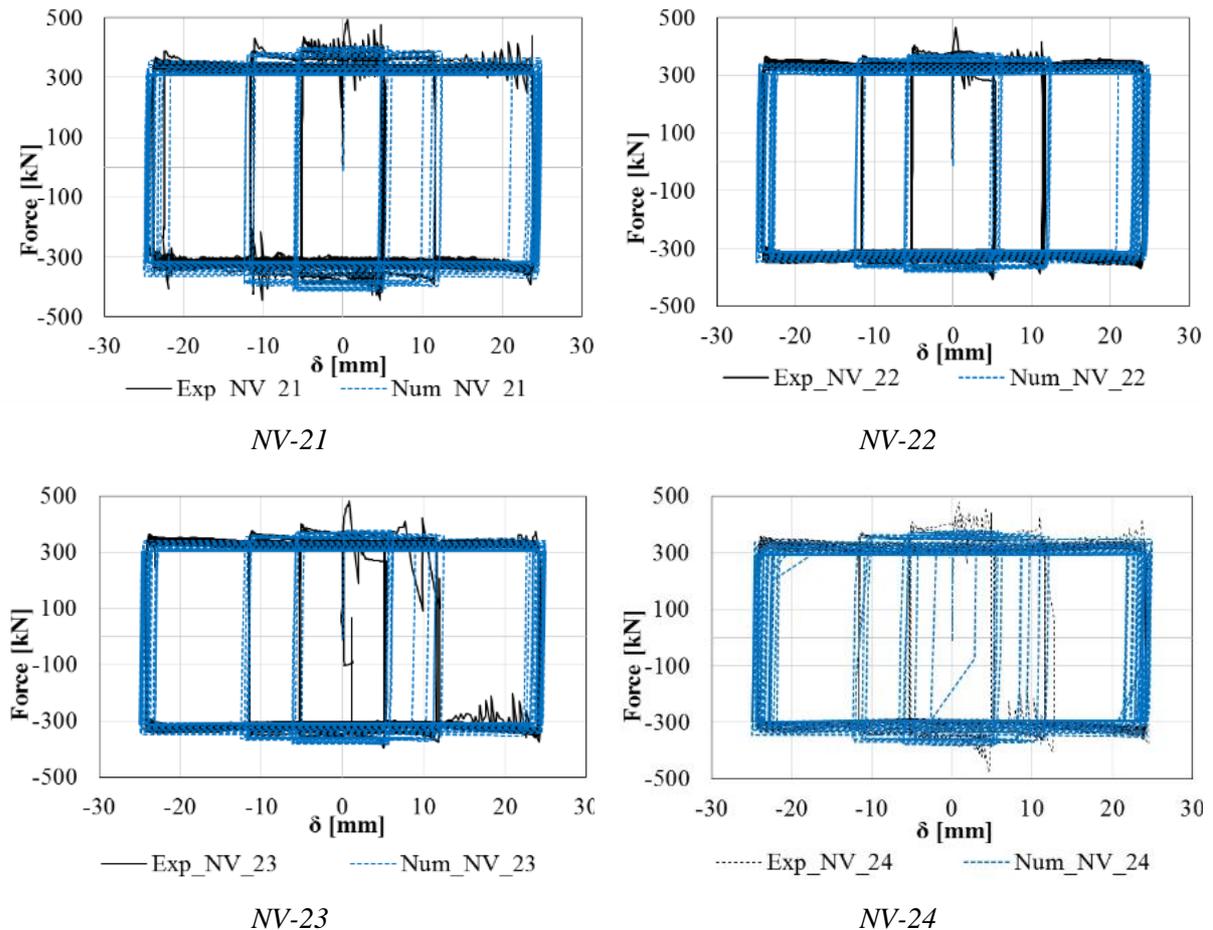


Figure 4.6 : Comparaison des essais et simulations numériques pour le matériau M6[NV-21-22-23-24]

4.2.1.2 Influence des ressorts à disque dans les assemblages à simple recouvrement pour le matériau M4 [NV-17-18-19-20]

Comme observé lors des essais expérimentaux, le matériau M4 présente la plus grande dégradation frictionnelle au moment du glissement, ce qui complexifie sa modélisation. Dans ce cas également, aucune différence significative en terme de perte de précontrainte n'a été observée entre les modèles avec un nombre variable de DS. À mesure que la température augmente en raison du glissement continu des plaques, le coefficient de frottement diminue en fonction des données liées à la température (voir Fig. 4-7a). En outre, il n'y a pas de relation directe entre le nombre de ressorts à disque et la dégradation des coefficients de frottement (voir Fig. 4-7b)

Les courbes Force de glissement - déplacement sont représentées à la figure 4-8, où l'on peut observer distinctement la dégradation de la capacité de glissement cycle par cycle.

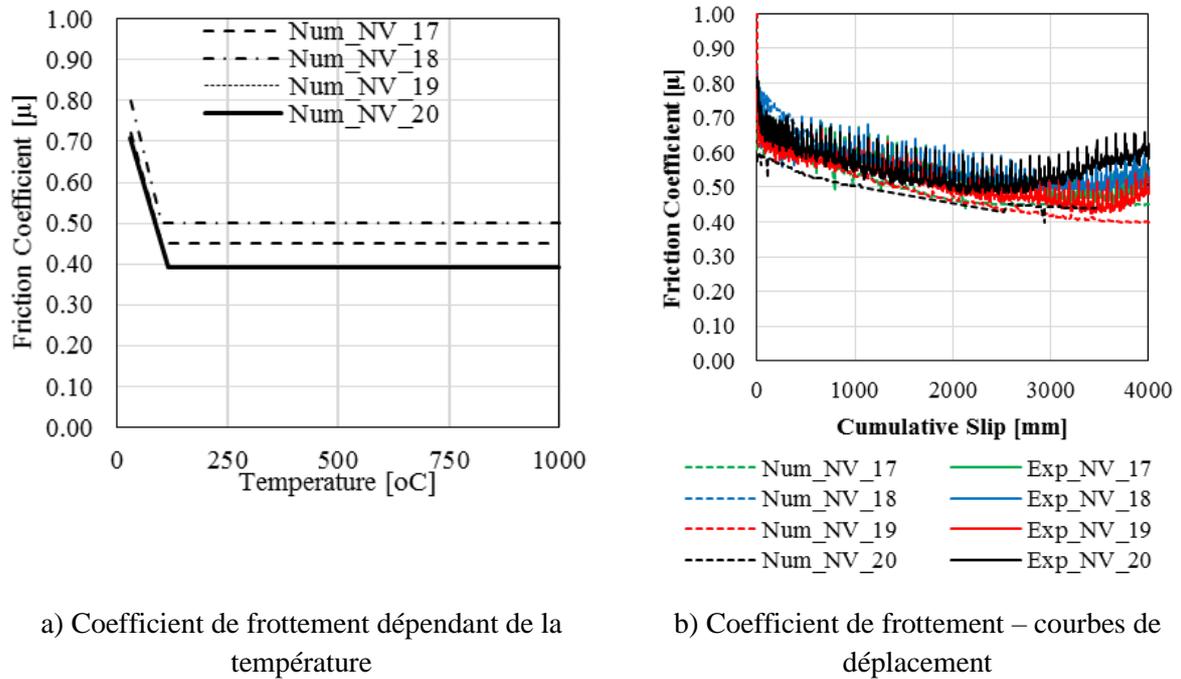


Figure 4.7 : Courbes du coefficient de frottement pour les assemblages par simple recouvrement pour le matériau M4 [NV-17-18-19-20]

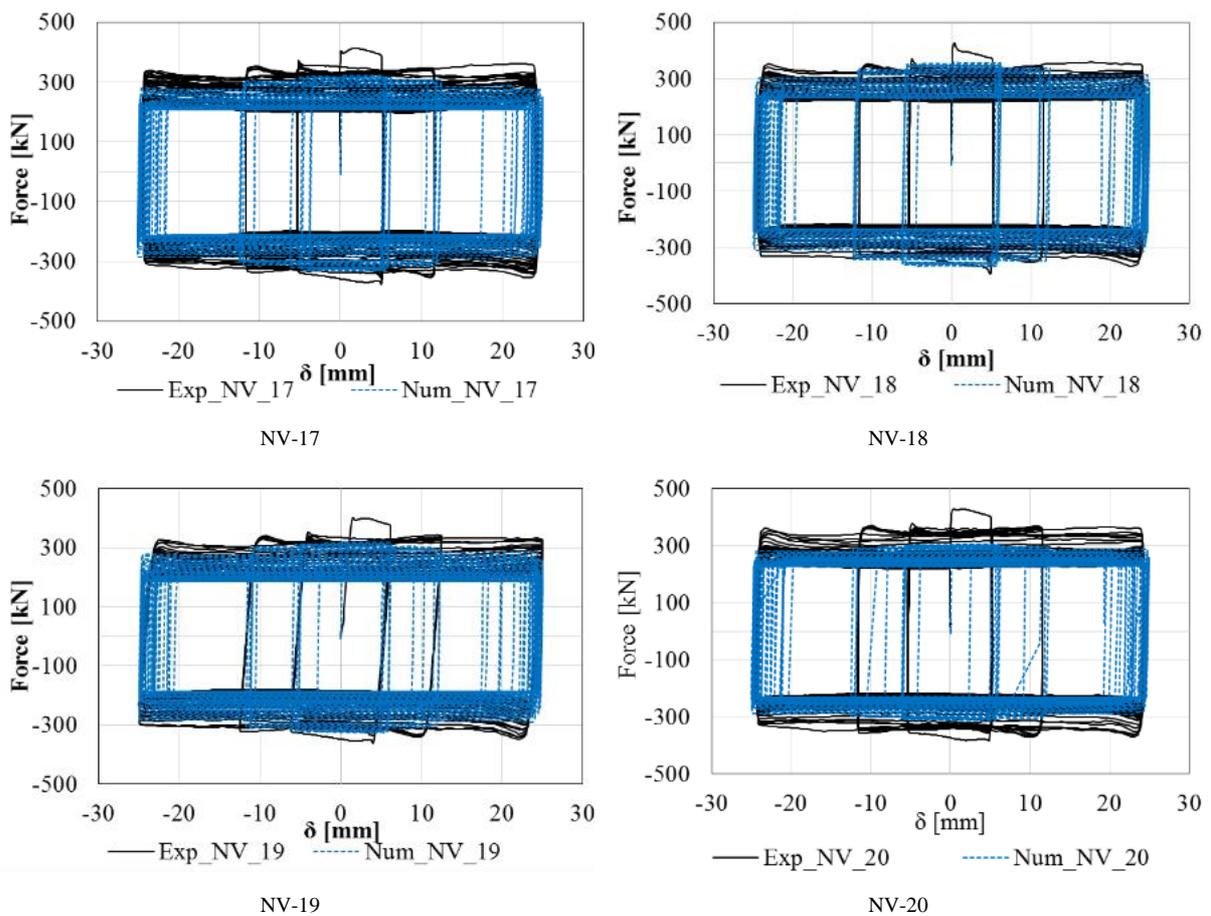


Figure 4.7 : Courbes des coefficients de frottement pour les assemblages par simple recouvrement simple avec le matériau M4 [NV-17-18-19-20]

4.2.1.3 Dépendance à la pression des coefficients de frottement

Afin d'étudier la dépendance à la pression des coefficients de frottement, les informations relatives à la surface de contact et aux forces normales générées aux contacts pour chaque interaction sont obtenues à partir des simulations par éléments finis. À l'aide de celles-ci, il est possible d'établir une relation entre la force de frottement mesurée expérimentalement, la pression de contact et la surface de contact associée au moyen de l'équation suivante :

$$F_f = \mu(F_{pre}) \cdot F_{pre} \approx \int_A \mu(P) \cdot P \cdot dA \approx \sum_i \mu(P_i) \cdot P_i \cdot A_i \approx \mu(F_N) \cdot F_N \quad (4.1)$$

lorsque:

F_f = Force de frottement mesurée lors de l'essai

F_{pre} = Force normale mesurée lors de l'essai (en pré-tension)

F_N = Force normale obtenue par simulation EF

P = Pression de contact obtenue par simulation EF

A = Aire de la zone de contact obtenue par simulation EF

$\mu(F_{pre})$ = Coefficient de frottement calculé sur base des résultats expérimentaux

$\mu(F_N)$ = Coefficient de frottement généré par la relation entre résultats expérimentaux et simulation EF

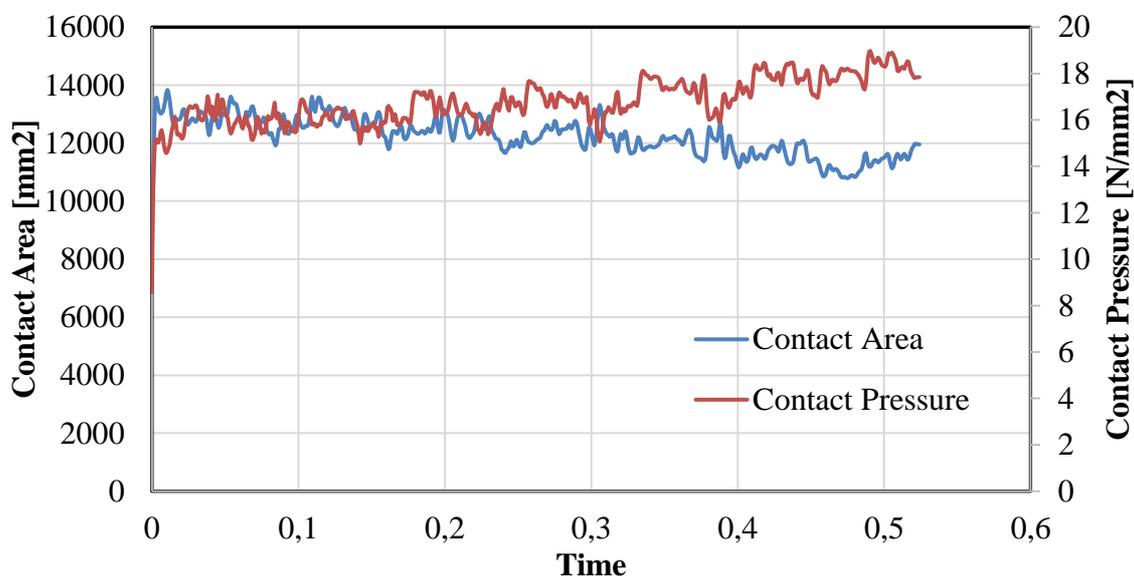


Figure 4.8 : Surface de contact vs. Pression.

Comme on peut le voir sur la figure 4.9, avec le mouvement global, indépendamment du fait de tirer ou de pousser, la surface de contact diminue légèrement alors que la pression de contact augmente.

En outre, quelle que soit l'ampleur de la précontrainte, la pression de contact et les surfaces de contact mesurées suivent toujours la même tendance dans les simulations d'essais uni-axiaux

de FFD, comme le montrent les figures 4.10 et 4.11. Cette situation montre également que les matériaux sont suffisamment rigides pour ne pas être affectés par la pression de contact. Cette légère diminution de la surface de contact pourrait être la conséquence d'une déformation élastique/plastique des surfaces ou d'un léger fléchissement des plaques.

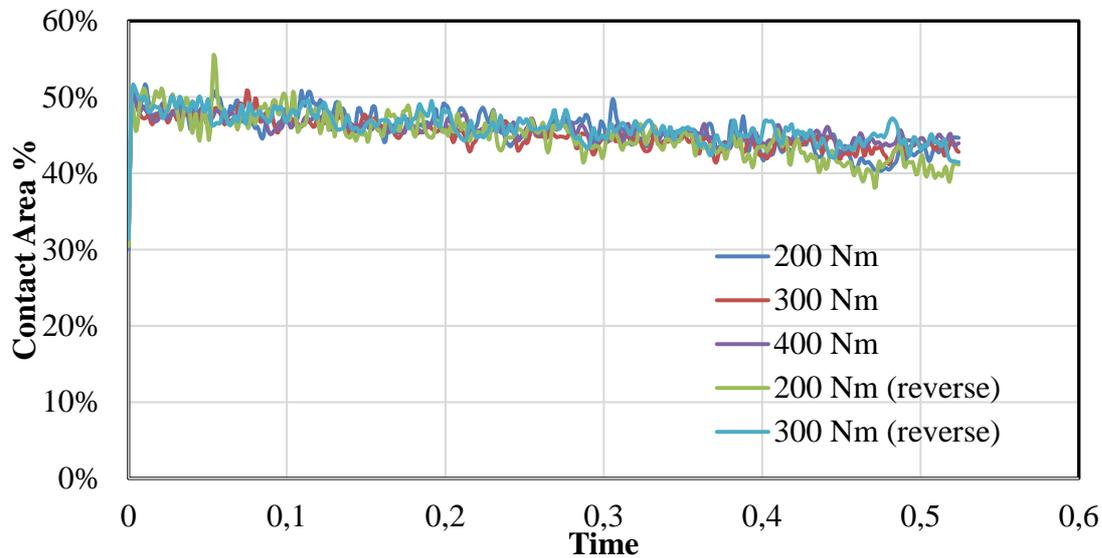


Figure 4.9 : Proportion de la surface de contact (en %) pour différents couples de serrage

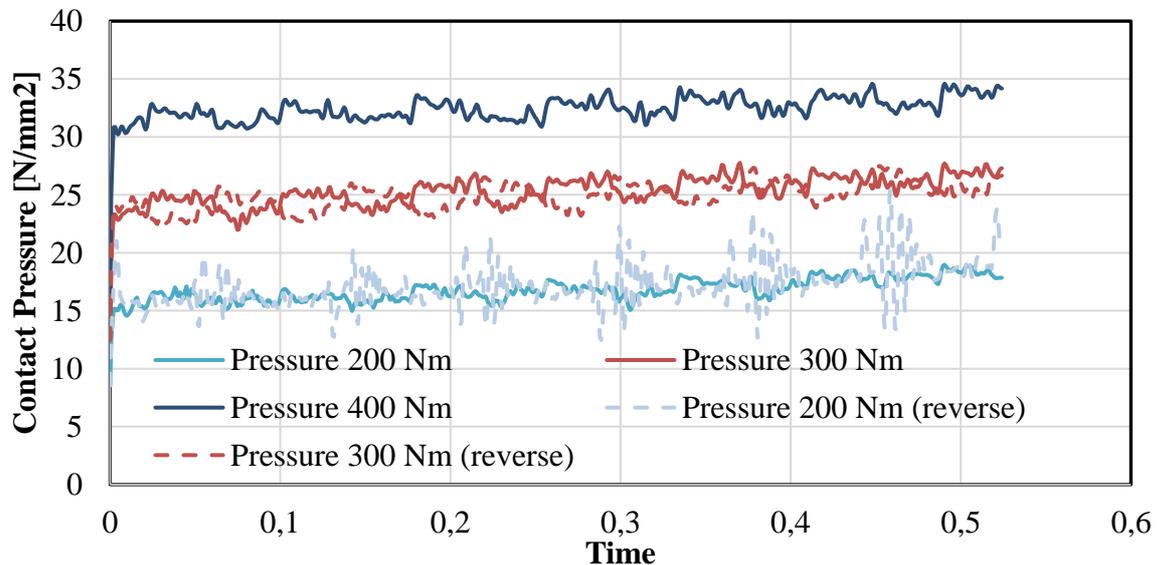


Figure 4.10 : Pression de contact pour différents couples de serrage.

Cependant, les essais ont démontré que des précontraintes plus importantes entraînent des coefficients de frottement plus faibles en raison des caractéristiques tribologiques de la couche de frottement, et également avec le mouvement continu, une très légère dégradation du coefficient de frottement a été observée, qui pourrait être due à une réduction de la surface de contact et donc à l'augmentation de la pression, ce qui est également constaté lors des analyses.

4.3 MODÉLISATION PAR EF DES ASSEMBLAGES FREEDAM

Les analyses éléments finis sur les assemblages FREEDAM ont pour objectifs l'étude du comportement local des assemblages afin d'appréhender le mécanisme de transfert des efforts de la poutre au poteau ainsi que la redistribution, au niveau local, des efforts et des déformations dans les boulons des spécimens.

Une fois les modèles validés par rapport aux essais expérimentaux, des études éléments finis paramétriques ont été réalisées pour étudier les performances des assemblages équipés d'amortisseurs à frottement sous chargement monotones et cycliques.

4.3.1 Hypothèses de modélisation

Les essais expérimentaux ont été utilisés pour valider les modèles d'éléments finis (EF) développés à l'aide de l'Abaqus v 6.14 [2]. Les analyses quasi-statiques ont été effectuées en utilisant le solveur Implicite Dynamique. Les géométries des assemblages testées expérimentalement ont été reproduites dans le logiciel d'éléments finis. Les spécimens sont maillés à l'aide d'éléments finis C3D8R (élément fini brique linéaire à 8 nœuds avec intégration réduite). Les non-linéarités géométriques et mécaniques ont été prises en compte. Les essais expérimentaux sur les assemblages poutre-poteau de grandes dimensions ont subi un glissement inattendu des assemblages entre le poteau et l'installation et, par conséquent, cette source de déformabilité a été prise en compte dans le modèle numérique. La figure 4.12 illustre la forme générale du modèle et la figure 4.13 montre les propriétés moyennes des matériaux obtenues expérimentalement.

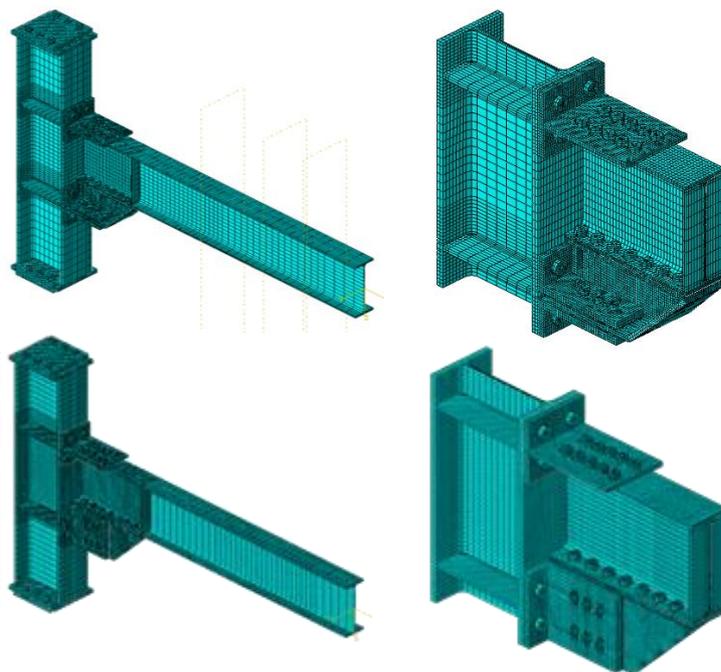


Figure 4.11 : Modèles éléments finis d'assemblages poutre-poteau FREEDAM

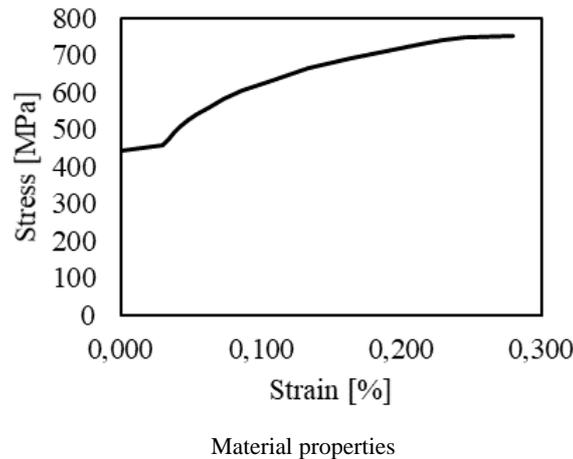


Figure 4.12 : Courbe moyenne contrainte-déformation de l'acier S355

Les propriétés de l'acier ont été modélisées sur la base des essais sur coupons effectués en laboratoire dans le cadre de la campagne expérimentale, à savoir que la limite d'élasticité a été fixée à 380 MPa pour les poutres, 427 MPa pour les poteaux et 443 MPa pour les tronçons en L et en T. Le module d'élasticité a été supposé égal à 210000 MPa et le coefficient de Poisson à 0,3.

La branche non linéaire de la loi de comportement a été établie sur base d'une méthode demi-cycle et en considérant un écrouissage mixte (écrouissage cinématique non linéaire combiné à un écrouissage isotrope), comme décrit dans [5-10]. Les boulons ont été modélisés comme indiqué dans [3,4].

Les zones de contact, telles que les boulons et les plaques, ont été affectées à l'aide de la commande « interactions » modélisant à la fois le comportement normal au moyen de l'option "Contact rigide") et le comportement tangentiel pour définir le glissement relatif (en utilisant la loi de frottement de Coulomb). En outre, pour simuler la perte partielle du coefficient de frottement due au lissage de la rugosité superficielle de la plaquette de frottement, les lois de frottement dépendantes de la température indiquées dans la section 1.2 ont été utilisées. Ainsi, le coefficient de frottement diminue avec l'augmentation de la température en raison du glissement continu des plaques. Les propriétés de frottement de référence sont présentées dans le tableau 4.3. Les simulations présentées ci-après ont été réalisées en supposant que le percentile dynamique de 5 % a été utilisé pour les simulations numériques.

Tableau 4.3 : Propriétés du matériau frictionnel

Coefficient de frottement	5% Percentile	95% Percentile
	$\mu_{5\%}$	$\mu_{95\%}$
Statique	0.69	0.84
Dynamique	0.53	0.65

Comme aucune déformation plastique n'est attendue dans les composants soudés, des contraintes de liaison entre les surfaces en contact ont été utilisées pour reproduire de manière simplifiée la présence de soudures à pénétration totale.

Les analyses ont été réalisées en deux étapes: (i) serrage des boulons et (ii) application de l'historique de déplacement.

Les conditions limites des assemblages ont été simulées avec précision pour reproduire celles des essais. En outre, la poutre a été retenue latéralement par des dispositifs de maintien hors plan situés dans les mêmes sections du dispositif expérimental. Le protocole de chargement AISC 341 [11], avec un rapport déplacements inter-étages pouvant atteindre 5 %, a été appliqué à l'extrémité de la poutre conformément à la procédure d'essai.

4.3.2 Validation et discussion des résultats : assemblages de rive

Les hypothèses de modélisation adoptées simulent efficacement la réponse globale et locale des assemblages testés, comme on peut l'observer aux figures 4.14 et 4.15 respectivement.

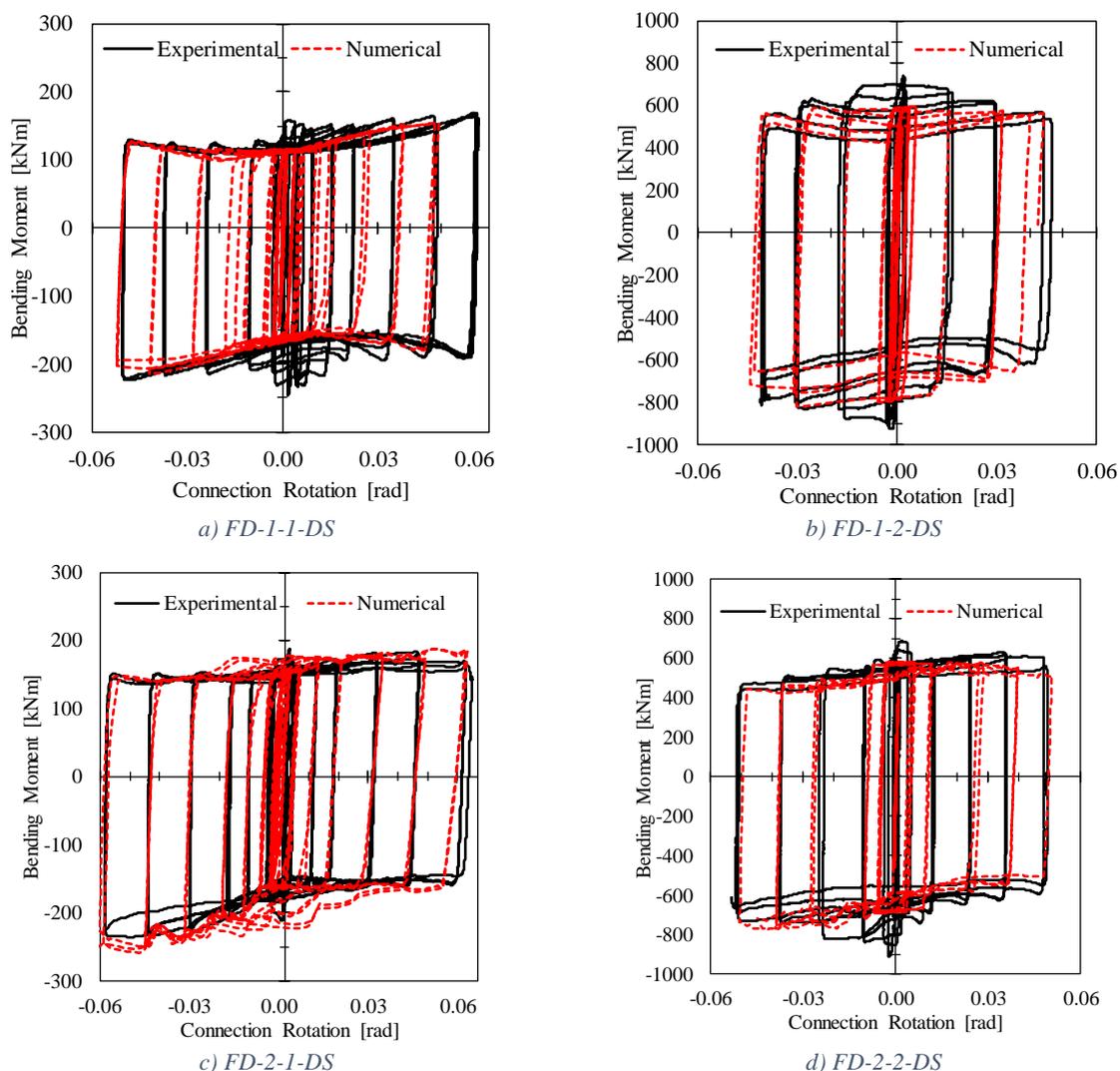
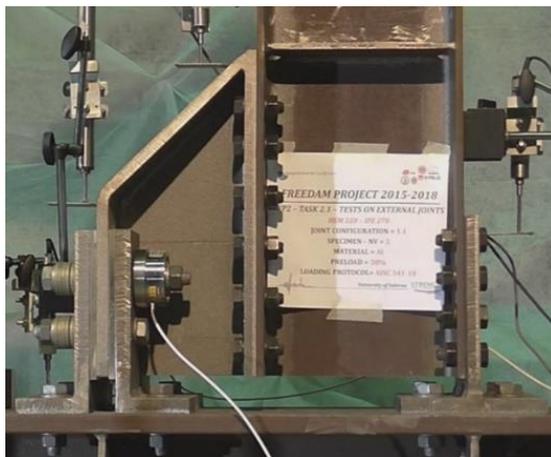


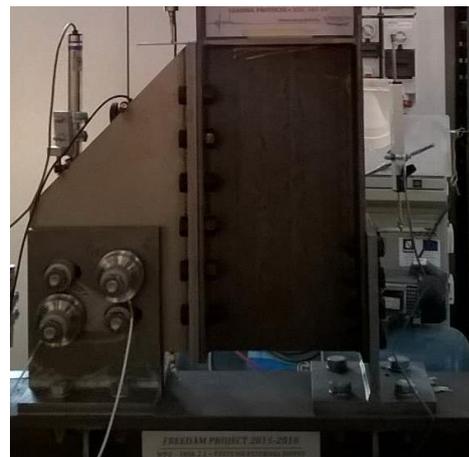
Figure 4.13 : Courbes moment-rotation: résultats expérimentaux et éléments finis

Comme la transition du frottement statique au frottement dynamique n'a pas été modélisée, la réponse de l'assemblage pendant les cycles initiaux n'est pas reproduite avec précision. Cependant, cette imprécision disparaît avec l'augmentation du nombre de cycles.

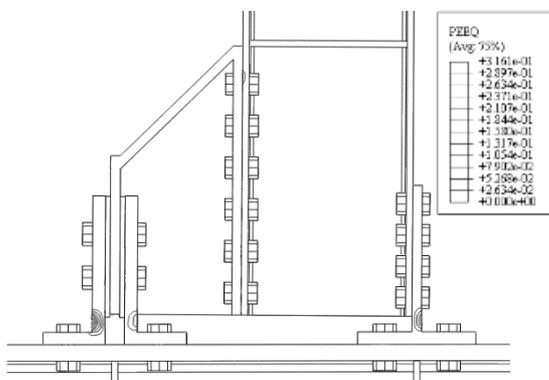
Au cours de la campagne expérimentale, aucun dommage n'a été observé dans les éléments métalliques. Toutefois, les analyses numériques montrent quelques légères concentrations de déformations plastiques, représentées en termes de déformation plastique équivalente (DPE) sur la figure 4.15, à la base de l'âme du tronçon en T supérieur (où se trouve le centre de rotation), et soit à la base des tronçons en L, soit en partie supérieure de la zone âme-semelle de la poutre sous le tronçon en T et dans les boulons cis aillés du dispositif. En outre, des déformations plastiques peuvent être observées dans les tiges des boulons du dispositif frictionnel. En effet, la configuration horizontale de l'amortisseur induit des effets de fléchissement dû au cisaillement dans les tiges avec deux zones de contact dans tous les boulons du dispositif. Au contraire, les boulons de l'amortisseur vertical ont une zone d'appui à mi-longueur de la tige, ce qui entraîne une plus grande déformation plastique locale (see Fig. 4.16). En outre, dans ce second cas, les boulons à l'avant du poteau ne présentent pas de déformation plastique.



