Étude du comportement des amortisseurs métalliques en U sous charges cycliques en vue de leur utilisation pour l'isolation sismique au Canada

par

Charles ROSSIGNOL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE DE LA CONSTRUCTION
M. Sc. A.

MONTRÉAL, LE 28 JANVIER 2025

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

 Charles Rossignol, 2025



Cette licence Creative Commons signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Lotfi Guizani, directeur de mémoire
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

M. Najib Bouaanani, codirecteur de mémoire
Département des génies civil, géologique et des mines à Polytechnique Montréal

M. Diego Ramirez-Cardona, président du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

Mme Rola Assi, membre du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 17 JANVIER 2025

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à exprimer ma profonde gratitude à mon directeur de recherche, Monsieur Lotfi Guizani, pour ses conseils avisés et son accompagnement tout au long de ce mémoire. Toujours disponible, il a répondu à mes questions et m'a orienté avec patience, clarté et bienveillance. Son expertise et son approche rigoureuse ont été des sources inestimables d'inspiration et de motivation. Je remercie également mon co-directeur, Monsieur Najib Bouaanani, pour son investissement, son encadrement précieux et ses éclairages scientifiques qui ont enrichi la qualité de ce travail.

Un merci particulier à Monsieur Jonathan Auger, technicien de laboratoire, pour son aide, son expertise et sa disponibilité précieuse dans l'installation des montages et le bon déroulement des tests. Je remercie également Monsieur John Lescelleur pour son soutien lors de la préparation des spécimens et des tests.

Je tiens à exprimer toute ma reconnaissance à mes amis pour leur soutien indéfectible et mes collègues que j'ai eu le plaisir de connaître lors de mon séjour à l'ÉTS. En particulier, je remercie chaleureusement Mohammadjavad Kasiri, dont l'assistance et son implication ont été déterminantes pour surmonter les défis liés aux expérimentations. Je souhaite également remercier le Dr Morteza Sadeghifar, qui m'a fourni des informations précieuses sur le modèle d'écrouissage isotrope-cinématique (NLCHM) lors de nos discussions.

Cette recherche n'aurait pas été possible sans le soutien financier des Ponts Jacques-Cartier et Champlain Incorporé Inc. (PJCCI), dans le cadre du projet de déconstruction du pont Champlain Original. Leur appui a été essentiel à la réalisation de ce projet, et je leur adresse mes remerciements les plus sincères.

Enfin, j'aimerais remercier du fond du cœur ma famille pour leur soutien et leur encouragement sans failles qui m'ont aidé à surmonter tous les défis de ces années d'études à l'étranger.

Ce mémoire est le fruit d'un travail collectif, et je suis reconnaissant à tous ceux qui ont contribué, directement ou indirectement, à sa réalisation.

Étude du comportement des amortisseurs métalliques en U sous charges cycliques en vue de leur utilisation pour l'isolation sismique au Canada

Charles ROSSIGNOL

RÉSUMÉ

L'isolation sismique à la base est reconnue comme une solution efficace pour améliorer la résilience des ponts face aux aléas sismiques. Elle réduit la demande en force sismique tout en contrôlant les déplacements sismiques. Toutefois, les dispositifs d'appuis classiques, comme les appuis en caoutchouc naturel fretté (NRB), présentent des limites comme une capacité de dissipation d'énergie insuffisante, ce qui restreint leur utilisation en tant que système d'isolation. Ce mémoire explore le développement et l'optimisation des amortisseurs métalliques en forme de U (UD), conçus pour être combinés aux NRB afin d'améliorer leur performance, en tant qu'isolateurs sismiques, et répondre aux exigences des normes sismiques modernes.

L'étude combine des approches analytiques, numériques et expérimentales pour évaluer les paramètres clefs du comportement hystérétique et la résistance en fatigue des UD sous différents types de chargements : monotones, cycliques et de fatigue. Deux géométries principales (UD1 et UD4) et trois nuances d'acier (260W, 350W et B400) ont été examinées. Les résultats montrent que la géométrie et l'orientation des charges influencent fortement la réponse mécanique et la durabilité des UD. L'impact des nuances d'acier, plus limité, influence principalement les forces maximales atteintes. Les essais en fatigue de service révèlent également une corrélation entre la dégradation de la rigidité de déchargement et la rupture des dispositifs.

Les modèles analytiques et numériques validés dans ce mémoire prédisent de manière fiable la rigidité initiale et la limite élastique des UD. Cependant, des ajustements sont nécessaires pour capturer les comportements complexes liés aux déformations hors du plan et aux phénomènes de torsion. Enfin, des recommandations sont formulées pour optimiser les UD et explorer des systèmes hybrides NRB-UD, répondant ainsi aux nouvelles exigences des normes sismiques.

Mots-clés : isolation sismique, amortisseurs métalliques en U, fatigue oligocyclique, modélisation numérique, déformations inélastiques, capacité de dissipation d'énergie.

Study of the behavior of U-shaped metallic dampers under cyclic loading for seismic isolation applications in Canada

Charles ROSSIGNOL

ABSTRACT

Seismic base isolation is recognised as an effective solution for improving the earthquake-resistant design of bridges. It reduces the seismic force demand while controlling seismic displacements. However, conventional bearing devices, such as reinforced natural rubber bearings (NRBs), have limitations including insufficient energy dissipation capacity, which precludes their use as isolation systems. This master thesis explores the development and optimisation of metallic U-shaped dampers (UD), designed to be combined with NRBs to improve their overall performance, as seismic isolators, and meet the requirements of the latest seismic standards.

The study combines analytical, numerical and experimental approaches to quantify the key parameters of the hysteretic behaviour and fatigue resistance of UDs under different types of loading: monotonic, cyclic and fatigue. Two main geometries (UD1 and UD4) and three steel grades (260W, 350W and B400) were considered. The results show that geometry and load orientation have a strong influence on the mechanical response and durability of UDs. The more limited impact of steel grades mainly influences the maximum forces generated. Service fatigue tests also reveal a correlation between degradation of unloading stiffness and device failure.

The analytical and numerical models validated in this thesis reliably predict the initial stiffness and yield strength of UDs. However, adjustments are required to capture the complex behaviour associated with out-of-plane deformations and torsional phenomena. Ultimately, recommendations are made for optimising UDs and exploring hybrid NRB-UD systems, thereby meeting the new requirements of seismic standards.

Keywords: base seismic isolation, metallic U-shaped dampers, low-cycle fatigue life, numerical modelling, inelastic deformations, energy dissipation capacity.

TABLE DES MATIÈRES

Page

INTRODUCTION 1

CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE 7
1.1 Méthode de conception parasismique 7
1.1.1 Survol de principaux codes 7
1.1.2 La philosophie de conception parasismique au Canada et l'isolation sismique à la base 9
1.2 Les appuis frettés et isolateurs sismiques en caoutchouc naturel à faible amortissement (NRB) 13
1.2.1 Les matériaux composant les appuis en caoutchouc naturel (NRB) 16
1.2.2 Comportement des NRB 20
1.2.3 La variabilité des propriétés hystérétiques et facteurs de modification 22
1.3 Méthodes d'améliorations des NRB par combinaison avec des dispositifs d'amortissement 25
1.3.1 Amortisseurs hystérétiques métalliques en forme de U (UD) 28
1.3.2 Comportement des UD 29
1.3.3 Les facteurs influençant les propriétés des UD 38
1.4 Méthode de modélisations et tests expérimentaux des UD 47
1.4.1 Modélisation par éléments finis 47
1.4.2 Procédure de caractérisation expérimentale 54

CHAPITRE 2 PROGRAMME EXPÉRIMENTAL 59
2.1 Introduction 59
2.2 Contexte global et objectifs de l'étude 59
2.3 Paramètres de l'étude 61
2.4 Amortisseurs métalliques en U 61
2.4.1 Fabrication des UD 62
2.4.2 Dimensions caractéristiques des UD 65
2.5 Test standard et normalisé selon le code CSA S6 : 19 69
2.5.1 Chargement en cisaillement et fréquence 69
2.5.2 Essais en fatigue des UD 70
2.6 Plan d'expérience et méthodologie 83
2.7 Montage expérimental 85

CHAPITRE 3 ÉTUDE NUMÉRIQUE DU COMPORTEMENT DES AMORTISSEURS EN FORME DE U 89
3.1 Introduction 89
3.2 Modélisation des UD 90
3.2.1 Méthodologie numérique 90
3.2.2 Validation du modèle 93
3.2.3 Paramètres matériaux pour les aciers testés 95

3.3 Plan d'expériences numériques....97
3.4 Comportement des UD1 et UD4....100
3.4.1 Comportement hystérétique sous sollicitations cycliques 100
3.4.2 Comportement en poussée monotone 109
3.5 Conclusion 112

CHAPITRE 4 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX 113
4.1 Introduction....113
4.2 Tests cycliques et comportement hystérétique 114
4.2.1 Introduction du système de retenue latéral 114
4.2.2 Résultats 117
4.3 Tests monotones et comportement à l'ultime 124
4.4 Comportement en fatigue et capacité résiduelle 128
4.4.1 Tests de fatigue 128
4.4.2 Capacité résiduelle des UD 132
4.5 Conclusion 136

CHAPITRE 5 DISCUSSIONS ET RECOMMANDATIONS 139
5.1 Introduction....139
5.2 Analyse des résultats expérimentaux 140
5.2.1 Comportement sous charges cycliques 140
5.2.2 Comportement sous charges monotones.... 142
5.2.3 Résultats en fatigue 143
5.3 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux 145
5.3.1 Comparaison pour les chargements cycliques 146
5.3.2 Comparaison pour les chargements monotones.... 150
5.4 Validation des modèles numériques et des équations analytiques....152
5.4.1 Identification des écarts entre les prévisions et les résultats expérimentaux.... 153
5.4.2 Limites et recommandations pour la modélisation 155
5.5 Essais combinés NRB-UD....157
5.6 Conclusion 159

CONCLUSION 161

LIMITES ET RECOMMANDATIONS....165

ANNEXE I REVUE DE LITTÉRATURE SUR LES FACTEURS INFLUENÇANT LES PROPRIÉTÉS HYSTÉRÉTIQUES DES NRB....171

ANNEXE II DÉTAILS DU MONTAGE EXPÉRIMENTAL POUR LA MISE EN ESSAIS DES UD....205

ANNEXE III ILLUSATIONS DES ESSAIS EXPÉRIMENTAUX ET DÉTAILS DES DÉFORMATIONS DES UD1 ET UD4....217

ANNEXE IV COMPARASION DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET NUMÉRIQUES 239

ANNEXE V PROPOSITION D'UN PLAN D'EXPÉRIENCE POUR LES ESSAIS DES NRB ET NRB-UD COMBINÉS 243

ANNEXE VI ÉTATS LIMITES DES ISOLATEURS EN ÉLASTOMÈRE ET DIMENSIONNEMENT PRÉLIMINAIRE 269

ANNEXE VII ÉTUDE DE CONVERGENTE ET DE SENSIBILITÉ DU MODÈLE ÉLÉMENTS FINIS POUR LE CALCUL DES TEMPS DE CONDITIONNEMENTS DES NRB.....277

ANNEXE VIII CODE PYTHON UTILISÉ POUR LA MODÉLISATION DES APPUIS ET LE CALCUL DES TEMPS DE CONDITIONNEMENTS 285

BIBLIOGRAPHIE.....299

LISTE DES TABLEAUX

Page

Tableau 1.1 Niveaux de performance minimaux des ponts 10

Tableau 1.2 Valeurs maximales du facteur de modification pour le vieillissement pour les appuis en caoutchouc 24

Tableau 1.3 Valeurs maximales du facteur de modification pour l'effet de la température pour les appuis en caoutchouc 24

Tableau 1.4 Valeurs maximales du facteur de modification pour l'effet du scragging pour les appuis en caoutchouc 25

Tableau 1.5 Survol des principaux systèmes de dissipation d'énergie passive pour application de conception parasismique 27

Tableau 1.6 Dimensions des UD dans l'étude de Susuki et al. (2005) et les études associées 46

Tableau 1.7 Paramètres matériau pour le modèle d'écrouissage cinématique et isotrope combiné 53

Tableau 2.1 Dimensions des UD1 et UD4 sélectionnés pour l'étude 66

Tableau 2.2 Résultats analytiques des caractéristiques hystérétiques des UD sélectionnés 67

Tableau 2.3 Détermination des propriétés hystérétiques théoriques des UD en acier SN490B avec des épaisseurs standards 67

Tableau 2.4 Détermination de la limite élastique théorique des UD pour les aciers locaux 68

Tableau 2.5 Propriétés hystérétiques théoriques des UD1 et UD4 en acier 260W 69

Tableau 2.6 Liste des stations météorologiques retenues pour l'étude 73

Tableau 2.7 Températures mensuelles et variations quotidiennes moyennes pour les localités sélectionnées 73