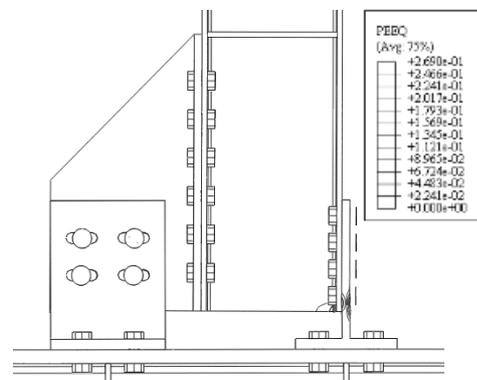
a) Assemblage testé FD 1-1



b) Assemblage testé FD 2-1



c) Isovaleurs de DPE pour le modèle FD 1-1



c) Isovaleurs de DPE pour le modèle FD 2-1

Figure 4.14 : Essai cyclique jusqu'à 5% : résultats expérimentaux et éléments finis

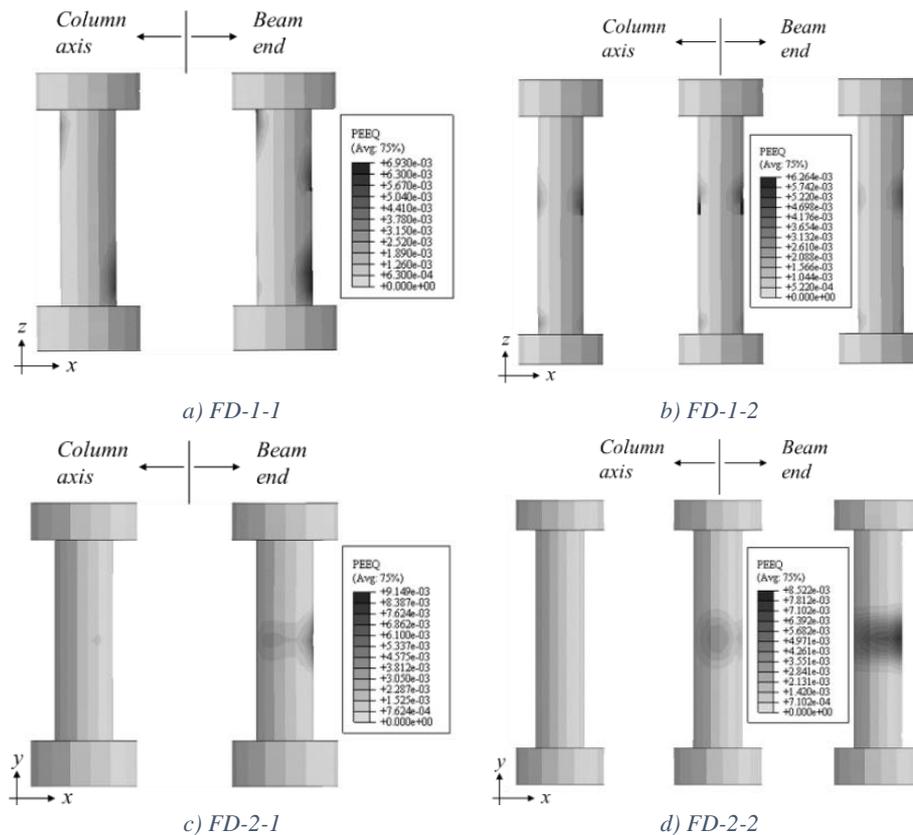


Figure 4.15 : Isovaleurs de déformation plastique dans les boulons de l'amortisseur

4.3.3 Validation et discussion des résultats : assemblages centraux

Les assemblages centraux (ci-après également appelés assemblages "X" dans les graphiques) présentent presque le même comportement que les assemblages de rive (ci-après également appelés assemblages "T" dans les graphiques), étant donné que le panneau d'âme du poteau reste dans le domaine élastique et que le mécanisme non linéaire se développe dans les amortisseurs Freedom. Par conséquent, dans un souci de concision, il est simplement montré ci-après la comparaison entre la réponse des assemblages en T et en X équipés alternativement d'un amortisseur horizontal (HFC) au niveau de la semelle du jarret et d'un amortisseur vertical (VFC) au niveau de l'âme du jarret.

Les figures 4.17a et 4.18a montrent les courbes moment-rotation des assemblages HFC et VFC respectivement. Comme on peut l'observer, les différences sont négligeables et sont principalement dues à la rigidité globale différente du poteau, qui est plus rigide dans le cas des assemblages centraux. Donc pour la même rotation imposée, la contribution du poteau à la rotation est plus faible et le glissement du dispositif est légèrement plus important ainsi que sa réaction correspondante.

La déformation et la répartition des contraintes sont presque les mêmes pour les assemblages en T et en X, comme on peut l'observer en comparant les figures 4.17b à 4.17c et 4.18b à 4.18c pour les configurations avec jarret et amortisseur à nervure verticale, respectivement.

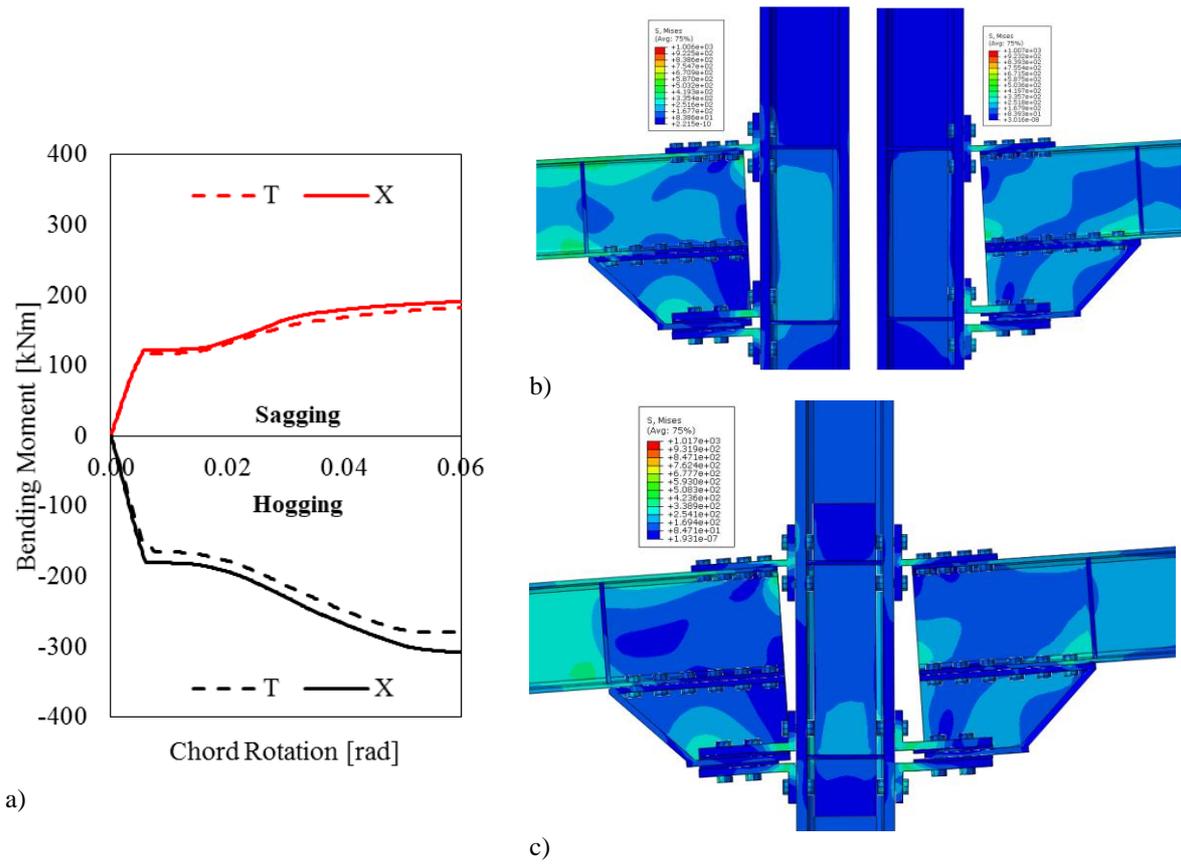


Figure 4.16 : Comparaison entre assemblages en T et en X avec amortisseurs de type jarret

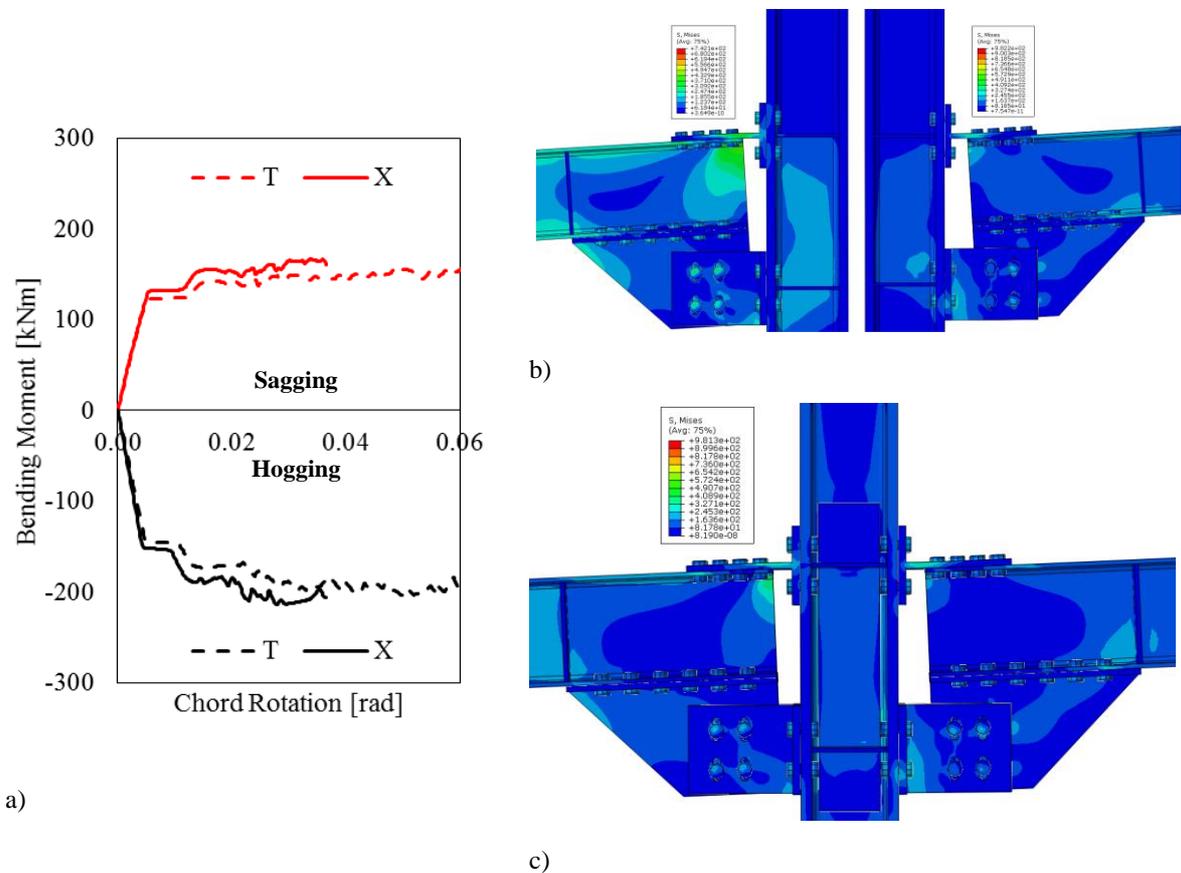


Figure 4.17 : Comparaison entre assemblages en T et en X avec amortisseur à nervure vertical

4.4 RESUME DES NOUVELLES INFORMATIONS POUR LA CONCEPTION

4.4.1 Force de cisaillement dans les raccords des tronçons en T et en L

Au moyen de simulations éléments finis, le comportement local des assemblages FREEDAM a été étudié afin de caractériser tout aspect lié à la conception des assemblages (T-stub et L-stub) et notamment le transfert du cisaillement. Ces éléments doivent ainsi garantir la résistance sous l'action combinée des efforts de traction et de cisaillement afin d'éviter une ruine prématurée.

La figure 4.19 montre la répartition des forces de cisaillement au niveau des tronçons en T et en L ainsi que la force de cisaillement totale dans la section située au droit du poteau. Dans les deux configurations des dispositifs frictionnels testés, le cisaillement cumulé dans les deux composantes (c'est-à-dire la somme des valeurs absolues pertinentes) est supérieur à la force de cisaillement globale (voir la figure 4.19 a et c pour le type 1 et la figure 4.19 b et d pour le type 2). Afin d'étudier l'évolution de la force de cisaillement en fonction de la rotation de l'assemblage, des analyses sous chargement monotone ont été effectuées alternativement dans des conditions de flexion négative et de flexion positive.

Les résultats présentés à la figure 4.20 confirment les observations précédentes et donnent un aperçu de l'ampleur du cisaillement transféré par chaque composant. En effet, pour les cas étudiés, les tronçons en L transfèrent une force de cisaillement plus importante que les tronçons en T. Les assemblages de la première configuration montrent des niveaux de force de cisaillement maximums transférées par le T d'environ 50 % du cisaillement total, tandis que les tronçons en L atteignent des valeurs proches de 100 % du cisaillement total (figure 4.20 a et c). Cependant, alors que les composants de la première configuration transfèrent un cisaillement allant jusqu'au cisaillement total maximum, les composants de la configuration n°2 (figures 4.20 b et d) présentent le même comportement observé sous chargement cyclique. C'est-à-dire que le cisaillement des composants atteint des valeurs supérieures au cisaillement total, le cisaillement transféré par les tronçons en L atteignant des valeurs presque 2 fois supérieures au cisaillement total pour des valeurs de rotation proches de 0,06 rad.

La différence de répartition des forces de cisaillement entre les 2 composantes est principalement due à la plus grande rigidité fournie par les tronçons en L dans le plan vertical et à la composante de la force de glissement verticale. En effet, le mécanisme de transfert de la force de cisaillement entre les composants (pour comparaison, voir la figure 4.16) est très complexe et dépend de la configuration. L'articulation de type 1 (FD 1-1-DS) est caractérisée par des forces de cisaillement de même signe transférées par les tronçons en L et, dans une moindre mesure, par les tronçons en T. Au contraire, le tronçon en T du FD 2-1-DS reprend une force de cisaillement de signe opposé, en raison du niveau accru de la force de cisaillement transférée par les tronçons en L, afin de préserver l'équilibre de la face du poteau. Les conditions de charge en flexion négative et positive conduisent à une répartition des forces entre les composants pour une même configuration, avec un transfert plus doux des forces en cas de flexion positive.

Dans les analyses effectuées sur les modèles décrivant les essais expérimentaux, il a été observé qu'une faible concentration de dommages est localisée à la base du tronçon en T, dans les tronçons en L (dans le cas de la configuration n°1), les boulons de l'amortisseur frictionnel et dans une moindre mesure dans la poutre (la jonction âme-semelle à l'extrémité de la poutre immédiatement sous le tronçon en T et dans les trous oblongs à l'extrémité de l'assemblage poutre-poteau). Ces résultats sont présentés à la figure 4.22 en termes de répartition de DPE (déformation plastique équivalente) sur les grands ensembles poutre-poteau. Comme on peut l'observer dans la légende des DPE qui sont évaluées pour une rotation égale à 0,05 rad, la configuration des amortisseurs frictionnels horizontaux entraîne des déformations plastiques plus importantes dans les assemblages. En fait, ce résultat peut également être observé en termes d'énergie dissipée, présentée à la figure 4.23. En effet, l'énergie de frottement normalisée par rapport à l'énergie totale dissipée pour la première configuration est plus faible que pour la deuxième configuration et le contraire est vrai en termes d'énergie plastique normalisée. Bien que la deuxième configuration d'amortisseurs entraîne un endommagement plastique plus faible, il convient de noter que l'endommagement plastique est limité pour les deux configurations, la dissipation maximale d'énergie plastique est inférieure à 5 % de l'énergie totale dissipée à 0,05 rad.

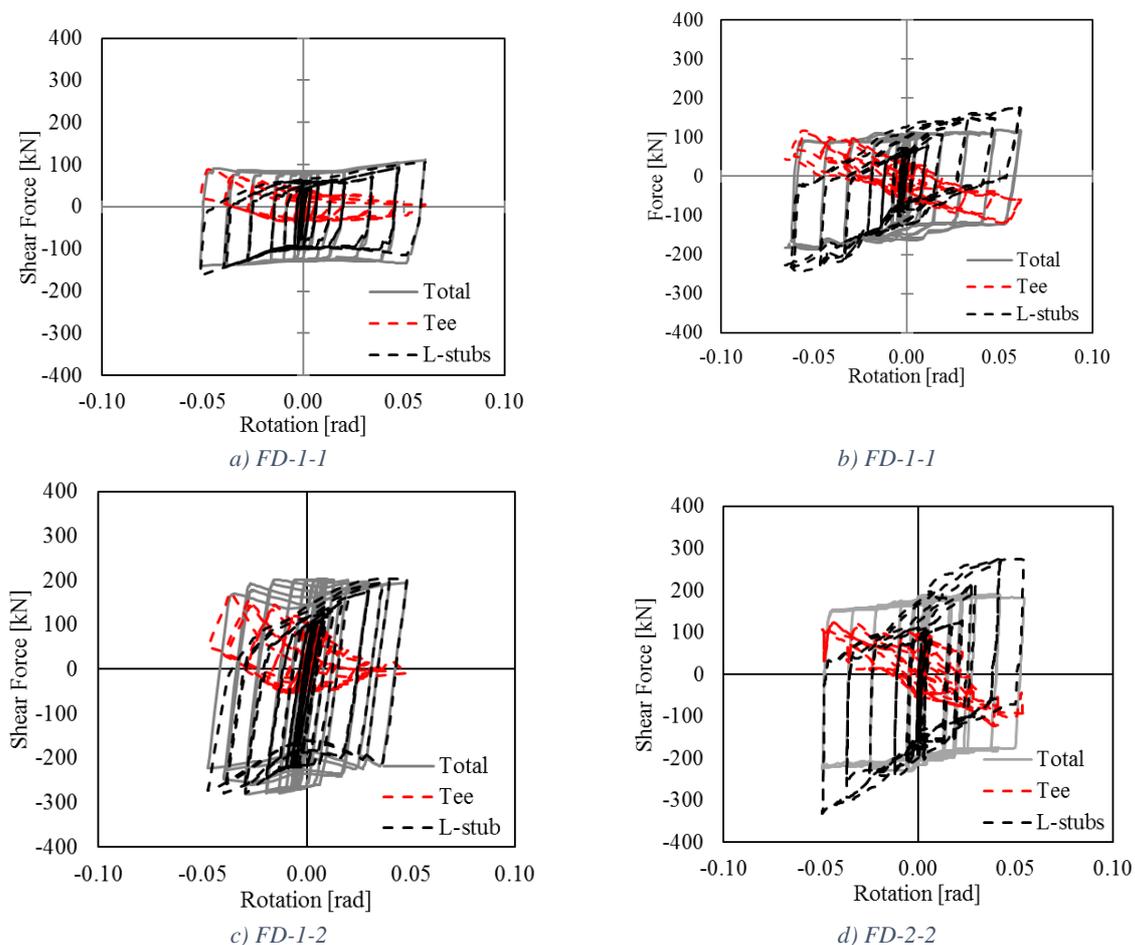


Figure 4.18 : Force de cisaillement transférée par différentes composantes

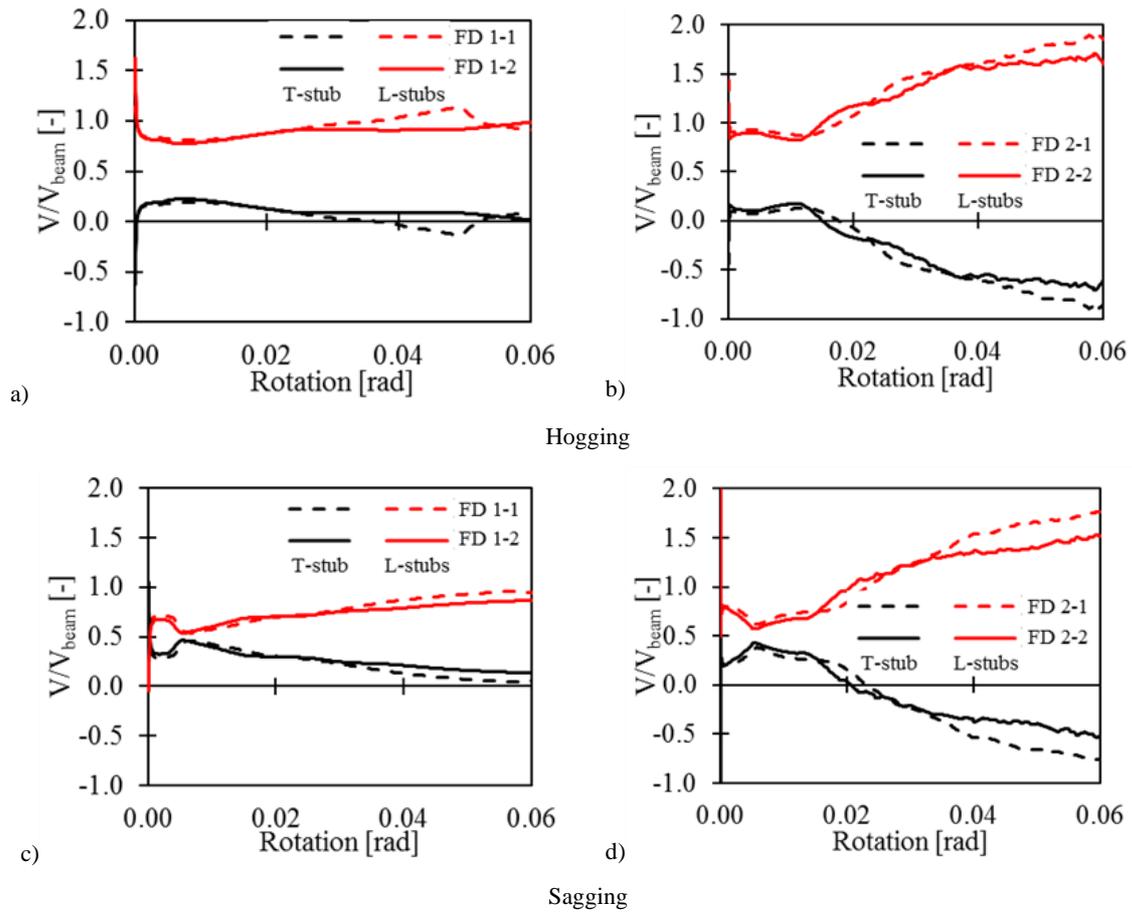


Figure 4.19 : Force de cisaillement au niveau de l'assemblage

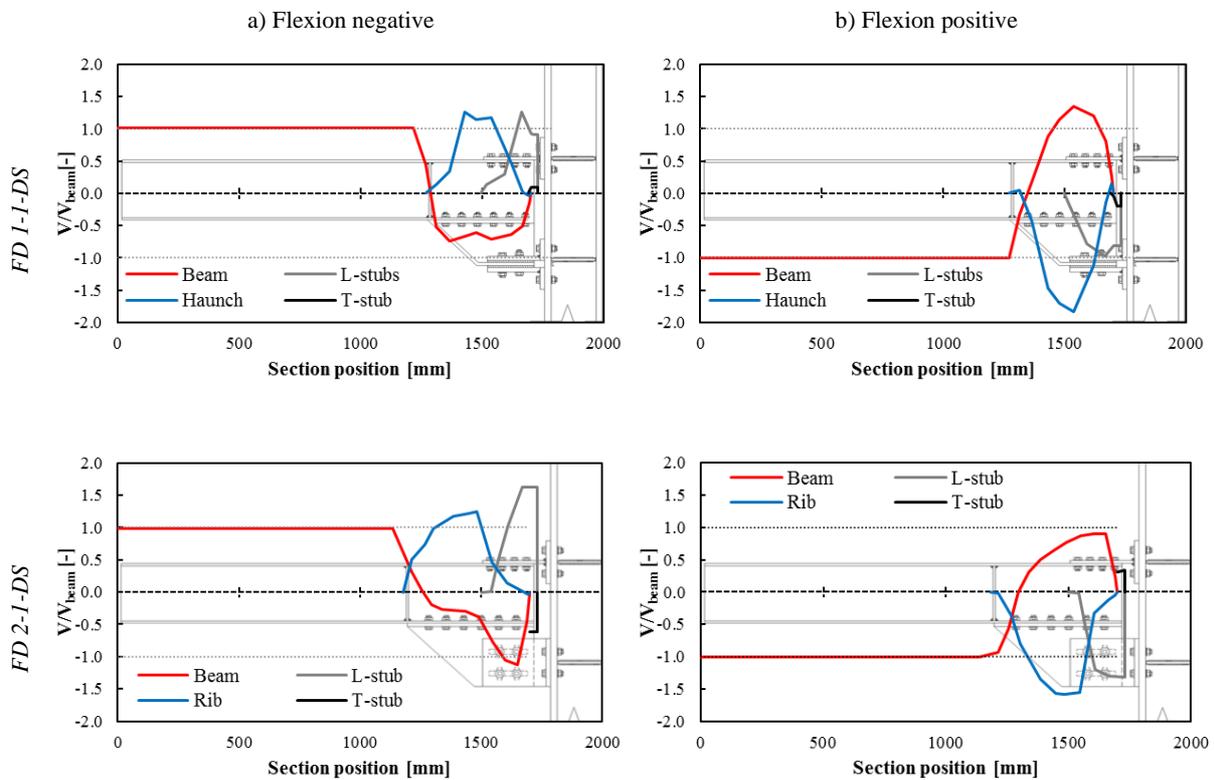


Figure 4.20 : Répartition du cisaillement dans les éléments pour une rotation de l'amortisseur de 0.04 rad

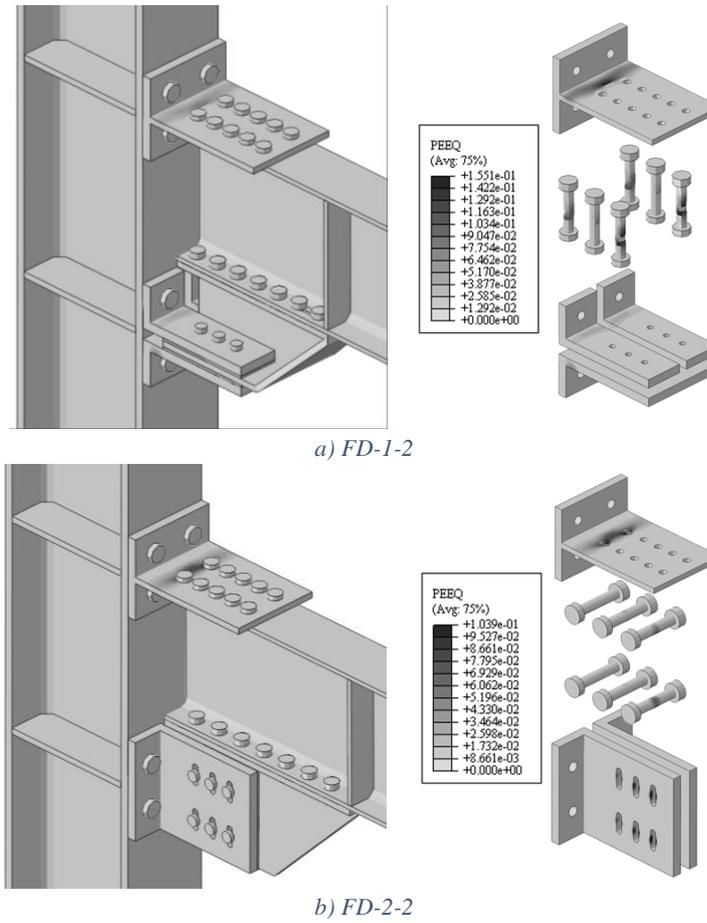


Figure 4.21 : Isovaleurs de la déformation plastique à la fin du cycle des assemblages complets

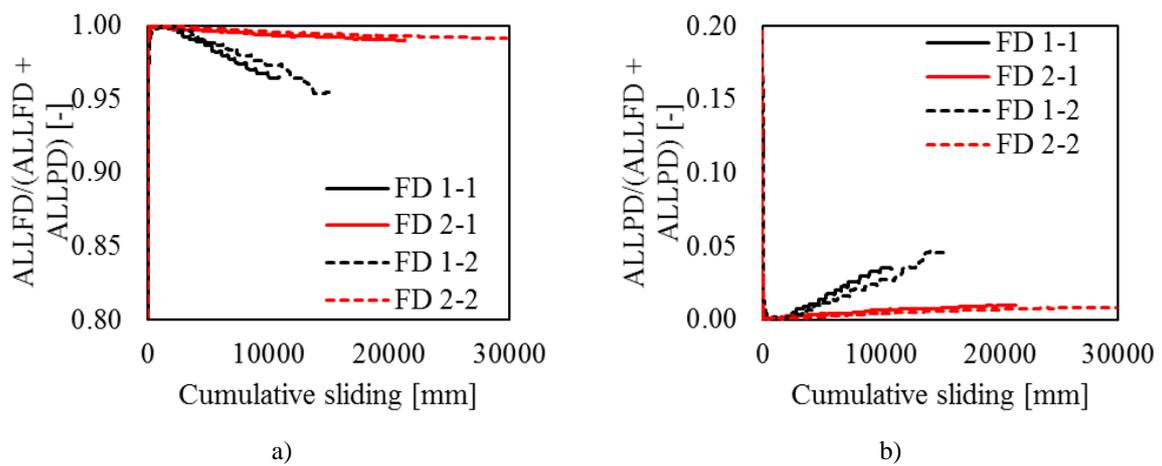


Figure 4.22 : Energie dissipée normalisée a) Dissipation due au frottement b) Dissipation plastique

4.4.2 Influence de la force de précontrainte

Les essais expérimentaux ont confirmé l'importance de la force de précontrainte des boulons du dispositif. Par conséquent, en plus de la force de précontrainte adoptée lors des essais (ci-après dénommée N_b), une valeur inférieure de 50 % ($0,5 N_b$) et une valeur supérieure de 50 % ($1,5 N_b$) ont été prises en compte. Il convient de noter que dans tous les cas, $1,5N_b$ est inférieur à $F_{p,c}$ (qui est égal à 172kN pour les boulons M20 de classe 10.9).

La figure 4.24 montre la comparaison des courbes de réponse pour les quatre assemblages (c'est-à-dire les deux configurations et les deux types d'assemblage). Les tableaux 4.4 et 4.5 présentent les propriétés mécaniques des assemblages évaluées numériquement. Les moments fléchissant rapportés, $M^{(+)}$ et $M^{(-)}$, représentent le moment fléchissant à l'apparition du glissement sous flexion négative et flexion positive respectivement. Les équations (4.2), (4.3) et (4.4) clarifient la signification du paramètre mécanique indiqué dans les tableaux.

$$\Gamma^{(+)} = 1 + \frac{M_{0,5N_b}^{(+)} - M_{N_b}^{(+)}}{M_{N_b}^{(+)}} \quad (4.2)$$

$$\Gamma^{(-)} = 1 + \frac{M_{0,5N_b}^{(-)} - M_{N_b}^{(-)}}{M_{N_b}^{(-)}} \quad (4.3)$$

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

Où $\Gamma^{(+)}$ et $\Gamma^{(-)}$ représentent respectivement la variation des moments fléchissant négatif et positif, en considérant alternativement la variation de la force de précontrainte de la valeur nominale N_b à $0,5N_b$ et $1,5N_b$; $M^{(+)}$ et $M^{(-)}$ sont les moments fléchissant négatif et positif. Les indices représentent l'analyse à partir de laquelle le moment de flexion est pris, par exemple avec une force de serrage égale à $1,5 N_b$ ou $0,5N_b$; $\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ représente la différence entre les moments fléchissant négatif et positif pour chaque analyse respectivement (en considérant les trois valeurs pour N_b).

Comme prévu, la variation du moment fléchissant est proportionnelle à la précontrainte, bien que différemment selon que le boulon fléchisse de manière négative ou positive. Comme indiqué dans les tableaux 4.4 et 4.5, cette différence est strictement liée à la configuration d'assemblage et elle est constante avec la hauteur de la poutre, la force de précontrainte ou le coefficient de friction. La différence est d'environ 25% pour la configuration 1 et 15% pour la configuration 2.

Une autre observation que l'on peut faire sur la base de la figure 4.24 est que la réponse post-plastification de l'assemblage dans la configuration n°1 diffère selon les dimensions de l'assemblage poutre-poteau et selon le niveau de précontrainte (par rapport à la force de

précontrainte maximale). En particulier, l'assemblage avec une poutre de faible hauteur et une précontrainte relativement faible engendre le développement d'un écrouissage (c'est-à-dire une rigidité post-élasticité positive), tandis que l'assemblage d'une poutre de plus grande hauteur avec précontrainte relativement élevée présente un assouplissement (c'est-à-dire une rigidité post-élasticité négative), ce dernier étant plus évident pour les faibles valeurs de précontrainte. Ces phénomènes sont plus prononcés en cas de flexion négative. La seconde configuration présente un comportement plus linéaire pour les deux assemblages examinés.

La rigidité de l'assemblage n'est pas affectée par la variation de la force de précontrainte, puisqu'elle est déterminée par la rigidité des autres composants (l'assemblage au poteau, le panneau d'âme du poteau, etc.).

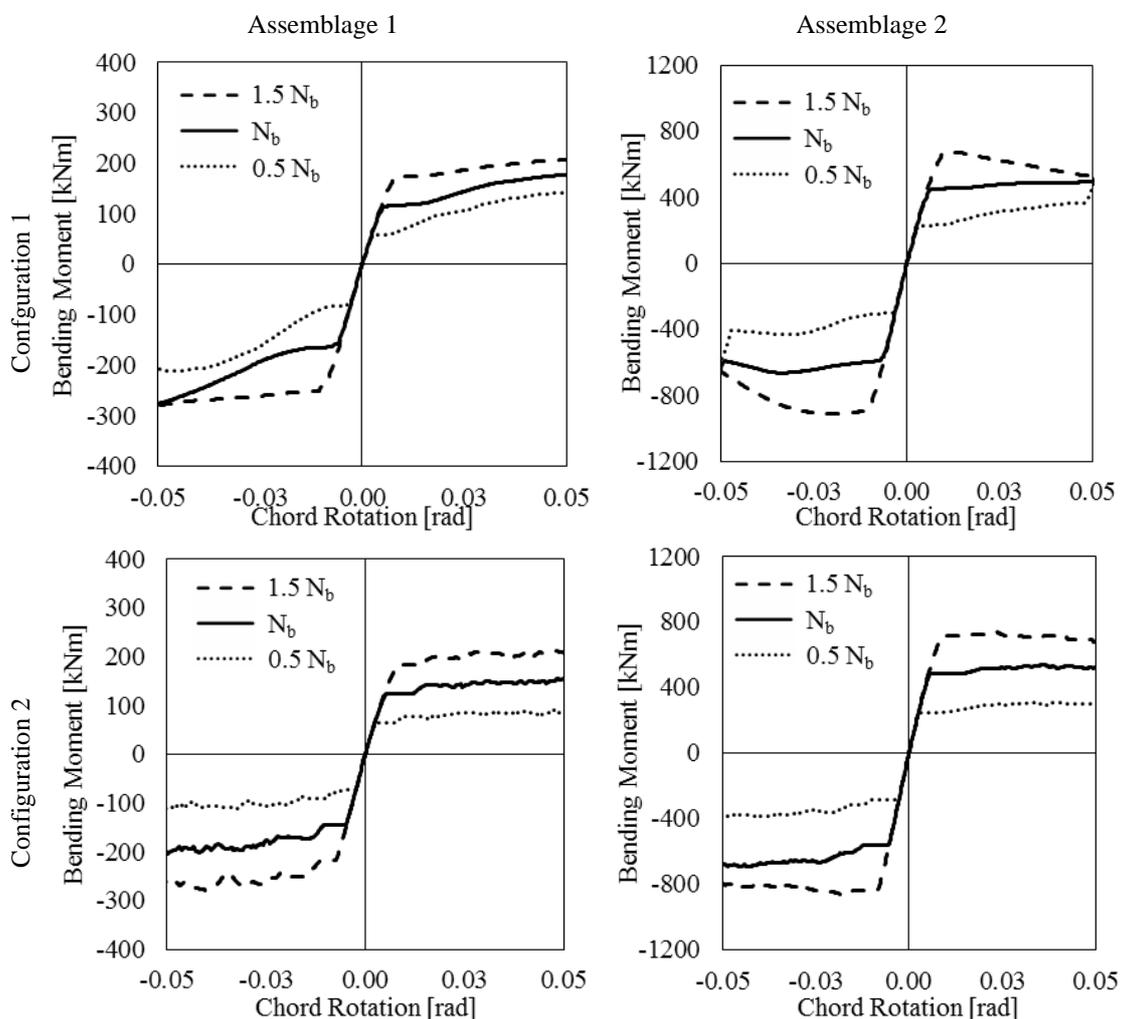


Figure 4.23 : Influence de la précontrainte sur le moment résistant

Tableau 4.4 : Moments fléchissant FD 1-2-DS pour une précontrainte variable

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

Tableau 4.5 : Moments fléchissant FD 2-2-DS pour une précontrainte variable

Précontrainte	$M^{(+)}$ [kNm]	$M^{(-)}$ [kNm]	$\Gamma^{(+)}$ [-]	$\Gamma^{(-)}$ [-]	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ [-]
N_b	484	564	-	-	14%
$0.5N_b$	250	290	52%	51%	14%
$1.5N_b$	714	838	148%	149%	15%

4.4.3 Influence du Coefficient de frottement

Un autre paramètre important est le coefficient de frottement des surfaces de glissement. Par conséquent, afin d'examiner son rôle sur la performance des assemblages, trois valeurs différentes du coefficient de frottement dynamique μ sont considérées, à savoir le percentile de 5% ($\mu_{5\%}$), la valeur moyenne (μ_{avg}) fixée à 0,59, et le percentile de 95% ($\mu_{95\%}$), voir tableau 4.3:

La figure 4.25 représente les courbes numériques moment-rotation. Il est possible d'observer que plus le percentile du coefficient de friction est élevé, plus la capacité de l'assemblage est importante. Cette observation confirme la nécessité de tenir compte de la variabilité des propriétés frictionnelles des patins frottant pour concevoir les éléments structuraux non élastiques.

On observe des comportements similaires en flexions négative et positive et, de plus, les courbes caractérisant la réponse semblent proportionnelles au coefficient de frottement. Les tableaux 4.6 et 4.7 résument la variation de la résistance en flexion des modèles FD-1-2-DS et FD-2-2-DS analysés avec des valeurs plus importantes du coefficient de frottement (μ_{avg} et $\mu_{95\%}$) par rapport à la valeur de calcul ($\mu_{5\%}$) sous des moments négatifs ($M^{(-)}$) et positifs ($M^{(+)}$).

Tableau 4.6 : Moments de flexion pour le modèle FD 1-2 en considérant la variation du coefficient de frottement

Coefficient de friction	de	$\Delta\mu$ [-]	$M^{(+)}$ [kNm]	$M^{(-)}$ [kNm]	$\Gamma^{(+)}$ [-]	$\Gamma^{(-)}$ [-]	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ [-]
$\mu_{5\%}$		-	446	593	-	-	25%
μ_{avg}		110%	521	670	117%	113%	22%
$\mu_{95\%}$		117%	535	733	120%	124%	27%

Tableau 4.7 : Moments de flexion pour le modèle FD 2-2 en considérant la variation du coefficient de frottement

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

La variation dans le cas de FD-1-2-DS diffère en ce qui concerne la variation du coefficient de frottement. En particulier, une augmentation plus importante du moment de flexion peut être observée pour la même augmentation du coefficient de frottement. D'autre part, les analyses du modèle FD-2-2-DS dans le tableau 4.7 montrent une dépendance plus étroite entre la résistance en flexion et le caractère aléatoire des propriétés de frottement.

Le paramètre $\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$, évalué également pour cet ensemble d'analyses, confirme l'observation précédente concernant la relation entre la configuration de l'amortisseur et la réponse différente dans des conditions de flexion négative et de flexion positive (valeurs comprises entre 25 % pour la configuration n°1 et 15 % pour la configuration n° 2).

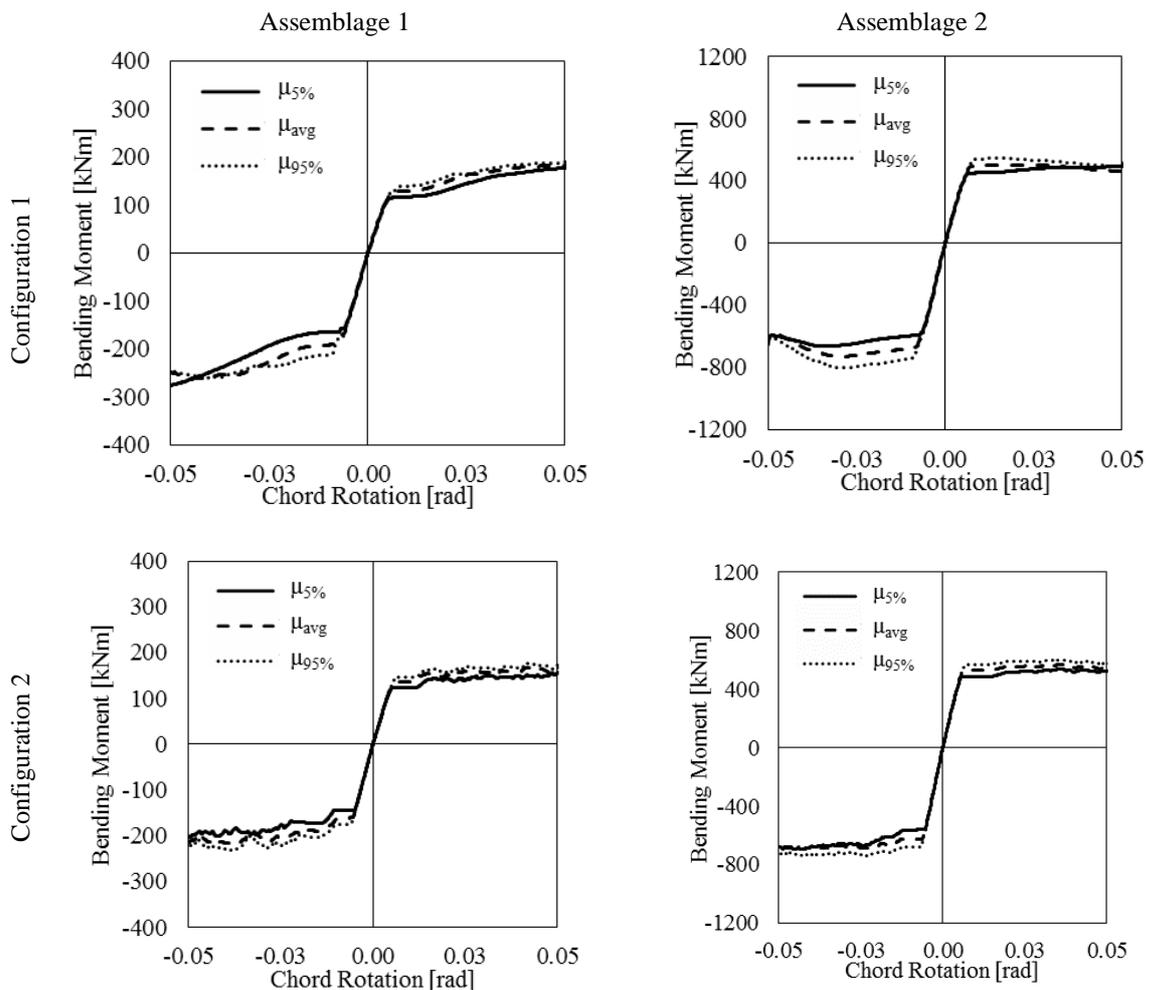


Figure 4.24 : Influence du coefficient de frottement sur la résistance en flexion

4.5 RÉFÉRENCE

- [1] Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2014) “Experimental Analysis on Friction Materials for Supplemental Damping Devices”, *Construction and Building Materials*, 65:159-176.
- [2] Dassault Systèmes. Abaqus analysis 6.14 User’s manual. Simulia Inc.; 2015
- [3] M. D’Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, “Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable GR10.9 bolt assemblies”, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 124, pp. 77-90, 2016.
- [4] M. D’Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, “Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts”, *Steel and Composite Structures*, vol. 24(6), pp. 643-658, 2017.
- [5] Cassiano D., D’Aniello M., Rebelo C., (2017) Parametric finite element analyses on flush end-plate joints under column removal. *Journal of Constructional Steel Research*, 137: 77–92.
- [6] Cassiano D., D’Aniello M., Rebelo C., (2018). Seismic behaviour of gravity load designed flush end-plate joints. *Steel and Composite Structures, An International Journal*, 26(5): 621-634. DOI: <https://doi.org/10.12989/scs.2018.26.5.621>.
- [7] D’Aniello M., Tartaglia R., Costanzo S., Landolfo R. “Seismic design of extended stiffened end-plate joints in the framework of Eurocodes”. *Journal of Constructional Steel Research*, 128, 512–527, 2017
- [8] Tartaglia R., D’Aniello M., Rassati G.A., Swanson J.A., Landolfo R. (2018). Full strength extended stiffened end-plate joints: AISC vs recent European design criteria. *Engineering Structures*, 159:155–171.
- [9] Tartaglia R., D’Aniello M., Zimbru M., Landolfo R., (2018). Finite element simulations on the ultimate response of extended stiffened end-plate joints. *Steel and Composite Structures, An International Journal* 27(6): 727-745. DOI: 10.12989/scs.2018.27.6.727.
- [10] Tartaglia R., D’Aniello M., Landolfo R., (2018). The influence of rib stiffeners on the response of extended end-plate joints. *Journal of Constructional Steel Research*, 148: 669–690.
- [11] ANSI/AISC 341-16 (2016). “Seismic Provisions for Structural Steel Buildings”. American Institute of Steel Construction.
- [12] Tartaglia R., D’Aniello M., “Nonlinear performance of extended stiffened end plate bolted beam-to-column joints subjected to column removal” *The Open Civil Engineering Journal*, 2017, 11: 369-383
- [13] D’Aniello M., Cassiano D., Landolfo R. “Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable GR10.9 bolt assemblies”. *Journal of Constructional Steel Research*, 124: 77–90, 2016.

-
- [14] D’Aniello M., Cassiano D., Landolfo R., (2017) Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts. *Steel and Composite Structures, An International Journal*, 24(6): 643-658.
- [15] Zimbru M., D’Aniello M., De Martino A., Latour M., Rizzano G., Piluso V., (2018). Investigation on Friction Features of Dissipative Lap Shear Connections by Means of Experimental and Numerical Tests. *The Open Construction and Building Technology Journal*, 12(Suppl-1, M9): 154-169.
- [16] Francavilla A.B., Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2015). Simplified finite element analysis of bolted T-stub connection components. *Engineering Structures*, 100: 656-664.

LISTE DES ACRONYMES ET ABRÉVIATION

C3D8R	Elément solide à 8 nœuds
EF	Elément finis
AEF	Analyse éléments finis.
MEF	Modèle éléments finis
FREEDAM	Sans dommage
DPE	Déformation plastique équivalente

LISTE DES SYMBOLES

$A_{effective}$	Aire de la section filetée
A_{gross}	Aire de la section non filetée
d_b	Diamètre du boulon
d_i	Déplacement durant l'essai
d_{total}	Déplacement cumulé
E	Module d'élasticité de l'acier
f_y	Limite d'élasticité
f_u	Résistance ultime en traction
f_{ub}	Résistance ultime en traction du boulon
F	Force mesurée au point d'application des déplacements
$F_{slip,i}$	Force de glissement pendant l'essai
$F_{preload}$	Force de précontrainte
k	Coefficient de rendement
k_b	Rigidité du boulon
M	Moment fléchissant dans le poteau
$M^{(+)}$	Moment positif
$M^{(-)}$	Moment négatif
n_b	Pourcentage de la force de prétraite par rapport à la précontrainte de calcul $F_{p,C}$

n_{bolts}	Nombre de boulons
n_{surfaces}	Nombre de surfaces de frottement
N_b	Précontrainte de calcul dans les boulons
N_{cell}	Précontrainte mesurée par les rondelles
δ	Déplacement horizontal de l'amortisseur
θ	Rotation de l'élément
$\theta_{\text{connection}}$	Rotation de l'assemblage évaluée à partir du déplacement horizontal de l'amortisseur
μ_{avg}	Coefficient de frottement dynamique moyen
$\mu_{\text{dyn 5\%}}$	Fractile à 5 % du coefficient de frottement dynamique
$\mu_{\text{dyn 95\%}}$	Fractile à 95 % du coefficient de frottement dynamique
$\mu_{\text{effective}}$	Coefficient de frottement effectif
μ_{actual}	Coefficient de frottement actuel
$\Gamma^{(+)}$	Variation du moment positif
$\Gamma^{(-)}$	Variation du moment négatif
$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$	Différence entre moments positif et négatif

CHAPITRE 5

COMPORTEMENT SOUS CHARGE D'IMPACT

5.1 INTRODUCTION

Il est reconnu que le comportement d'assemblages poutre-poteau soumis à des charges d'impact peut différer du comportement observé dans des conditions normales de chargement [1-4]. Ceci est principalement dû à l'apparition de vitesses de déformation élevées dans plusieurs composantes d'assemblage, associées aux vitesses élevées de chargement caractéristiques des charges d'impact.

La vitesse de déformation est la propriété qui définit la déformation (d_ϵ) par unité de temps (d_t) à laquelle un matériau est soumis, d_ϵ/d_t ; cette propriété affecte les courbes de résistance contrainte-déformation de l'acier. En général, les propriétés de résistance augmentent pour des vitesses de déformation plus élevées, avec une augmentation plus prononcée pour les aciers à haute ductilité. Par exemple, pour l'acier doux, la limite d'élasticité à vitesse de déformation élevée (environ 600s^{-1}) peut valoir 1,5 fois la limite d'élasticité sous charges statiques [5,6], tandis que l'acier à haute limite d'élasticité utilisé pour les boulons, présente une augmentation de la limite d'élasticité de maximum 10% [1,7,8]. De plus, outre la variation de la résistance, une perte de ductilité est normalement associée à des vitesses de déformation plus élevées.

Habituellement, la variation des propriétés de résistance de l'acier lorsqu'il est soumis à des vitesses de déformation élevées est décrite par le paramètre *DIF* « facteur d'augmentation dynamique » (« Dynamic Increase Factor » en anglais), donné par le rapport entre la résistance observée sous vitesse de déformation élevée et celle observée sous chargement statique. Des modèles permettant de prendre en compte le facteur d'augmentation dynamique à appliquer à la limite d'élasticité sont déjà disponibles dans la littérature [9,10], comme le modèle Johnson-Cook [9] qui prédit la variation de la résistance en fonction de la vitesse de chargement via une fonction logarithmique.

Les assemblages sont généralement constitués d'éléments de nuances d'acier différentes (généralement de l'acier à haute résistance pour les boulons et de l'acier doux pour les platines). Leur réponse dynamique peut donc fortement différer de la réponse statique en fonction des vitesses de déformation qui vont se développer dans les matériaux constituant les différentes composantes. En général, on observe une augmentation de la résistance plastique et ultime, tandis que leur ductilité a tendance à diminuer lorsque la vitesse de chargement augmente [1-4]. De ce point de vue, sachant qu'à une échelle structurale une bonne ductilité locale des assemblages est très importante pour permettre le développement de chemins alternatifs des efforts dans les structures [11,12], il est clair que l'effet de la vitesse de déformation doit être correctement pris en compte dans la modélisation structurale.

Dans ce chapitre, un résumé des résultats et des conclusions obtenus à l'issue du projet FREEDAM [13] sur le comportement de l'assemblage FREEDAM sous charge d'impact est présenté. Pour plus d'informations sur ces résultats, les thèses de doctorat de Marina D'Antimo [14] et d'Ana Francisca Santos [15] peuvent être consultées.

5.2 AMORTISSEURS FREEDAM SOUS CHARGE D'IMPACT

5.2.1 Description des spécimens testés et du programme expérimental

Les spécimens testés comme illustré à la Figure 5.1 sont similaires à ceux utilisés pour les essais cycliques. Ces spécimens sont des attaches en cisaillement à double recouvrement présentant deux plats d'acier supplémentaires de 8 mm (en acier S275JR) avec un état de surface spécifique réalisé à l'aide d'une pulvérisation thermique (plaques frictionnelles) et précontraints via des boulons M20. Deux parties distinctes composent le spécimen. La première est la partie relative à la « zone de glissement », dans laquelle le plat interne (en acier inoxydable AISI304) est fendu pour simuler la semelle fendue du jarret de l'assemblage FREEDAM. La deuxième partie est la « partie fixe », constituée d'un plat interne en acier S275JR utilisé pour connecter le spécimen au dispositif d'essai. De plus, deux plats en acier externes d'une épaisseur de 15 mm sont placés entre les têtes de boulon et les plaques frictionnelles afin de reproduire la propagation des efforts du boulon vers l'interface. Trois modifications différentes de la configuration « standard » représentée à la Figure 5.1 ont été dimensionnées selon l'Eurocode 3 [16], de manière à évaluer différents modes de ruine pouvant se produire au niveau de l'amortisseur frictionnel (Figure 5.2).

L'ensemble du programme expérimental est résumé au Tableau 5.1; les essais sont répartis en trois groupes. Pour les spécimens du premier groupe (Groupe A), la configuration *a* de la Figure 5.2 a été utilisée ; cette configuration présente deux trous oblongs d'une longueur totale égale à 41 mm, des plats internes d'une épaisseur égale à 30 mm et des boulons M20 10.9 HV précontraints. Pour les spécimens du Groupe B, des boulons M20 8.8 SB ont été utilisés pour les huit essais. Pour ces essais, la configuration *a* a été utilisée pour les essais statiques tandis que la configuration *b* a été utilisée pour les essais d'impact, cette dernière configuration présentant un trou oblong différent (un seul trou oblong – cf. Figure Figure 5.2) par rapport à la configuration *a*. Enfin, dans le Groupe C, la configuration *c* a été utilisée, qui diffère de la configuration *a* par l'épaisseur des plats internes utilisés (épaisseur de 10 mm pour la configuration *c*) afin de tester une configuration présentant un mode de ruine par excès de la pression diamétrale. La largeur du plat interne de la partie fixe a également été agrandie afin de garantir l'apparition d'une ruine dans la zone de glissement du spécimen. De plus, les trois matériaux de revêtement sélectionnés suite aux résultats des essais cycliques sur les amortisseurs FREEDAM, à savoir M1, M4 et M6, ont été utilisés dans chaque groupe.

Au total, 32 essais d'impact ont été effectués. 8 essais quasi-statiques ont également été effectués ; les résultats de ces essais ont été utilisés comme résultats de référence pour comparaison avec les résultats des essais d'impact. Avant chaque essai, les boulons ont été

serrés à l'aide d'une clé dynamométrique calibrée afin d'introduire un effort de précontrainte F_p égale à $0,5 \cdot f_{ub} \cdot A_s$ (f_{ub} étant la contrainte ultime du boulon et A_s l'aire résistante du boulon). La valeur du couple appliqué à chaque boulon dépend de la valeur de précontrainte de dimensionnement F_p , du diamètre d du boulon et du coefficient de frottement k du boulon.

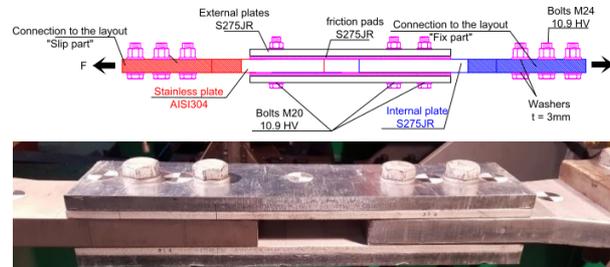
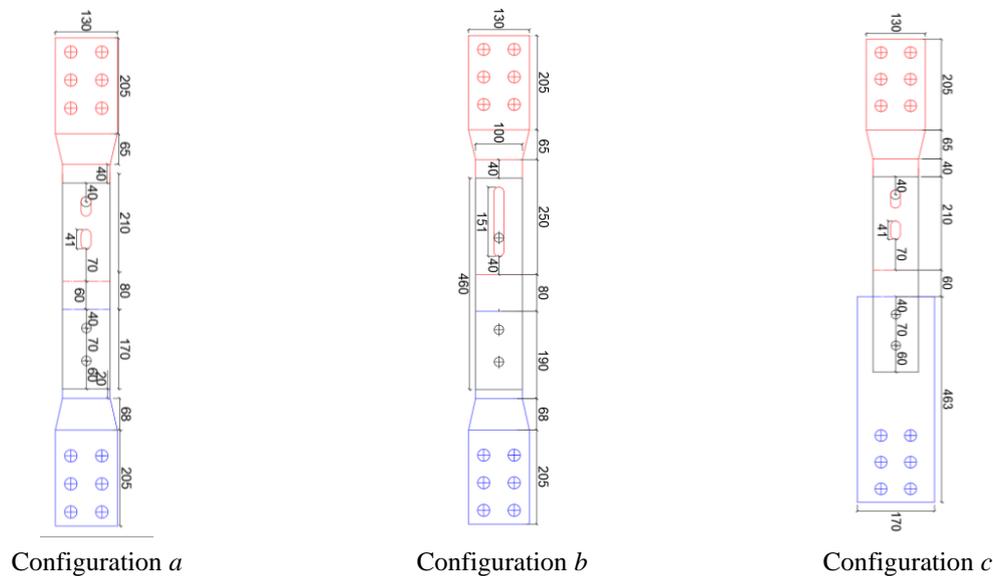


Figure 5.1 : Spécimen FREEDAM: vue latérale



Configuration a

Configuration b

Configuration c

Figure 5.2 : Spécimens testés (dimensions en mm)

5.2.2 Description du dispositif d'essai

Le dispositif d'essai est schématiquement présenté à la Figure 5.3. Il comprend deux poutres HEB 500 placées horizontalement et fixées à la dalle de réaction du laboratoire. À une extrémité, ces poutres sont orthogonalement boulonnées à un cadre de réaction rigide construit à partir de deux poutres IPE450 alors que, à l'autre extrémité, elles sont connectées à une poutre HEB650. Les différentes parties en acier du dispositif ont été faites en acier S355. Une structure très rigide est ainsi obtenue et celle-ci peut accueillir les impacts sans déformations ou rotations. De plus, l'élément sur lequel la force d'impact est appliquée (« poutre volante » - « flying beam » en anglais – cf. Figure 5.3) est placé parallèlement au cadre de réaction rigide et est constitué d'une section transversale avec une rigidité très élevée (HEM340) pour ne pas subir de déformations significatives lorsque la force d'impact est appliquée. À l'extrémité opposée du

point d'application de la force d'impact, cette poutre est retenue par une articulation. Des détails supplémentaires concernant le dispositif d'essai peuvent être obtenus dans [17].

Tableau 5.1 : Programme expérimental

⁽¹⁾ Pièce d'identité	Conf.	Boulon	Précharge	⁽²⁾ Type de test
Groupe A				
T3- M4/M1/M6-SI-30	a	M20 10.9 HP	122.5kN	4 Impacts : 20Bar; 50Bar; 75Bar; 100Bar
T4- M1/M6- FI-30				100Bar
T8-M4/M6/M1-St.-30				Statique FC ⁽²⁾ : 0.2kN/s
T10/11 -M4-St. 30				Statique DC ⁽²⁾ : 0.01mm/s
Groupe B				
T1-M1- SI-30	b	M20 8.8 SB	98kN (98kN)	3 Impacts : 40Bar; 60Bar; 80Bar
T2-M1- FI-30				80Bar
T1-M6- SI-30				3 Impacts : 20Bar; 40Bar; 60Bar
T7-M1/M6-St.-30	a			Statique FC ⁽²⁾ : 0.2kN/s
Groupe C				
T5-M4- SI-10	c	M20 10.9 HP	122.5kN	5 Impacts : 50Bar; 80Bar; 100Bar; 120Bar; 150Bar
T5-M1/M6- SI-10				3 Impacts : 50Bar; 100Bar; 150Bar
T9-M1-St.-10				Statique FC ⁽²⁾ : 0.2kN/s

⁽¹⁾ ID-Test: Tn°- X- Tt- Pt :Tn°=Numéro d'essai- X=ID Matériau de revêtement (M4, M1, M6) –Tt=Type d'essai: Sequential impact (SI), Full Impact (FI), Static (St.) – Pt=Épaisseur du plat interne [mm]

⁽²⁾ FC – contrôle des forces ; DC – contrôle du déplacement

Le spécimen à tester est relié à la poutre volante et au cadre rigide. Les supports placés aux extrémités du spécimen dépendent du type de charges à transmettre. En l'espèce, le spécimen était relié par deux articulations pour ne transmettre que des efforts uniaxiaux de traction Figure 5.3

Deux types d'essai d'impact peuvent être effectués à l'aide de ce dispositif – impact complet et séquentiel (FI ou SI respectivement). Dans un test séquentiel, le même spécimen est chargé et déchargé plusieurs fois, avec une pression plus élevée à chaque séquence, jusqu'à la ruine (lignes rouges Figure 5.4). De cette façon, il est possible de déterminer la valeur approximative de la pression nécessaire au niveau du vérin pour atteindre la ruine. De plus, à partir de la phase de déchargement du spécimen, une approximation de la rigidité élastique du spécimen peut être obtenue. Pour un test d'impact complet, la pression de ruine de l'essai séquentiel est directement utilisée.

Pour tester les spécimens sous charges d'impact, l'instrumentation nécessaire n'est pas aussi simple que pour les tests quasi-statiques en raison de la nature dynamique des charges. Premièrement, les forces inertielles du système ne peuvent plus être négligées et, d'autre part, l'instrumentation utilisée doit être spécifique pour prendre des mesures dans un laps de temps très court. Il est alors nécessaire de mesurer, outre la force et les déplacements, les accélérations et les vitesses. La force a été mesurée par une cellule de force, tandis que les déformations du spécimen et de la poutre volante ont été mesurées par des capteurs de triangulation laser. De plus, une caméra Photron à grande vitesse a également été utilisée pour enregistrer les essais et ainsi fournir les déplacements, les vitesses et les accélérations au cours d'essais sur des points spécifiques du spécimen. Aussi, pour tenir compte des forces inertielles de la poutre, deux accéléromètres ont été utilisés pour enregistrer les accélérations au centre de masse de la poutre volante a_{cm} et au point d'application de la force a_f .

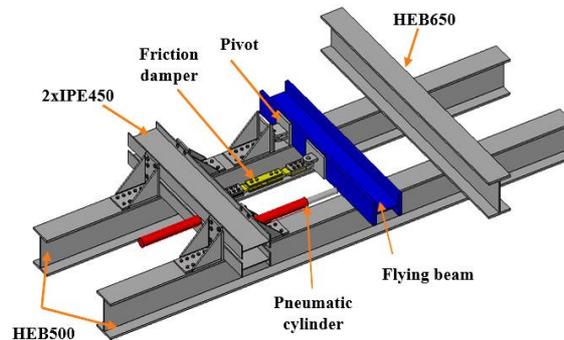


Figure 5.3 : Croquis du dispositif d'essai utilisé pour les essais d'impact – Essais des amortisseurs frictionnels

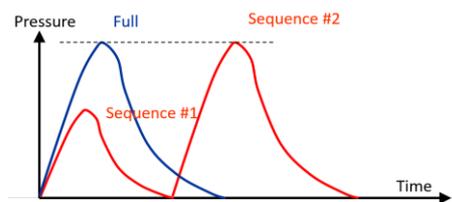


Figure 5.4 : Types d'essai d'impact – Historique des forces appliquées

5.2.3 Résultats des essais expérimentaux

Le but principal de ce programme expérimental était d'étudier le comportement des amortisseurs FREEDAM sous charge d'impact et d'évaluer si les vitesses de déformation généralement induites par ce type de chargement modifient considérablement le comportement observé sous charge quasi-statique. Cette évaluation a été réalisée via l'utilisation d'un facteur dynamique « DF » (Eq. 5.1) :

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

Ce facteur correspond au rapport entre un certain paramètre comportemental (P_i) sous charge d'impact (imp) et le même paramètre sous chargement quasi-statique (st). Cinq paramètres comportementaux ont été sélectionnés, à savoir : le coefficient de frottement statique μ , les résistances de calcul et ultime (F_y et F_u), la rigidité élastique initiale après l'apparition du glissement S_{ini} et la ductilité de l'amortisseur après l'apparition du glissement δ_u . À titre d'exemple, à la Figure Figure 5.5, ces paramètres comportementaux sont représentés pour les essais du Groupe A (Tableau 5.1), avec le revêtement M1. Les

Tableau 5.2 et

Tableau 5.3 : Résumé des valeurs des facteurs dynamiques après l'apparition de la plage de glissement

résumant les facteurs dynamiques obtenus pour tous les cas examinés.

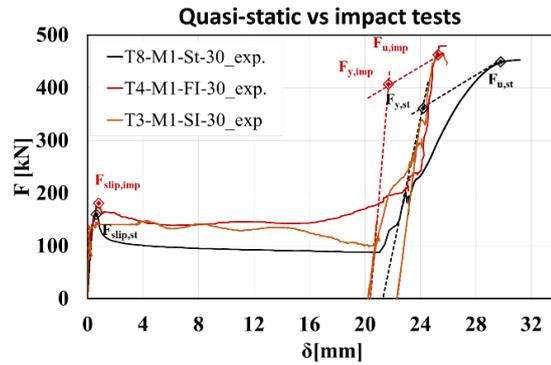


Figure 5.5 : Courbes force-déplacement expérimentales (Groupe A, M1)

Tableau 5.2 : Résumé des valeurs des facteurs dynamiques de friction et dégradation de la résistance au frottement

Matériel	Boulon	F_k/F_{slip}		$DF_{friction}$
		Statique	Impact	
M4 (en)	10.9 HV	0.8	0.84	1.06
M1 (en)	10.9 HV	0.7	0.9	1.04
	8.8 SB	0.48	0.84	1.09
M6 (M6)	10.9 HV	0.5	1.15	1.13
	8.8 SB	0.67	0.83	1.03

F_k – force de glissement cinétique (force à la fin du glissement); F_{slip} – force initiale de glissement (voir Figure Figure 5.5)

Tableau 5.3 : Résumé des valeurs des facteurs dynamiques après l'apparition de la plage de glissement

Paramètre	DF	Groupe		
		A	B	C
S	DF_S	1.37	1.28	1.44
F_y	DF_y	1.08	-	1.3
F_u	DF_u	1.04	1.09	1.11
δ_u	DF_δ	0.72	0.57	0.44

Sur la base des résultats obtenus, les conclusions principales qui peuvent être tirées concernant le comportement des amortisseurs FREEDAM sont les suivantes :

- Une augmentation de la résistance initiale au frottement a généralement été observée sous la charge d'impact (DF_{friction} au

Tableau 5.2). De plus, pendant le glissement, une dégradation de la force de glissement a été observée lors des essais d'impact et quasi-statiques (F_k/F_{slip} au

Tableau 5.2). Toutefois, indépendamment du matériau de revêtement, cette dégradation a été moins importante lors des essais d'impact, probablement parce qu'à vitesse de chargement élevée, le coefficient de frottement initial (statique) est plus proche du coefficient cinétique. De ce point de vue, l'utilisation d'amortisseurs frictionnels dans des assemblages peut augmenter leurs performances sous chargement rapide puisque leur résistance au frottement est augmentée par la présence de vitesses de déformation élevées.

- La rigidité élastique initiale après le glissement (S) augmente également pour des vitesses de chargement plus élevées ; cette augmentation est liée à l'augmentation de la résistance des matériaux des composantes de l'amortisseur frictionnel.
- L'influence de la vitesse de chargement sur la résistance ultime et la ductilité de l'amortisseur frictionnel est plus importante lorsque le spécimen périt par excès de pression diamétrale dans les plats plutôt que par excès de cisaillement dans les boulons (une augmentation de la résistance de 11 % contre 5 % et une diminution de la ductilité de 50 % contre 30 %). Cela est dû au fait que l'acier inoxydable utilisé pour les plats a une sensibilité plus élevée aux effets de la vitesse de déformation que l'acier à haute résistance utilisé dans les boulons [18,19].