Tableau 2.8 Dommages cumulatifs pour la capacité résiduelle des UD pendant les essais de chargement cyclique 82

Tableau 2.9 Dommages cumulatifs pour la capacité résiduelle des UD à la suite des essais en fatigue 83

Tableau 2.10 Liste des expériences proposées pour les amortisseurs métalliques en U....85

Tableau 3.1 Dimensions de l'UD3 de Nguyen (2021) pour la validation du modèle numérique....93

Tableau 3.2 Propriétés mécaniques de l'acier SN490B 93

Tableau 3.3 Paramètres du modèle NLCHM considérés pour les analyses numériques....96

Tableau 3.4 Dimensions des UD considérés pour les analyses numériques 98

Tableau 3.5 Plan d'expériences numériques....99

Tableau 3.6 Comparaison des résultats analytiques et numériques des propriétés des UD1 et UD4 pour les changements de géométrie et d'acier 103

Tableau 4.1 Zones et amplitude de ruptures des UD 121

Tableau 5.1 Comparaison des rigidités initiales, Ku, expérimentales, numériques et analytiques pour les UD1 et UD4 153

Tableau 5.2 Comparaison de la limite élastique, Py, expérimentale, numérique et analytique pour les UD1 et UD4....154

Tableau 5.3 Comparaison des paramètres expérimentaux et numériques (Fy, e Nominal) du modèle bilinéaire pour les UD1 et UD4 154

Tableau A I-1 Pression admissible pour les appuis frettés selon le code CSA S6-14 (2014)....188

Tableau A I-2 Propriétés thermiques des matériaux d'un appui fretté en caoutchouc naturel 201

Tableau A I-3 Conductivité thermique du caoutchouc en fonction de la température, λ [W/(m.°C)]....201

Tableau A I-4 Valeurs de C, D et E pour le calcul de a'; et de J et K pour le calcul de b' 203

Tableau A V-1 Dimensions extérieures des appuis prélevés sur le pont Champlain 247

Tableau A V-2 Exigences sur les propriétés physiques du polyisoprène et du polychloroprène 249

Tableau A V-3 Dimensions internes des échantillons issus des appuis du pont Champlain 253

Tableau A V-4 Résultantes de pression pour les appuis du pont Champlain dans le cas d'un aléa sismique 257

Tableau A V-5 Charge critique applicable aux échantillons issus des appuis du pont Champlain 258

Tableau A V-6 Liste des expériences proposées pour les appuis 265

Tableau A VI-1 Propriétés locales du caoutchouc naturel utilisé pour les appuis du pont Champlain 269

Tableau A VI-2 Composition interne et facteur de forme des appuis 270

Tableau A VI-3 Vérification du critère de flambement à l'ÉLUL selon CSA S6-19 273

Tableau A VI-4 Capacités ultimes des appuis 275

Tableau A VII-1 Propriétés des matériaux considérées pour un isolateur 277

Tableau A VII-2 Temps de convergences des maillages pour la réponse à 99.3% de l'isolateur Maret R500 T8 N25 279

Tableau A VII-3 Correspondance entre la constante de temps d'un système et sa réponse 281

Tableau A VII-4 Comparaison des constantes de temps des isolateurs avec les résultats de Rodriguez-Rendon (2019) 282

Tableau A VII-5 Temps de conditionnement à 99.3% de la réponse en température 283

LISTE DES FIGURES

Page

Figure 1.1 Effet de l'isolation sismique à la base sur la réponse sismique : (a) l'accélération spectrale (force latérale) ; (b) le déplacement latéral 12

Figure 1.2 Schéma d'un appui en élastomère fretté.....14

Figure 1.3 Dimensions géométriques d'un appui fretté en élastomère rectangulaire.....15

Figure 1.4 Propriétés mécaniques du caoutchouc (a) Relation contrainte-déformation (b) Module d'élasticité fonction de la dureté du caoutchouc 17

Figure 1.5 Appui à grand facteur de forme soumis à une force de compression de 19 kN.....19

Figure 1.6 Modèle force-déplacement analytique bilinéaire pour les isolateurs à base d'élastomère 20

Figure 1.7 Propriétés des limites inférieures et supérieures des systèmes d'isolations pour la conception.....23

Figure 1.8 Implantation et caractéristiques des systèmes d'isolation parasismique avec des amortisseurs métalliques en U 29

Figure 1.9 Courbes d'hystérésis des UD sous charges statiques croissantes à différentes amplitudes de chargement : (a) 0° (dans le plan) (b) 45° (c) 90° (hors du plan).....30

Figure 1.10 Vue en élévation du montage utilisé pour la caractérisation des UD de Nippon Steel.....30

Figure 1.11 Relations force-déplacement et profil de la déformée sous chargement monotone de l'UD40 31

Figure 1.12 Déformée de l'UD40 après rupture en fatigue suite à un essai de chargement cyclique à grande amplitude ($\pm 250mm$).....31

Figure 1.13 Optimisation des paramètres géométriques des UD (a) géométrie de l'UD (b) répartition des contraintes plastiques équivalente 33

Figure 1.14 Paramètres géométriques et modes de déformation latérale orthogonaux étudiés par Nguyen et Guizani (2021a) 33

Figure 1.15 Comparaison entre l'analyse par éléments finis et les études expérimentales : (a) 0° (en plan) ; (b) 90° (hors plan) 35

Figure 1.16 Effet de la longueur et de la section transversale de l'appareil sur $Keff$, (a, b) chargement en plan ; (c, d) chargement hors plan.....35

Figure 1.17 Effet de la longueur et de la section transversale de l'appareil sur βeff, (a, b) chargement en plan ; (c, d) chargement hors plan 36

Figure 1.18 Effet de la hauteur de l'amortisseur en U sur les caractéristiques (a, b) $Keff$ (c, d) βeff.....37

Figure 1.19 Variation des paramètres effectifs de l'amortisseur en U (UD3) en fonction de l'angle de chargement et de la déformation latérale (a) $Keff$ (b) βeff et EDC.....37

Figure 1.20 Comparaison des boucles d'hystérésis soumises à différentes vitesses de chargement et températures.....39

Figure 1.21 Comparaison des courbes d'hystérésis pour différentes températures initiales.....40

Figure 1.22 Influence de la température sur (a) la limite élastique (b) l'énergie dissipée par cycle des UD 40

Figure 1.23 Définition de l'amplitude de cisaillement crête à crête δt 42

Figure 1.24 Comportement en fatigue des UD.....42

Figure 1.25 Performances en fatigue des UD en fonction de la direction de chargement.....43

Figure 1.26 Prise en compte d'un décalage (a) comportement cyclique et superposition à un cycle classique (b) durée de vie en fatigue avec un décalage.....44

Figure 1.27 Dimensions générales des UD (a) Vue isométrique (b) Paramètres géométriques 46

Figure 1.28 Représentation de la contrainte de recouvrance, X.....50

Figure 1.29 (a) Déformation plastique accumulée totale (b) Contrainte de recouvrance en fonction de la déformation plastique accumulée totale.....51

Figure 1.30 Représentation de l'écrouissage isotrope R 52

Figure 1.31 Réponse hystérétique sous des chargements cycliques avec amplitude croissante....55

Figure 1.32 Réponse hystérétique bidirectionnelle sous cycles elliptiques et radiaux....56

Figure 1.33 Montage expérimental utilisé par Oh et al. (2013) pour les tests LDBR-UD combinés sur table vibrante....57

Figure 2.1 Processus de pliage des UD (a, b, c) Pliage à la matrice (d) fermeture à la cote....64

Figure 2.2 Dimensions générales des UD (a) Vue isométrique (b) Paramètres géométriques....65

Figure 2.3 Schémas des dimensions des UD (a) UD4 – Vue isométrique (b) UD4 (c) UD1....66

Figure 2.4 Déformations imposées pour les tests en cisaillement avec une fréquence de 0.025 Hz....70

Figure 2.5 Évolutions des températures sur une année (a) Moyenne journalière (b) Différence quotidienne moyenne....74

Figure 2.6 Définition des amplitudes de déformations (a) pour la variation de température saisonnière (b) pour la variation de température quotidienne....75

Figure 2.7 Profil du test en fatigue sur une variation saisonnière pour la localité de Montréal....79

Figure 2.8 Espérance de vie en fatigue dans le plan des UD selon l'équation (2.10)....80

Figure 2.9 Nomenclature de désignation des UD et expériences....84

Figure 2.10 Banc d'essai de base avec presse de 2000 kN du Laboratoire de Structures Lourde de l'ÉTS, utilisé pour les essais sur les UD....86

Figure 2.11 Schéma du montage des UD (a) Vue en perspective isométrique du montage global (b) Vue de coté - Chargement axial (c) Vue de dessus - Chargement hors plan....87

Figure 3.1 Comparaison des maillages de l'UD4 (a) maillage proposé par Nguyen (2021) de 7 mm par 15 mm (b) maillage de 3 mm de coté....91

Figure 3.2 Comparaison des courbe force-déplacement (a) sur la taille des maillages (b) sur le type d'élément pour un maillage de 3 mm par 3 mm 91

Figure 3.3 Comparaison entre l'analyse numérique EF, l'analyse EF de Nguyen (2021) et les résultats expérimentaux de Jiao et al (2015) : (a) dans le plan (b) hors du plan 94

Figure 3.4 Comparaison des déformées, des contraintes de Von Mises et des courbes d'hystérésis pour l'UD3 (a) dans le plan (b) à 45° (c) hors du plan.....95

Figure 3.5 Comparaison des courbes numériques d'hystérésis pour l'UD1 avec les résultats pour l'UD1 de Nguyen (2021) – Dans le plan (a) épaisseur standardisée (b) acier local (c) épaisseur et acier – Hors plan (d) épaisseur standardisée (e) acier local (t) épaisseur et acier 101

Figure 3.6 Comparaison des courbes numériques d'hystérésis pour l'UD4 avec les résultats pour l'UD4 de Nguyen (2021) – Dans le plan (a) épaisseur standardisée (b) acier local (c) épaisseur et acier – Hors plan (d) épaisseur standardisée (e) acier local (f) épaisseur et acier.....102

Figure 3.7 Courbes d'hystérésis pour l'UD1 en acier 260W (a) dans le plan (b) hors plan.....105

Figure 3.8 Courbes d'hystérésis pour l'UD4 en acier 260W et 350W (a) dans le plan en acier 260W (b) dans le plan en acier 350W (c) hors plan en acier 260W (d) hors plan en acier 350W 105

Figure 3.9 Évolution de la rigidité de déchargement sous chargement cyclique d'amplitude croissante pour l'UD1 260W 106

Figure 3.10 Évolution de la rigidité de déchargement sous chargement cyclique d'amplitude croissante pour l'UD4 (a) 260W (b) 350W 107

Figure 3.11 Paramètres effectifs de l'UD1 260W (a) Amortissement visqueux équivalent au déplacement maximum, $Beff$ (b) Rigidité effective $Keff$ et énergie de cycle, EDC 108

Figure 3.12 Paramètres effectifs de l'UD4 en acier 260W (a) βeff en acier 260W (b) βeff en acier 350W (c) $Keff$ en et EDC en acier 260W (d) $Keff$ et EDC en acier 350W 108

Figure 3.13 Courbes force-déplacement monotone numériques pour l'UD1 en acier 260W (a) dans le plan (b) hors plan 109

Figure 3.14 Courbes force-déplacement monotone numériques pour l'UD4 en acier 260W et 350W (a) dans le plan en acier 260W (b) dans le plan en acier 350W (c) hors plan en acier 260W (d) hors plan en acier 350W 110

Figure 3.15 Comparaison des courbes cycliques et monotones numériques pour l'UD1 260W et 350W(a) dans le plan en acier 260W (b) dans le plan en acier 350W (c) hors plan en acier 260W (d) hors plan en acier 350W 111

Figure 4.1 Rotation de la poutre de chargement autour de l'axe du vérin après l'expérience UD1 3 B400 : Vue du dessous 115

Figure 4.2 Système de retenue latéral de la poutre de chargement (a) vue avant (b) vue de profil (c) vue arrière 116

Figure 4.3 Courbes d'hystérésis avec le système de retenu latéral (a) Résultats bruts - UD4 4 350W (b) Courbe lissée et comparaison avec l'UD4 3B 350W 117

Figure 4.4 Courbes force-déplacement sous charges cycliques pour l'UD1 (a) dans le plan (b) hors du plan 118

Figure 4.5 Courbes force-déplacement sous charges cycliques pour l'UD4 (a) dans le plan (b) hors du plan 118