Pour les spécimens testés, les modes de ruine observés lors des essais quasi-statiques n'ont pas changé en présence de vitesses de chargement élevées. Le changement de mode de ruine des assemblages pouvant apparaître lors de l'application de charges d'impact n'est pas encore totalement compris. Il semble dépendre de plusieurs aspects tels que les propriétés mécaniques et géométriques des pièces constituant l'assemblage (comme l'épaisseur des plats et /ou la nuance d'acier des boulons), la vitesse de chargement et les conditions d'appui du dispositif expérimental. Par exemple, l'étude paramétrique réalisée par Ribeiro *et al.* [20] a montré que

la composante « tronçon en T » présente des modes de ruine fragiles lors de l'augmentation de la vitesse de chargement. D'autre part, d'autres auteurs, tels que [3,4], ont observé le même mode de ruine, indépendamment de l'épaisseur des plats ou de la vitesse de chargement appliquée.

5.2.4 Simulation des résultats d'essai

À la suite de la campagne expérimentale décrite dans la section précédente, une étude numérique a été réalisée pour élargir les connaissances sur le comportement de l'amortisseur frictionnel. Dans un premier temps, le modèle numérique a été calibré en simulant les résultats expérimentaux. Après cet étalonnage, une étude paramétrique a été réalisée en tenant compte : i) de quatre épaisseurs de plats internes, à savoir 8 mm, 10 mm, 15 mm et 30 mm, pour activer différents modes de ruine, ii) d'une variation de la précontrainte initiale dans les boulons et iii) de vitesses de chargement différentes.

Toutes les analyses numériques ont été réalisées avec le logiciel ABAQUS, en utilisant le solveur implicite dynamique [21] avec la procédure quasi-statique pour capturer le comportement quasi-statique et la procédure de dissipation modérée pour capturer le comportement dynamique des spécimens.

Le modèle a la même géométrie que les spécimens testés expérimentalement tel que décrit dans la section précédente (Figure 5.6). Aucun maintien n'est fourni au plat coulissant, et, à l'autre extrémité, le plat interne fixe est maintenu dans la direction d'application du déplacement. En ce qui concerne le chargement appliqué, deux étapes de chargement séquentielles ont été définies. Tout d'abord, les boulons sont précontraints via l'application de gradients de température ; ensuite, le plat interne en acier inoxydable est tendu via l'imposition d'un déplacement à l'extrémité de ce plat. Pour l'analyse quasi-statique, le déplacement est appliqué monotoniquement. Pour calibrer les modèles numériques dynamiques, les courbes expérimentales déplacement vs. temps ont été appliquées.

Le modèle a été réalisé avec des éléments solides de type C3D8R (éléments solides à intégration réduite de premier ordre) avec une forme d'élément de type « Hex », permettant la prise en compte d'un comportement non linéaire (géométrique et matériel). Des conditions normales de contact ont été introduites avec la propriété de « contact dur » permettant la séparation. En ce qui concerne le comportement tangentiel, différentes propriétés ont été définies selon les surfaces de contact. Pour les parties qui ne sont pas en contact avec les plaques frictionnelles, un coefficient de frottement égal à 0,2 avec une formulation de « pénalité » a été supposé. Pour les parties restantes, la valeur présumée du coefficient de frottement était égale à la valeur expérimentale. Aussi, comme décrit dans la section précédente, une dégradation de la résistance au frottement est généralement observée pendant le glissement de l'amortisseur frictionnel. Cet effet a été pris en compte en dégradant la force de précontrainte dans les boulons en accord avec les résultats expérimentaux. Pour les essais d'impact, un modèle dépendant de la vitesse de glissement a été adopté, en tenant compte du facteur $DF_{friction}$, donné au

Tableau 5.2.

Un aspect clé de ces simulations numériques est la caractérisation des propriétés des matériaux des différentes parties de l'amortisseur, puisque, pour une caractérisation complète du comportement des amortisseurs (statique et dynamique), une caractérisation précise des courbes contrainte-déformation des matériaux est nécessaire, en ce compris les phénomènes d'endommagement ainsi que l'influence de la vitesse de déformation sur ces courbes. Les dommages des matériaux sont inclus en utilisant le modèle de dommage ductile disponible sur ABAQUS, tandis que le modèle Johnson-Cook est utilisé pour tenir compte des effets de vitesse de déformation [22].

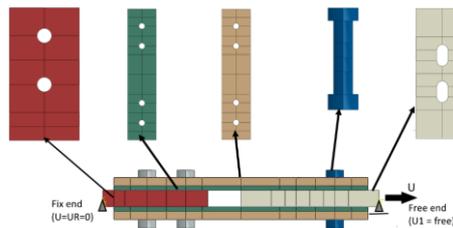


Figure 5.6 : Modèle numérique d'amortisseur frictionnel : géométrie et conditions d'appui

Les simulations numériques sont en mesure de décrire assez bien le comportement observé lors des essais expérimentaux, en ce qui concerne les courbes force-déplacement, comme illustré à la Figure 5.7 pour les courbes mentionnées précédemment.

L'augmentation du nombre de paramètres étudiés a permis d'observer différents modes de ruine et niveaux de déformation pour toutes les composantes de l'amortisseur, ce qui a permis d'évaluer des courbes de tendance décrivant l'effet de la vitesse de déformation pour un certain paramètre comportemental, tel que reporté à Figure 5.8 pour la résistance ultime et les déformations des boulons et du plat de glissement. Ces courbes de tendance ont ensuite été appliquées dans un modèle analytique pour caractériser ces éléments [23].

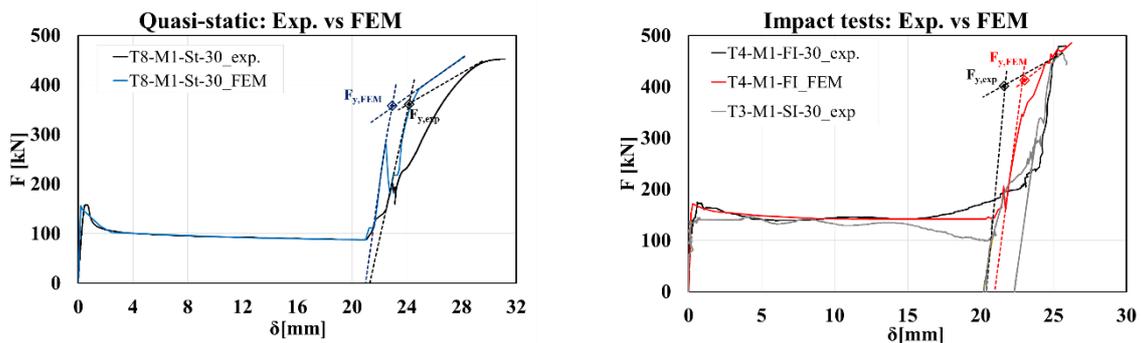


Figure 5.7 : Tests expérimentaux vs simulations numériques

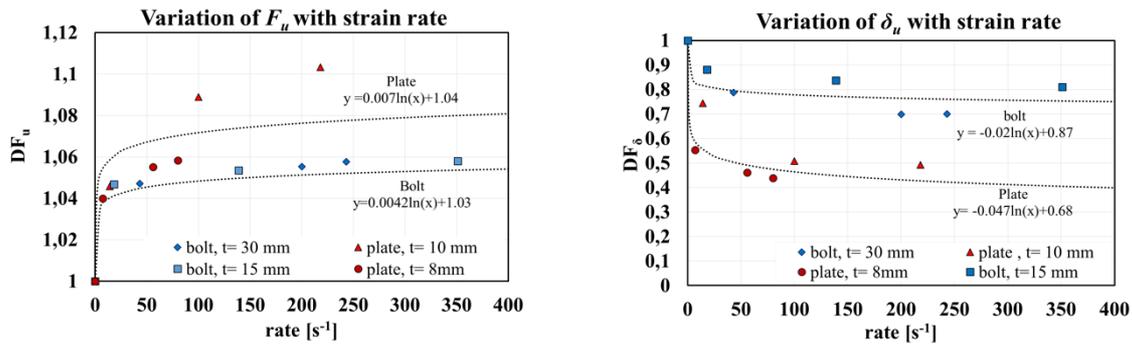


Figure 5.8 : Influence de la vitesse sur le comportement de l'amortisseur frictionnel

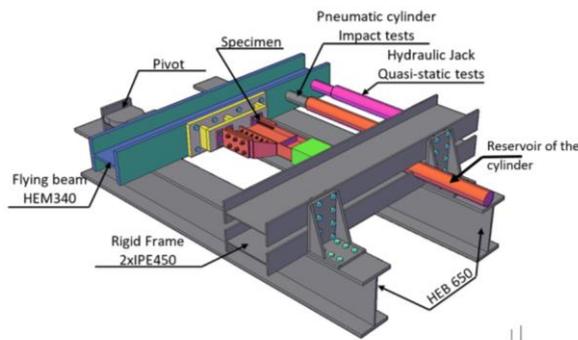
5.3 ASSEMBLAGES FREEDAM SOUS CHARGE D'IMPACT

5.3.1 Typologies testées

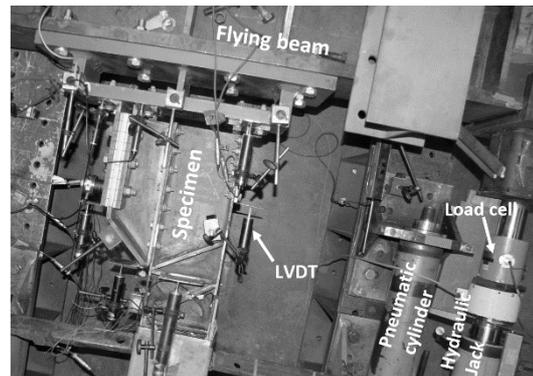
Les spécimens testés à l'Université de Coimbra et à l'Université de Liège ont des configurations similaires, à l'exception des colonnes, pour lesquelles des profilés HEM340 et HEB220 ont respectivement été utilisés pour les assemblages externes et internes, comme indiqué à la Figure 5.9 et à la Figure 5.10. Ces spécimens correspondent à une modification d'un assemblage DST (« Double Split Tee » en anglais) où le tronçon en T inférieur est remplacé par un amortisseur frictionnel constitué par deux tronçons en L et des plaques frictionnelles précontraintes, placés sur un jarret boulonné à la semelle inférieure d'une poutre IPE220 via des boulons M12 précontraints de classe 10.9 HV. Les tronçons en L et les plaques frictionnelles précontraintes composant l'amortisseur frictionnel sont connectés à l'aide de six boulons M20 10.9 HV dont deux d'entre eux sont précontraints à hauteur de 50 kN correspondant à 30% de l'effort de précontrainte recommandé dans l'Eurocode 3 Partie 1-8 [24]. La semelle supérieure de la poutre, quant-à-elle, est connectée à la colonne via un tronçon en T. Les plaques frictionnelles recouvertes d'un matériau spécifique (identifié comme M4) sont situées entre la semelle du jarret et les tronçons en L constituant l'amortisseur frictionnel. Afin de disposer d'une course suffisante au niveau de l'amortisseur, des trous oblongs sont réalisés au niveau de la semelle du jarret. Tous les éléments sont en acier S275JR à l'exception de la semelle du jarret, qui est faite d'acier inoxydable AISI 304.

Tableau 5.4 : Programme expérimental

Type de essai	Quasi statique	Impact
	Monotone:	Impact séquentiel :
Schéma de chargement	Contrôle de déplacement 0,02 mm/s	75 Barres (500mm/s); 120 Barres(1000mm/s); 200 Barres (1200mm/s)



a. Dessin 3D



b. Photo d'une partie du dispositif expérimental

Figure 5.11 : Dispositif expérimental

Résultats des essais expérimentaux

La Figure 5.12 montre les courbes expérimentales moment-rotation ($M-\theta$) obtenues pour chaque séquence d'impact (Impact 1, Impact 2 et Impact 3) ainsi que la courbe quasi-statique $M-\theta$.

Indépendamment du type de chargement, le comportement initial observé sur les courbes expérimentales montre que la réponse de l'assemblage est régie par le comportement de l'amortisseur frictionnel jusqu'à la fin de course des trous oblongs. En comparant la réponse quasi-statique avec la réponse sous impact (impact 1 - #75 bar), on a observé un facteur DF égal à 1,14 pour la résistance au frottement (M_{slip} à la Figure 5.12). En outre, pendant le glissement, sous chargement quasi-statique, il y a une dégradation visible de la résistance au frottement tandis que, sous la charge d'impact, cette résistance augmente, dû à l'augmentation de la vitesse de glissement [25].

Après le glissement complet du dispositif de frottement, des composantes supplémentaires de l'assemblage sont activées et certaines parties non dissipatives de l'assemblage commencent à plastifier. Sous chargement quasi-statique, le mode de ruine activé est la composante « tronçon en T en flexion » avec glissement du filet des boulons au niveau de la semelle du tronçon en T (Figure 5.13). Bien que non désiré, ce mode de ruine est typique pour les boulons HV en traction et, par conséquent, pour des tronçons en T avec boulons HV lorsqu'ils sont conçus pour périr selon un mode 2 ou 3 [1, 26, 27].

En ce qui concerne les essais d'impact, après le premier impact (Impact 1 - #75 bar), deux essais supplémentaires ont été effectués à des pressions plus élevées. Malheureusement, ces pressions

n'ont pas suffi à provoquer la ruine de l'assemblage. Toutefois, on peut observer qu'après le glissement, le comportement sous impact suit le comportement quasi-statique.

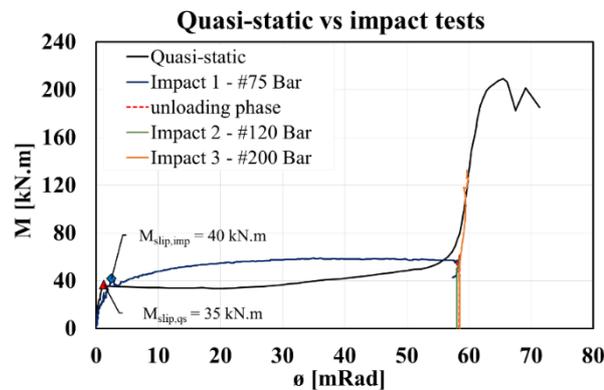


Figure 5.12 : Comportement expérimental de l'assemblage : essais quasi-statique vs impact



Figure 5.13 : Assemblage à la ruine : tronçon en T

Simulation des essais

Les simulations des essais sur l'assemblage FREEDAM ont été réalisées avec le logiciel ABAQUS. Afin de diminuer le temps de calcul, la modélisation des essais a été simplifiée. Premièrement, puisque le dispositif d'essai est symétrique dans le plan XX, seule la moitié du dispositif a été modélisée. Deuxièmement, le cadre rigide du dispositif d'essai n'a pas été modélisé. Troisièmement, les supports ont été modélisés via des points de référence, en y imposant les contraintes requises afin de refléter l'effet des supports sur le comportement de la partie modélisée (contrainte verticale et appuis simples tel qu'illustré à la Figure 5.14b), tandis que la tige de l'actionneur a été modélisée comme un objet solide au niveau duquel les déplacements en fonction du temps sont imposés.

Au total, cinq parties différentes ont été modélisées : i) la poutre volante HEM 340 ; ii) la poutre IPE 220 ; iii) l'actionneur ; iv) la partie rigide reliant l'assemblage à la poutre HEM 340 et v) toutes les composantes de l'assemblage FREEDAM. Tous les boulons ont été modélisés comme un seul objet composé du fût du boulon, de la tête et de l'écrou, à l'exception des boulons M16 HV, pour lesquels la transition entre la partie lisse du fût et le filet a été modélisée en réduisant la section transversale du boulon, comme suggéré par Grimsno *et al.* [28] Figure 5.15), afin d'évaluer de façon plus précise la ruine du boulon par glissement du filet observée lors de l'essai expérimental.

En ce qui concerne les propriétés/hypothèses de modélisation (maillage, contacts, précontrainte, propriétés des matériaux, etc.), l'approche utilisée pour la simulation des amortisseurs FREEDAM a également été utilisée ici.

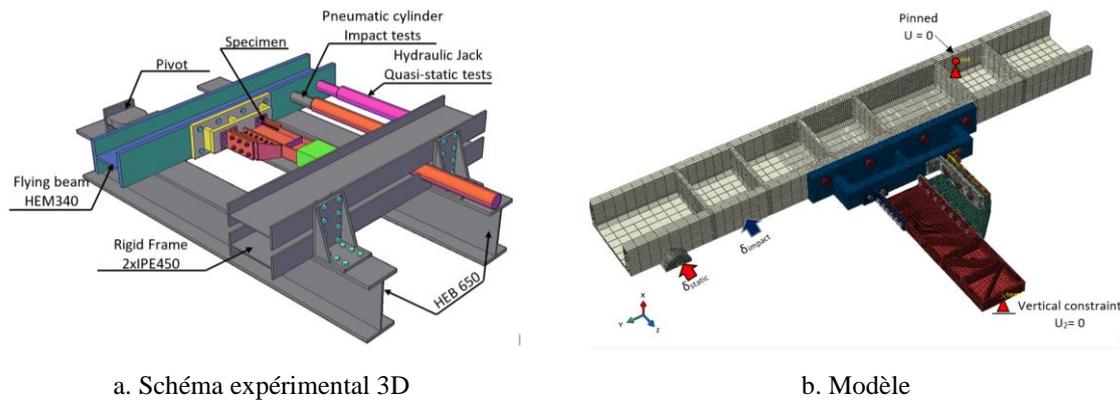


Figure 5.14: Modèle FEM : conditions d'appui

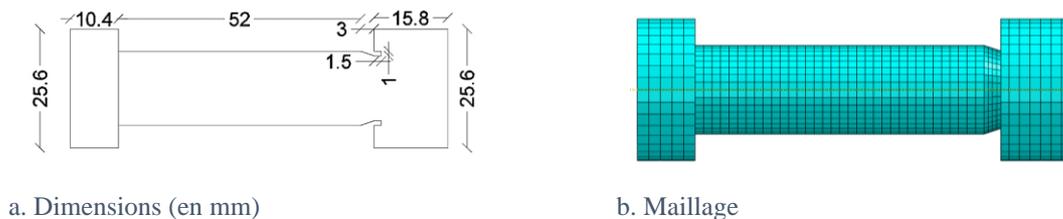


Figure 5.15 : Modélisation des boulons M16 HV

L'étude numérique a été divisée en deux parties : premièrement, les essais expérimentaux ont été simulés (Figure 5.16) et deuxièmement, une étude paramétrique a été menée dans le but d'étudier l'effet : i) de l'effort appliqué (moment positif ou négatif), ii) de la ductilité du boulon en simulant l'utilisation de 2 écrous pour les boulons HV et iii) de la vitesse de chargement.

Sur base des résultats numériques, les conclusions suivantes ont été tirées :

- L'étude numérique a montré que le comportement de l'assemblage sous moment positif et négatif n'est pas symétrique (Figure 5.17a). Cette asymétrie jusqu'au glissement est liée à la déformation plus élevée des tronçons en L tendus sous moment positif par rapport à la déformation des tronçons en T tendus sous moment négatif [29]. Après le glissement, le comportement asymétrique est dû à la contribution différente des tronçons en L supérieurs et inférieurs, qui semble être due principalement à la déformation des boulons de l'amortisseur frictionnelle en cisaillement qui, à la charge ultime, n'étaient pas tous en contact avec les deux âmes des tronçons en L. Aussi, il a été démontré via l'étude numérique que ce comportement pouvait être amélioré en évitant la ruine fragile par glissement du filet sur le fût du boulon via l'utilisation de 2 écrous (Figure 5.17a).

- En ce qui concerne le comportement dynamique de l'assemblage, en général, il est observé qu'une augmentation de la résistance initiale au frottement se produit lorsque la vitesse de chargement augmente ($DF_{friction}$ entre 1,02 et 1,14). Il en est de même pour la résistance de calcul (DF_{MRd} entre 1,1 et 1,15) et la résistance ultime (DF_{Mu} entre 1,05 et 1,12). Inversement, la ductilité diminue mais de façon peu significative (DF_{ϕ_u} entre 1,0 et 0,88). Enfin, aucun changement significatif n'a été observé au niveau de la rigidité initiale des spécimens (Figure 5.17b).

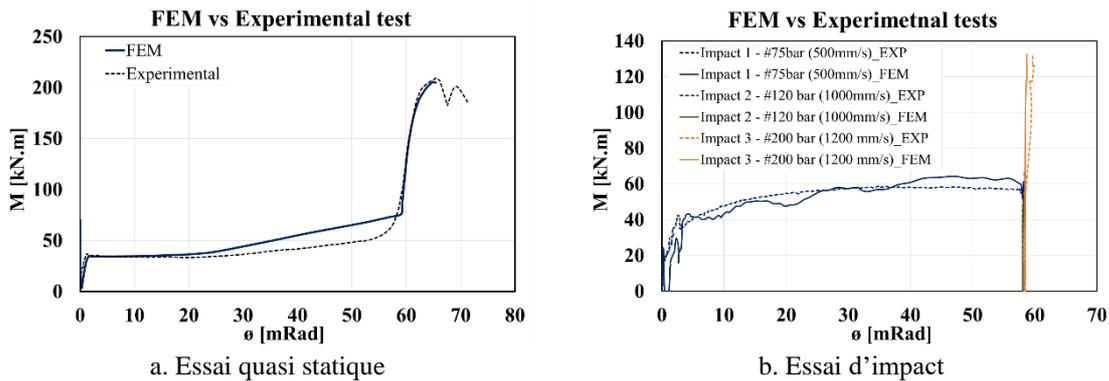


Figure 5.16 : FEM vs Essais expérimentaux

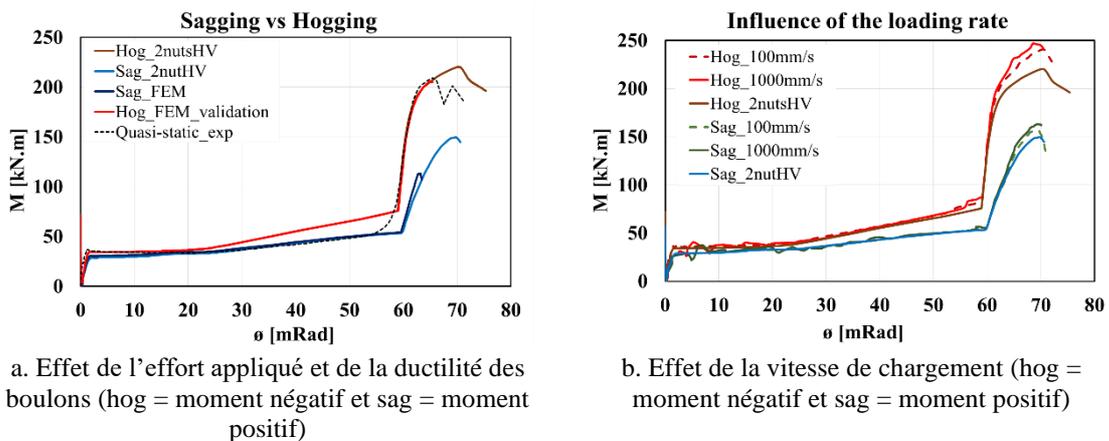


Figure 5.17 : Résultats de l'étude paramétrique

5.3.3 Études sur les assemblages internes

Description du dispositif d'essai

La campagne d'essai effectuée sur les assemblages internes comprend un essai quasi-statique et des essais avec masse d'impact sur deux spécimens d'assemblage poutre-poteau équipés d'amortisseurs frictionnels symétriques (SFDs - Figure 5.18)

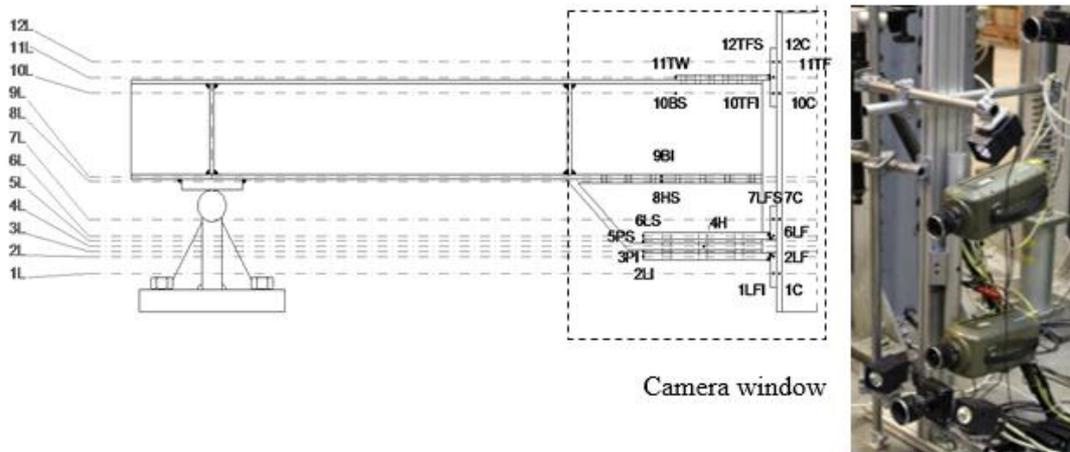


Figure 5.18 : Configuration d'essai d'impact (moitié du spécimen testé) avec mesure via un système de corrélation d'image numérique

Les essais d'impact ont été effectués à l'aide d'une masse d'impact qui frappe la tête du poteau à des vitesses variables (Figure 5.18 et Figure 5.20). Deux paramètres ont été modifiés dans les essais effectués : la hauteur de chute de la masse d'impact fixée à un maximum de 4,1 mètres par rapport au sommet du poteau impacté et le poids de la masse d'impact ($M_1=211$ kg et $M_2=460$ kg – Figure 5.20). Ces paramètres sont fixés en fonction de l'énergie d'impact ciblée pendant l'essai. La masse qui tombe est reliée à des guides tubulaires (Figure 5.20), qui guident la masse jusqu'à l'impact et pendant le rebond. Tous les spécimens sont identifiés avec une nomenclature alphanumérique décrivant les principales caractéristiques de l'essai, tel que rapporté à la Figure 5.19 ; le code indique : (i) le type d'essai (IT pour essai d'impact (Impact Test en anglais) ou ST pour essai statique (Static Test en anglais)), (ii) la configuration d'assemblage (FR pour assemblage FREEDAM), (iii) le numéro de l'essai (01, 02, etc.), (iv) la masse utilisée ($M_1 = 211$ kg ou $M_2=460$ kg) et (v) la hauteur de chute (H250 signifie une hauteur de chute de 250mm).

Test label example:

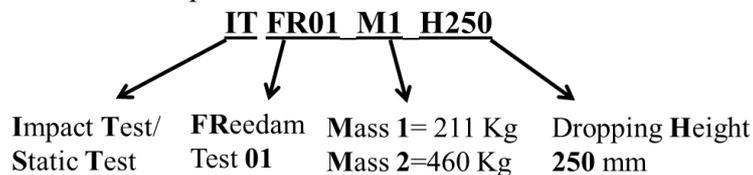


Figure 5.19 : Nomenclature des essais

Un nombre total de 6 essais d'impact ont été effectués comme indiqué au Tableau 5.5. Pour la masse M_1 , les hauteurs de chute varient de 250 mm à 4300 mm tandis que, pour la masse M_2 , les hauteurs varient de 250 mm à 3744 mm (hauteur maximale exploitable compte tenu de l'encombrement du spécimen et de la masse). Dans l'ensemble, les vitesses de chute varient de 2,04 m/s à 8,45 m/s. Deux spécimens ont été testés, l'échantillon 1 a été impacté 5 fois, tandis que le spécimen 2 a été impacté une fois avec l'énergie d'impact maximale exploitable. Un

résumé des essais d'impact effectués est fourni au Tableau 5.5, où « 1* » signifie un impact séquentiel sur le même spécimen.

De plus, des essais d'étalonnage de l'équipement utilisé et des essais de traction sur les matériaux ont été effectués. Les essais d'étalonnage consistaient en des essais d'impact préliminaires sur des poutres simplement appuyées [30].

Tableau 5.5 : Nomenclature des essais d'impact et propriétés principales

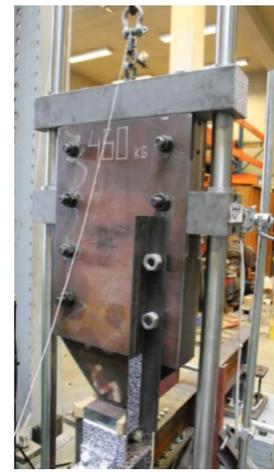
Essai d'impact	Spécimen	M [kg]	h [m]	v [m/s]
ITFR01-M1-H250	1	211	0.25	2.04
ITFR02-M1-H4300	1	211	4.3	8.97
ITFR03-M2-H250	1*	460	0.25	1.98
ITFR04-M2-H2000	1*	460	2	6.09
ITFR05-M2-H2500	1*	460	2.5	6.93
ITFR06-M2-H3744	2	460	3.74	8.45



a)



b)



c)

Figure 5.20 : Dispositif pour les essais d'impact : masse M1 (211kg) (b) et M2 (460 kg) (c)

Toutes les mesures effectuées au cours des essais l'ont été à l'aide de la technique de corrélation d'image numérique (DIC) Figure 5.18).

Résultats des essais expérimentaux

Grâce aux essais statiques, les courbes force vs déplacement vertical et moment vs rotation ont été dérivées via l'utilisation de capteurs de déplacement et de rotation ; ces courbes sont reportées à la Figure 5.21. On peut observer qu'un comportement symétrique presque parfait du spécimen est observé, comme prévu. La force appliquée maximale a été atteinte en raison de l'apparition inattendue de l'instabilité globale hors plan du spécimen ; pour éviter ce

phénomène lors des essais d'impact, les supports latéraux des spécimens testés ont été renforcés.

Ces courbes ont été utilisées comme résultats de référence pour valider l'approche numérique utilisée plus tard pour effectuer des études paramétriques.

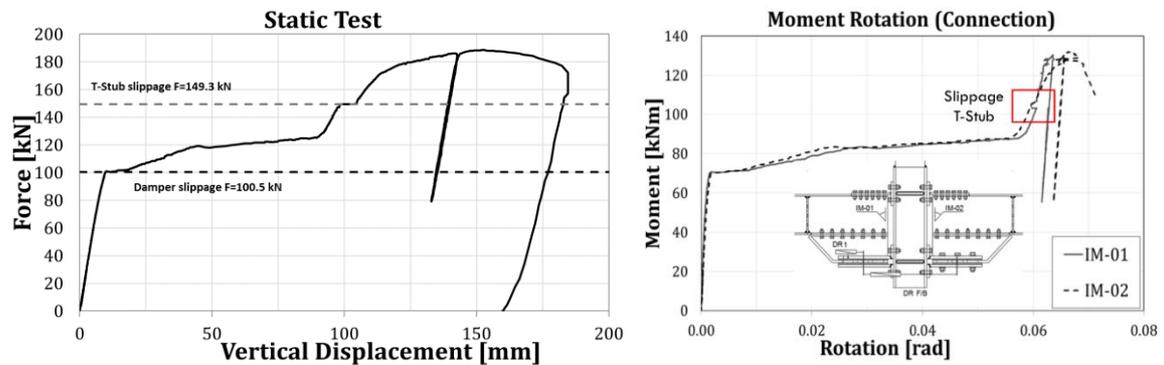


Figure 5.21 : Courbes force vs déplacement vertical et moment vs rotation obtenues via l'essai statique

Deux essais d'impact ont été effectués avec la masse M1 sur l'échantillon 1 : les essais ITFR01-M1-H250 et ITFR02-M1-H4300 (Tableau 5.5). Le premier essai a été effectué avec une petite hauteur de chute de 250 mm pour rester dans le domaine élastique (c'est-à-dire afin d'éviter le développement de plasticité dans les composantes de l'assemblage testé) tandis que le second, avec une hauteur de chute de 4300 mm, a été effectué pour activer la plasticité dans le spécimen testé.

Quatre essais d'impact ont été réalisés avec la masse M2 : trois d'entre eux (ITFR03, ITFR04 et ITFR05) sur le spécimen 1, c'est-à-dire des impacts séquentiels sur le spécimen précédemment testé avec la masse M1 dans le but principal d'étalonner le dispositif d'essai avec la nouvelle masse M2 ; le dernier (ITFR06) a été réalisé avec la capacité maximale du système, en termes d'énergie et de vitesse, sur le spécimen 2.

Plusieurs points, appartenant aux composantes principales de l'assemblage, ont été enregistrés avec les caméras lors de l'impact. Un exemple de mesure est fourni à la Figure 5.22 dans laquelle l'évolution du déplacement vertical du point 10 C (voir Figure 5.18) en fonction du temps pour les différents essais est reportée. Les résultats obtenus font état d'une tendance similaire de l'évolution des déplacements en fonction du temps pour tous les points enregistrés.

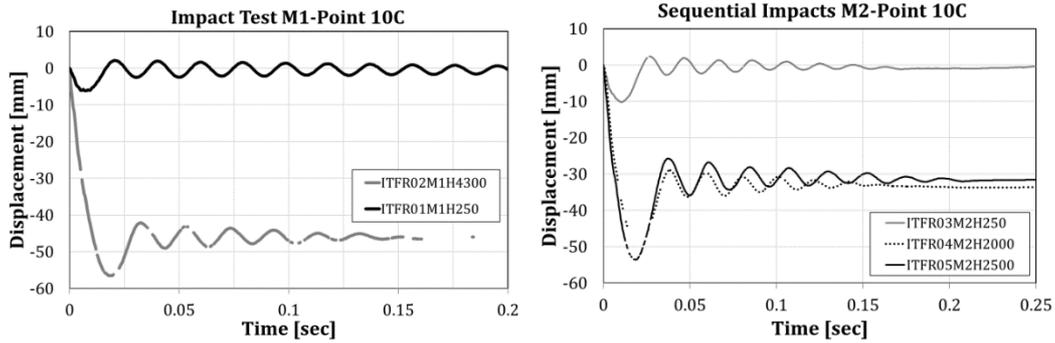


Figure 5.22 : Essais d'impact – exemple de courbes déplacement vs temps pour le point 10C

Lors des essais ITFR01-M1-H250 et ITFR03-M2-H250, tout reste élastique et le spécimen ne montre aucune déformation permanente à l'issue des essais comme prévu. L'essai ITFR02-M1-H4300 présente une déformation permanente de 46,2 mm à la fin de l'essai, mais le niveau de plasticité dans les composantes d'assemblage reste encore limité. En effet, l'énergie associée à l'impact avec la masse M1 n'était pas suffisante pour activer la plasticité dans les composantes d'assemblage ; toutefois, l'amortisseur frictionnel présentait un glissement d'environ 20 mm, ce qui a entraîné la déformation permanente mentionnée ci-dessus. Compte tenu du fait que la dimension totale des trous oblongs était de 65 mm et que les boulons ont été placés au centre du trou, les boulons ont atteint la fin de course au niveau des trous à l'issue de l'essai. L'essai avec l'énergie et la vitesse maximales disponibles (ITFR06) a montré un glissement de 24 mm de l'amortisseur et une déformation permanente de 88,5 mm (Figure 5.25).

Dans tous les essais effectués, les vitesses théoriques calculées pour l'impact ($v_{theo,imp}$ - voir Eq. (5.1)) sont légèrement différentes de celles détectées par le système d'acquisition ($v_{act,imp}$). En effet, les vitesses réelles sont généralement inférieures à celles théoriques et, par conséquent, la même chose est observée pour les énergies ($E_{act,imp}$ est l'énergie réelle et $E_{theo,imp}$ l'énergie théorique - voir Eq. (5.2)).

$$v_{theo,imp} = \sqrt{2gh} < v_{act,imp} \quad (5.1)$$

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

où g est l'accélération gravitationnelle, m est le poids de la masse d'impact et h est la hauteur de chute. Dans Tableau 5.6, les valeurs réelles et théoriques sont rapportées, montrant que plus la hauteur de chute est faible, plus l'écart est élevé. La différence observée est principalement associée au frottement qui se développe entre la masse d'impact et le système de guidage qui n'est pas pris en compte dans l'estimation théorique. Cependant, dans tous les essais, les rapports entre la vitesse réelle et théorique sont proches de 1, ce qui montre une influence négligeable du frottement sur les vitesses réelles. Dans le même tableau, les valeurs des déflexions maximales (δ_{max}) et permanentes (δ_{perm}) de l'assemblage au point 10 C sont également rapportées. Pour l'impact séquentiel (ITFR03, ITFR04 et ITFR05), le déplacement permanent est relatif à l'essai précédent, le $i^{\text{ème}}$ déplacement maximum ($\delta_{max,i}$) est donc à ajouter

aux déplacements permanents de tous les essais précédents pour avoir la déformation permanente totale. Il est clair qu'une augmentation de la hauteur de chute entraîne une augmentation de l'amplitude des déformations permanentes.

Si la vitesse d'impact est proche de celle du rebond, à savoir la vitesse lorsque la masse d'impact quitte le spécimen, l'impact est considéré comme élastique. En réalité, un impact n'est jamais complètement élastique, une partie de l'énergie étant utilisée pour déformer le corps impacté. La nature de l'impact peut être caractérisée par le rapport de ces vitesses appelé coefficient de restitution "COR" (« COefficient of Restitution » en anglais - voir Eq. (5. 3)), donné au Tableau 5.6. Une valeur de ce COR proche de un signifie que la réponse du spécimen est principalement élastique.

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

Le coefficient *COR* pour les essais effectués varie de 0,58 pour ITFR03 à 0,16 pour ITFR02. Ce dernier montre que l'augmentation de l'énergie de l'impact (poids de la masse et/ou hauteur de chute) conduit à une plus grande dissipation de l'énergie par l'activation de déformations plastiques ; ainsi, l'impact devient fortement inélastique.

Tableau 5.6 : Résultats des essais d'impact

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

À la fin des essais d'impact, le développement d'un niveau considérable de plasticité dans les tronçons en L et en T a été détecté ; de plus, le glissement du dispositif de frottement et la consommation du matériau de revêtement des plaques frictionnelles étaient visibles.

En raison de la limitation des installations du laboratoire, la force d'impact n'a pas été enregistrée directement en cours d'essai. En conséquence, le théorème de l'impulsion et une approche graphique ont été employés ([14] et [30]).

Le Tableau 5.7 un résumé des deux méthodologies pour l'estimation de la force d'impact maximale. Même si les deux méthodologies ne sont qu'une estimation approximative de la force, les valeurs expérimentales des *DIFs* pour les assemblages impactés sont calculées, uniquement pour les impacts inélastiques, car le *DIF* n'a une signification physique que dans ce cas (cf. Tableau 5.7). De plus, pour les essais d'impact séquentiels ITFR04 et ITFR05, le glissement s'est déjà produit lors des essais précédents ; ainsi le déplacement maximal et la déformation permanente ne peuvent pas être utilisés pour la méthode graphique et ne sont pas rapportés dans le tableau.

Toutefois, il faut souligner que le coefficient *DIF* calculé pour l'essai ITFR06 peut ne pas être exact du fait qu'une instabilité par flexion-torsion (LTB) s'est produite pendant l'essai statique réalisé.

Par conséquent, un modèle FEM tel que présenté dans la section suivante et validé par des comparaisons avec les résultats expérimentaux est utilisé pour d'abord vérifier la valeur des forces calculées et, deuxièmement, pour étendre la campagne expérimentale en effectuant des analyses paramétriques.

Tableau 5.7 : Calcul du *DIF*

Essai	d_{max} [mm]	d_{perm} [mm]	$v_{act,imp}$ [m/s]	v_{reb} [m/s]	$t_{impulsion}$ [s]	$F_{ST(en)}$ [kN]	F_{GR} [kN]	F_{IT} [kN]	DIF_{GR}	DIF_{IT}
Masse M1										
ITFR02 M1	56.5	46.2	8.97	1.49	0.018	118.5	123.1	122.6	1.039	1.03
Masse M2										
ITFR06 M2	102.6	88.5	8.45	1.46	0.027	158.7	164.6	168.8	1.037	1.06

où M est la masse d'impact; $v_{act,imp}$ est la vitesse mesurée; v_{reb} est la vitesse mesurée du premier rebond; $t_{impulsion}$ est la largeur de l'impulsion associée à l'impact, F_{ST} est la force statique équivalente, F_{GR} est la force d'impact estimée avec la méthode graphique et F_{IT} est la force d'impact maximale évaluée avec le théorème de l'impulsion.

Simulation des essais

Hypothèses de modélisation

Un modèle aux éléments finis de l'essai statique a été initialement développé dans ABAQUS/CAE en utilisant le solveur d'intégration implicite tel que rapporté dans [31]. Toutefois, le modèle n'incluait pas l'endommagement des matériaux et, même si les analyses par intégration implicite peuvent également être utilisées afin de simuler des impacts, cette méthode d'intégration prend beaucoup de temps. Par conséquent, en vue d'optimiser le temps de calcul, ce qui est particulièrement intéressant pour les études paramétriques à mener, et d'éviter les problèmes de convergence, les simulations d'impact sur l'assemblage FREEDAM ont été réalisées à l'aide d'une analyse par intégration explicite. Les méthodes d'intégration explicite ont été développées pour les problèmes à grande vitesse où l'inertie joue un rôle important [21]. Cependant, par souci de cohérence, l'intégration explicite a également été utilisée pour l'analyse du comportement statique du spécimen dans le cadre de cette étude et les résultats obtenus ont été comparés aux résultats expérimentaux.

L'approche utilisée pour construire le modèle aux éléments finis (FEM) dans le solveur explicite est résumée ci-dessous. Exploitant la symétrie du système, un poteau court (la moitié d'un HEB 200) est connecté à une poutre à l'aide d'un assemblage SHJ. À l'extrémité de la poutre, un appui à roulement est placé afin de reproduire les conditions limites du laboratoire. Aussi, la moitié du poteau est modélisée afin de tenir compte de la symétrie par rapport au plan vertical (Figure 5.23). Deux sections de poutre sont maintenues latéralement et en torsion afin de reproduire les maintiens placés lors des essais d'impact.

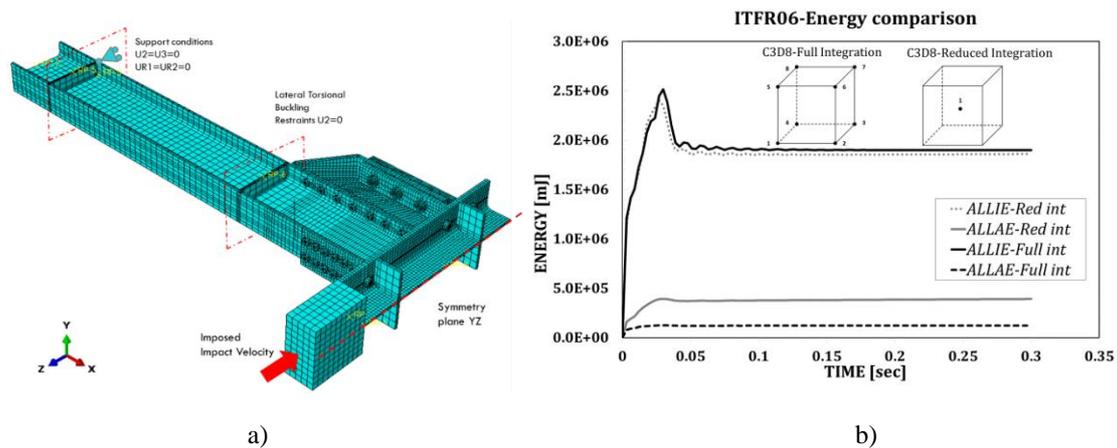


Figure 5.23 : Modèle aux éléments finis (a) et comparaison des énergies (b)

La masse d'impact a été simulée via l'utilisation d'un corps rigide 3D avec inertie isotropique maillé à l'aide d'éléments rigides. Des contraintes de lien ont été utilisées pour relier les raidisseurs à la poutre et au poteau. Un contact a été introduit pour tous les éléments, avec une définition de « contact dur » dans la direction normale et un comportement tangentiel avec un coefficient de frottement de 0,3. Le contact entre les plaques frictionnelles et la semelle du jarret a été défini comme un contact sol-surface, avec un frottement tangentiel spécifique et un comportement normal suivant le modèle classique de frottement de Coulomb. La masse d'impact a été placée directement en contact avec le spécimen étudié, en attribuant à la masse la valeur des vitesses initiales mesurées lors des essais ($v_{act,imp}$ fournies au Tableau 5.6). L'élément fini C3D8 avec intégration complète a été identifié comme le plus approprié.

Une étude de sensibilité au maillage a également été réalisée pour sélectionner le meilleur compromis entre la précision des résultats et le temps de calcul. Au final, le maillage est composé de 33737 éléments finis pour un temps de calcul total compris entre 20 et 48 heures pour chaque simulation, selon les demandes de sortie de résultats. De plus, deux analyses différentes sont effectuées : dans une première analyse, les boulons sont précontraints et, ensuite, une deuxième analyse dynamique est effectuée dans laquelle l'état de déformation dû à la précontrainte est chargé comme condition initiale (champ prédéfini) au début de la deuxième analyse. Les boulons sont modélisés à l'aide du diamètre nominal et adaptant les contraintes nominales dans le matériau tel qu'expliqué dans [32-36]. La précontrainte dans les boulons est appliquée sur la section centrale du fût du boulon, en utilisant l'option « Bolt

Force ». Suivant la procédure présentée dans [30,37], l'amortissement est modélisé en utilisant la théorie classique de Rayleigh en étalonnant uniquement le coefficient proportionnel de masse ($\alpha=11$) avec un rapport d'amortissement d'approximativement 2%.

Les lois de comportement des matériaux mises en œuvre dans ABAQUS sont dérivées des essais expérimentaux de traction. Les courbes contrainte-déformation sont implémentées dans ABAQUS comme des courbes de contraintes réelles avec un module de Young de 210 GPa et un coefficient de Poisson de 0,3. L'endommagement ductile est implémenté dans le modèle via la procédure proposée par Pavlović [38]. L'endommagement n'a été introduit que dans les pièces pour lesquelles une grande plasticité est attendue : le tronçon en T, les tronçons en L et les boulons. L'évolution des dommages peut être extraite d'essais expérimentaux de traction sur matériau, en utilisant une approche inverse et en étalonnant les paramètres en modélisant les essais de traction dans ABAQUS [14,30]. La modélisation des boulons est implémentée en suivant le modèle simplifié avec une tige équivalente comme expliqué dans [36]. Comme aucun essai de traction n'a été effectué sur les boulons, il est fait référence aux essais rapportés dans [32]. Pour les chargements dynamiques, l'effet de la vitesse de déformation doit être implémenté dans le modèle. D'après les résultats obtenus dans [30], la meilleure façon de tenir compte de la vitesse de déformation dans la modélisation aux éléments finis est d'utiliser la formulation Johnson-Cook. Cette dernière a donc été utilisée ici.

Principaux résultats

L'essai statique a été simulé en imposant un déplacement à la colonne et en extrayant les réactions d'appui (en tenant compte de la symétrie). Le comportement du spécimen, lorsque l'instabilité par flexion-torsion est empêchée, se caractérise par une augmentation de la résistance et une réduction de la ductilité. De plus, en tenant compte de l'endommagement, la ruine des boulons peut être détectée par le modèle, ce qui n'était pas le cas dans la simulation numérique présentée dans [31,39], où la ductilité était donc surestimée. En introduisant l'endommagement et en ajoutant les supports latéraux pour éviter l'apparition d'instabilités, la simulation dynamique donne une bonne prédiction de la résistance maximale. La ruine est atteinte au niveau des boulons du tronçon en L inférieur soumis à du cisaillement et à de la traction combinés.

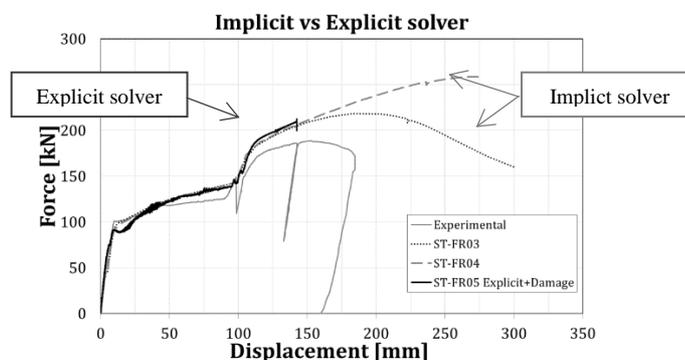


Figure 5.24 : Comparaison entre une simulation implicite et explicite de l'essai statique

Ce modèle a ensuite été utilisé pour simuler le comportement du spécimen sous impact. Comme montré dans les comparaisons présentées à la Figure 5.25, le modèle développé peut prédire avec un bon accord la réponse de l'assemblage pendant et après l'impact.

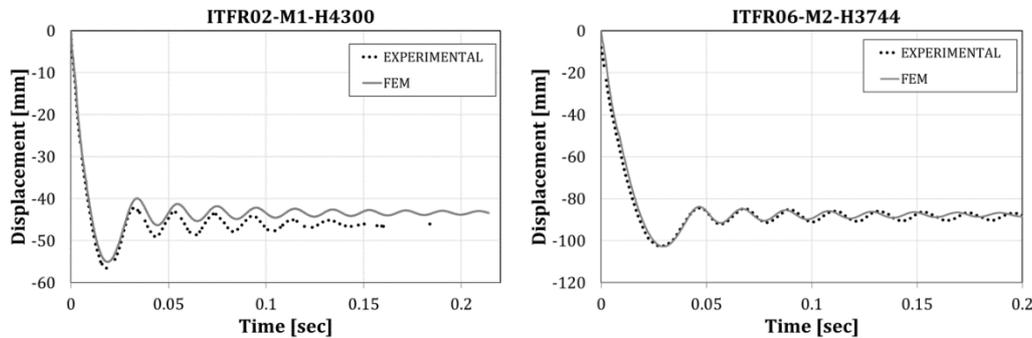


Figure 5.25 : Essais expérimentaux vs modélisations numériques

Au Tableau 5.8, la comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques est rapportée en termes de déplacement maximum et permanent (δ_{max} et δ_{perm}) avec les erreurs relatives. Dans l'ensemble, la simulation numérique semble prédire avec une bonne précision les deux valeurs avec une erreur maximale d'environ 9% pour l'essai ITFR01.

Tableau 5.8 : Comparaison de résultats expérimentaux (Exp) et numériques (FEM)

Essai d'impact	$\delta_{max,Exp}$ [mm]	$\delta_{perm,Exp}$ [mm]	$\delta_{max,FEM}$ [mm]	$\delta_{perm,FEM}$ [mm]	%err, δ_{max} [-]	%err, δ_{per} [-]
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%

Comme il n'a pas été possible d'enregistrer les forces associées à l'impact lors des essais expérimentaux, le modèle numérique ainsi validé est un outil utile pour estimer la force en additionnant les réactions au niveau des appuis. Pour le calcul du *DIF* à partir de la modélisation numérique, la résistance « statique » obtenue via la simulation a été utilisée ($F_{ST,FEM}$) au lieu de l'expérimentale (F_{ST}) car, pour l'essai expérimental statique, l'instabilité par flexion-torsion n'a pas été empêchée alors que c'était le cas pour les essais d'impact et dans les simulations numériques. Le Tableau 5.9 fournit également une comparaison entre les *DIFs* calculés avec différentes méthodes. À partir de la comparaison, il semble que le théorème de l'impulsion sous-estime les valeurs du *DIF*.

Tableau 5.9: Estimation des forces d'impact et des DIFs

Essai	$\delta_{max,EX}$ [mm]	$\delta_{perm,EX}$ [mm]	$\delta_{max,FEM}$ [mm]	F_{ST} [kN]	$F_{ST,FEM}$ [kN]	$F_{DYN, FEM}$ [kN]	E_{Diss} [kNmm]]	DIF_{FEM} [-]	DIF_{GR} [-]	DIF_{IT} [-]
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

* où $\delta_{max,EX}$ est le déplacement maximum expérimental; $\delta_{perm,EX}$ est la déformation permanente expérimentale; $\delta_{max,FEM}$ est le déplacement maximum numérique ; F_{ST} est la force statique équivalente; $F_{ST, FEM}$ est la force statique estimée numériquement ; $F_{DYN, FEM}$ est la force associée à l'impact; E_{Diss} est l'énergie dissipée.

À l'aide du modèle numérique validé, des études paramétriques ont été effectuées pour étendre les résultats obtenus dans le cadre de la campagne expérimentale. Dans l'ensemble, le paramètre le plus important influençant le comportement de l'assemblage est l'énergie d'impact, mais différents comportements de l'assemblage peuvent être identifiés lorsque différentes masses ou vitesses d'impact sont utilisées. En particulier, d'après les études paramétriques, la capacité de dissipation d'énergie de l'assemblage, qui est le meilleur paramètre pour classer les réponses observées, est caractérisée en utilisant un paramètre appelé taux de dissipation d'énergie R_e [40]. Trois groupes d'analyses paramétriques ont été constitués pour un total de 25 simulations :

- Le premier groupe (Groupe 1) étudie l'influence de la vitesse d'impact avec différentes masses ($M1=0,106t$, $M2=0,23t$ et $M3=0,3t$).
- Le Groupe 2 étudie l'influence de la variation de la masse sur la réponse de l'assemblage en maintenant la vitesse constante ($V5=6,26$ m/s).
- Le dernier groupe (Groupe 3) étudie l'influence de la variation couplée de la masse et de la vitesse en gardant constante l'énergie d'impact ($E11=8,83E+03$ J).

Les principaux résultats des études paramétriques menées peuvent être résumés comme suit :

- L'augmentation de la vitesse ou de la masse augmente R_E mais, lorsque l'énergie d'impact est constante, les assemblages résistent mieux à une vitesse plus élevée plutôt qu'à des masses plus élevées en raison des effets de vitesse de déformation, même si la plage de vitesse étudiée est limitée en raison de l'apparition de la ruine des boulons. Le déplacement vertical semble être plus sensible à la masse d'impact qu'à la vitesse.
- Il n'existe pas de corrélation claire entre le DIF et la vitesse de rotation de l'assemblage parce que de nombreux facteurs contribuent à une répartition différente de la vitesse dans les composantes d'assemblage (vitesse, masse et énergie d'impact).

Le DIF global de l'assemblage ne présente pas de corrélation claire avec la vitesse de déformation maximale apparaissant dans le spécimen.

5.4 RÉSUMÉ DES NOUVELLES INFORMATIONS

Au travers des études menées, il a été démontré que l'assemblage FREEDAM et ses amortisseurs frictionnels présentent un comportement ductile satisfaisant en cas de chargement

dynamique et, en particulier, en cas d'impact. Une énergie importante peut être dissipée par l'activation de l'amortisseur frictionnel et de ses déplacements significatifs associés.

Les effets dynamiques influencent la réponse globale de l'assemblage. En particulier, il a été démontré que des résistances plus élevées peuvent être atteintes en raison (i) d'une augmentation du coefficient de frottement au niveau de la plaque frictionnelle et (ii) du développement des effets de vitesse de déformation au niveau des composantes d'assemblage tandis que la ductilité est légèrement affectée.

Pour profiter de cet effet positif, il est nécessaire d'assurer l'activation des composantes ductiles en cas de ruine et donc, éviter les ruines fragiles et, en particulier, la ruine des boulons sous cisaillement et/ou traction.

Le dimensionnement de l'assemblage FREEDAM tenant compte de l'effet de la vitesse de déformation peut être réalisé en partant des règles de dimensionnement « statiques » et en ajoutant l'influence de la vitesse de déformation. Il existe différentes façons de tenir compte de cette dernière dans le comportement de l'assemblage. De manière simplifiée, le comportement dynamique global peut être obtenu en multipliant la résistance statique par un coefficient *DIF* variant entre 1,0 et 1,2 et la résistance statique au frottement (résistance aux glissements) par un coefficient de 1,1. Une autre option consiste à introduire les effets de la vitesse de déformation dans chaque composante de l'assemblage individuellement, puis à appliquer les règles de dimensionnement. L'introduction de ces effets peut se faire par l'application de lignes de tendance telles que celles reportées à la Figure 5.8 ductilité des composantes. De cette façon, il est possible d'évaluer analytiquement le comportement global et local de ces assemblages pour différentes vitesses de chargement, en fonction des vitesses de déformation induites [22,25].

Pour des études plus avancées, les études menées ont donné lieu à des recommandations sur la façon de simuler numériquement le comportement des assemblages FREEDAM par éléments finis. En particulier :

- L'utilisation de la loi de comportement de matériau Johnson-Cook pour tenir compte des effets de vitesse de déformation a été validée et des valeurs pour les paramètres de caractérisation sont recommandées dans [30] ;
- Des méthodes afin de simuler de façon appropriée la précontrainte dans les boulons ont été proposées et validées ;

La procédure donnée par Pavlović [38] pour simuler l'endommagement a été appliquée et validée – en particulier, les valeurs pour les paramètres à utiliser dans cette procédure sont proposées dans [14].

5.5 RÉFÉRENCES

- [1] 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.* 143 août (2017).

- [2] J.B. Davison, Investigation the Robustness of Steel Beam-to-column connections, dans: 10th Int. Conf. Steel, Sp. Compos. Struct., Chypre-Nord, mai 2011.
- [3] E.L. Grimsno, A.H. Clausen, M. Langseth, A. Aalberg, Une étude expérimentale sur le comportement statique et dynamique des joints boulonnés de plaque d'extrémité d'acier, *Int. J. Impact* 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., Lisbonne, juillet 2015.
- [5] E. Saraiva, Variation des propriétés mécaniques de l'acier liées aux problèmes d'impact dans les structures., Université de Coimbra, 2012.
- [6] K. Vedantam, D. Bajaj, N.S. Brar, S. Hill, Johnson - Modèles de résistance cook pour aciers doux et DP 590, *AIP Conf. Proc.* Proc. 845 I (2006) 775-778.
- [7] J. Ribeiro, A. Santiago, C. Rigueiro, L. Simões da Silva, Modèle analytique pour la réponse de la composante commune T-stub sous charge d'impact, *J. Constr. Steel Res.* 106 (2015) 23-34.
- [8] H. Fransplass, M. Langseth, O.S. Hopperstad, Tensile behaviour of threaded steel attaches 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.*, La Haye, Pays-Bas, 1983: pp. 541-7.
- [10] J. Malvar, J. Crawford, Dynamic increase factors for steel strengthening bars, in: *Twenty-Eighth DDESB Semin.*, Orlando, n.d. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CF.1943-5509.0000971](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, GRATUIT de DAMAge Steel Connections, Rapport final, 2019.
- [14] M. D'Antimo, Impact caractérisation de connexions innovantes conçues sismiquement pour l'application de robustesse, 2020.
- [15] A.F. Santos, Behaviour of friction joints under impact loads, University of Coimbra, Thèse de doctorat, 2019.
- [16] Eurocode 3, Conception de structures en acier. Partie 1.8: Conception des joints, Bruxelles, Belgique, 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, Propriétés d'impact et évolution de la microstructure de l'acier inoxydable 304L, *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, Modèle analytique pour la réponse de la composante commune T-stub sous charge d'impact, *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, Standard portugais - Eurocode 3 - Conception de structures en acier, Inst. Port, je suis désolé. *Lequel.* (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, Réponse tensile inélastique monotonique et cyclique du gr10 préchargé européen. 9 assemblages de boulons, *J. Constr. Steel Res.* 124 (2016) 77-90.
- [27] E. Munoz Garcia, J.. Davidson, A. Tyas, Analyse de la réponse des boulons structurels soumis à des taux rapides de chargement, dans: 4e Eur. Conf. Steel Compos. Struct. - EUROSTEEL, Maastricht, Pays-Bas, 2005.
- [28] E.L. Grimsno, A.H. Clausen, A. Aalberg, M. Langseth, A numerical study of beam-to-column joints subjected to impact, *Eng. Struct.* 120 (2016) 103–115.
- [29] M. Latour, M. D'Aniello, M. Zimbru, G. Rizzano, V. Piluso, R. Landolfo, amortisseurs de frottement amovibles pour les joints de faisceau à colonne en acier à faible dommages, *Sol Dyn. Earthq.* 115 août (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](https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0002288).
- [31] M. D'Antimo, M. Zimbru, M. D'Aniello, J.-F. Demonceau, J.-P. Jaspert, 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, Réponse tensile inélastique monotonique et cyclique du gr10 préchargé européen. 9 assemblages de boulons, *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. Méthodes Struct. Dyn. Earthq. 2017*: pp. 802-814. <https://doi.org/10.7712/120117.5458.17524>.
- [36] M.D. Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, Critères simplifiés pour la modélisation des éléments finis des boulons préchargés européens, *Steel Compos. Struct.* 6 (2017) 643–658.
- [37] M. D’Antimo, M. Latour, J. Jaspart, J. Demonceau, Étude numérique et expérimentale des poutres d’acier simplement soutenues dans le cadre d’essais d’impact de poids de chute, *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, Étude préliminaire sur les joints de faisceau à colonne sous charge d’impact, *Open Constr. Build. Technol. J.* (2017).
- [40] H. Wang, B. Yang, X.H. Zhou, S.B. Kang, Numerical analyses on steel beams with fin-plate connections subjected to impact loads, *J. Constr. Steel Res.* (2016). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.05.016>.

CHAPITRE 6

SIMULATION DU COMPORTEMENT SISMIQUE PAR ESSAI PSEUDO-DYNAMIQUE

6.1 INTRODUCTION

Dans les chapitres précédents, le comportement des assemblages FREEDAM a été décrit en tenant compte de la réponse expérimentale et numérique des composants et des amortisseurs frictionnels. Dans ce chapitre, compte tenu du manque de données expérimentales traitant de l'évaluation du comportement des bâtiments à l'échelle réelle avec assemblages frottant, les résultats des tests sur des structures à l'échelle réelle développés au cours du projet FREEDAM sont présentés. Historiquement, seuls quelques travaux ont été consacrés au comportement expérimental de structures acier à échelle 1 sous charge sismique. Ce qui laisse quelques incertitudes sur la portée de la validité des approches de modélisation habituellement adoptées lors des analyses dynamiques non linéaires. Des modèles numériques sont couramment adoptés, mais les ingénieurs spécialisés ne sont souvent pas conscients des limites du champ d'application de ces modèles. Ceci est dû à une quantité limitée de données expérimentales relatives aux structures de taille réelle nécessaire à la validation des approches analytiques. Ce manque de données est dû principalement au manque d'équipements expérimentaux pour des structures à l'échelle 1 ainsi qu'aux efforts importants nécessaires pour mener ces campagnes.

Dans ce cadre, le présent chapitre présente les évaluations du comportement dynamique de structures en vraie grandeur équipées d'assemblages FREEDAM et d'assemblages RBS. Dans ce cadre, des essais pseudo-dynamiques sur des bâtiments ont été réalisés au laboratoire STRENGTH de l'Université de Salerne. Par souci de clarté, il convient de souligner que cette action de recherche expérimentale s'inscrit dans un programme d'essais plus large qui concerne l'étude de cinq typologies d'assemblages différents, toutes conçues pour fournir une capacité de rotation supérieure au minimum requis par l'Eurocode 8 pour la classe de ductilité élevée (DCH) : assemblages RBS (Reduced Beam Section) ; assemblages à faible dommage (type FREEDAM), assemblages par plaque d'extrémité débordante (EEP), assemblages en T à double fente (DST) et en T en X à double fente (DST-X). Pour l'instant, les essais prévus ont porté sur la réalisation de deux campagnes expérimentales sur un bâtiment en acier à deux étages à l'échelle réelle, équipé d'assemblages RBS, dans la première campagne, et d'assemblages FREEDAM, dans la seconde. Les principaux résultats de ces essais pseudo-dynamiques sont présentés dans ce chapitre. Ces derniers montrent les avantages offerts par les assemblages à faible dommage par rapport aux stratégies traditionnelles communément adoptées pour concevoir des assemblages poutre-poteau.

6.2 MAQUETTE DU BÂTIMENT

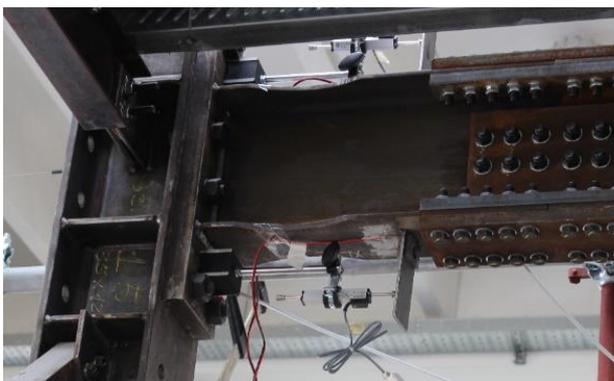
La maquette est une structure en acier à un seul compartiment et à deux étages, composée de deux portiques travaillant par effet cadre longitudinaux qui sont contreventés transversalement pour empêcher les rotations de torsion accidentelles non souhaitées. La portée longitudinale est égale à 4 m, la portée transversale est égale à 2 m et la hauteur d'étage est égale à 2,40 m. Le but de l'étude étant d'évaluer le comportement des assemblages RBS et FREEDAM lorsqu'ils sont mis en œuvre dans un bâtiment à échelle 1, la maquette a été conçue pour faciliter le remplacement des assemblages et des extrémités de poteaux ou de poutres endommagées, ce qui a permis de réaliser deux campagnes d'essais, une pour chaque typologie d'assemblage analysé (Figure 6.1). La campagne expérimentale vise à évaluer la réponse sismique de la structure soumise à une série d'événements sismiques en utilisant la méthode d'essai pseudo-dynamique. Grâce à cette technique, le comportement sismique de la structure est évalué sans imposer d'accélération du sol, mais en appliquant, avec un couple d'actionneurs hydrauliques, les déplacements du sol évalués en résolvant pas à pas les équations dynamiques du mouvement [1]-[3].



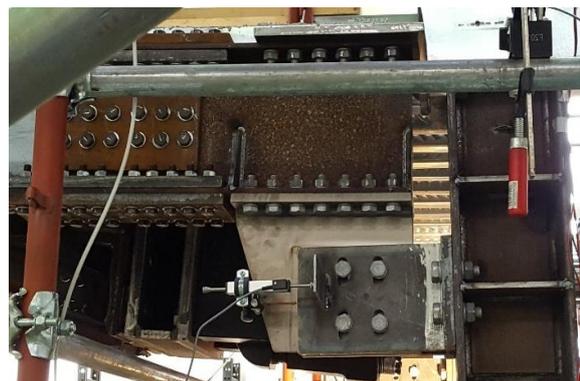
a) Maquette avec assemblages RBS



b) Maquette avec assemblages FREEDAM



c) Assemblage RBS



d) Assemblage FREEDAM

Figure 6.1: La maquette et ses connexions

Dans un souci de clarté, les principales informations concernant la maquette sont brièvement présentées. Les planchers sont constitués d'un bac en acier HI-BOND A55 qui, en incluant la

dalle en béton armé, a une hauteur totale égale à 100 mm. Le bac transfère les charges à cinq poutres secondaires IPE 140 ou HEB 140 équidistantes (Figure 6.2). La conception parasismique n'implique aucun comportement mixte car aucun goujon n'a été mis en place et un espace approprié a été laissé entre la dalle et les poteaux, conformément aux recommandations de l'Eurocode 8. Des platines rigides en acier ancrées par des barres dywidag à haute résistance assurent la connexion de la maquette et du mur de réaction acier à la dalle du laboratoire. En outre, un diaphragme rigide en acier relie les semelles en acier de la maquette à la base du mur de réaction.