Figure 4.6 Évolution de la rigidité de déchargement moyenne sous chargement cyclique d'amplitude croissante (a) dans le plan (b) hors du plan 119

Figure 4.7 Déformée et défauts de l'UD4 2-2 350W après l'expérience UD4 2 120

Figure 4.8 Zones de rupture des UD 120

Figure 4.9 Rigidité effective $Keff$ des UD1 B400 et UD4 350W (a) chargement dans le plan (b) chargement hors du plan 122

Figure 4.10 Amortissement effectif βeff et EDC (a) chargement dans le plan (b) chargement hors plan 122

Figure 4.11 Courbe force-déplacement monotone statique dans le plan pour l'UD1 5-1 B400 jusqu'à rupture à 480% 125

Figure 4.12 Courbes force-déplacement monotone statique pour les UD1(a) dans le plan (b) hors du plan 125

Figure 4.13 Courbes force-déplacement monotone statique pour les UD4 (a) dans le plan (b) hors du plan 126

Figure 4.14 Comparaison des courbes cycliques et monotones pour l'UD1 260W (a) dans le plan (c) hors plan – pour l'UD1 B400 (b) dans le plan (d) hors plan....127

Figure 4.15 Comparaison des courbes cycliques et monotones pour l'UD4 260W (a) dans le plan (c) hors plan – pour l'UD4 350W (b) dans le plan (d) hors plan....127

Figure 4.16 Déformée de l'UD4 9-2 350W (a) au début de l'expérience (b) à la fin de l'expérience (c) propagation de fissures sur la face intérieure à la fin de l'expérience....129

Figure 4.17 Test en fatigue dans le plan selon le protocole simulant les déplacements de service maximum estimés d'un pont typique (a) UD1 (b) UD4....129

Figure 4.18 Boucle d'hystérésis pour les tests en fatigue dans le plan (a) UD1 10 B400 (b) UD4 10 350W....130

Figure 4.19 Boucles d'hystérésis pour l'UD4 12 350W en fatigue et chargement hors plan....130

Figure 4.20 Évolution de la force maximale développée par les UD au cours de leur chargement de fatigue de service (a) dans le plan (b) hors du plan....131

Figure 4.21 Évolution de la rigidité des UD au cours de leur chargement de fatigue de service (a) dans le plan (b) hors du plan....132

Figure 4.22 Déformée des UD1 B400 après les essais de fatigue dans le plan et aspect de la surface de rupture....132

Figure 4.23 Cycles d'hystérésis post-fatigue dans le plan pour les UD4....133

Figure 4.24 Cycles d'hystérésis post-fatigue hors du plan (a) UD1 (b) UD4....133

Figure 4.25 Comparaison de la rigidité de déchargement des UD post-fatigue avec les résultats des tests cycliques (a) dans le plan (b) hors du plan....134

Figure 4.26 Comparaison de la rigidité effective dans le plan des UD4 pour les essais cycliques après fatigue de service....134

Figure 4.27 Comparaison de la rigidité effective hors du plan des UD pour les essais cycliques après fatigue de service (a) UD1 (b) UD4....135

Figure 4.28 Comparaison de l'amortissement effectif et de l'EDC des UD4 dans le plan pour les essais cycliques après fatigue de service....135

Figure 4.29 Comparaison de l'amortissement effectif et de l'EDC des UD hors du plan pour les essais cycliques après fatigue de service (a) UD1 (b) UD4 136

Figure 5.1 Comparaison des courbes d'hystérésis expérimentales et numériques pour l'UD1 260W (a) dans le plan (b) hors du plan 147

Figure 5.2 Comparaison des courbes d'hystérésis expérimentales et numériques pour l'UD4 260W (a) dans le plan (b) hors du plan 147

Figure 5.3 Comparaison des courbes d'hystérésis expérimentales et numériques pour l'UD4 350W (a) dans le plan (b) hors du plan 147

Figure 5.4 Comparaison de la rigidité de déchargement numérique et expérimentale pour l'UD1 260W 148

Figure 5.5 Comparaison de la rigidité de déchargement numérique et expérimentale (a) UD4 260W (b) UD4 350W 148

Figure 5.6 Comparaison des paramètres effectifs de l'UD1 260W (a) Amortissement effectif, $Beff$ (b) Rigidité effective $Keff$ et énergie de cycle, EDC 149

Figure 5.7 Comparaison des paramètres effectifs de l'UD4 (a) βeff en acier 260W (b) βeff et EDC en acier 350W (c) $Keff$ en acier 260W (d) $Keff$ et EDC en acier 350W 149

Figure 5.8 Comparaison des courbes expérimentales et numériques monotones pour l'UD1 260W (a) dans le plan (b) hors du plan 151

Figure 5.9 Comparaison des courbes expérimentales et numériques monotones pour l'UD4 260W (a) dans le plan (b) hors du plan 151

Figure 5.10 Comparaison des courbes expérimentales et numériques monotones pour l'UD4 350W (a) dans le plan (b) hors du plan 152

Figure A I-1 Effet du vieillissement sur la rigidité des appuis, (a) Rigidité horizontale, (b) Rigidité verticale 173

Figure A I-2 Boucles d'hystérésis pour l'évaluation de l'effet Mullins, du recouvrement et du vieillissement. 175

Figure A I-3 Comparaison entre les boucles d'hystérésis mesurées et prédites sous différentes fréquences d'excitation (température ambiante = 25◦C, déformation de cisaillement maximale = 200 pour cent) : (a) 0.1 Hz ; (b) 0.25 Hz. 177

Figure A I-4 Variation de K_eff et de ξ en fonction de la fréquence 178

Figure A I-5 Rigidification des élastomères sous basses températures 179

Figure A I-6 Courbes force-déplacement de H1 pour différentes températures à une fréquence de 0,5 Hz (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C 180

Figure A I-7 Courbes force-déplacement de N1 pour différentes températures à une fréquence de 0,5 Hz (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C 181

Figure A I-8 Courbes force-déplacement de SN1 pour différentes températures à une fréquence de 0,5 Hz (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C 181

Figure A I-9 Propriétés mécaniques et méthodes de mesures considérées par Cardone et Gesualdi (2012) 182

Figure A I-10 Évolution des propriétés comme fonctions de la température à amplitude constante (a) G_sec, (b) ξ_eq, (c) τ_0 et (d) τ_max 182

Figure A I-11 Tendance d'évolution des propriétés mécaniques normalisées fonction la température pour γ=100% 183

Figure A I-12 Variation de la rigidité apparente pour différents cas de chargement 184

Figure A I-13 Variation de la rigidité horizontale équivalente des appuis après plusieurs cycles de gel-dégel 185

Figure A I-14 Influence de la charge axiale sur la rigidité horizontale. Ligne continue : "exacte", équation (A I-9) avec GA_S/P = 0.05 189

Figure A I-15 Module de compression pour un appui rectangulaire 192

Figure A I-16 Charges critiques de flambement en fonction de la hauteur de l'appui 193

Figure A I-17 Compilation de résultats des tests de défaillance 194

Figure A I-18 Abaques de dimensionnement pour les appuis et isolateurs sismiques 195

Figure A I-19 Variation du module de cisaillement des appuis NR en fonction de la température 196

Figure A I-20 Variation du module de cisaillement normalisé selon la température et le temps de conditionnement 198

Figure A I-21 Évolution de la vitesse de cristallisation selon la température pour le NR 198

Figure A I-22 Influence des fluctuations de température sur la rigidité en cisaillement normalisée du néoprène 199

Figure A II-1 Assemblage et nomenclature pour le chargement dans le plan des UD 206

Figure A II-2 Assemblage et nomenclature pour le chargement hors plan des UD 207

Figure A II-3 Modèle de l'UD4 de Nguyen (2021) 209

Figure A II-4 Force et moments générés numériquement par l'UD4 de Nguyen (2021) en acier SN490B en chargement dans le plan 209

Figure A II-5 Force et moments générés numériquement par l'UD4 de Nguyen (2021) en acier SN490B en chargement hors du plan 209

Figure A II-6 Flèche de la colonne support de l'UD pour le chargement de l'UD4 de Nguyen (2021) en SN490B en chargement dans le plan 210

Figure A II-7 Flèche de la colonne support de l'UD pour le chargement de l'UD4 de Nguyen (2021) en SN490B en chargement hors du plan (a) Flèche (b) Norme du déplacement 211

Figure A II-8 Détails du modèle numérique Abaqus du montage des UD dans le plan (a) vue en coupe et détail du maillage (b) Vue isométrique du montage (c) Vue en coupe et contraintes pour $\gamma = 150\%$ (d) Vue isométrique et représentation des contraintes pour $\gamma = 150\%$ 212

Figure A II-9 Comparaison des courbes force-déplacement pour 2 UD4 aux conditions limites idéales et pour la configuration du montage (a) en chargement dans le plan (b) en chargement hors plan 213

Figure A II-10 Prise de vue globale (a) banc d'essais de base (b) ajout des colonnes support des UD 214

Figure A II-11 Montage des UD (a) dans le plan (b) hors du plan 214

Figure A II-12 Vue de détail (a) montage dans le plan (b) rainure accueillant les UD (c) montage hors du plan 215

Figure A III-1 Géométrie et aspect de l'UD1 9-2 B400 - Galvanisé 218

Figure A III-2 Géométrie et aspect de l'UD1 10-2 B400 - Non galvanisé 218

Figure A III-3 Géométrie et aspect de l'UD4 8-1 350W - Galvanisé 219

Figure A III-4 Géométrie et aspect de l'UD4 10-1 350W - Non galvanisé 219

Figure A III-5 Déformée de l'UD1 à chaque premier cycle de déformation dans le plan : UD1 1-1 B400 220

Figure A III-6 Déformée de l'UD4 à chaque premier cycle de déformation dans le plan : UD4 1-1 350W 221

Figure A III-7 Déformée de l'UD1 à chaque premier cycle de déformation hors plan : UD1 3-2 B400 221

Figure A III-8 Déformée de l'UD4 à chaque premier cycle de déformation hors plan : UD4 3-2 350W 222

Figure A III-9 Déformée de l'UD1 en sollicitation monotone dans le plan : UD1 5-1 B400 222

Figure A III-10 Déformée de l'UD4 en sollicitation monotone dans le plan : UD4 5-1 350W 223

Figure A III-11 Déformée de l'UD1 1-1 B400 - Chargement cyclique, dans le plan 223

Figure A III-12 Déformée de l'UD1 1-2 B400 - Chargement cyclique, dans le plan 224

Figure A III-13 Déformée de l'UD1 2-1 B400 - Chargement cyclique, dans le plan 224

Figure A III-14 Déformée de l'UD1 2-2 B400 - Chargement cyclique, dans le plan 224

Figure A III-15 Déformée de l'UD1 3-1 B400 - Chargement cyclique, hors du plan 225

Figure A III-16 Déformée de l'UD1 3-2 B400 - Chargement cyclique, hors du plan 225

Figure A III-17 Déformée de l'UD1 3B-1 B400 - Chargement cyclique, hors du plan.....225

Figure A III-18 Déformée de l'UD1 3B-2 B400 - Chargement cyclique, hors du plan.....226

Figure A III-19 Déformée de l'UD1 4-1 B400 - Chargement cyclique, hors du plan 226

Figure A III-20 Déformée de l'UD1 4-2 B400 - Chargement cyclique, hors du plan 226

Figure A III-21 Déformée de l'UD4 1-1 350W - Chargement cyclique, dans le plan.....227

Figure A III-22 Déformée de l'UD4 1-2 350W - Chargement cyclique, dans le plan.....227

Figure A III-23 Déformée de l'UD4 2-1 350W - Chargement cyclique, dans le plan.....227

Figure A III-24 Déformée de l'UD4 2-2 350W - Chargement cyclique, dans le plan 228

Figure A III-25 Déformée de l'UD4 3-1 350W - Chargement cyclique, hors du plan 228

Figure A III-26 Déformée de l'UD4 3-2 350W - Chargement cyclique, hors du plan 228

Figure A III-27 Déformée de l'UD4 3B-1 350W - Chargement cyclique, hors du plan.....229

Figure A III-28 Déformée de l'UD4 3B-2 350W - Chargement cyclique, hors du plan.....229

Figure A III-29 Déformée de l'UD4 4-1 350W - Chargement cyclique, hors du plan 229

Figure A III-30 Déformée de l'UD4 4-2 350W - Chargement cyclique, hors du plan 230

Figure A III-31 Déformée de l'UD1 5-1 B400 - Chargement monotone, dans le plan (déformation de 480%) 230

Figure A III-32 Déformée de l'UD1 5-2 B400 - Chargement monotone, dans le plan (déformation de 480%) 230

Figure A III-33 Déformée de l'UD1 7-1 B400 - Chargement monotone, dans le plan.....231

Figure A III-34 Déformée de l'UD1 7-2 B400 - Chargement monotone, dans le plan.....231

Figure A III-35 Déformée de l'UD1 8-1 B400 - Chargement monotone, hors du plan.....231

Figure A III-36 Déformée de l'UD1 8-2 B400 - Chargement monotone, hors du plan et comparaison avec l'UD1 8-1 B400.....232

Figure A III-37 Déformée de l'UD4 5-1 350W - Chargement monotone, dans le plan 232

Figure A III-38 Déformée de l'UD4 5-2 350W - Chargement monotone, dans le plan 232

Figure A III-39 Déformée de l'UD4 7-1 350W - Chargement monotone, dans le plan 233

Figure A III-40 Déformée de l'UD4 7-2 350W - Chargement monotone, dans le plan 233

Figure A III-41 Déformée de l'UD4 8-1 350W - Chargement monotone, hors du plan.....233

Figure A III-42 Déformée de l'UD4 8-2 350W - Chargement monotone, hors du plan.....234

Figure A III-43 Déformée de l'UD1 9-1 B400 - Chargement en fatigue, dans le plan 234

Figure A III-44 Déformée de l'UD1 9-2 B400 - Chargement en fatigue, dans le plan 234

Figure A III-45 Déformée de l'UD1 10-1 B400 - Chargement en fatigue, dans le plan 235

Figure A III-46 Déformée de l'UD1 10-2 B400 - Chargement en fatigue, dans le plan 235

Figure A III-47 Déformée de l'UD1 12-1 B400 - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, hors du plan 235

Figure A III-48 Déformée de l'UD1 12-2 B400 - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, hors du plan 236

Figure A III-49 Déformée de l'UD1 9-1 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, dans le plan 236

Figure A III-50 Déformée de l'UD1 9-2 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, dans le plan 236

Figure A III-51 Déformée de l'UD1 10-1 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, dans le plan.....237

Figure A III-52 Déformée de l'UD1 10-2 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, dans le plan 237

Figure A III-53 Déformée de l'UD1 12-1 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, hors du plan 237

Figure A III-54 Déformée de l'UD1 12-2 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, hors du plan 238

Figure A IV-1 Superposition de la déformée numérique et expérimentale cyclique dans le plan pour l'UD1 260W (b) 239

Figure A IV-2 Superposition de la déformée numérique et expérimentale cyclique dans le plan (a) UD4 260W (b) UD4 350W 240

Figure A IV-3 Superposition de la déformée numérique et expérimentale monotone dans le plan pour l'UD1 240

Figure A IV-4 Superposition de la déformée numérique et expérimentale monotone dans le plan pour (a) UD4 260W (b) UD4 350W.....241

Figure A V-1 Dimensions générales de la série D4#27 (a) Vue isométrique (b) Composition intérieure.....248

Figure A V-2 Dimensions générales de la série D4#28 (a) Vue isométrique (b) Composition intérieure.....248

Figure A V-3 Fiche technique du lot D4#27.1 (Images et composition intérieure).....251

Figure A V-4 Fiche technique du lot D4#27.1 (Défauts et dimensions).....251

Figure A V-5 Fiche technique du lot D4#28.2 (Images et composition intérieure).....252

Figure A V-6 Fiche technique du lot D4#28.2 (Défauts et dimensions).....252

Figure A V-7 Dimensions générales du quart d'appui D4-27.3-A et du système de retenu latéral (a) Vue de dessus (b) Composition intérieure (c) Vue isométrique en coupe 254

Figure A V-8 Dimensions générales des appuis neufs (a) Vue de dessus (b) Composition intérieure (c) Vue isométrique.....255

Figure A V-9 Dimensions générales des montages NRB-UD4 – Chargement dans le plan (a) Vue Isométrique (b) Vue de profil (c) Vue de dessus – Chargement hors plan (d) Vue Isométrique (e) Vue de profil (f) Vue de dessus 256

Figure A V-10 Déformations imposées pour les tests en cisaillement avec une fréquence de 0.5 Hz 259

Figure A V-11 Cartographie des températures (a) moyennes journalières maximales (b) moyennes journalières minimales du Canada 261

Figure A V-12 Maillage de l'appui neuf.....262

Figure A V-13 Évolution de la température interne des appuis en fonction du temps et répartition de la température au sein de l'appui neuf.....263

Figure A V-14 Dimensions en élévation du montage NRB-UD avec les plaques de boulonneries.....266

Figure A V-15 Schéma du montage des NRB et NRB-UD 267

Figure A VII-1 Dimensions considérées pour les modèles numériques d'isolateurs (a) Maret R500 T8 N25 (b) Rodriguez-Rendon R400 T13 N22 278

Figure A VII-2 Évolution de la température au cœur de l'appui Maret R500 T8 N25 pour un choc thermique à -26°C 280

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

AASTHO	American Association of State Highway and Transportation Officials (association américaine des autorités routières et des transports des États-Unis)
ASCE	American Society of Civil Engineers (société américaine des ingénieurs en génie civil)
ASTM	American Society for Testing and Materials (société américaine pour les tests et matériaux)
B400	Acier Brinar 400 (QT400)
CISC	Institut Canadien de la Construction en Acier
CNBC	Code National des Bâtiments du Canada
CNR	Conseil Rational de Recherches du Canada
CSA	Canadian Standards Association (association canadienne de normalisation)
EC8	Eurocode 8
EDC	Énergie Dissipée par Cycle
EF	Éléments Finis
ÉLUL	État Limite Ultime
ÉLUT	État Limite d'Utilisation
ÉTS	École de Technologie Supérieure
FIB	Fédération Internationale du Béton
HDNR	High Damping Natural Rubber (caoutchouc naturel à amortissement élevé)
HDRB	High Damping Rubber Bearing (isolateur en élastomère à amortissement élevé)
HTS	High Toughness Steel (acier à haute ténacité)
IBC	International Building Code (code international du bâtiment)
IRDH	International Rubber Hardness Degree (indice de dureté internationale du caoutchouc)

ISO	International Organization for Standardization (organisation internationale de normalisation)
JRA	Japan Road Association (association japonaise de l'industrie routière)
LDNR	Low Damping Natural Rubber (caoutchouc naturel à faible amortissement)
LDRB	Low Damping Rubber Bearing (isolateur en caoutchouc à faible amortissement)
LRB	Lead Rubber Bearing (isolateur en élastomère à noyau de plomb)
LSL	Laboratoire de Structure Lourde du campus de l'ÉTS Montréal
MDC	Méthode à Déplacement Constant
MTQ	Ministère des Transports du Québec
NCHRP	National Cooperative Highway Research Program (programme national coopératif de recherche sur la sécurité routière)
NLCHM	Non Linear Combined (Cinematic – Isotropic) Hardening Model (modèle d'écrouissage combiné isotrope et cinématique non linéaire)
NR	Natural Rubber (caoutchouc naturel)
NRB	Natural Rubber Bearing (appui fretté en caoutchouc naturel)
PJCCI	Entreprise les Ponts Jacques Cartier et Champlain Incorporée
RB	Rubber Bearing (appui en élastomère fretté)
SEI	Structural Engineering Institute (institut d'ingénierie structurelle)
SS	Structural Steel (acier structural standard)
UD	U shaped Damper (amortisseur métallique en forme de U)
260W	Acier CSA G40.21 260W (38W)
350W	Acier CSA G40.21 350W (50W)

Alphabet romain

A	Aire effective de chargement (aire des frettes d'acier)
A_r	Aire effective projetée de l'appui
A_R	Aire radiale de l'élastomère d'un isolateur cylindrique
A_s	Aire ajustée pour prendre en compte la non-déformation des frettes d'acier
b	Taux de progression de l'écrouissage isotrope, Demi-longueur du système
C	Module d'écrouissage cyclique initial
D	Ratio de dommages cumulatifs
E	Module de Young du matériau (module d'élasticité)
E_a	Énergie d'activation
E_c	Module de compression du caoutchouc
E_C	Module instantané de compression de l'appui composite élastomère-acier
el	Élancement du système
F_{max}	Force maximale
F_{min}	Force minimale
F_u	Limite de résistance
f_y	Limite élastique minimale prescrite ou minimale spécifiée
F_y	Limite élastique
$f_{y,e}$	Limite élastique prévue ou nominale (attendue, expected)
$f_{y,p}$	Limite élastique probable
G	Module de cisaillement du caoutchouc
h	Hauteur totale du système
H	Hauteur hors tout des UD

h_t	Hauteur hors tout de la déformée de l'UD
I	Moment quadratique de la section
J	Moment d'inertie en torsion de la section
K	Module de compressibilité ou Module d'élasticité isostatique
K_d	Rigidité post-élastique
K_D	Rigidité post-élastique dynamique du système d'isolation
K_{eff}	Rigidité effective
K_f	Coefficient de concentration de contrainte effectif
K_f	Coefficient de concentration de contrainte théorique
K_u	Rigidité élastique initiale
K_u^0	Rigidité initiale en plan des UD
K_u^{90}	Rigidité initiale hors plan des UD
K_v	Rigidité verticale du système d'isolation
l	Largeur du système
L	Longueur de la partie droite des UD
L_e	Longueur des frettes d'acier du système
l_k	Longueur d'une poutre à considérer pour le calcul de flambement
N_f	Nombre de cycles de chargement jusqu'à la rupture
N_{fi}	Nombre de cycles de chargement jusqu'à la rupture par fatigue pour la i-ème amplitude
n_i	Nombre de cycles de chargement pour la i-ème amplitude
Num	Espérance de vie en fatigue des UD (nombre de cycles)
p	Déformation plastique totale accumulée
P	Pression hydrostatique sur le système

P_{crit}	Charge critique de flambement
P_E	Charge critique d'Euler pour une colonne simple
P_S	Rigidité effective en cisaillement du système d'isolation
P_y	Résistance à la déformation plastique des UD
P_y^0	Résistance à la déformation plastique en plan des UD
P_y^{90}	Résistance à la déformation plastique hors plan des UD
Q_d	Résistance caractéristique initiale
Q_∞	Amplitude maximale de l'écrouissage isotrope
r	Rayon de giration du système
R	Rayon extérieur de la partie courbe des UD, Écrouissage isotrope, Constante des gaz parfaits
R_y	Coefficient utilisé pour déterminer la contrainte effective à la limite élastique de l'acier de construction
S	Facteur de forme de l'appui
t	Épaisseur d'une couche interne d'élastomère, épaisseur de l'UD
t_a	Temps d'exposition à la température de vieillissement accéléré
T_a	Température de vieillissement accéléré
T_r	Épaisseur totale d'élastomère
t_s	Épaisseur des frettes d'acier
t_1	Temps de raidissement thermique instantané de l'élastomère
t_2	Temps pour atteindre le début de la cristallisation
t_{20}	Temps de vieillissement à la température standard de 20°C
T_{20}	Température standard de 20°C
V_0	Volume initial d'élastomère

w_0	Largeur de la section la plus large de la partie droite des UD
w_2	Largeur de la section la plus fine de la partie droite des UD ou largeur de la partie courbée des UD
W_e	Largeur des frettes d'acier du système
X	Contrainte de recouvrance

Alphabet grec

β_{eff}	Taux d'amortissement visqueux effectif à amplitude maximale
γ	Angle de déformation en cisaillement, Taux de l'écrouissage cinématique
$\gamma_{t,eq}$	Angle de déformation en cisaillement équivalent
γ_t	Angle de cisaillement crête à crête
δ	Amplitude de cisaillement
δ_{max}	Amplitude de cisaillement maximal
Δ_{max}	Déplacement maximal
Δ_{min}	Déplacement minimal
δ_t	Amplitude de cisaillement crête à crête, Amplitude des déplacements induits par les variations de température quotidiennes
$\overline{\Delta \mathrm{T}}_{day}$	Moyenne des écarts de température quotidiens
$\Delta \mathrm{T}_{max}$	Différence maximale des températures de service
Δ_{u}	Déplacement à la limite élastique
ΔV	Variation de volume du système
λ_{max}	Valeur maximale du facteur de modification de propriété du système d'isolation
λ_{min}	Valeur minimale du facteur de modification de propriété du système d'isolation
λ_1	Déformation principale du matériau
ρ	Ratio de l'aspect

$\sigma\|_0$	Contrainte d'écoulement initiale avec une déformation plastique accumulée équivalente nulle
σ_y	Contrainte de résistance élastique à la traction
σ_u	Contrainte de résistance ultime
ΣW	Dissipation d'énergie totale
τ	Contrainte de cisaillement dans l'élastomère
τ'	Constante de temps approximée pour l'équilibre thermique d'un appui
ν	Coefficient de Poisson du matériau
ξ	Ratio de déformation plastique résiduelle

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

m	Mètre
mm	Millimètre
mm/s	Millimètres par secondes
N	Newton
kN	Kilonewton
kN/m	Kilonewton par mètre
kN/mm	Kilonewton par millimètre
MPa	Mégapascal
s	Seconde
min	Minute
h	Heure
Hz	Hertz
°	Degré angle
rad	Radian
℃	Degré Celsius
$kcal/mol$	Kilocalories par mol
$cal/mol.°C$	Calorie par mol degré Celsius

INTRODUCTION

0.1 Contexte et problématique

La vulnérabilité des infrastructures aux séismes représente un enjeu majeur, particulièrement dans les régions à forte sismicité et à sismicité modérée comme le Québec. Parmi ces infrastructures, les ponts jouent un rôle crucial dans le réseau de transport, car ils permettent le maintien des flux de personnes et de marchandises en toute circonstance. Leur conception, généralement caractérisée par une superstructure massive et une faible redondance latérale, les rend particulièrement vulnérables aux effets des tremblements de terre, pouvant entraîner des dommages structuraux importants voire l'effondrement total (Busson, 2014 ; Nguyen, 2021).