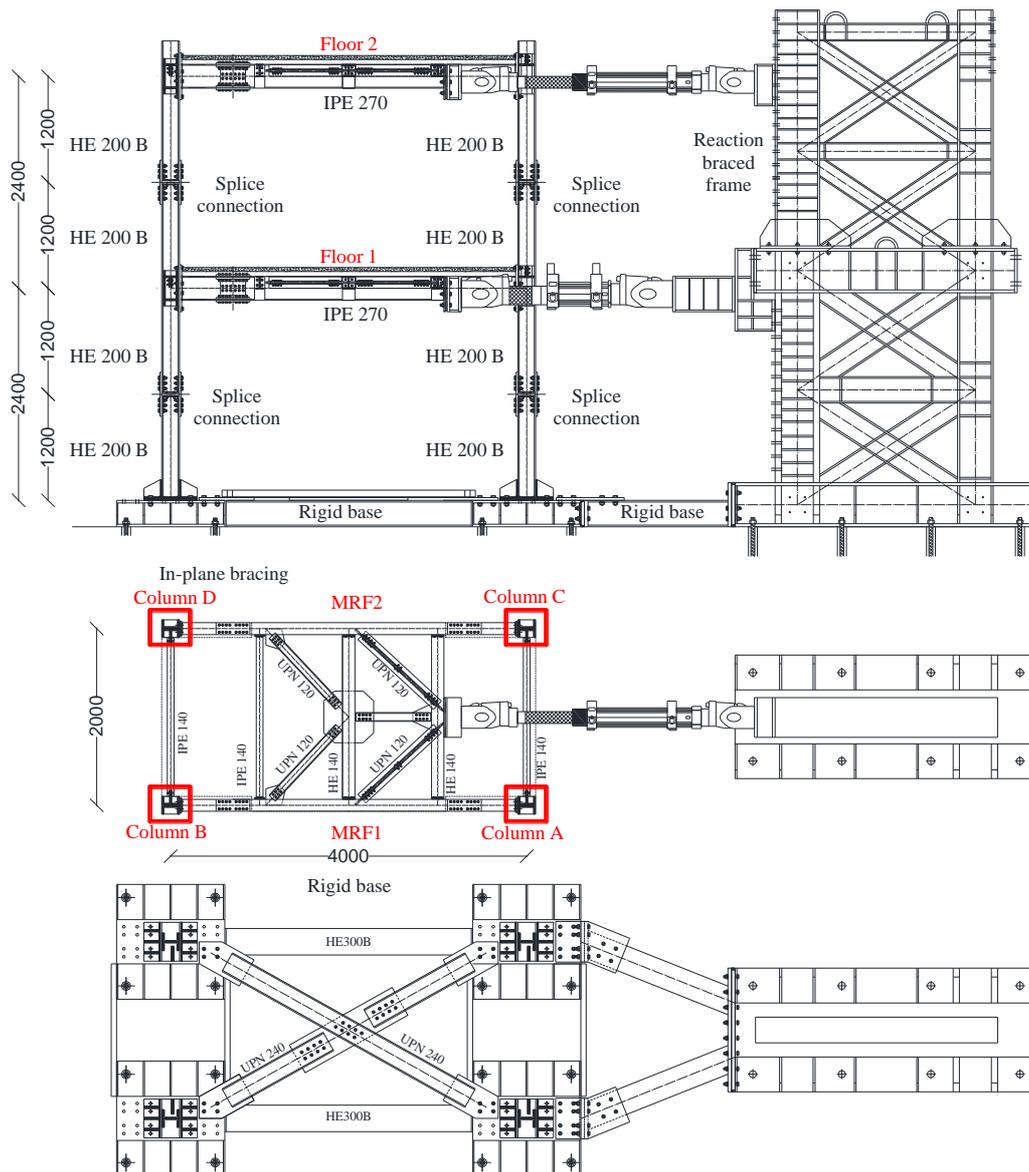
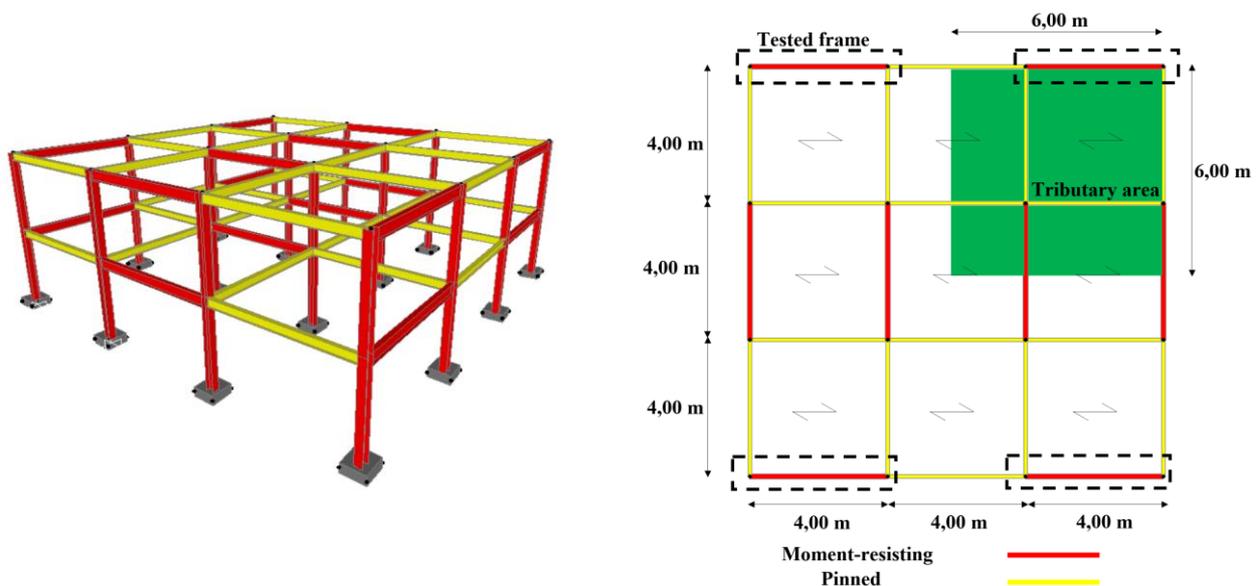


Figure 6.2 : Maquette du bâtiment (avec assemblages RBS)

Les poutres IPE 270 en acier S275JR et les poteaux HEB 200 en acier S355JR ont été retenues pour les éléments de structure. La conception de la charpente a été réalisée conformément aux dispositions de l'Eurocode 8 [4]-[5]. Plus précisément, les portiques sont conçus en classe de

ductilité élevée (DCH) et les éléments de structure ont été conçus en tenant compte à la fois des exigences en matière de fonctionnement et d'état limite ultime (facteur de comportement égal à 6, spectre de type 1, accélération maximale du sol égale à 0,35 g et sol de type B, déplacements relatifs entre étages (drift) de 1% dans les conditions de fonctionnement en supposant que les cloisons n'interfèrent pas avec la déformation de la structure principale). La maquette testée a été choisie de manière à ce que les portiques soient représentatifs d'une structure de référence caractérisée, pour chaque direction, par trois travées de longueur égale à 4 m (Figure 6.3). Le bâtiment de référence est caractérisé par quatre portiques dans chaque direction, tandis que les autres baies sont considérées comme étant nominalement articulées (Figure 6.3). Les valeurs de calcul des charges sont les suivantes : i) les charges permanentes sont égales à 3,9 kN/m² et 3,6 kN/m² au niveau intermédiaire et en toiture, respectivement ; ii) les charges d'exploitation sont égales à 3 kN/m² au premier niveau et 0,5 kN/m² en toiture. La zone d'influence de chaque portique correspond au quart de la surface totale du plancher. Le poids des éléments de structure et des revêtements a été pris en compte en augmentant les masses d'environ 10 %. En particulier, les masses appliquées sur portique sont égales à 19 tonnes et 14,2 tonnes au premier et au deuxième niveau, respectivement.



a) Vue 3D du schéma structurel de référence

b) Vue en plan et localisation du portique testé

Figure 6.3 : Schéma de référence adopté pour la conception des MRF testés

La campagne expérimentale menée au laboratoire STRENGTH de l'université de Salerne s'inscrit dans un programme de recherche plus large visant à étudier l'influence de différents assemblages poutre-poteau sur le comportement sismique global structurel. Pour cette raison, la séquence d'accélérogrammes adoptée est la même pour les deux campagnes expérimentales réalisées avec les assemblages RBS [5] et FREEDAM. Les accélérogrammes sélectionnés et leurs pics d'accélération au sol amplifiés sont donnés au Tableau 6.1. Il convient de souligner que lors de la première campagne expérimentale, entre l'essai 1 et l'essai 2, un autre essai a été réalisé, mais il s'agissait d'un essai partiel et, pour cette raison, il n'est pas présenté ci-après.

Tableau 6.1: Accélérogrammes d'essais

Test n.	Accélérogramme	PGA
1	Imperial Valley	1.10g
2	Spitak	0.80g
3	Artificiel	0.50g
4	Santa Barbara	0.80g
5	Coalinga (partiel)	0.80g

6.3 ESSAIS PSEUDO-DYNAMIQUES DE LA MAQUETTE DU BÂTIMENT AVEC ASSEMBLAGES RBS

Dans cette section, les résultats expérimentaux liés à la campagne concernant la structure équipée d'assemblages RBS sont rapportés et discutés.

L'analyse des résultats expérimentaux permet d'anticiper que pour tous les essais, les pics de déplacement du plancher et les pics de force des actionneurs se sont produits au même moment. Cet aspect est conforme à la réponse attendue car la structure est régulière et le premier mode de vibration est dominant. Le Tableau 6.2 présente les principaux résultats.

Tableau 6.2 : Principaux résultats expérimentaux (structure avec assemblages RBS)

Imperial Valley 1.1g		Test 1	Test 2	Test 3	Test 4	Test 5	
Tranchant maximum à la base de la structure (kN)	Tirée	-751	-652	-444	-586	-630	
	Poussée	667	670	555	592	612	
Déplacement maximum au premier étage (mm)	Tirée	-78	-17	-29	-48	-47	
	Poussée	44	85	40	41	62	
Déplacement maximum du toit (mm)	Tirée	-150	-34	-66	-99	-94	
	Poussée	88	171	83	85	129	
Drift maximal (%)	Tirée	Niveau 1	-3.3	-0.7	-1.2	-2.0	-2.0
		Niveau 2	-3.0	-0.7	-1.5	-2.2	-2.0
	Poussée	Niveau 1	1.9	3.5	1.7	1.7	2.6
		Niveau 2	1.9	3.6	1.8	1.8	2.8

6.3.1 Imperial Valley (PGA = 1,1g)

Le premier test a consisté à appliquer l'accélération du sol enregistrée par la station située à Imperial Valley (USA) en 1979. Il est important de souligner que l'accélération maximale naturelle du sol était égale à 0,37g mais, dans ce cas, un PGA amplifié égal à 1,10g, soit environ trois fois la valeur réelle, a été utilisé.

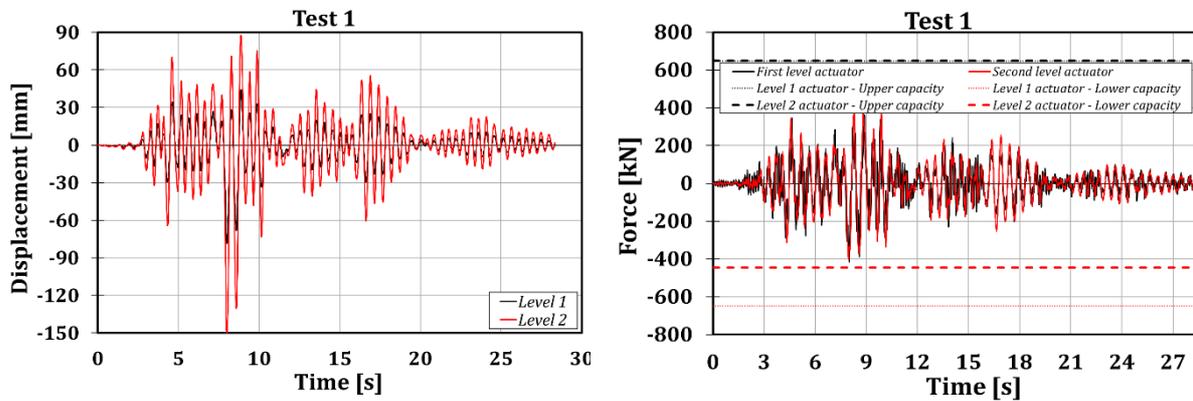


Figure 6.4 : Historique des déplacements (à gauche) et des réactions (à droite) pour le test 1

La Figure 6.4 montre que les valeurs des forces obtenues à partir de l'actionneur du premier niveau fluctuent davantage que celles du second niveau. Cela est principalement dû à la plus faible précision de la mesure de la force par l'actionneur MTS 243.60-02.. Alors que l'actionneur supérieur (MTS 243.45-01) est équipé d'un capteur de force à jauge de contrainte, l'actionneur inférieur est équipé d'un capteur de pression différentielle. L'effort tranchant maximal à la base, les déplacements maximums et les drift sont résumés dans le Tableau 6.2.

On peut observer que le drift maximal est d'environ 3 %, ce qui entraîne une plastification importante des éléments de structure. Les mesures locales ont montré que les assemblages RBS et les pieds de poteaux ont subi des dommages. Les dommages étaient plus importants pour les assemblages RBS situés au premier niveau et plus faibles pour les assemblages RBS du deuxième étage. La valeur observée de la force d'élasticité des RBS est sensiblement en accord avec les valeurs utilisées lors de la conception des structures (127,5 kNm).

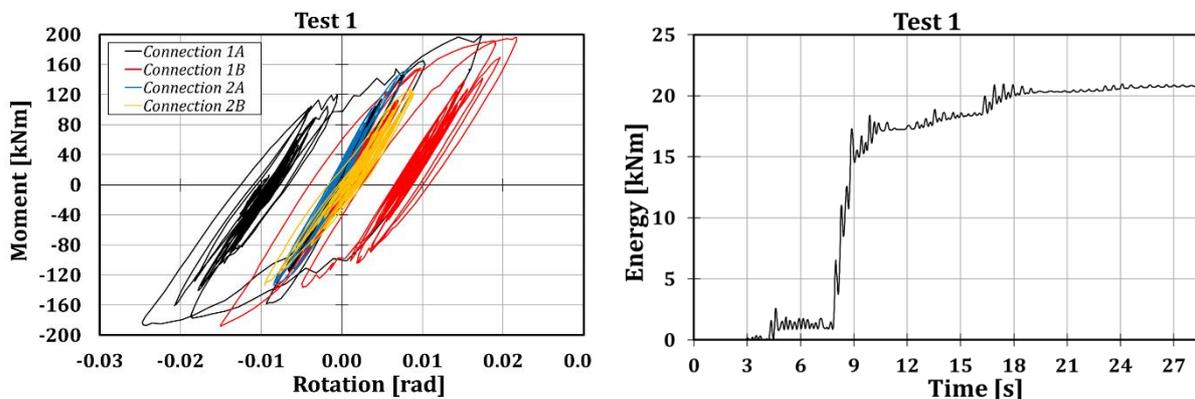


Figure 6.5 : Courbes d'hystérésis de l'assemblage RBS (à gauche) et de l'énergie globale dissipée (à droite) pour le test 1 (MRF-1)

Les dommages survenus dans la structure lors du test 1 étaient dus au nombre important de cycles subis par les assemblages RBS du premier niveau. Ceci est démontré par les courbes d'hystérésis des RBS données dans la Figure 6.5 à gauche. Dans la Figure 6.5, la valeur de l'énergie dissipée par les RBS calculée à partir des courbes d'hystérésis est également indiquée sur la droite. Il est intéressant de noter que les connexions RBS ont atteint une rotation locale maximale légèrement inférieure à 30 mrad, ce qui est très proche de l'exigence de l'EC8 pour les assemblages poutre-poteau dans les portiques de classe DCH (35 mrad).

6.3.2 Spítak ($PGA = 0,80g$)

Le second accélérogramme était très différent du précédent car il était principalement caractérisé par un unique pic de grande amplitude alors que l'accélérogramme précédent était caractérisé par un nombre plus élevé de pics. Cette caractéristique se manifeste clairement dans les résultats: pour le tremblement de terre de Spítak, il n'y a qu'une seule excursion principale dans le domaine plastique, caractérisée par un drift d'environ 3,6 %. Alors que la structure reste pratiquement élastique pendant le reste du temps. Cela peut être clairement compris en analysant les mesures locales en considérant, par exemple, la courbe moment-rotation des assemblages RBS (Figure 6.6). On peut noter que la courbe moment-rotation de l'assemblage RBS le plus sollicité est caractérisée par une rotation maximale d'environ 30 mrad, avec un moment fléchissant au centre du RBS égal à environ 200 kNm.

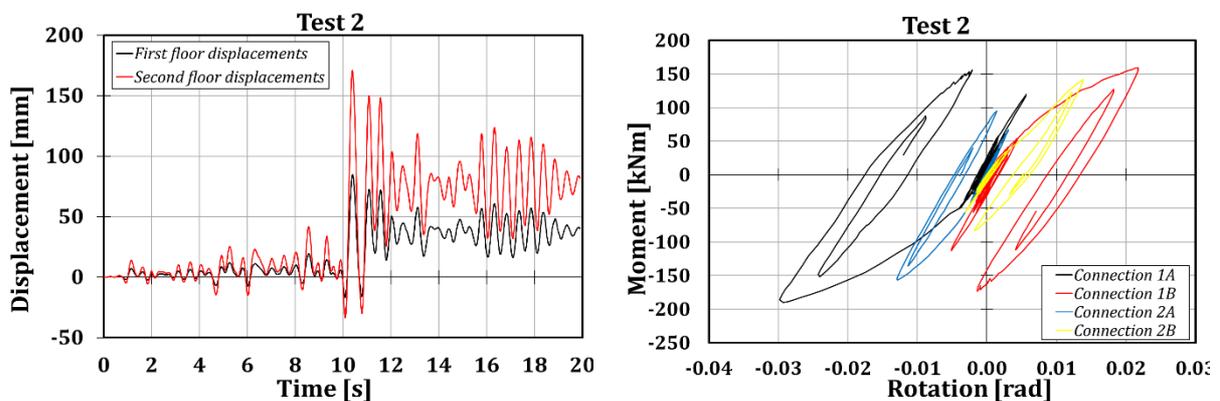


Figure 6.6 : Historique des déplacements (à gauche) et courbes moment-rotation (à droite)

Il est utile d'observer que cette valeur du pic de moment est bien supérieure à la valeur attendue du moment de flexion adoptée lors de la phase de conception pour le contrôle de l'assemblage, qui a été déterminée en considérant une plastification complète avec écrouissage (140 kNm). Cela signifie que le facteur de sur-résistance égal à 1,1 suggéré par EC8 est largement sous-estimé. En fait, dans ce cas, le rapport entre le moment de flexion mesuré et la valeur nominale de la résistance plastique du RBS est égal à environ 1,6. Cette sur-résistance, qui dépasse largement la valeur donnée par les dispositions du code, est probablement due à la réduction du

rapport largeur/épaisseur des semelles de la poutre dans la zone RBS qui empêche pratiquement tout voilement local, comme en témoigne le mode de ruine correspondant à la rupture de la semelle ou de la soudure.

6.3.3 Enregistrement artificiel (PGA = 0,50g)

Le troisième accélérogramme a été créé artificiellement à l'aide de l'outil SIMQKE afin de correspondre au spectre de conception adopté. Ce choix a été effectué dans le but d'étudier les effets d'un tremblement de terre caractérisé par un nombre élevé de pics d'accélération. Dans ce cas, une accélération maximale du sol (PGA) égale à 0,50g a été retenue.

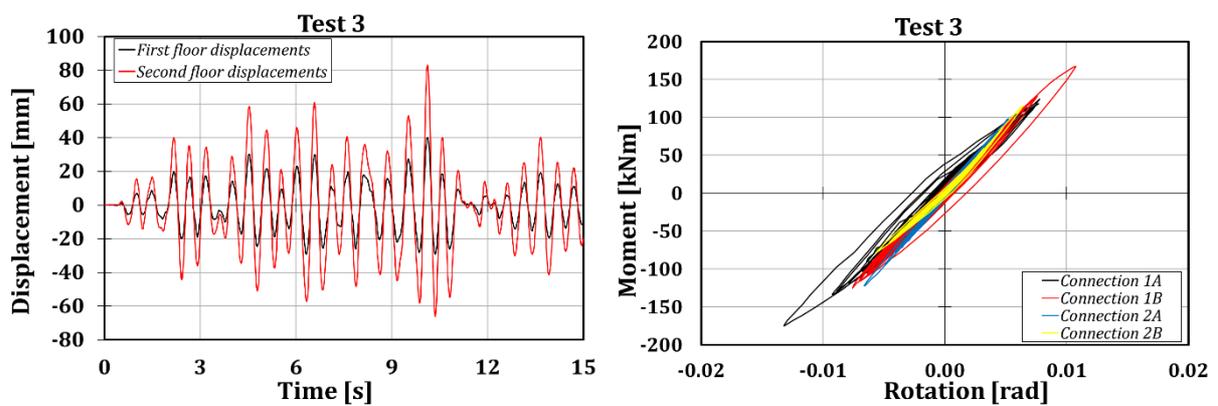


Figure 6.7 : Historique des déplacements (à gauche) et courbes moment-rotation (à droite)

Au cours du troisième essai, les assemblages RBS du premier niveau ont atteint un moment de flexion d'environ 170 kNm, tandis qu'au deuxième étage, les assemblages RBS n'ont été que légèrement endommagés, développant des moments fléchissant maximum de 120 kNm et des rotations inférieures à 10 mrad (Figure 6.7). La réaction d'appui maximale à la base de la structure était égale à 555 kN et le déplacement maximum du toit d'environ 83 mm, ce qui a entraîné un drift maximal d'environ 1,8 %. En termes de courbes moment-rotation, les assemblages RBS sont restés pratiquement dans le domaine élastique.

6.3.4 Santa Barbara (PGA = 0,80g)

L'essai n°4 a consisté à appliquer l'accélérogramme de Santa Barbara. Cet essai n'a pas conduit à une plastification supplémentaire significative des assemblages RBS et la réponse structurelle était quasiment élastique, comme le montrent les courbes relatives aux déplacements des étages ainsi que les courbes d'hystérésis moment-rotation présentées à la Figure 6.8. Tous les principaux résultats concernant cet essai sont présentés dans le Tableau 6.2.

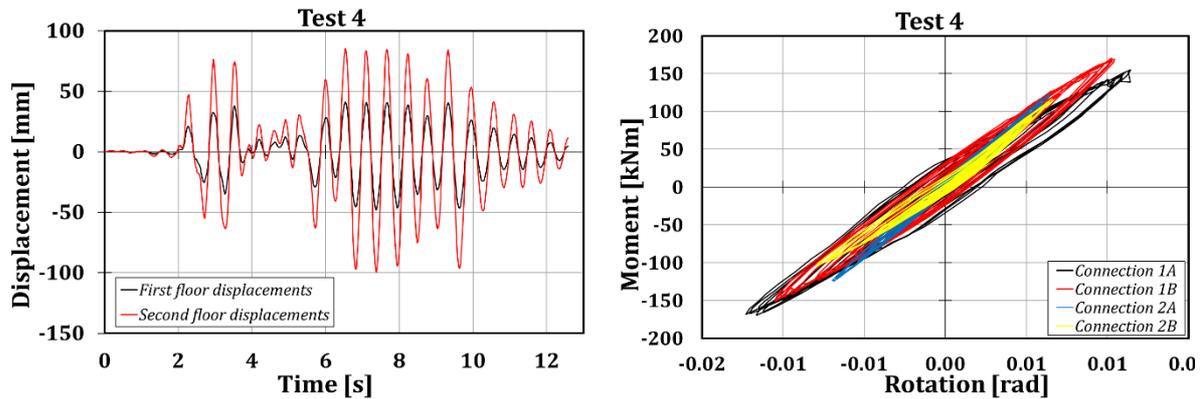
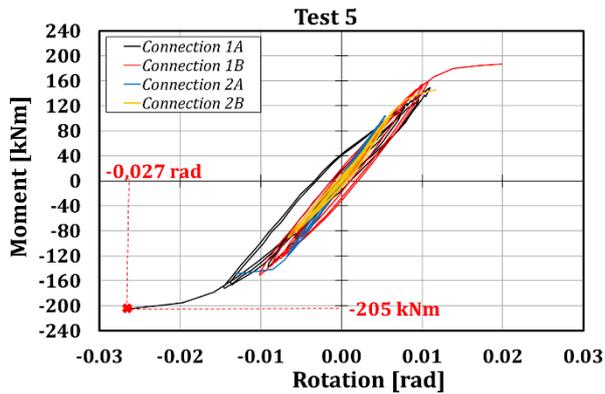


Figure 6.8 : Historique des déplacements (à gauche) et courbes moment-rotation (à droite)

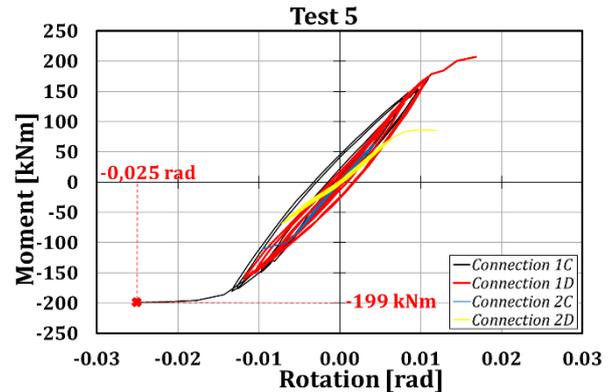
6.3.5 Coalinga (PGA = 0,80g)

La ruine de la structure a été atteinte au cours de l'essai 5. En particulier, le dernier essai a été interrompu après la ruine de deux assemblages RBS situés au premier étage du bâtiment, sur les deux portiques opposés, du côté des vérins (Figure 6.9). La ruine a été déclenchée par la rupture localisée de la soudure du RBS-1A. Par la suite, la ruine de l'assemblage RBS-1C a été provoquée par la redistribution des efforts qui ont généré un moment de torsion et une surcharge du portique opposé. La ruine locale du RBS-1A a été attribuée à l'atteinte de la résistance en fatigue de la soudure et au moment fléchissant étonnamment élevé agissant au niveau de la semelle du poteau. Il convient de noter que le moment fléchissant correspondant à la ruine de l'assemblage RBS-1A était égal à 205 kNm. Cette valeur, comme souligné précédemment, excède d'environ 60% la résistance nominale du RBS (Figure 6.9).

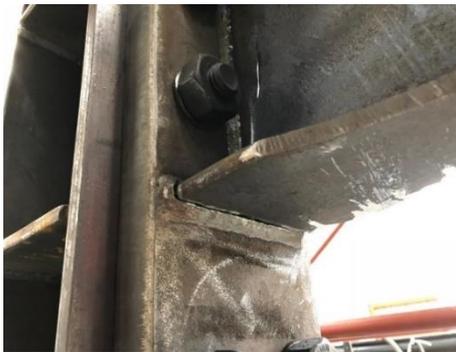
Même si la fracture de la soudure reliant la semelle de la poutre à celle du poteau ne correspond pas au mode de ruine attendu dans des assemblages RBS, il faut considérer que le protocole de charge communément adopté pour l'analyse expérimentale du comportement cyclique des assemblages RBS, généralement utilisé dans des systèmes poutre-poteau relativement simples, est complètement différent des conditions de charge survenant dans les assemblages poutre-poteau du bâtiment à deux étages testé en raison de l'application d'une série de cinq séismes. Il semble que la ruine des soudures puisse être une conséquence de la fatigue résultant de séismes répétés dont l'action globale donne lieu à un nombre élevé de cycles ayant des amplitudes relativement faibles, qui ne sont pas en mesure de produire le flambement local et seulement quelques cycles de grande amplitude qui n'ont pas donné lieu au flambement local en raison de la réduction du rapport largeur/épaisseur des semelles de poutre dans la zone de section réduite.



a) Test 7 - Poteaux A-B, 1er et 2ème étages



b) Test 7 - Poteaux C-D, 1er et 2ème étages



c) Ruine de la soudure du RBS 1A



d) Ruine au niveau du centre du RBS 1C

Figure 6.9 : Courbes d'hystérésis des RBS ayant rompu (en haut) et modes de ruine (en bas)

Pour vérifier avec performance de la soudure à la fin de l'essai, un RBS disponible en laboratoire et prélevé sur le même produit a été coupé et inspecté. L'enquête a révélé que le détail du joint bout à bout à pénétration totale a été réalisé correctement et sans défauts significatifs (Figure 6.10).

Il convient de noter que la typologie des détails de soudure adoptée est conforme aux règlements EC3 [6] et EC8 et, en outre, est conforme aux indications données dans le guide de conception de l'acier de l'AISC [7]. Le soudage de la poutre sur la platine d'extrémité, tel que recommandé dans le guide de conception de l'AISC, ne comprend pas de trous d'accès dans l'âme de la poutre pour éviter la rupture prématurée de la semelle de la poutre due à une concentration de contraintes [8]. Par conséquent, comme indiqué à la Figure 6.10 la semelle de la poutre a été soudée avec des soudures à pleine pénétration avec un angle de 45° , à l'exception de la zone de la semelle située directement au-dessus de l'âme de la poutre, qui a été soudée avec une soudure à pénétration partielle sur le côté extérieur et des soudures d'angle dans les rayons de congé. Comme le détail est conforme aux principales recommandations du code, le résultat obtenu confirme que la rupture partiellement fragile doit être attribuée, d'une part, à la sous-estimation des facteurs de sur-résistance utilisés dans la conception et, d'autre part, aux règles adoptées pour concevoir les détails de soudure, qui ne tiennent probablement pas compte correctement des phénomènes de fatigue qui peuvent se produire sous l'effet d'événements sismiques répétés. Ce résultat souligne la nécessité d'approfondir les recherches consacrées à l'évaluation de la

réponse sismique des détails de soudure typiques sous l'effet des actions sismiques et de leur durée de vie en fatigue oligocyclique.

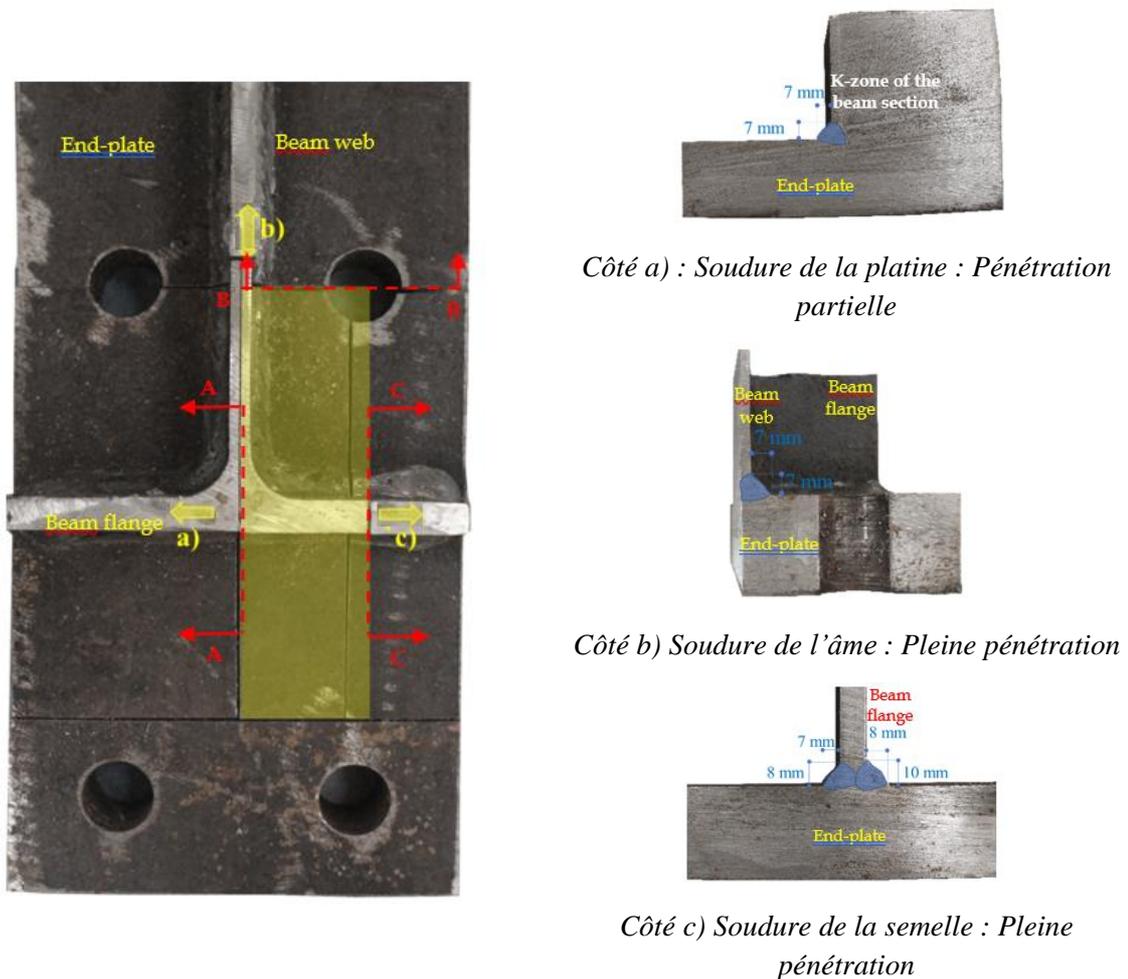


Figure 6.10 : Détail des soudures

Malgré ces considérations, il faut observer que les assemblages RBS testés ont été soumis à une série de cinq événements sismiques endommageant, qui est une condition très sévère normalement non requise par la pratique de conception courante. Par conséquent, même si le mode d'effondrement final n'était pas totalement satisfaisant, le comportement des portiques était raisonnablement fiable, ce qui confirme la grande capacité de dissipation d'énergie des assemblages RBS.

La Figure 6.11 montre les déplacements du plancher et les forces dans les vérins. Le Tableau 6.2 donne plus de détails.

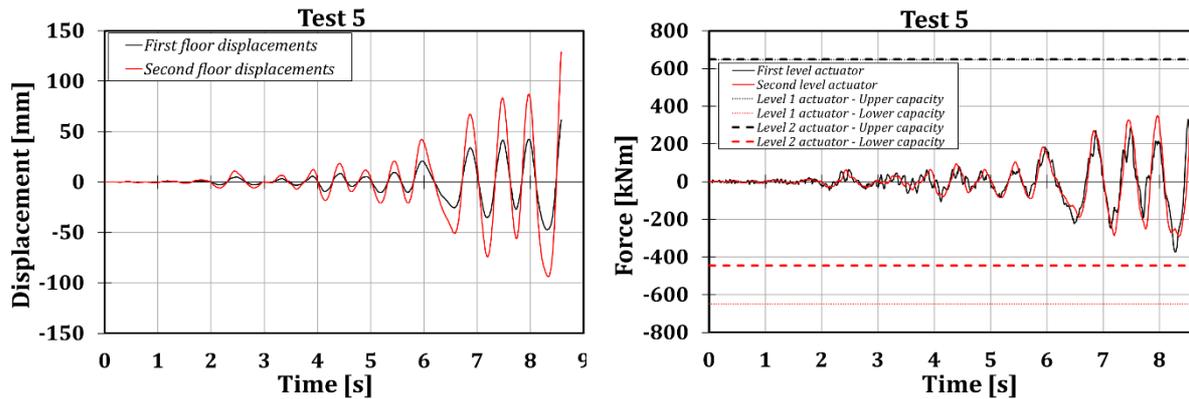


Figure 6.11 : Déplacements du plancher (à gauche) et forces dans les vérins (à droite) de l'essai 5

6.4 ESSAIS PSEUDO-DYNAMIQUES DU BÂTIMENT MODÈLE AVEC DES ASSEMBLAGES FREEDAM

Dans cette section, les résultats expérimentaux de la campagne concernant la structure équipée d'assemblages FREEDAM sont détaillés et discutés. Il convient de souligner que les données sismiques appliquées sont les mêmes que celles utilisées lors de la campagne précédente. Un tel choix permettra de comparer le comportement sismique de la structure lorsqu'elle est équipée des deux typologies d'assemblages analysées. Le Tableau 6.3 résume les principaux résultats de la campagne.