Au Canada, l'approche de conception parasismique des ponts fait de plus en plus appel à l'isolation sismique, une technique qui permet de réduire les forces transmises de la superstructure aux unités de fondation. Ceci permet, le cas échéant, d'assurer une réponse essentiellement élastique des éléments structuraux et de minimiser, voir écarter les dommages de sorte à maintenir la fonctionnalité de l'ouvrage (Buckle, Constantinou, Dicleli, & Ghasemi, 2006 ; Groupe CSA, 2019a ; Guizani, 2007 ; Scawthorn & Chen, 2002). Cette technologie a prouvé son efficacité dans des zones de forte sismicité, mais elle reste sous-exploitée pour les régions à sismicité modérée, comme celles du Québec, où l'exposition aux séismes est moindre, mais les températures hivernales extrêmes influencent considérablement les performances des systèmes de protection sismiques (Nguyen, 2021).

Dans ce contexte, les appuis frettés en caoutchouc naturel (Natural Rubber Bearings - NRB) sont fréquemment utilisés au Canada en raison de leurs bonnes performances mécaniques et de leur capacité à reprendre les déplacements liés aux charges de service (Azizinamini et al., 2013). Cependant, leur faible capacité de dissipation d'énergie et leur comportement à basse température limitent leur efficacité face à des séismes, nécessitant l'ajout de dispositifs dissipatifs supplémentaires (Buckle et al., 2006 ; Nguyen & Guizani, 2021a). Les solutions existantes, telles que les appuis frettés à noyau de plomb (Lead Rubber Bearings - LRB), combinant un noyau de plomb au cœur d'un appui fretté pour améliorer l'amortissement, mais

elles sont coûteuses et présentent des inconvénients sur le plan environnemental liés à l'utilisation du plomb. Ces considérations conduisent à la recherche d'une solution économique, peu sensible aux basses températures et avec un impact environnemental minimal.

Dans cette perspective, les amortisseurs métalliques en forme de U (U-shaped Dampers - UD) apparaissent comme une solution alternative et prometteuse pour renforcer la dissipation d'énergie des systèmes de protection sismique (Jiao et al., 2015 ; Nguyen & Guizani, 2021a ; Oh, Song, Lee, & Kim, 2013 ; Suzuki, Saeki, & Watanabe, 2005). Les UD présentent plusieurs avantages, notamment une grande capacité de dissipation d'énergie, une très faible sensibilité aux basses températures de service, et une potentielle facilité d'entretien et de remplacement après un aléa sismique. Contrairement aux LRB, qui nécessitent un remplacement complet même si seules certaines parties sont endommagées, les UD, installés en parallèle des NRB, peuvent être remplacés de manière sélective, ce qui réduit les coûts d'entretien. De plus, leur fabrication à partir d'aciers domestiques permet de meilleures retombées socio-économiques et une réduction des coûts de production.

Les travaux récents de Jiao et al. (2015) et de Nguyen (2021) ont mis en lumière les performances des UD en matière de dissipation d'énergie et de durabilité. Nguyen (2021) et Nguyen et Guizani (2021a) ont notamment développé des formulations numériques et analytiques pour prédire le comportement des UD, intégrés aux systèmes d'isolation sismique des ponts. Cependant, malgré les avantages théoriques des amortisseurs en U, il existe encore peu d'études portant sur leur comportement en conditions réelles et sous charges cycliques de service. Particulièrement lorsqu'ils sont fabriqués avec des procédés communs et des aciers locaux, au Canada et en Amérique du Nord, à faible teneur en carbone. Les recherches actuelles se sont principalement concentrées sur des études numériques ou expérimentales réalisées dans des contextes différents, utilisant des matériaux et des méthodes de fabrication, qui sont des technologies du propriétaire. Ces recherches ne reflètent pas toujours des pratiques bien définies ni les spécificités canadiennes. La validation expérimentale des modèles théoriques et numériques existants, notamment en fatigue, est donc essentielle pour garantir la fiabilité et la

durabilité des UD dans des conditions climatiques extrêmes et sous des cycles de déformations répétées.

La problématique centrale de cette recherche réside donc dans l'adaptation et la validation des amortisseurs en U, fabriqués avec des aciers à faible teneur en carbone, pour des applications dans des zones à sismicité modérée comme le Québec. Il s'agit de répondre aux enjeux liés à la stabilité et prédictibilité du comportement hystérétique, et à la résistance à la fatigue des UD, tout en assurant leur intégration dans les systèmes d'isolation sismique des ponts. Cette recherche vise ainsi à combler une lacune dans la littérature en fournissant des données expérimentales et analytiques permettant de valider l'utilisation de ces dispositifs de protection sismique dans un contexte canadien et nord-américain.

0.2 Objectifs de la recherche

L'objectif général de cette recherche est de contribuer au développement et à l'évaluation des propriétés des amortisseurs métalliques en U pour une utilisation dans des systèmes d'isolation sismique, particulièrement dans des contextes de sismicité modérée et sujette à de basses températures. Cet objectif global se décline en quatre objectifs spécifiques comme suit :

1) Étudier analytiquement et numériquement le comportement des UD intégrés dans des systèmes d'isolation sismique, en tenant compte des particularités des aciers locaux, au Canada, à faible teneur en carbone ;

2) Caractériser expérimentalement les capacités de dissipation d'énergie, la déformation ultime et la résistance à la fatigue des UD, en se concentrant sur leur comportement selon différentes directions de chargement (dans le plan et hors du plan), ainsi que sur les performances des différentes nuances d'acier ;

3) Valider le comportement expérimental des UD à partir des essais réalisés sur plusieurs nuances d'acier ainsi que la galvanisation afin de mieux comprendre l'influence de la

nuance d'acier et du traitement de la surface sur la performance des UD dans des conditions réelles ;

4) Comparer et valider les modèles théoriques et numériques existants en confrontant les résultats expérimentaux aux prédictions des modèles, dans le but d'améliorer la précision de ces derniers et de garantir leur applicabilité dans des situations réelles.

0.3 Méthodologie sommaire

Pour atteindre les objectifs de cette recherche, une méthodologie rigoureuse et détaillée est mise en place, comprenant plusieurs phases clefs.

Dans un premier temps, une étude analytique et numérique des amortisseurs métalliques en U est réalisée. Cette phase repose sur les formules analytiques développées par Nguyen (2021) et Nguyen et Guizani (2021a), qui sont adaptées aux spécificités des conditions locales canadiennes. Les formules pour la rigidité initiale et la limite élastique des UD sont appliquées en tenant compte des caractéristiques des aciers locaux à faible teneur en carbone. Des modèles numériques sont développés et validés selon différentes directions de chargement et pour plusieurs géométries, afin de garantir leur robustesse et leur applicabilité pratique.

Ensuite, des essais expérimentaux sont conçus puis conduits pour caractériser les performances des UD et leurs aciers. Ces essais incluent des poussées monotones pour déterminer la capacité de déformation ultime des dispositifs, des essais cycliques pour évaluer le comportement hystérétique et la résistance à la fatigue oligocyclique (Low Cycle Fatigue), ainsi que des essais de fatigue visant à estimer la durée de vie des UD sous des charges cycliques répétées. Les essais de caractérisation suivront les normes et/ou indications du Code canadien sur le calcul des ponts routiers CSA S6, lorsque disponibles, pour garantir ainsi leur pertinence et leur conformité aux exigences réglementaires.

La validation des méthodes de modélisation constitue une autre étape cruciale de la méthodologie. Les résultats expérimentaux sont comparés aux prédictions des modèles analytiques et numériques afin de vérifier leur précision et leur fiabilité. La stabilité du comportement post-élastique des UD est examinée sous des sollicitations sismiques simulées pour confirmer leur performance durable et sécuritaire. Si nécessaire, les modèles sont ajustés pour améliorer la justesse et précision de leurs prédictions.

0.4 Limites générales de l'étude

1) Les tests de déplacement cycliques sont limités à une amplitude maximale de 150%. Cette amplitude représente de nombreuses conditions sismiques réalistes, mais des déplacements plus importants pourraient révéler des comportements différents pour les amortisseurs.

2) Les résultats expérimentaux sont spécifiques aux trois nuances d'acier sélectionnées (Brinar 400, CSA G40.21 350W, et 260W), ce qui limite leur généralisation à d'autres matériaux.

3) Seules deux géométries d'amortisseurs (UD1 et UD4), avec une hauteur hors tout fixe de $100\ mm$, ont été étudiées. Des variations dans la hauteur des UD et le ratio hauteur-épaisseur pourraient affecter les résultats et la performance globale du système.

4) Les essais de fatigue prennent en compte des hypothèses sur les déformations induites par les variations thermiques dans le but d'explorer le potentiel de la résistance à la fatigue et la concordance avec le corps de la littérature. De ce fait, les résultats de cette étude pourraient ne pas être directement applicables à d'autres conditions tant que leur généralisation n'aura pas été démontrée.

5) L'effet de la galvanisation a été étudié uniquement sur une partie des échantillons, ne permettant pas ainsi de tirer de conclusions définitives sur ses effets pour d'autres combinaisons acier-traitement.

0.5 Cadre général de la recherche

La présente recherche s'inscrit dans un plan de recherche global visant à étudier et valoriser le comportement des appuis en caoutchouc naturel fretté pour des applications d'isolation sismique. La récupération d'appuis issus de la déconstruction du pont Champlain original pour évaluer les propriétés hystérétiques des appuis frettés en caoutchouc naturel, leur comportement cyclique, notamment sous basses températures et après un vieillissement sur site de plusieurs années est une opportunité exceptionnelle. À celle-ci s'ajoute le potentiel et la faisabilité d'en faire des isolateurs sismiques pour le Canada en les combinant avec le type d'amortisseur en U étudié.

Dans ce contexte, cette étude permettra d'approfondir les connaissances sur le comportement et le vieillissement du caoutchouc, d'établir un lien entre les essais à échelle réduite et le comportement global des NRB, puis d'identifier les caractéristiques hystérétiques des NRB couplés avec les UD.

0.6 Organisation du rapport

Ce rapport est structuré en cinq chapitres principaux, complétés par une introduction, une conclusion et des recommandations. Le chapitre 1 propose une revue de la littérature sur les amortisseurs métalliques en U (UD), abordant leurs principes de fonctionnement, leurs applications en isolation sismique, ainsi que les résultats des études antérieures. Le chapitre 2 présente en détail le programme expérimental, incluant la description des dispositifs étudiés, les méthodologies adoptées et les paramètres expérimentaux retenus. Le chapitre 3 est dédié à l'analyse numérique des UD, mettant en lumière les étapes de modélisation, les hypothèses retenues et la validation des prédictions analytiques. Le chapitre 4 expose les résultats expérimentaux, en comparant les comportements observés et les prédictions, tout en mettant en évidence les influences géométriques et matérielles. Enfin, le chapitre 5 synthétise les résultats, discute de leur portée et propose des pistes d'amélioration pour la conception, le dimensionnement et l'utilisation des UD dans des contextes parasismiques.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

1.1 Méthode de conception parasismique

Les ponts jouent un rôle socio-économique très important, tant à l'échelle nationale qu'internationale. Pour répondre aux demandes croissantes liées aux activités socio-économiques, les conceptions de ponts tendent vers des dimensions de plus en plus grandes. Les progrès technologiques et l'évolution des matériaux de construction permettent aujourd'hui de réaliser des ponts avec des travées étendues et des sections élargies, ce qui concentre une masse importante au niveau du tablier (Nguyen, 2021).

De plus, l'aspect très élancé de ces ouvrages implique un manque de redondance et nombre de points d'appui limités. Ceci favorisant leur instabilité face aux chargements dynamiques et particulièrement face aux phénomènes sismiques. Pour garantir une performance acceptable, la conception des ponts doit donc respecter des exigences rigoureuses et importantes en matière de résistance sismique et de stabilité structurelle, ainsi que d'autres exigences de durabilité, de service et de confort régi par les différents codes de construction à travers le monde.

1.1.1 Survol de principaux codes

Les codes de conception parasismique jouent un rôle crucial pour garantir la performance et la sécurité des infrastructures dans les zones à risque sismiques. Ces codes reposent notamment sur l'analyse des paramètres spectraux, qui déterminent l'aléa sismique et les réponses maximales des structures face aux sollicitations sismiques. Les paramètres spectraux, ou les spectres de calcul (conception) sont essentiels pour quantifier les effets du séisme sur la réponse sismique des structures, car ils relient les caractéristiques de l'événement sismique à la réponse dynamique des infrastructures, notamment en termes d'accélération, de vitesse et de déplacement maximaux. Les principales normes internationales de conception parasismique

spécifient les spectres de calcul cible, utilisés pour la conception en fonction de l'activité sismique et des caractéristiques spécifiques des signaux sismiques des régions concernées.

Le Code européen, l'Eurocode 8 (EC8) utilise des spectres de réponse normalisés qui tiennent compte des conditions locales de sol et de la sismicité. L'Eurocode 8 permet d'adapter les spectres sismiques pour refléter les caractéristiques des mouvements du sol et de déterminer ainsi les valeurs d'accélération et de déplacement maximaux pour la conception des ponts.

Deux approches de conception sont permises par l'EC8, une conception basée sur la ductilité avec la création de rotules plastiques, ou une conception recourant à l'isolation sismique à la base. Cette philosophie à deux approches se retrouve dans les autres codes nationaux comme le Code international du bâtiment (IBC), aux États-Unis, l'IBC utilise un spectre de réponse dérivé des probabilités sismiques régionales. Les valeurs d'accélération spectrale pour des périodes courtes et longues sont utilisées pour guider les conceptions structurales. Le rapport entre ces valeurs est essentiel pour adapter les systèmes d'isolation sismique, en particulier pour les infrastructures critiques. Enfin, les mêmes principes sont appliqués au Japon avec les normes japonaises et la Japan Road Association (JRA) qui s'appuient sur des spectres de calcul qui intègrent les effets des tremblements de terre majeurs enregistrés dans la région. Ces spectres permettent d'établir les performances sismiques attendues, alors que l'utilisation de l'isolation sismique à la base est courante pour réduire les réponses sismiques maximales des ponts et bâtiments régis par ces spectres.

Les spectres de calcul, tels que ceux définis par les normes AASHTO (2017), ASCE/SEI-41-13 (2014) et CSA-S6 (2019), servent à concevoir des structures ductiles ou à intégrer des systèmes d'isolation sismique à la base des ponts et/ou bâtiments. Les dispositifs d'isolation sismique augmentent la période fondamentale de la structure, pour réduire ainsi les accélérations maximales et les forces maximales dans la structure, comme l'a démontré Skinner (1993). La configuration du spectre de calcul et les rapports d'accélération spectrale pour les périodes courtes et longues permettent de classifier les zones sismiques et de

sélectionner des systèmes d'isolation adaptés aux performances souhaitées (Dicleli & Karalar, 2011 ; Nguyen & Guizani, 2021b).

Le Code Canadien sur le calcul des ponts routiers (CSA S6 : 19) adopte aussi une approche similaire aux autres codes nationaux et détaille la manière dont ces paramètres spectraux sont pris en compte pour les infrastructures au Canada.

1.1.2 La philosophie de conception parasismique au Canada et l'isolation sismique à la base

Le Code canadien sur le calcul des ponts routiers, en vigueur, le CSA S6 : 19 applique une approche de conception sismique axée sur la performance. Dans ce cadre, les ponts sont regroupés en trois classes : ponts essentiels (de secours dans les éditions antérieures), ponts sur routes majeures (principaux dans les versions antérieures) et autres types de ponts.

L'attribution d'une catégorie à un pont donné par le maître de l'ouvrage (propriétaire, ministère ou département des transports) repose sur des critères tels que l'importance socio-économique, les probabilités de dommage et de survie de l'ouvrage, sa capacité à assurer un service à la suite d'un aléa ainsi que des critères de sécurité et de défense (Groupe CSA, 2019a).

Ainsi, selon sa catégorie d'importance, le pont doit répondre à des niveaux de performance minimum portant sur le niveau de dommage et le niveau de service durant et après séisme dépendamment de la récurrence de celui-ci.

Le Tableau 1.1 présente les différents niveaux minimums de performance exigés selon la catégorie d'importance de l'ouvrage et la récurrence du séisme. Tous les ponts doivent assurer un service total immédiatement après un séisme de faible intensité, ou dit fréquent. De plus, ils ne doivent en aucun cas s'effondrer même pour des séismes extrêmes de récurrence très faible (2 475 ans). Cependant, tous les ponts ne sont pas tenus de présenter un même niveau de dommage à la suite d'un séisme de plus grande ampleur. En effet, les ponts classés essentiels, destinés à supporter des services primordiaux ou à jouer des rôles socio-

économiques ou de défense jugés essentiels, doivent minimalement de rester pleinement opérationnels pour tous les usagers après un séisme modéré (avec une période de retour de 975 ans) et offrir un service limité après un séisme de forte magnitude (période de retour de 2 475 ans). Ce service limité que doit fournir un pont essentiel après un séisme de 2 475 ans est minimal. En effet, il doit permettre le maintien d'au moins 50% des voies afin d'assurer, entre autres, un passage sécurisé pour les véhicules de secours et d'urgence après un événement sismique.

Un pont essentiel ne peut subir des dommages que pour des séismes assez rares, soient ceux dont la probabilité de dépassement en 50 ans est de 5 et 2%. Même dans ces cas de séisme, le pont ne doit subir que des dommages respectivement mineurs ou réparables. Les dommages réparables doivent pouvoir être gérés sans entraîner de fermeture du pont et doivent pouvoir être complétés dans des délais relativement courts avant la restitution de la pleine capacité de l'ouvrage. (Groupe CSA, 2019a)

Tableau 1.1 Niveaux de performance minimaux des ponts
Tiré de CSA-S6-19 (2019)

Probabilité de dépassement sismique en 50 ans (période de retour)	**Ponts essentiels**		**Ponts principaux**		**Autres ponts**	
	Service	**Dommage**	**Service**	**Dommage**	**Service**	**Dommage**
10% (475 ans)	-	-	Immédiat	Mineur	Service limité	Réparable
5% (975 ans)	Immédiat	Mineur	-	-	-	-
2% (2475 ans)	Service limité	Réparable	Service interrompu	Important	Sécurité des personnes	Remplacement probable

Afin de répondre à ces exigences énoncées, les conceptions parasismiques se classent essentiellement en deux catégories : 1) La conception conventionnelle, utilisant des appuis fixes conventionnels, dans laquelle des efforts générés par le séisme et l'énergie sismique sont repris dans la structure ; et 2) La conception avec l'isolation sismique à la base mettant en jeu des technologies parasismiques qui vont découpler le mouvement du sol de celui de la structure pour ainsi limiter la transmission des efforts et de l'énergie sismique induits à la structure et au système de reprise des charges latérales.

L’isolation sismique des fondations est une stratégie visant à limiter les forces et dommages sismiques imposés aux structures. En effet, les forces provoquées par un séisme dépendent en grande partie de la relation entre la période de vibration propre de la structure et la période fondamentale du séisme (Buckle et al., 2006 ; Guizani, 2007 ; T. A. Morgan, 2007 ; Nguyen, 2021), qui se situe généralement entre 0,1 et 0,5 s. En intercalant un lien flexible entre les unités de fondation (pile et culées) et la superstructure, on parvient à allonger la période et réduire les accélérations et les forces transmises entre la superstructure et les unités de fondation. Cependant, cet allongement de la période implique des déplacements sismiques plus importants concentrés essentiellement au sein des unités d’isolation sismique, qu’il convient de contrôler au moyen de l’ajout d’amortissement, comme le montre la Figure 1.1.

Dans une structure isolée, les déplacements latéraux se concentrent principalement au niveau des isolateurs sismiques, où ils produisent des déformations non-linéaires, tandis que le reste de la structure conserve un mouvement global rigide avec de faibles déformations. L’allongement de période permet de limiter l'énergie sismique captée par le pont isolé et par conséquent la portion transmise directement à la structure. L’énergie sismique captée est en grande partie absorbée au sein des isolateurs tandis que le reste est stocké typiquement sous forme d’énergie élastique dans la structure. Par conséquent, les composants structuraux sont moins sujets aux déformations inélastiques et aux éventuels dommages. Pour assurer une dissipation optimale de l'énergie sismique dans le système d'isolation, des éléments à fort amortissement sont nécessaires, ce qui contribue aussi à restreindre les déplacements sismiques notamment au sein de la structure principale.

Comme illustré à la Figure 1.1 l'introduction d'amortissement dans le système permet généralement la réduction de la demande en force ainsi qu’en déplacement (Gai, Spencer, & Xu, 2020 ; Guizani, 2007 ; Masroor, Sanchez, Mosqueda, & Ryan, 2012 ; Nagarajaiah & Ferrell, 1999 ; Scawthorn & Chen, 2002 ; R. Ivan Skinner, Robinson, & McVerry, 1993 ; Weisman & Warn, 2012)

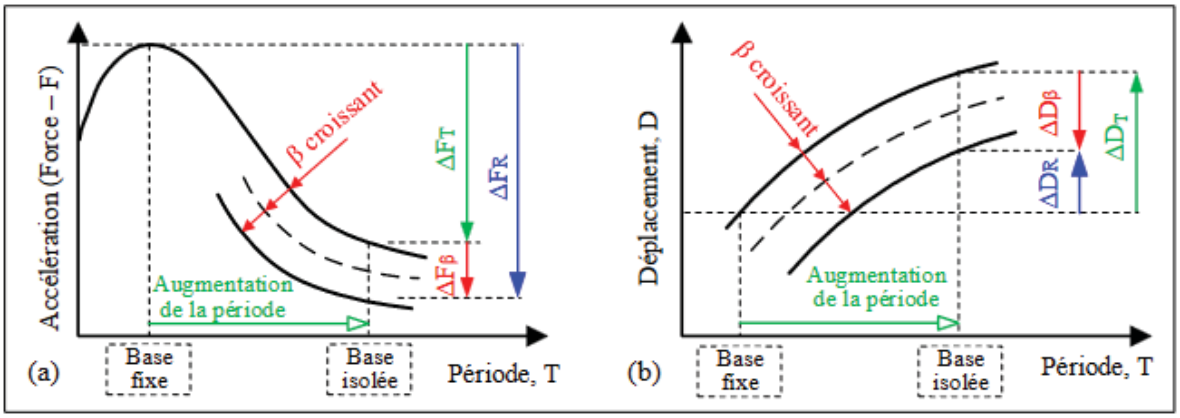


Figure 1.1 Effet de l'isolation sismique à la base sur la réponse sismique : (a) l'accélération spectrale (force latérale) ; (b) le déplacement latéral
Tirée de Nguyen (2021)

Les études de Chandak (2013) et Jangid (2004) ont permis de conclure que ces forces sismiques peuvent être réduites par un facteur de cinq et jusqu'à cinquante fois dans une structure isolée comparativement à celles induites dans une structure non isolée. Ainsi, en opposition avec la construction conventionnelle, l'isolation à la base permet de concentrer la demande en ductilité dans les éléments interchangeables du système d'isolation sismique, plutôt que dans les éléments structuraux qui assurent aussi toute la reprise des charges verticales qui sont plus coûteux à réparer. Ce faisant, on évite des réparations coûteuses et de longs délais de restitution de l'ouvrage. Cela permet donc des frais d'entretien et de réparations relativement plus faibles et assure la fonctionnalité de l'ouvrage et la résilience du réseau de transport à long terme. En outre, l'isolation sismique permet de répondre facilement, le cas échéant, aux exigences de performances sismiques définies par les codes de construction pour la majorité des ponts classés comme essentiels. Elle constitue donc une alternative de conception parasismique de choix pour les ponts essentiels et des structures critiques situés dans des zones de sismicité modérée à élevée.