Tableau 6.3 : Principaux résultats expérimentaux (structure avec assemblages FREEDAM)

Imperial Valley 1.1g		Test 1	Test 2	Test 3	Test 4	Test 5	
Effort tranchant à la base maximum (kN)	Tirée	-537	-447	-272	-388	-439	
	Poussée	477	470	347	483	495	
Déplacement maximum au premier étage (mm)	Tirée	-73	-53	-41	-56	-72	
	Poussée	65	79	38	52	61	
Déplacement maximum en toiture (mm)	Tirée	-104	-84	-75	-89	-112	
	Poussée	103	112	52	70	85	
Drift maximal (%)	Tirée	Niveau 1	-3.0	-2.2	-1.7	-2.3	-3.0
		Niveau 2	-1.3	-1.3	-1.4	-1.4	-1.7
	Poussée	Niveau 1	2.7	3.3	1.6	2.2	2.5
		Niveau 2	1.6	1.4	0.6	0.7	1.0

6.4.1 Imperial Valley (PGA = 1,10g)

Le premier test a consisté à appliquer le séisme de l'Imperial Valley, comme cela avait déjà été fait pour la première campagne expérimentale. Malheureusement, en raison de problèmes

techniques survenus avec les capteurs de déplacement au cours de ce test, aucune donnée sur la réponse locale des connexions n'est disponible. Par conséquent, il n'est possible de discuter que des déplacements des étages et des efforts dans les vérins, comme le montre la Figure 6.12.

Les déplacements du premier et du deuxième étage ont atteint les valeurs maximales de 73 et 104 mm, respectivement, et l'effort tranchant maximal à la base de la structure est égal à 537 kN (Tableau 6.3). Il est possible d'observer que les déplacements maximums du plancher et les réaction maximums au pic dans les vérins se sont produits aux mêmes moments. Cela était prévisible car la structure est régulière et se caractérise par la prédominance du premier mode de vibration. Un autre aspect pertinent est lié au fait que les dispositifs de friction n'ont pas assuré l'auto-recentrage de la structure puisque des déplacements résiduels existaient en fin de l'essai (environ 16 mm et 29 mm au premier et au deuxième étage, respectivement).

Lors de ce test, un glissement s'est produit pour certains amortisseurs à friction. En se référant au Tableau 6.3, il est possible de noter que les drifts ont atteint les valeurs maximales de 3 % au premier étage et 1,6 % au second étage, bien au-delà de la limite élastique nominale de la structure qui est égale à environ 1 %, comme cela avait été supposé lors de la phase de conception.

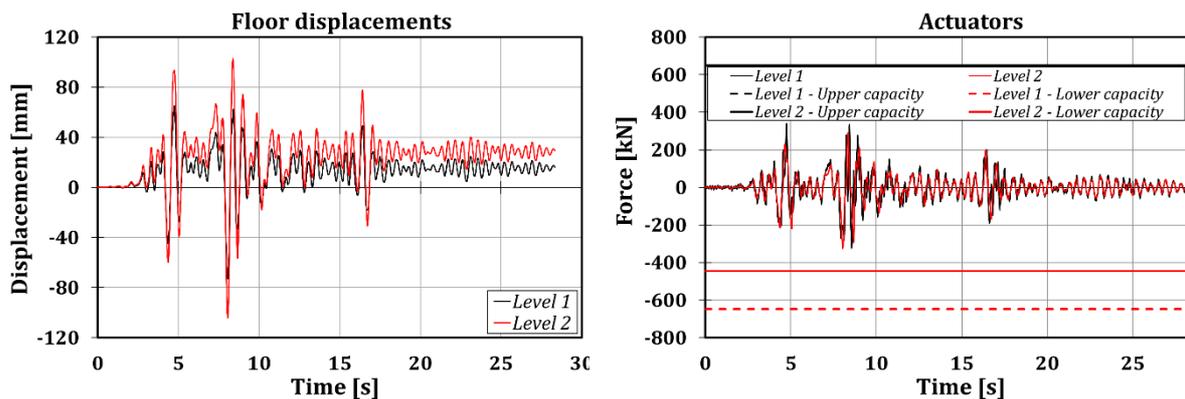


Figure 6.12 : Test 1 : déplacements du sol (à gauche) et réactions (à droite)

6.4.2 Spitak ($PGA = 0,80g$)

Pour le deuxième essai, le bâtiment (corps d'épreuve) a été soumis au tremblement de terre de Spitak. Dans ce cas, les données expérimentales relatives au comportement des connexions sont également disponibles. En ce qui concerne cet accélérogramme, il convient de souligner une caractéristique importante: son diagramme est caractérisé par un seul pic d'amplitude assez importante, comme cela a déjà été souligné dans la discussion des résultats expérimentaux concernant la campagne d'essais précédente. Cet aspect se reflète dans les résultats : la maquette n'a connu qu'une seule incursion dans la domaine plastique, comme le montre clairement la Figure 6.13 où les résultats en termes d'historique des déplacements des étages et des forces appliquées par les vérins sont présentés.

Même si une réduction maximale d'environ 15 % en termes de tranchant à la base a été observée, par rapport à l'essai 1, il est possible d'observer un pic de déplacement du toit légèrement plus

important (112 mm contre 104 mm) et un drift maximal au premier niveau égal à 3,3 %. De plus, dans ce cas, les drifts maximaux sont très faibles au deuxième niveau. A la Figure 6.14, la réponse locale en termes de courbes hystérétiques moment-rotation est fournie. À partir de cette figure, il est possible d'observer que des courbes moment-rotation hystérétiques de forme rectangulaire, larges et stables, ont été obtenues, comme prévu. Néanmoins, il est possible de remarquer un comportement asymétrique des assemblages puisque les valeurs absolues des moments fléchissant maximum et minimum sont d'environ 80 kNm et 120 kNm, respectivement. Ceci est en accord avec l'asymétrie du comportement de la connexion déjà mise en évidence par les essais expérimentaux sur des sous-systèmes d'assemblages simples entre poutres et poteaux [9], comme nous l'avons vu dans le chapitre précédent. Étant donné que l'accéléromètre de Spitak est caractérisé par un pic principal, comme prévu, il a été confirmé expérimentalement que les dispositifs de friction ont été activés une seule fois (1 seul glissement sur tout le cycle), cette activation correspond à la réalisation du PGA. La rotation maximale atteinte par les connexions a été obtenue par l'assemblage 1A et sa valeur est d'environ 17 mrad. Les autres assemblages ont atteint des rotations plus faibles. En particulier, comme prévu, au deuxième niveau, les rotations des assemblages ont atteint les valeurs d'environ 0,007 et 0,002 rad.

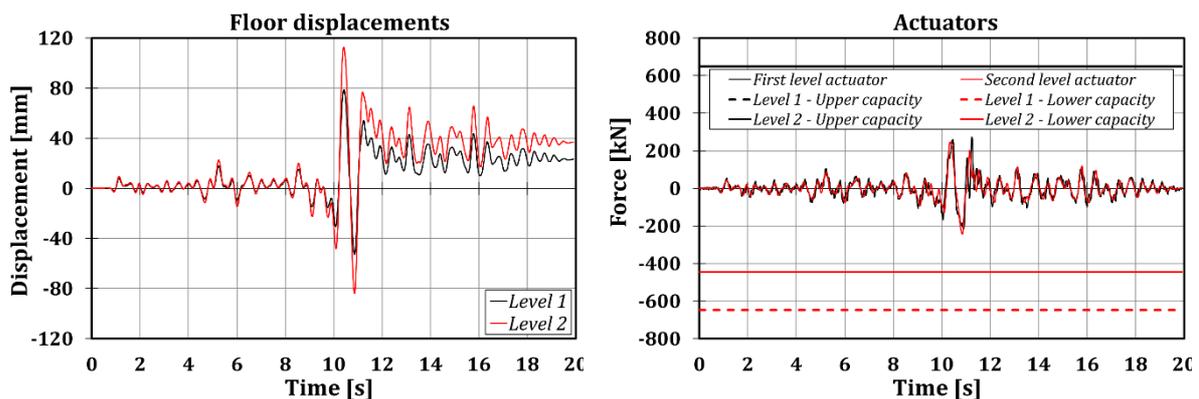


Figure 6.13 : Test 2 : déplacements des planchers (à gauche) et forces dans les vérins (à droite)

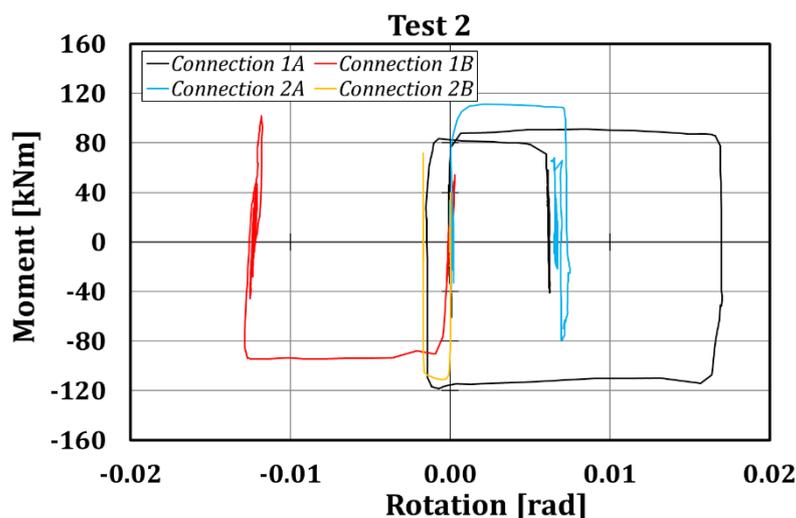


Figure 6.14 : Test 2 : courbes moment-rotation des assemblage FREEDAM montés sur MRF-1

6.4.3 Enregistrement artificiel ($PGA = 0,50g$)

Cet accélérogramme créé artificiellement, a été sélectionné par souci de cohérence avec la structure similaire testée lors de la campagne expérimentale précédente, n'a pas induits de déformations plastiques significatives dans les portiques. Les portiques ont eu un comportement quasi-élastique, sans déplacements résiduels additionnels (Figure 6.15). Les mesures plus locales lors de cet essai, suggèrent également une faible incursion de la structure dans le domaine plastique. Seule l'assemblage 1A a légèrement plastifié sa rotation maximale étant limitée à 4 mrad (Figure 6.16).

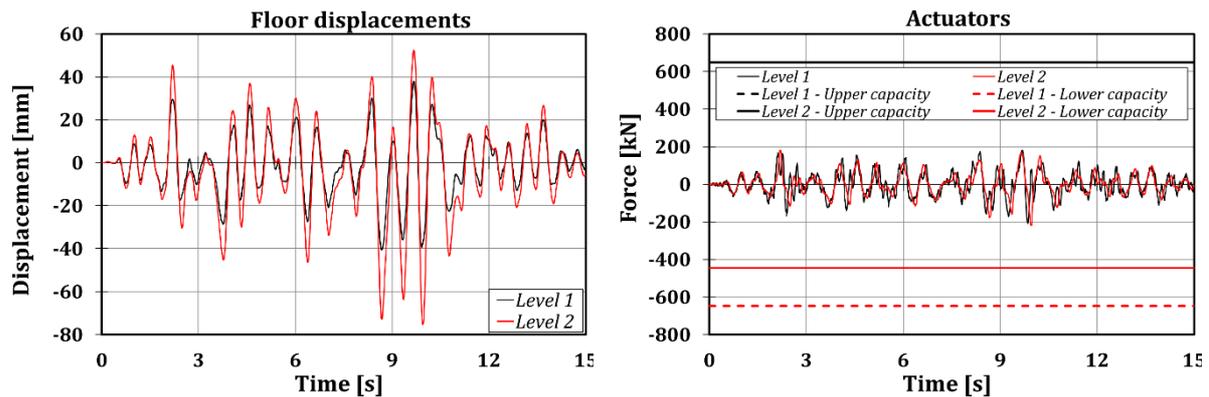


Figure 6.15 : Test 3 : déplacements des planchers (à gauche) et efforts dans les vérins (à droite)

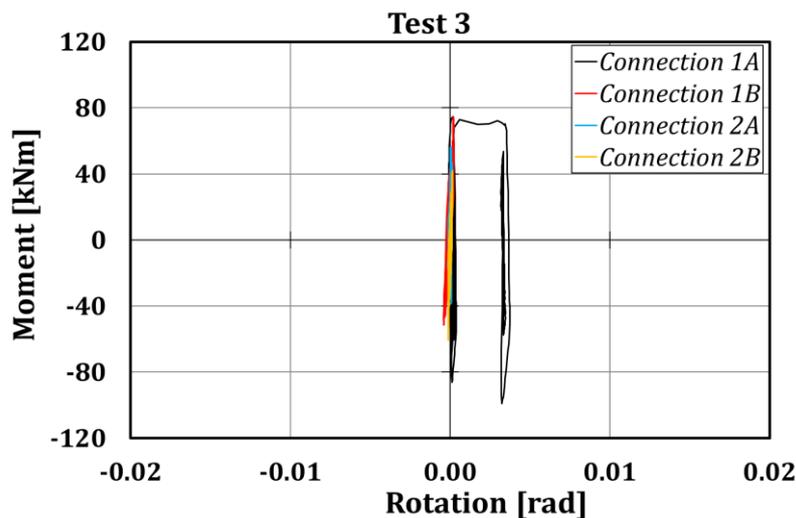


Figure 6.16 : Test 3 : courbes moment-rotation des assemblages FREEDAM montés sur MRF-1)

6.4.4 Santa Barbara ($PGA = 0,80g$)

Le quatrième test a consisté à appliquer l'accélération au sol enregistrée par la station située à Santa Barbara (USA) en 1978. Bien que l'évolution temporelle de l'accélération soit caractérisée par des pics d'amplitude importante, la pic d'accélération au sol adoptée (0,80g) n'a néanmoins permis qu'un glissement modéré des dispositifs de frottement. Le comportement global n'est pas éloigné du comportement observé lors de l'essai 3 : les déplacements des planchers n'ont pas dépassé 60 et 90 mm au premier et au deuxième étage, respectivement,

induisant un drift maximal égal à 2,3% au premier niveau (Figure 6.17). Aucun drift résiduel n'a été observé à la fin de l'essai. Dans cet essai, comme pour l'essai 3, seule l'assemblage 1A a été activé. La rotation maximale qu'elle a subi est égale à 4,6 mrad (Figure 6.18).

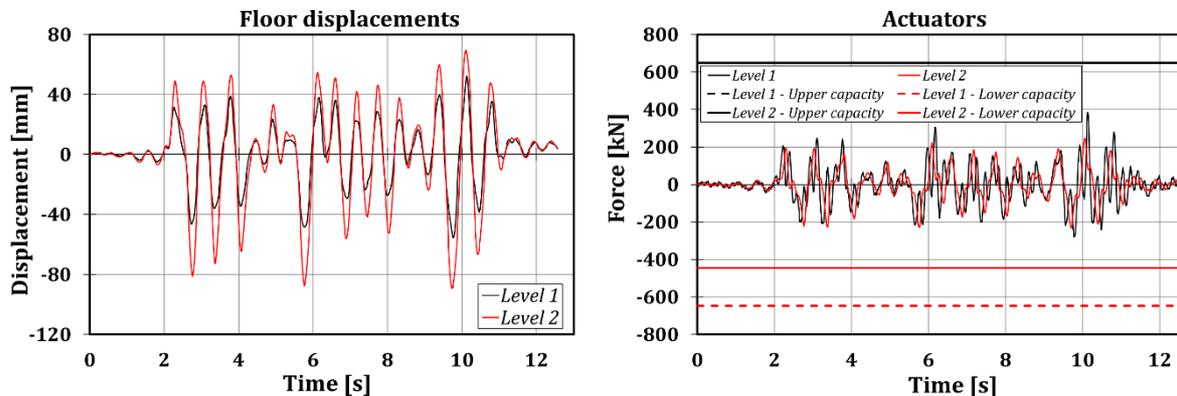


Figure 6.17 : Test 4 : déplacements des planchers (à gauche) et forces dans les vérins (à droite)

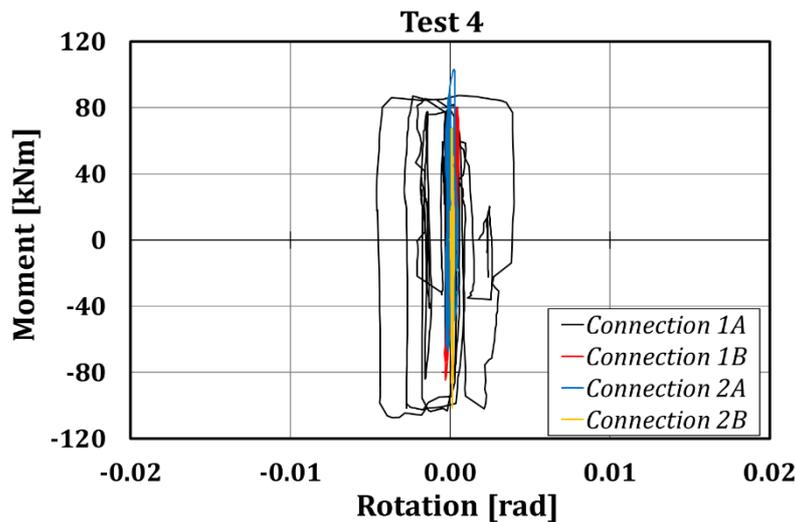


Figure 6.18 : Test 4 : courbes moment-rotation des assemblages FREEDAM montés sur MRF-1

6.4.5 Coalinga (PGA = 0,80g)

Lors du dernier test, une plus grande dissipation d'énergie s'est produite. Ce test n'a pas été achevé en raison d'un problème technique (perte de contrôle) ayant entraîné des dommages importants dans un élément reliant le corps d'épreuve et le vérin situé au premier étage. Ce problème technique s'est produit à 8,58 secondes qui correspond à l'instant où la ruine fragile du premier assemblage RBS s'est produite lors de la première campagne expérimentale. Dans la Figure 6.19 les historiques de déplacement et les hystérésis du test 5 sont présentés pour corroborer les principaux résultats présentés ci-dessus. Le déplacement maximal du plancher au niveau du toit est égal à 112 mm (la même valeur que celle de la structure dans l'essai 2). Les courbes hystérétiques sont caractérisées par une asymétrie en termes de moments de flexion positifs et négatifs. De plus, il est possible d'observer que les pics de moments diminuent au fur et à mesure que le nombre de cycles augmente. Ceci est dû à la réduction du couple de serrage

des boulons à haute résistance précontraints, causée par l'usure des plaquettes de friction (Figure 6.20).

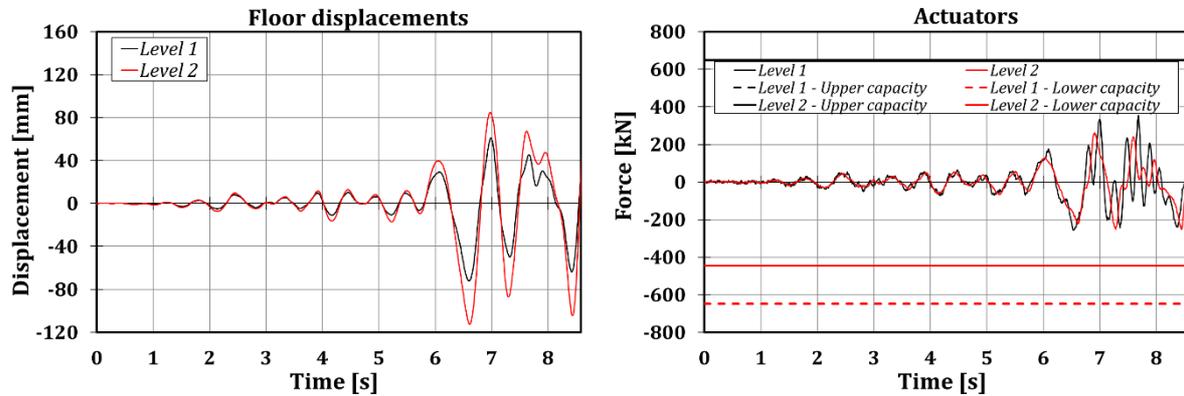


Figure 6.19 : Test 5 : déplacements des planchers et forces dans les vérins (à droite)

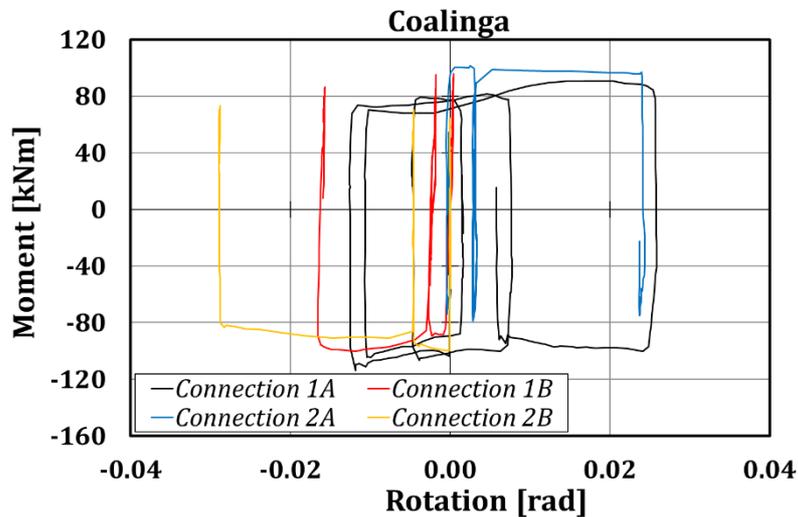


Figure 6.20 : Test 5 : courbes moment-rotation des assemblages FREEDAM montés sur MRF-1

A l'issue de cette deuxième campagne expérimentale, aucun dommage structurel n'a été observé puisque les seuls éléments qui ont contribué à dissiper l'énergie sismique étaient les patins de friction appartenant aux assemblages FREEDAM.

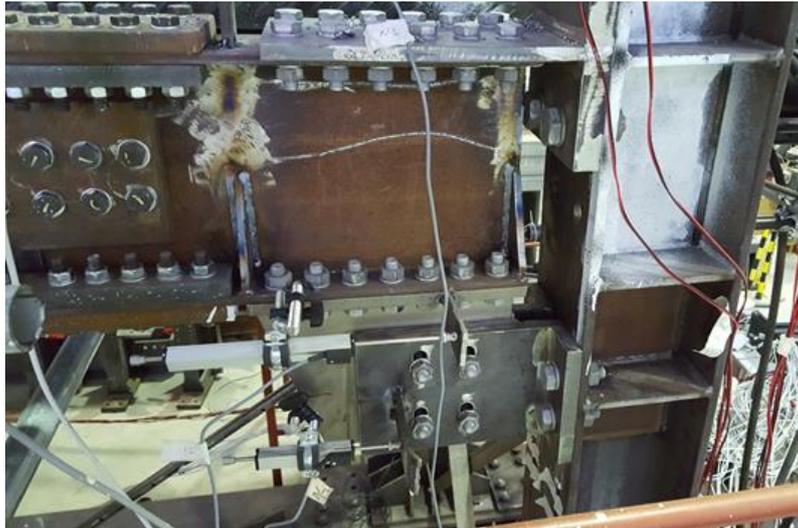


Figure 6.21 : Assemblage FREEDAM 1A à la fin de la deuxième campagne expérimentale

6.5 SIMULATION NUMÉRIQUE DE LA RÉPONSE SISMIQUE

6.5.1 Structure avec assemblages RBS

Dans la phase préliminaire de conception du corps d'épreuve, visant à compléter les résultats expérimentaux et à effectuer des prédictions de la réponse sismique, un modèle non linéaire 3D par éléments finis de la structure équipée des assemblages RBS a été développé avec le logiciel SeismoStruct [10] (Figure 6.22). La non-linéarité du comportement des éléments de la structure a été modélisée à l'aide d'une approche mixte en combinant la plasticité en variables généralisées et la plasticité répartie. En particulier, les éléments structurels ont été modélisés avec des éléments inélastiques (approche en force) en tenant compte des non-linéarités géométriques et matérielles avec une approche de plasticité répartie.



Figure 6.22 : Modèle 3D de la maquette avec connexions RBS

L'élément fini adopté est caractérisé par cinq sections d'intégration qui ont été subdivisées en au moins 150 fibres. Cette subdivision est généralement suffisante pour assurer une précision adéquate dans le calcul des courbures à partir des lois contrainte-déformation des matériaux. Des liaisons rigides ont été utilisées pour modéliser les diaphragmes de plancher, tandis que des masses concentrées ont été placées au centre des travées. Le détail structural des assemblages poutre-poteau adopté dans la maquette a déjà été testé dans un précédent travail par les mêmes auteurs. Dans cette précédente étude, la géométrie de l'assemblage était identique à la géométrie RBS avec une nuance d'acier similaire. Les résultats de ce test expérimental [11] ont été utilisés dans ce travail pour calibrer un ressort non linéaire, modélisant la réponse des assemblages RBS. La réponse moment-rotation de l'assemblage RBS testé dans [11] est présentée à la Figure 6.23 qui fait référence au moment fléchissant et aux rotations calculées par rapport à l'axe central de l'assemblage RBS. En particulier, le comportement moment-rotation de l'assemblage RBS a été modélisé en adoptant un élément de liaison lisse [12]. Ce type d'élément est l'un des modèles d'hystérésis les plus complets et les plus complexes disponibles dans les logiciels commerciaux actuels. Néanmoins, son principal inconvénient est qu'il est basé sur un grand nombre de paramètres, ce qui rend le processus de calibration très complexe. L'étalonnage de ces paramètres a été réalisé à l'aide de l'outil Multical [13] qui minimise la dispersion entre la courbe expérimentale et la courbe étalonnée, tant en termes de dissipation d'énergie que d'enveloppe cyclique. MultiCal est un outil de calibration de modèles d'hystérétiques basé sur des algorithmes génétiques.

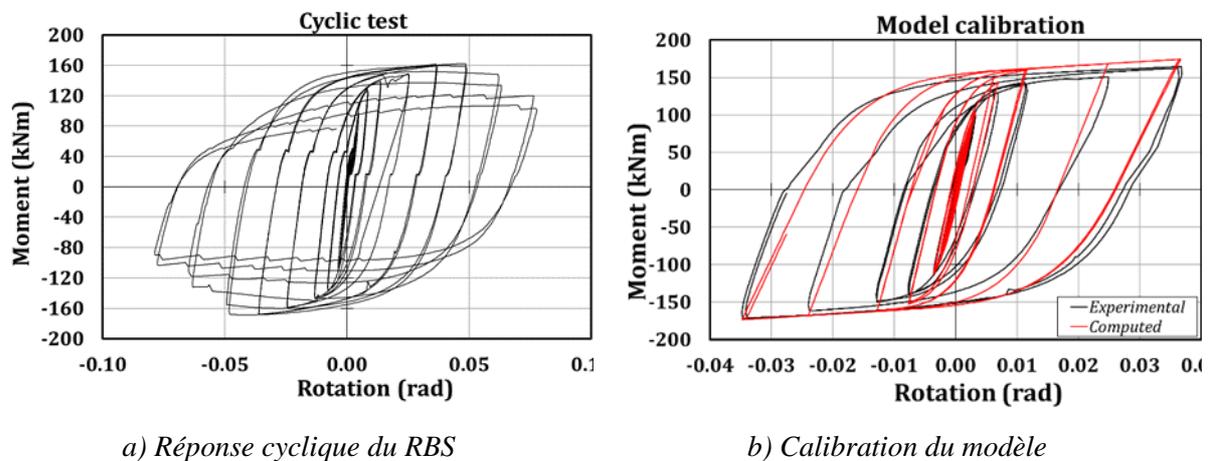


Figure 6.23 : Courbes moment-rotation expérimentale et numérique du RBS

Il permet de trouver la meilleure combinaison de paramètres correspondant à la réponse expérimentale sur la base d'un ensemble de critères définis par l'utilisateur. Dans la mesure où les essais sur la maquette conduisent à des amplitudes de rotation inférieures à 35 mrad, la procédure d'étalonnage a été appliquée en considérant les cycles de test jusqu'à l'amplitude de 35 mrad. Cet aspect est très important car le calibrage des coefficients de la maquette en dehors de cette plage de rotations prévue pourrait conduire à la définition d'un ensemble de paramètres influencés par des phénomènes qui ne se produisent pour les niveaux de rotations obtenus lors de la conception. C'est le cas, par exemple, des phénomènes de flambage observés lors de l'essai sur le sous-ensemble, qui ne se sont produits qu'à des rotations d'environ 50 mrad. La zone

d'assemblage a été modélisée selon l'approche décrite à la Figure 6.24. Ainsi, la partie raidie du panneau d'âme été modélisée avec des barres rigides excentrée, tandis que la non-linéarité de l'assemblage RBS a été incluse dans le ressort précédemment calibré. Ce ressort non linéaire a été placé au centre du RBS.

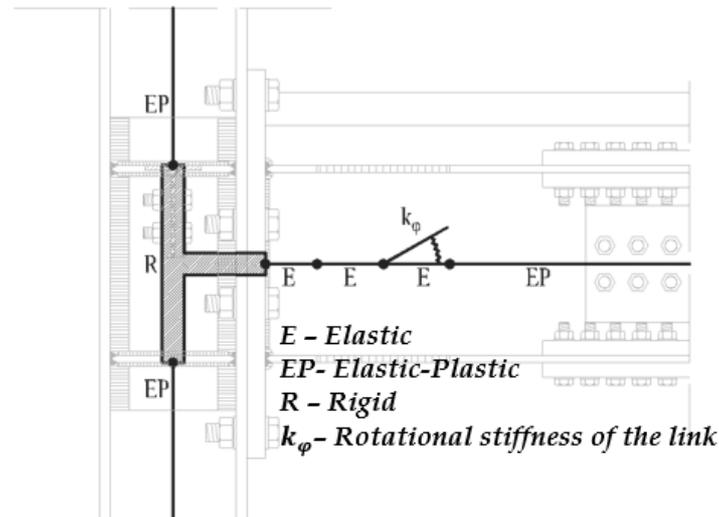


Figure 6.24 : Modèle Eléments Finis de l'ensemble assemblage-RBS

Les charges sismiques ont été appliquées, en termes d'accélération, à la base de la structure. Les analyses dynamiques temporelles ont été effectuées en adoptant l'algorithme de Hilbert-Hughes-Taylor en considérant un pas de temps de 0,01 s et en incluant une valeur d'amortissement de Rayleigh égale à 1% comme cela a déjà été fait lors des essais pseudo-dynamiques.

Dans cette section, une comparaison entre les principaux résultats expérimentaux et les prédictions du modèle numérique sont présentées. En général, par rapport aux cinq essais rapportés, le modèle éléments finis développé semble être capable d'appréhender avec un degré de précision suffisant les éléments les plus saillants de la réponse sismique globale (Tableau 6.4). Les différences entre les pics de déplacement observés et prédits ou les pics de force mesurés et prédits ne dépassent pas 25 %, sauf pour l'accélérogramme de Spitak. La précision moindre, dans ce cas précis, est probablement due à la procédure d'étalonnage appliquée pour la caractérisation des RBS. Comme expliqué dans [13], lorsque les accélérogrammes ne contiennent que quelques pics, un calibrage des paramètres du modèle basé uniquement sur les résultats d'un test cyclique peut conduire à des approximations. Il est bien connu et rapporté dans [13] que le calibrage basé uniquement sur les résultats d'un test cyclique n'est généralement pas suffisant pour obtenir une prédiction satisfaisante de la réponse locale, en particulier dans les cas où l'assemblage ne subit que quelques cycles de grande amplitude.

Tableau 6.4 : Comparaison expérimentale et numérique de l'effort tranchant à la base, les déplacements de sol et la dérive inter-étage

Essai	Effort tranchant maximal à la base (kN)		Pic de déplacement au premier étage (mm)		Pic de déplacement du toit (mm)		Drift maximal (%)				Énergie (kNm)
	Tirée	Poussée	Tirée	Poussée	Tirée	Poussée	Tirée (L-1)	Tirée (L-2)	Poussée (L-1)	Poussée (L-2)	
1 - Réel	-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 - Réel	-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 - Réel	-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 - Réel	-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 - Réel	-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

Dans ces cas, l'étalonnage doit être effectué en tenant compte au moins des résultats d'un test cyclique et des résultats d'un test monotone. Néanmoins, pour tous les autres cas, les prédictions des pics de déplacements de plancher, des forces et de drifts semblent assez précises.

Le tableau montre que le modèle EF fournit dans de nombreux cas une prédiction assez satisfaisante de la réponse globale. Cette prédiction précise des paramètres de réponse globale ne correspond pas au même niveau de précision lorsque les données des tests et les résultats analytiques sont comparés en termes de paramètres de réponse locale. Alors que les cycles d'hystérésis ont une forme globale similaire aux boucles expérimentales, les prédictions en termes de rotations maximales/minimales que subissent les assemblages RBS et de moments au pic au centre des assemblages RBS sont relativement approximatives (Figure 6.25).