1.2 Les appuis frettés et isolateurs sismiques en caoutchouc naturel à faible amortissement (NRB)

Des technologies parasismiques ont été adaptées et/ou développées pour réduire les effets des tremblements de terre sur les structures. Les premières utilisations concrètes au Canada remontent aux années 1990 et en 2002 au Québec (Guizani, 2003, 2007 ; Guizani & Chaallal, 2011). Ces techniques se divisent en trois principales catégories : l'ajout d'amortisseurs, l'utilisation de transmetteurs de chocs sismiques, et l'application de l'isolation sismique (Guizani, 2007). Leur objectif commun est de diminuer les efforts induits par les séismes sur les systèmes de résistances aux forces sismiques, afin de reprendre plus efficacement les charges sismiques et éventuellement assurer la sécurité ou maintenir l'intégrité fonctionnelle des structures en limitant les dommages en cas de secousses importantes. Le développement de méthodes de calcul avancées et l'accès à des installations d'essai, telles que les simulateurs sismiques, ont contribué à l'évolution rapide de ces solutions.

Afin d'assurer un fonctionnement adéquat, un système d'isolation doit présenter plusieurs caractéristiques :

- Un mécanisme de reprise des charges verticales allié à une faible rigidité horizontale
- Un mécanisme de dissipation de l'énergie pour réduire la demande en déplacement.
- Un mécanisme de retenue élastique optionnel pour offrir une rigidité nécessaire (fixité) sous des charges de service et séismes mineurs, mais qui se libère sous une sollicitation dont la limite supérieure est plafonnée, afin de débloquer l'isolateur et protéger la structure des séismes importants (à la manière d'un fusible).

Parmi les solutions existantes, deux catégories majeures se distinguent : les systèmes à base de glissement ou friction puis les systèmes à base d'élastomère fretté (Busson, 2014 ; Guizani, 2007). Néanmoins, pour les ponts de courtes et moyennes portées au Canada, les appuis frettés (en élastomère, habituellement en caoutchouc naturel) sont la solution la plus populaire et économique adoptée pour reprendre les charges et accommoder les déplacements/rotations induits par le trafic ainsi que la dilatation thermique, etc.

Les appuis frettés à base d'élastomère sont composés d'un matériau élastomère et de frettes (plaques d'acier de quelques millimètres d'épaisseur) superposés alternativement, comme présentés en Figure 1.2. Chaque couche intérieure d'élastomère et de frettes a la même épaisseur, et seules les couches extérieures peuvent avoir une épaisseur réduite (Groupe CSA, 2019a). L'ensemble est collé grâce au phénomène de vulcanisation, assurant une continuité mécanique uniforme (Saidou, 2012).

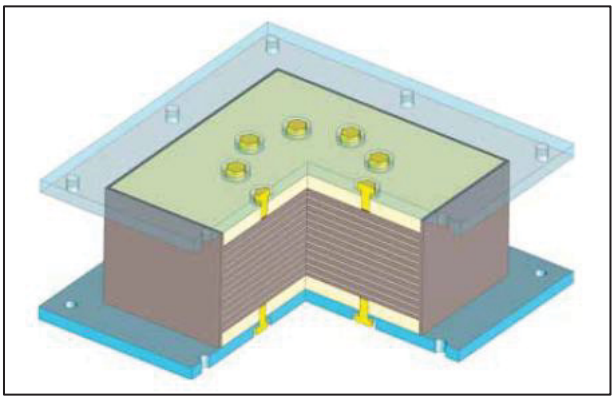


Figure 1.2 Schéma d'un appui en élastomère fretté
Tirée de Goodco Z-Tech (2016)

Les couches d'élastomère contrôlent la flexibilité latérale en se déformant en cisaillement. Les frettes stabilisent et améliorent la capacité portante de l'appui, confinant l'élastomère et réduisant son expansion latérale nuisible sans influencer la rigidité horizontale (Stanton & Roeder, 1982).

Les isolateurs à base d'élastomère se divisent en deux grandes catégories, selon qu'ils intègrent ou non un noyau en plomb :

- Les appuis en élastomère frettés (*Rubber Bearing*, RB) qui présentent deux types d'amortissement selon l'élastomère :
  - Faible amortissement (Low Dumping *Rubber Bearing*, LDRB).
  - Amortissement élevé (*High Dumping Rubber Bearing*, HDRB).
- Les appuis en élastomère avec un noyau en plomb (*Lead Rubber Bearing*, LRB)

Les LDRB sont les plus utilisés au Canada et au Québec, car les HDRB sont très sensibles aux basses températures, affectant leur comportement en cisaillement (AASHTO, 2017, 2020 ; Ankik, 2019 ; Buckle et al., 2006 ; Constantinou, Tsopelas, Kasalanati, & Wolff, 1999 ; Groupe CSA, 2019a). Les LDRB se caractérisent par un comportement non linéaire en cisaillement et un faible taux d'amortissement entre 3 et 7% (Abe, Junji, & Yozo, 2004 ; Ashkezari, Aghakouchak, & Kokabi, 2008 ; Busson, Gauron, Saidou, & Paultre, 2015 ; Cardone & Gesualdi, 2012 ; Constantinou et al., 1999 ; Dion, 2010 ; Kumar, Whittaker, & Constantinou, 2014 ; Naeim & Kelly, 1999). L'élastomère utilisé est généralement du caoutchouc naturel dans les régions froides pour ses propriétés thermiques, mais cela peut aussi être du néoprène (Maret, 2016).

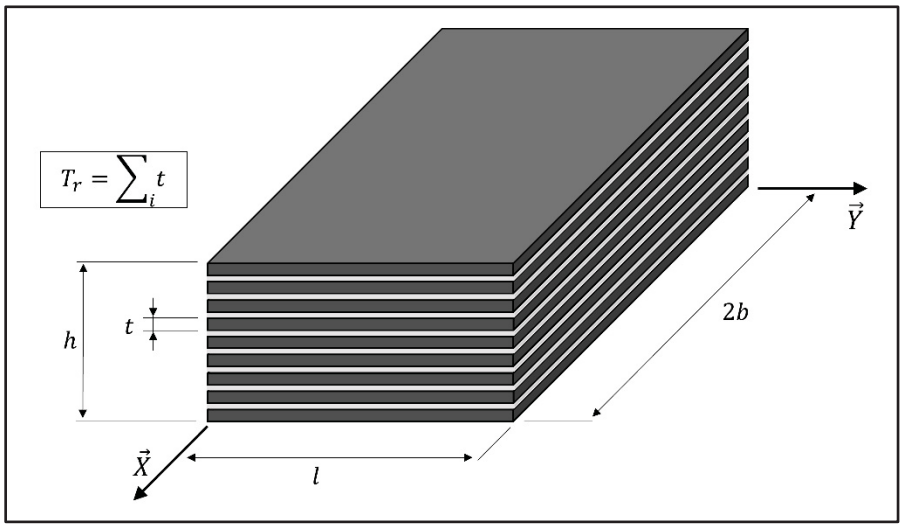


Figure 1.3 Dimensions géométriques d'un appui fretté en élastomère rectangulaire

Les élastomères LDRB présentent une courbe hystérétique bilinéaire et ne subissent pas de fluage important sous un cisaillement inférieur à 150%, maintenant une bonne stabilité de leurs modules de compressibilité et de cisaillement sur de longues périodes (Ankik, 2019 ; Calvi, Pinto, & International Federation for Structural Concrete, 2007 ; Cardone & Gesualdi, 2012 ; Clark, 1996 ; Dall'Asta & Ragni, 2006 ; Dion, 2010 ; Maret, 2016 ; Naeim & Kelly, 1999 ; A. W. Taylor, Igusa, & ASCE Task Committee on Seismic Isolation, 2004 ; Tubaldi, Mitoulis, & Ahmadi, 2018). Cependant, leur capacité d'amortissement est souvent insuffisante pour réduire

les déplacements dans les zones sismiques à basse fréquence. Ils sont souvent associés à un composant externe supplémentaire pour répondre à cette demande en amortissement. La Figure 1.3 présente les dimensions géométriques d'un appui rectangulaire.

1.2.1 Les matériaux composant les appuis en caoutchouc naturel (NRB)

Dans cette partie et les suivantes, nous aborderons plus précisément les isolateurs sismiques en caoutchouc naturel fretté (*Natural Rubber Bearing*, NRB). En effet, ces derniers constituent les principaux systèmes d'appuis de pont et ont été utilisés comme isolateurs sismiques sur quelques projets au Canada (Groupe CSA, 2019a ; Velev, Fortier, & Lemay, 2011).

1.2.1.1 Le caoutchouc naturel

Les élastomères, comme le caoutchouc naturel et le néoprène, sont utilisés pour l'isolation sismique en raison de leur flexibilité et de leurs bonnes propriétés mécaniques. Le caoutchouc naturel (NR), préféré dans les climats froids comme au Canada pour ses propriétés thermiques, est un matériau résilient avec une faible hystérésis sous déformations modérées (Naeim & Kelly, 1999 ; Stanton & Roeder, 1982). Ses performances dépendent de sa composition chimique, du taux de vulcanisation et des charges ajoutées (Harrabi, 2009).

La dureté des caoutchoucs naturels, mesurée selon l'échelle Shore A, est un indicateur clef de leur rigidité. Le Code canadien sur le calcul des ponts routiers (CSA S6) spécifie une dureté de 55 Shore A ± 5 pour les NRB (Arditzoglou, Yura, & Haines, 1995 ; Groupe CSA, 2019a). La dureté est associée au module élastique, au module de cisaillement et au module de compression du caoutchouc, comme illustrés à la Figure 1.4 (Alan N. Gent, 2012 ; Goodco Z-Tech, 2022 ; Stanton & Roeder, 1982 ; Andrew W. Taylor, Lin, & Martin, 1992). Cependant, Yura et al. (2001) qualifient la relation entre les deux propriétés d'approximative d'où l'adoption de spécifications directes sur le module de cisaillement dans les récentes éditions des codes (AASHTO, 2017 ; Groupe CSA, 2019a).

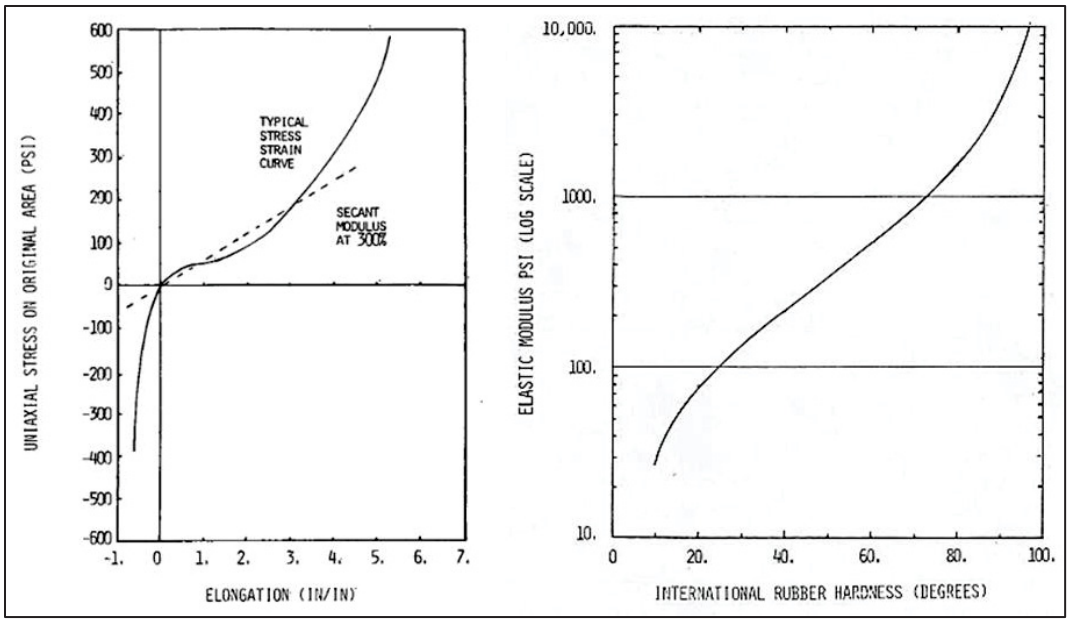


Figure 1.4 Propriétés mécaniques du caoutchouc (a) Relation contrainte-déformation (b) Module d'élasticité fonction de la dureté du caoutchouc
Adaptée de Stanton et Roeder (1982)

Le caoutchouc naturel affiche un comportement en traction non linéaire, ce qui rend la mesure précise de son module d'élasticité (E) complexe (Clark, 1999 ; Külcü, 2020 ; Stanton & Roeder, 1982 ; Verron, 2018). Comme le montre la Figure 1.4, pour de faibles déformations, la courbe de contrainte-déformation est presque linéaire, permettant une mesure relativement précise malgré la variabilité due à vitesse de déformation ou à la température (Ciesielski, 1999). Le module de compressibilité des élastomères est extrêmement élevé, variant entre 1000 et 2000 MPa. Bien que le caoutchouc naturel soit souvent supposé incompressible, avec un coefficient de Poisson approchant 0,5, cette approximation est généralement comprise entre 0.4985 et 0.4999 (James M. Kelly & Konstantinidis, 2011 ; Naeim & Kelly, 1999 ; Stanton & Roeder, 1982 ; Verron, 2018).