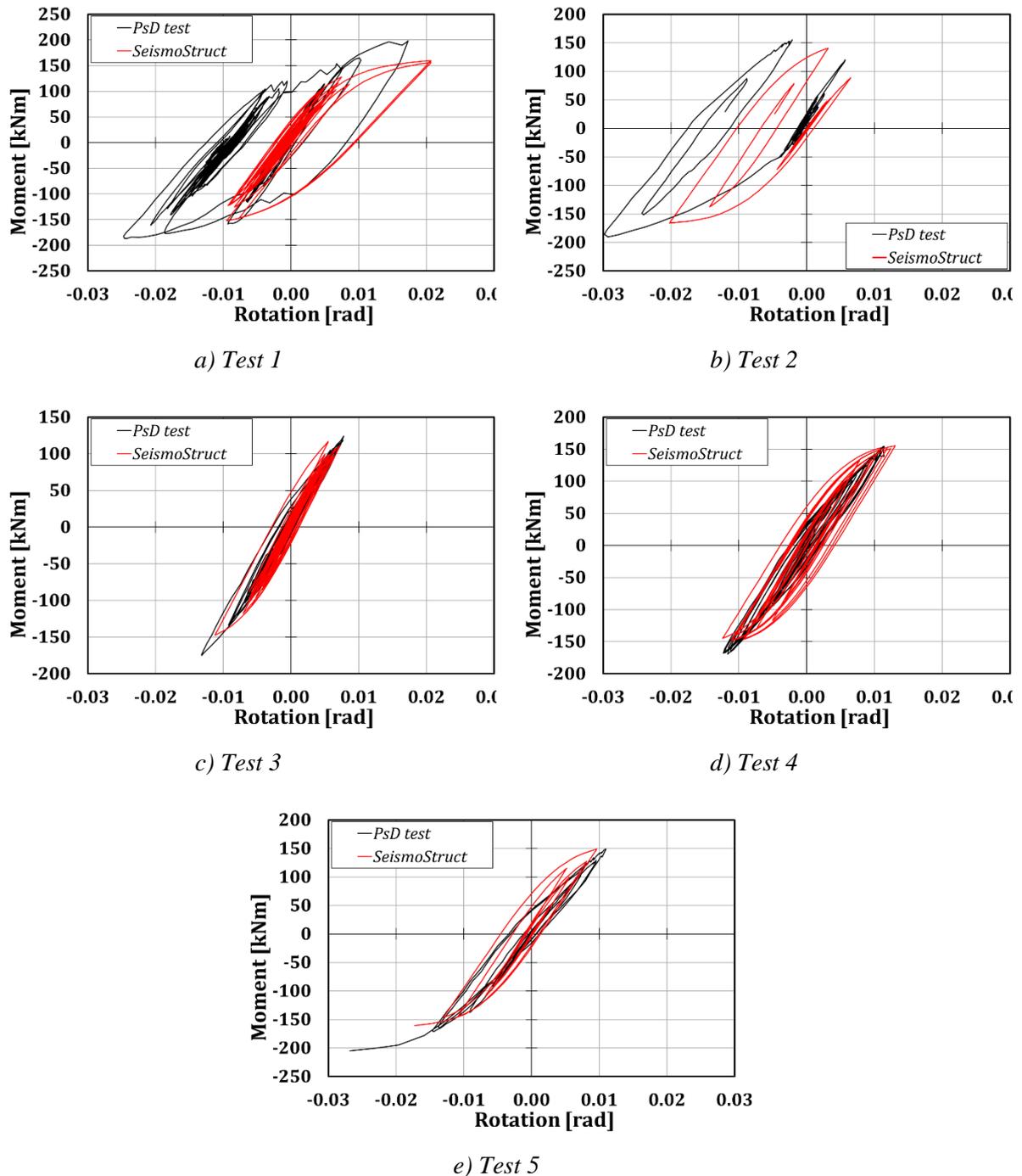


Figure 6.25 : Comparaison des boucles hystérétiques pour l'assemblage RBS-1A

Cette comparaison, pour les cinq tests, est illustrée à la Figure 6.25 pour l'assemblage 1A du portique MRF-1. Les résultats montrent que les pics de rotations sont prédits dans de nombreux cas avec une précision limitée, alors que les moments fléchissants au pic sont prédits avec une plus grande de précision. Cela signifie que, même si le modèle de ressort adopté pour modéliser la courbe moment-rotation des assemblages RBS a été calibré à partir des résultats d'un test expérimental et en utilisant une procédure de calibrage précise, le principal problème des modèles phénoménologiques est inhérent à la typologie du modèle.

Alors qu'en théorie, ces modèles sont basés sur plusieurs paramètres capables de reproduire très précisément la réponse expérimentale de tout type d'assemblage, ces paramètres ne sont pas directement liés à la réponse mécanique de l'élément modélisé. Il peut en résulter un écart entre le comportement réel et le comportement simulé, qui peut également être important dans de nombreux cas. Les comparaisons présentées dans le Tableau 6.5 montrent qu'en termes de rotations au pic, les erreurs varient de 1 % à 62 %, tandis qu'en termes de moments au pic, les erreurs varient de 0 % à 22 %. L'ampleur des différences dans la prédiction des rotations au pic, comprise entre 1% et 62%, est clairement due au fait que les paramètres de modélisation du comportement cyclique des assemblages sont calibrés par rapport aux résultats expérimentaux provenant de l'essai de systèmes poutre-poteau soumis à des protocoles de chargement conventionnels qui peuvent être sensiblement différents de ceux qui se produisent lors de tremblements de terre réels et, plus encore, lors de tremblements de terre répétés, comme la séquence considérée dans ce travail. Les résultats obtenus confirment le rôle primordial joué par l'historique des chargements, comme cela a déjà été souligné dans les travaux précédents [13]. Cependant, il est également important de souligner que les dispersions diminuent de manière significative lorsque les paramètres de la réponse globale, tels que le drift, sont primordiaux.

Tableau 6.5 : Comparaisons concernant la connexion 1A

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

Ceci est dû au fait que les imprécisions locales sont moyennées dès que le nombre de zones dissipatives augmente. Dans le cas de structures ayant un plus grand nombre d'étages et de baies, on s'attend à une amélioration de la prévision des paramètres de réponse globale en raison du nombre élevé de zones dissipatives. Du point de vue de la dissipation d'énergie, les

dispersions sont également significatives dans de nombreux cas, comme le montre le Tableau 6.5.

6.5.2 Structures avec assemblages FREEDAM

En ce qui concerne la structure équipée d'assemblages FREEDAM, un modèle 2D non linéaire du bâtiment a été développé avec le logiciel OpenSees [14] (Figure 6.26) dans un double but : 1) le modèle d'éléments finis a été initialement développé pour effectuer des prédictions de la réponse sismique du bâtiment ; 2) les résultats éléments finis sont destinés également à la conception du dispositif expérimental sur base d'une estimation des forces à appliquer qu'il convient de comparer aux capacités des vérins.

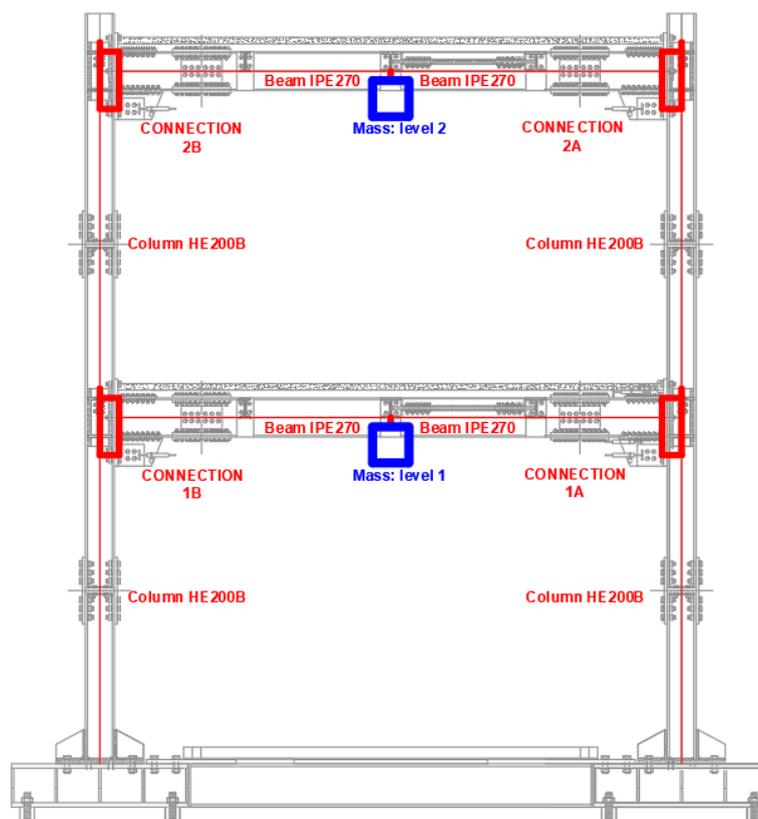


Figure 6.26 : Modèle FE de la structure

La stratégie adoptée pour la modélisation éléments finis repose sur l'usage à la fois des modèles de plasticités en variables généralisés et de modèles de plasticité répartie. En particulier, les poutres et les poteaux ont été modélisés avec des éléments finis de type « force » (*élément forceBeamColumn* dans OpenSees) pour prendre en compte les non-linéarités géométriques et matérielles avec une approche de plasticité répartie. Chaque élément comprend cinq sections d'intégration subdivisées en au moins 120 fibres. Ceci assure une bonne précision pour l'évaluation des courbures et des efforts internes à partir de la connaissance des propriétés du matériau. Des masses concentrées ont été placées 65 mm en dessous du milieu des travées pour modéliser les points d'application des forces d'inertie appliquées par les vérins dans le dispositif

d'essai. Une modélisation très fine des assemblages a été utilisée pour ces dernières. Le modèle comprend une rotule située au niveau de la semelle supérieure de la poutre où se trouve un tronçon T fixant le centre de rotation. Par conséquent, le modèle est cohérent avec l'emplacement physique du centre de rotation. En outre, un *élément de longueur zéro* doté d'une loi force-déplacement inélastique axiale est placé sur la ligne centrale de l'amortisseur à friction (Figure 6.27).

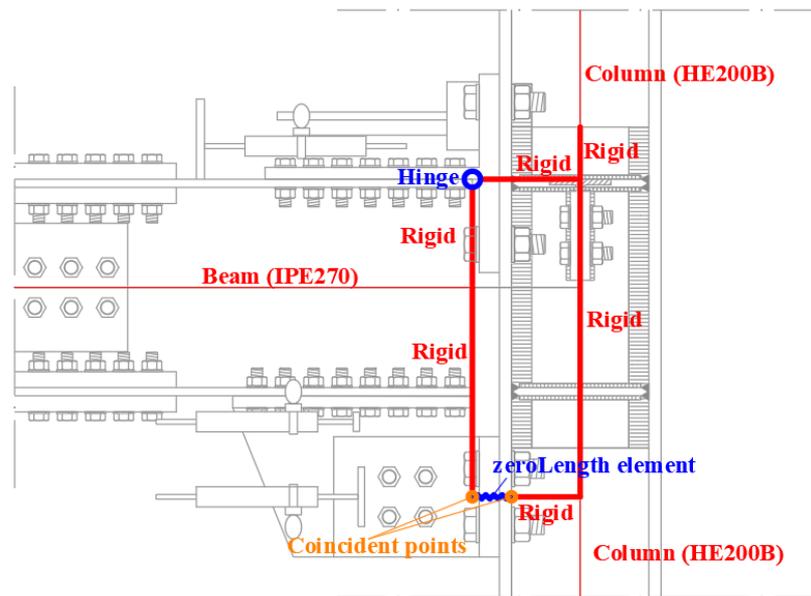


Figure 6.27 : Modèle FE de la connexion poutre-poteau (modèle affiné)

En particulier, la loi force-déplacement du ressort axial a été fournie en utilisant l'élément *hystérétique uniaxial* dont les paramètres d'entrée sont représentés à la Figure 6.28 ; ces paramètres comprennent les coordonnées de six points pour modéliser le comportement non linéaire de la connexion. En outre, il est possible de modéliser également une rigidité de déchargement avec une dégradation dépendant de la ductilité selon un facteur donné par $\mu^{-\beta}$.

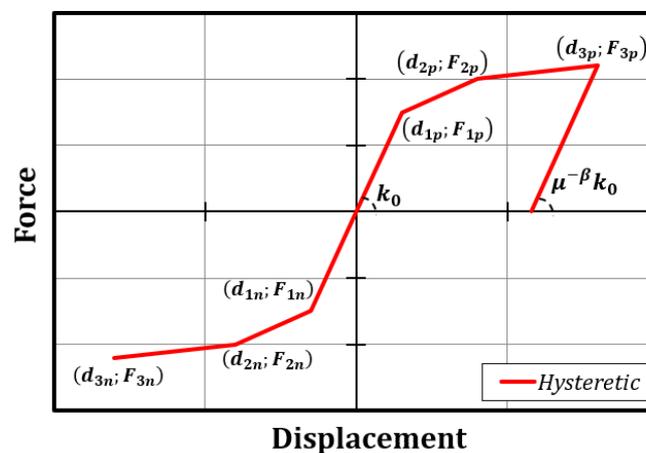


Figure 6.28 : Matériau hystérétique uniaxial : paramètres

Tableau 6.6 : Matériau hystérétique uniaxial : paramètres

Point	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

En ce qui concerne le cas analysé, une loi de force-déplacement tri-linéaire symétrique a été adoptée, en supposant que la force élastique est égale à la force de glissement des dispositifs de friction ($F_{cf, Sd} = 234 \text{ kN}$), et un écrouissage post-élastique négligeable. Par souci de clarté, les coordonnées des points ont été reportées dans le

Tableau 6.6 tandis que le coefficient β a été fixé à 0.

Des éléments rigides, comme le montre la Figure 6.27, ont été utilisés pour relier les différentes parties du modèle. Les accélérations ont été appliquées à la base de la structure pour imposer le signal d'entrée correspondant au mouvement du sol. L'équation temporelle du mouvement a été résolue à l'aide de l'algorithme de Newmark, qui fixe une valeur d'amortissement de Rayleigh égale à 1 % dans tous les essais, comme cela a déjà été effectué lors des essais pseudo-dynamiques.

L'approche de modélisation de l'assemblage proposée s'est avérée plus fiable que l'approche simple consistant à concentrer le comportement en flexion de l'assemblage dans un ressort rotationnel, car cette solution ne permet pas de prédire l'activation des amortisseurs de friction comme cela se produit dans les essais pseudo-dynamiques. L'approche raffinée peut, au contraire, rendre compte du comportement mécanique réel des assemblages.

Les résultats concernant la réponse sismique globale du bâtiment sont présentés au Tableau 6.7. Les écarts en termes de déplacement maximal des planchers sont inférieures à 25 %. En outre, comme le montre la Figure 6.29, l'évolution temporelle des déplacements est en phase, ce qui confirme une modélisation plus précise.

Tableau 6.7 : Comparaison expérimentale et numérique des forces dans les vérins et des déplacements de plancher

Test	Forces vérins (kN)		Pic de déplacement du plancher (mm)	
	(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

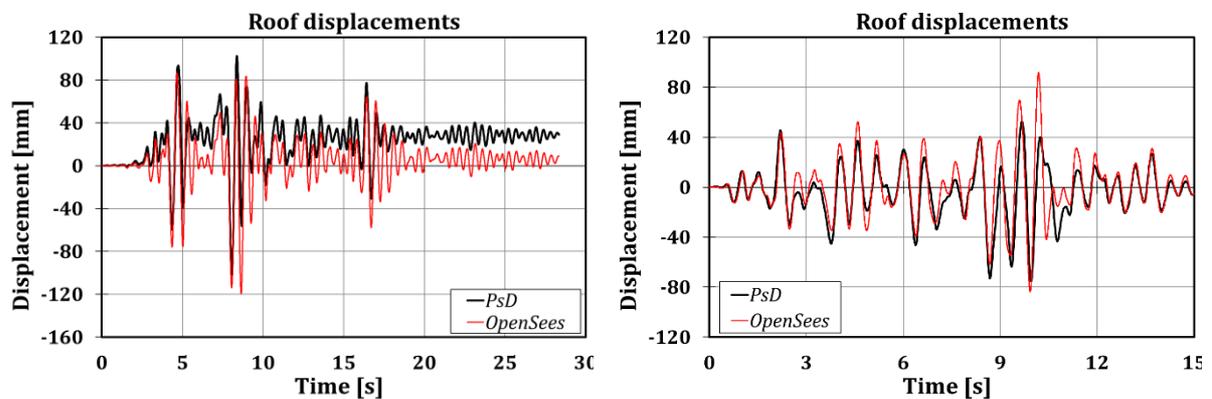


Figure 6.29 : Déplacement en toiture : Test 1 (gauche) et Test 3 (droite)

En outre, la prévision précise de l'effort tranchant à la base est illustrée à la Figure 6.30.

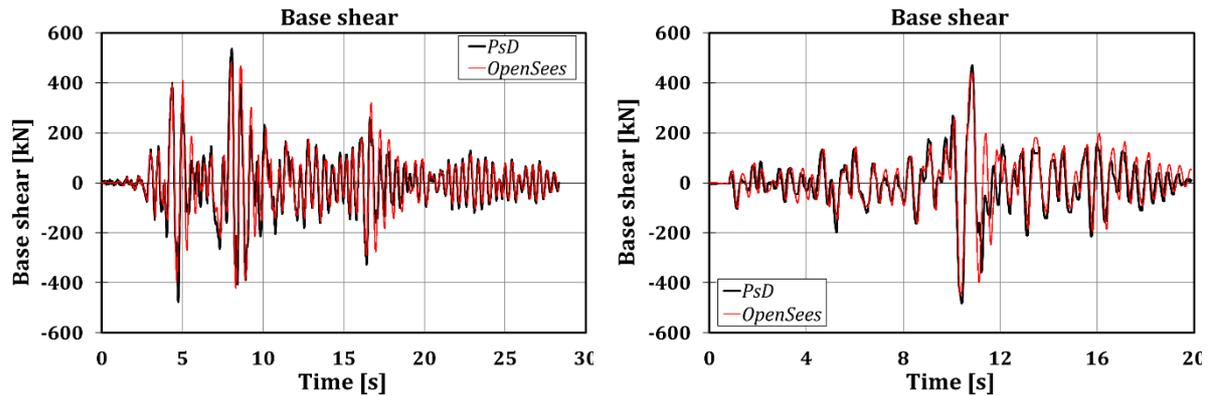


Figure 6.30 : Effort tranchant à la base : Test 1 (gauche) et Test 2 (droite)

Dans le Tableau 6.8 la comparaison entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques est présentée en se référant aux moments fléchissant et aux rotations subies par l'assemblage 1A. Les écarts maximaux en termes de moments fléchissant varient entre -14 et +28%. Le principal avantage apporté par l'utilisation de cette approche de modélisation des liaisons est que le modèle est capable de capturer l'activation réelle des amortisseurs de friction (Figure 6.31).

Toutefois, indépendamment de l'approche de modélisation commune adoptée, les écarts entre les résultats expérimentaux et numériques ne sont pas négligeables, ce qui témoigne des difficultés à prévoir la réponse non linéaire des structures aux séismes, en raison de nombreuses sources d'incertitudes. En particulier, dans le cas examiné, la variabilité aléatoire du coefficient de frottement des amortisseurs influence les résultats ainsi que le contrôle de la précontrainte des boulons. Ces deux phénomènes affectent tous deux la résistance au glissement des amortisseurs de frottement et le temps correspondant à leur glissement sous l'action sismique.

Enfin, il est important de souligner qu'après toute la séquence du tremblement de terre, les assemblages poutre-poteau n'ont pratiquement pas été endommagés, ce qui confirme le comportement des systèmes d'assemblages poutre-poteau lors d'essais expérimentaux dans des conditions de chargement cyclique [9]. On peut les qualifier d'assemblage à faible dommage car seule une faible déformation s'est produite dans la tige du tronçon en T boulonné près du centre de rotation. Une déformation mineure similaire s'est produite dans les angles reliant l'amortisseur à friction à la semelle de la colonne [9]. À l'inverse, le même bâtiment équipé d'un assemblage par plaque d'extrémité étendue avec un assemblage RBS soumise à la même séquence d'accélérogrammes a conduit [5], à la fin de la séquence sismique, à la ruine de l'assemblage en raison de la rupture des semelles de la poutre dans la zone de section réduite et, pour certains assemblages, en raison de la rupture des soudures reliant la poutre à la plaque d'extrémité.

Tableau 6.8 : Comparaison expérimentale et numérique de l'assemblage 1A (tests PsD vs Sim. 2)

Test	Rotation (rad)	Moment (kNm)		Énergie (kNm)
		Négatif	Positif	
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

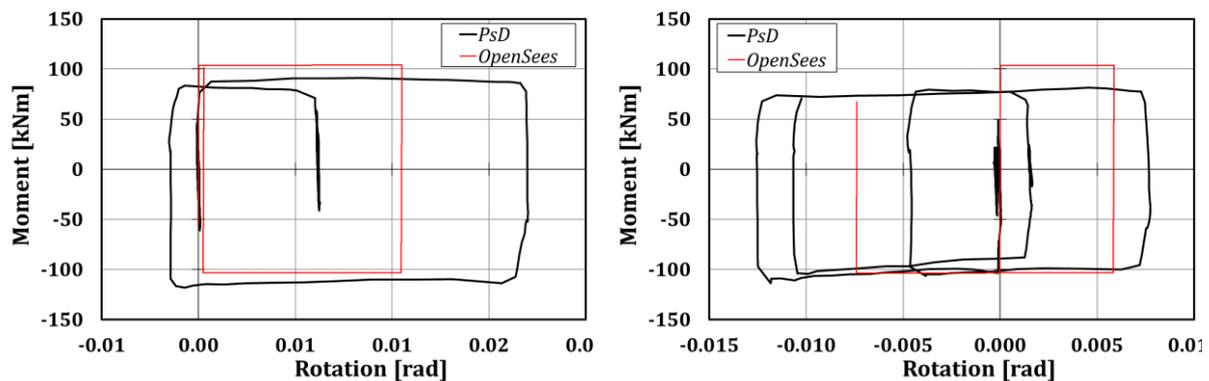


Figure 6.31 : Courbes hystériques (connexion 1A) : Test 2 (gauche) et Test 5 (droite)

6.6 COMPARAISON DES PERFORMANCES SISMQUES

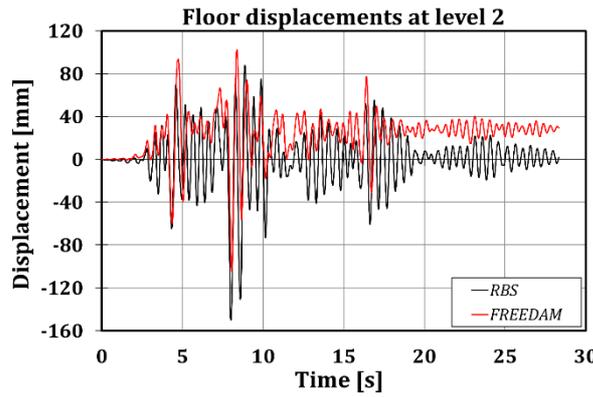
Dans cette section, une comparaison des principaux résultats obtenus lors des deux campagnes expérimentales est présentée. Le Tableau 6.9 indique les déplacements des planchers et l'effort tranchant à la base mesuré lors de chaque campagne : on peut observer que la structure équipée d'assemblages FREEDAM présente toujours les efforts tranchants à la base les plus faibles. Cela est dû aux moments de flexion limités que la structure équipée de dispositifs de friction peut transmettre aux poteaux. En revanche, cette tendance ne peut être observée en se référant aux pics de déplacements du plancher.

Tableau 6.9 : Comparaison entre les campagnes expérimentales en termes de déplacement du sol et d'effort tranchant à la base

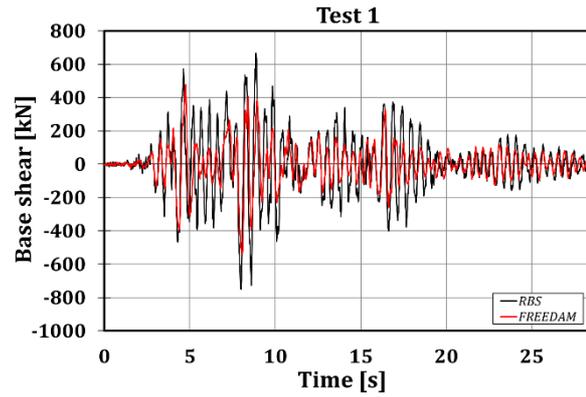
		Déplacements (mm)				Effort tranchant à la base (kN)	
		Tirée		Poussée		Tirée	Poussée
		Niveau 1	Niveau 2	Niveau 1	Niveau 2		
Imperial valley	RBS	-79	-150	44	88	-751.33	667.09
	FREEDAM	-73	-104	65	103	-536.88	477.20
Spitak	RBS	-17	-34	85	171	-652.47	670.44
	FREEDAM	-53	-84	79	112	-446.98	469.73
Artificiel	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

En outre, les assemblages FREEDAM conduisent à un comportement structurel élastique entre deux pics d'accélération : c'est ce qui explique la réduction de la plage de déplacements observée, tout au long des essais, dans la deuxième campagne. Ce dernier phénomène a une validité générale pour tous les essais, mais il est illustré pour les tests 1, 2 et 5 à la Figure 6.32. En outre, les chiffres soulignent que les dispositifs de friction ne garantissent pas l'auto-recentrage de la structure.

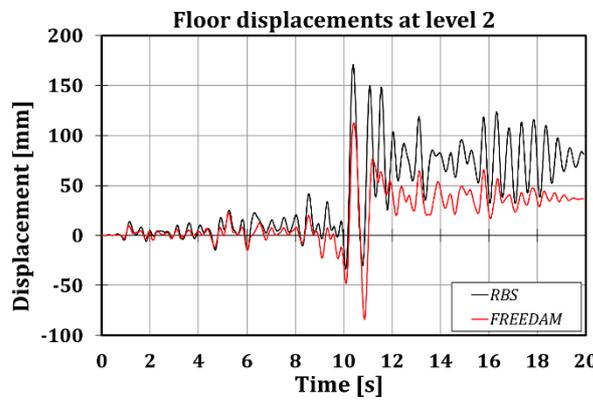
Par souci de simplicité, le comportement structurel local des assemblages analysés est rapporté en se référant à l'assemblage le plus sollicité pour lequel aucun problème technique n'est survenu ; l'assemblage 1A est celui qui a été retenu, et la comparaison est faite en se référant aux séismes de Spitak et de Coalinga avec un PGA égal à 0,8g. Les discussions relatives à cet assemblage et à l'historique des déplacements sont analogues pour tous les autres. Dans la Figure 6.33, on peut observer que l'assemblage RBS est appelé à résister à un moment fléchissant plus élevé et à supporter une demande en rotation plus importante : environ 240 kNm contre 120 kNm, et environ 0,027 rad contre 0,013 rad, respectivement. Néanmoins, il peut être prouvé que les deux assemblages comparés dissipent la même énergie. Ceci est dû à la façon optimale dont la connexion FREEDAM se comporte, permettant en même temps de solliciter la structure à des niveaux bas, et de la rendre plus rigide, sans empêcher la possibilité de dissiper une grande quantité d'énergie.



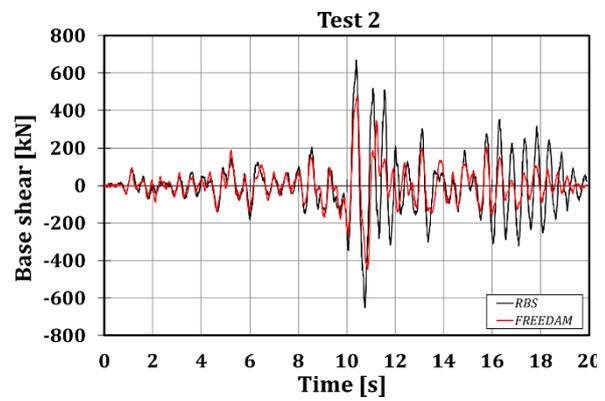
a) Test 1 : déplacement du plancher du deuxième niveau



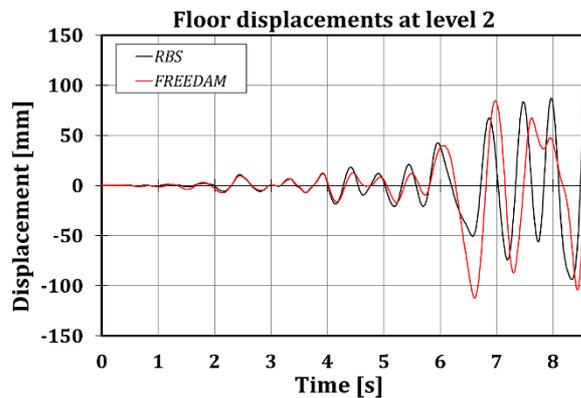
b) Test 1 : Effort tranchant la base



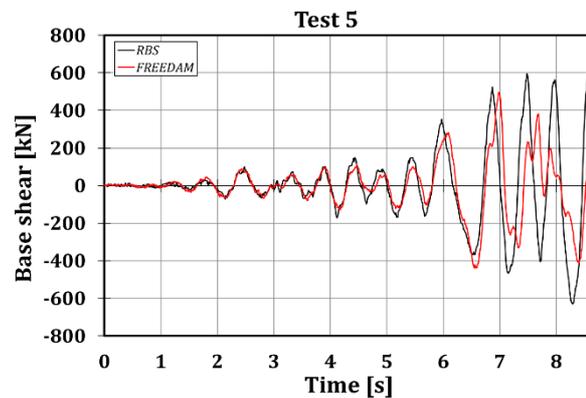
c) Test 2 : déplacement du plancher du deuxième niveau



d) Test 2 : Effort tranchant à la base



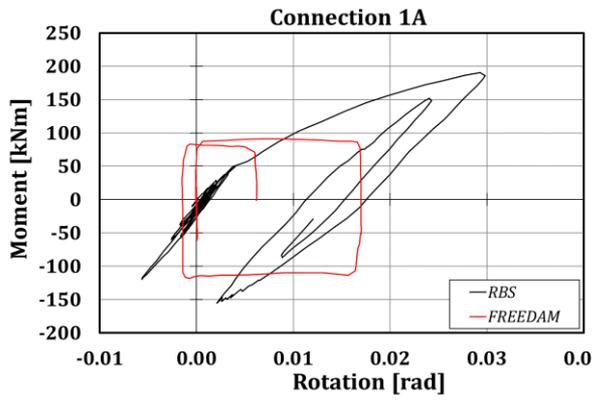
e) Test 5 : déplacement du plancher du deuxième niveau



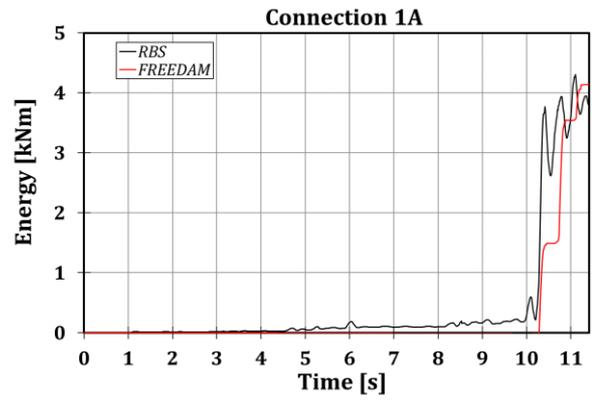
f) Test 5 : Effort tranchant à la base

Figure 6.32 : Comparaison entre les déplacements du plancher du deuxième niveau et l'effort tranchant à la base

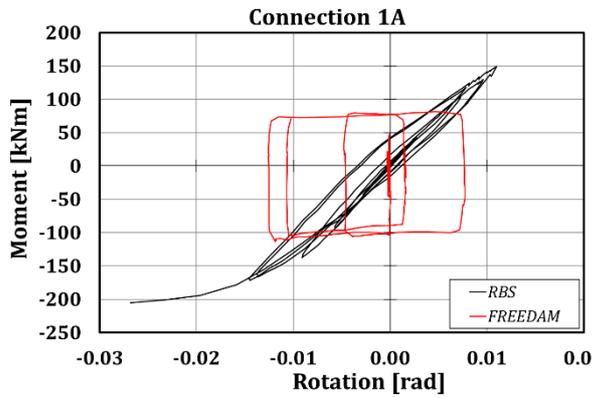
Les conclusions précédentes sont valables pour les assemblages du premier étage, tandis que ceux situés au deuxième niveau présentent principalement un comportement élastique et, pour cette raison, ils ne sont pas mentionnés ici.



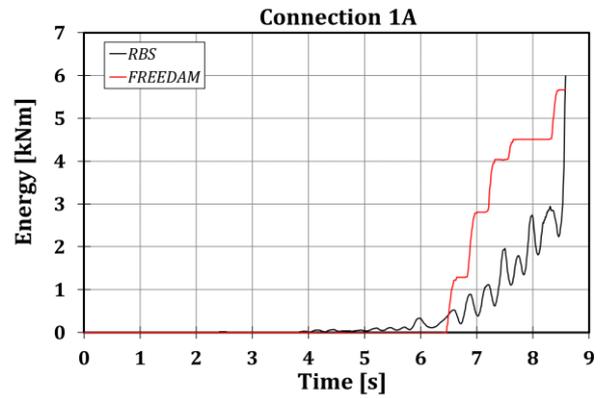
a) Test 2 - Courbes hystérétiques



b) Test 2 - Énergie dissipée



c) Test 5 - Courbes hystérétiques



d) Test 5 - Énergie dissipée

Figure 6.33 : Connexion 1A : courbes d'hystérésis et énergie dissipée

6.7 RÉFÉRENCES

- [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 technique 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. Applications sismiques et éoliennes, 2003.
- [9] Meng, R. L., Design of moment end-plate connections for seismic loading (1996) Thèse de doctorat, 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-to-column 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. et Rizzano, G., Experimental Analysis of Bolted Steel Beam-to-Column Connections : Component Identification (2011) J. Earthq. Eng., vol. 15, no 2, p. 214-244.
- [13] Sivaselvan, M. V., Reinhorn, HYSTERETIC MODELS FOR DETERIORATING INELASTIC STRUCTURES (2000) J. Eng. Mech, vol. 126, no. juin, p. 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.