Le module de cisaillement (G) compris entre 0,4 et 1,4 MPa pour les NRB, caractérise leur rigidité latérale. Il est mesuré à l'échelle réelle ou réduite, avec des exigences précises dans les codes de conception nord-américains (ASTM International, 2003 ; Groupe CSA, 2019a ; Yura et al., 2001). G est déterminé par la relation (1.1).

$$G = \frac{\tau}{\gamma} \tag{1.1}$$

$$\gamma = \frac{\delta}{T_r} \tag{1.2}$$

Avec τ, la contrainte de cisaillement et γ, la déformation en cisaillement définit à l'équation (1.2), δ, le déplacement horizontal de l'appui et T_r, l'épaisseur totale de caoutchouc tel que défini à la Figure 1.3.

La résistance à la traction du caoutchouc naturel varie avec la température, et atteint environ 30 MPa à 23°C, mais chute à 23 MPa à 80°C (Ciesielski, 1999 ; A. R. Payne, 1962). Pour les appuis frettés, le Code canadien requiert une résistance minimale de 17 MPa (Groupe CSA, 2019a). L'allongement à la rupture, un autre indicateur important, dépasse souvent les 600% pour le caoutchouc naturel, largement supérieur à celui du néoprène (Buckle et al., 2006 ; Stanton & Roeder, 1982). Le Code canadien exige un allongement à la rupture d'au moins 400% pour les isolateurs sismiques (Groupe CSA, 2019a).

1.2.1.2 Les frettes d'acier

Les frettes d'acier jouent un rôle essentiel dans les appuis frettés en caoutchouc naturel. Elles confinent latéralement l'élastomère, empêchant ainsi son gonflement excessif sous contrainte de compression uniaxiale, un phénomène connu sous le terme anglais *bulging* (James M. Kelly & Konstantinidis, 2011 ; Priestley, Seible, & Calvi, 1996 ; Stanton & Roeder, 1982). Comme illustré à la Figure 1.5 les frettes augmentent la capacité des appuis à résister aux charges verticales tout en améliorant leur stabilité sous charges latérales, en limitant le gonflement latéral, qui peut entraîner la rupture du caoutchouc. La présence des plaques d'acier n'affecte pas la rigidité latérale des appuis frettés (Priestley et al., 1996 ; Stanton & Roeder, 1982).

Pour être utilisées dans des isolateurs parasismiques, les frettes doivent être fabriquées dans un acier doux laminé présentant une limite élastique minimale de 230 MPa et une épaisseur nominale t_s, d'au moins 3 mm (Groupe CSA, 2019a).

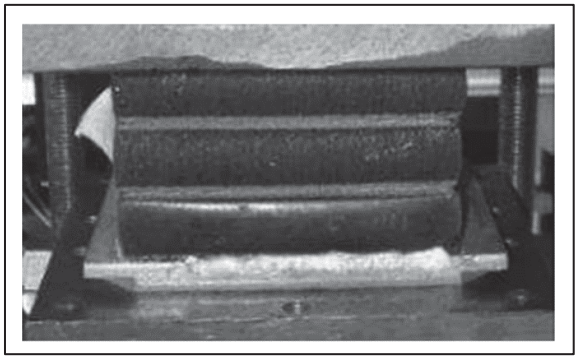


Figure 1.5 Appui à grand facteur de forme soumis à une force de compression de 19 kN
Tirée de (Orfeo, Tubaldi, Muhr, & Losanno, 2022)

1.2.1.3 Vulcanisation et collage

La vulcanisation est un processus crucial qui améliore les propriétés mécaniques du caoutchouc, en le rendant plus résistant et durable. Ce processus permet de former des liaisons chimiques entre les chaînes de polymères grâce à un agent de réticulation, généralement du sulfure, sous l'influence de la chaleur et de la pression. La maîtrise des paramètres de ce procédé est essentielle pour garantir une vulcanisation uniforme du matériau, évitant ainsi une réversion partielle (Stanton & Roeder, 1982). Le collage des différentes couches d'élastomère et des frettes est indispensable pour assurer une adhérence durable et efficace entre les composants. Ce processus repose sur l'application d'un agent adhésif en deux parties, puis l'utilisation de chaleur et de pression pendant la vulcanisation. La performance des appuis en élastomère dépend fortement de la qualité de ce collage, bien que les défauts soient rares et généralement dus à des erreurs de fabrication plutôt qu'à des problèmes de conception (Constantinou et al., 1999 ; Yura et al., 2001).

1.2.2 Comportement des NRB

Le comportement des supports frettés en élastomère soumis à des sollicitations latérales présente un caractère hystérétique, avec une relation force-déplacement non linéaire. Ce type de comportement est influencé par divers paramètres, incluant la géométrie du support, les propriétés des matériaux utilisés, les conditions environnementales ainsi que l'âge de l'appui (Abe et al., 2004 ; Ankik, 2019 ; Becker & Mahin, 2012 ; Beji, 2015 ; Buckle et al., 2006 ; Cardone & Gesualdi, 2012 ; Constantinou et al., 1999 ; Dall'Asta & Ragni, 2006 ; Gai et al., 2020 ; Maret, 2016 ; Naeim & Kelly, 1999 ; Nguyen, 2021 ; Stanton & Roeder, 1982 ; Zhao, Ma, Li, Luo, & Du, 2017). Divers modèles ont été développés pour prédire ce comportement, allant des modèles viscoélastiques linéaires aux modèles bilinéaires simples et non linéaires avec une complexité croissante utilisant des fonctions de densité d'énergie définie par 2 à 6 paramètres dépendant du matériau (Buckle et al., 2006 ; Kikuchi & Aiken, 1997 ; Kikuchi, Nakamura, & Aiken, 2010 ; Naeim & Kelly, 1999 ; Saidou, 2012 ; Verron, 2018).

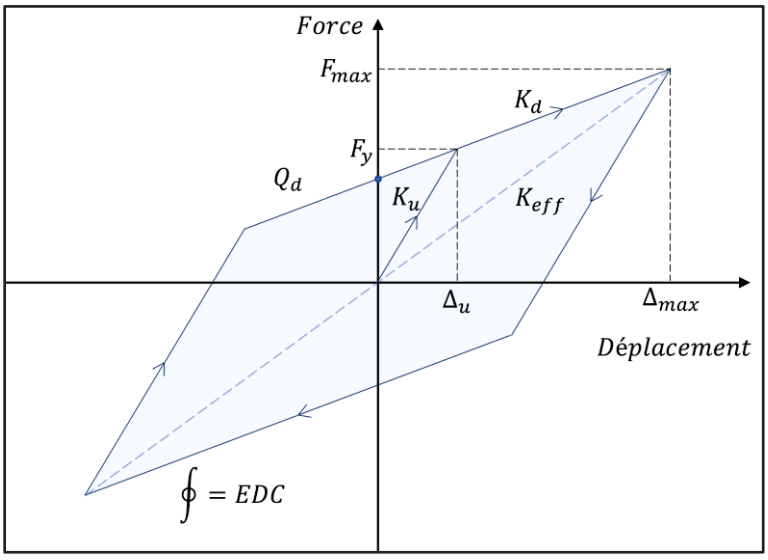


Figure 1.6 Modèle force-déplacement analytique bilinéaire pour les isolateurs à base d'élastomère

Le modèle bilinéaire est couramment utilisé pour les analyses des ponts dotés d'une isolation à la base, offrant un bon équilibre entre précision acceptable et temps de calcul (Clark, 1996). Ce modèle se base sur la résistance caractéristique, Q_d, rigidité initiale, K_u, et la rigidité post-

élastique, K_d, comme illustré par la Figure 1.6 qui présente le cycle d'hystérésis typique des NRB. La rigidité élastique K_u définit la réponse jusqu'à atteindre la force élastique F_y, après quoi, la rigidité post-élastique K_d régit le comportement jusqu'à la force maximale F_{max}. La résistance caractéristique après un cycle est appelée Q_d. (James M. Kelly & Konstantinidis, 2011 ; Naeim & Kelly, 1999).

Les relations suivantes sont utilisées pour les calculs de la limite élastique et de la force latérale maximale :

$$F_y = \frac{Q_d . K_u}{(K_u - K_d)} \tag{1.3}$$

$$F_{max} = Q_d + K_d . \Delta_{max} \tag{1.4}$$

Avec :

$$K_u = \frac{G \times A}{T_r} \tag{1.5}$$

Où A, est l'aire effective de chargement (aire des frettes d'acier). Dans la plupart des cas de tremblements de terre, la réponse hystérétique du caoutchouc reste pratiquement insensible aux variations de fréquence dans les plages considérées (Aiken, Kelly, & Tajirian, 1989 ; Papoulia & Kelly, 1994).

Le modèle viscoélastique combine un ressort élastique linéaire et un amortisseur visqueux, utilisé dans les analyses spectrales linéaires (Buckle et al., 2006 ; Gai et al., 2020 ; Guizani & Chaallal, 2011 ; Hwang & Chiou, 1996 ; Hwang & Sheng, 1993 ; Iwan, 1980 ; M. Jara, Jara, Olmos, & Casas, 2012 ; Manuel Jara & Casas, 2006 ; Koval, Christopoulos, & Tremblay, 2016 ; Koval et al., 2016 ; Kumar et al., 2014 ; Leroux, Tremblay, & Léger, 2017 ; Naeim & Kelly, 1999). La rigidité apparente K_{eff}, est donnée par (Naeim & Kelly, 1999) :

$$K_{eff} = K_d + \frac{Q_d}{\Delta_{max}} \tag{1.6}$$

Ou encore :

$$K_{eff} = \frac{|F_{max}| + |F_{min}|}{|\Delta_{max}| + |\Delta_{min}|} \tag{1.7}$$

L'énergie dissipée par cycle (EDC) est exprimée par :

$$EDC = 4Q_d(\Delta_{max} - \Delta_u) \tag{1.8}$$

Enfin, le taux d'amortissement visqueux effectif à amplitude maximale, β_{eff}, est calculé via :

$$\beta_{eff} = \frac{EDC}{2\pi . K_{eff} . \Delta_{max}^2} \tag{1.9}$$

Les modèles bilinéaires et viscoélastiques sont largement utilisés dans les codes de conception pour dimensionner les systèmes d'isolation sismique à la base (AASHTO, 2020 ; Groupe CSA, 2019a). Ils permettent de prévoir le comportement des NRB dans des conditions sismiques variées, tout en assurant une dissipation d'énergie efficace et une réduction des déplacements latéraux.

1.2.3 La variabilité des propriétés hystérétiques et facteurs de modification

Les systèmes d'isolation sismique à base d'élastomères, comme les NRB, voient leurs propriétés mécaniques influencées par divers facteurs, notamment le vieillissement, la vitesse de sollicitation, les variations de température, les agressions par l'environnement, la fatigue et le phénomène de scragging (Constantinou, Whittaker, Kalpakidis, Fenz, & Warn, 2007). Ces facteurs impactent la résistance caractéristique Q_d ainsi que la rigidité post-élastique K_d. Pour tenir compte ces variations, les codes de conception comme l'AASHTO (2020) et le Code

canadien CSA S6-19 (2019) recommandent d'utiliser des valeurs minimales et maximales des propriétés en ajustant les facteurs de modification λ_{min} et λ_{max} (Groupe CSA, 2019a, 2019b).

Une revue de littérature plus complète sur les facteurs modificateurs des propriétés des NBR et des matériaux qui les composent est disponible en ANNEXE I.

La Figure 1.7 illustre comment ces limites sont prises en compte lors des analyses sismiques pour déterminer les réponses en force et en déplacement.

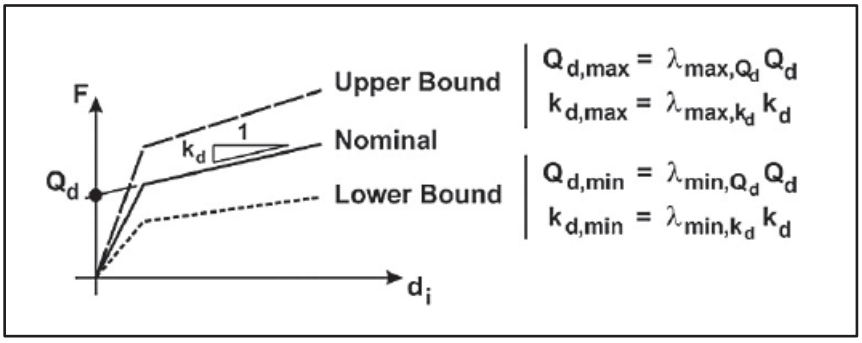


Figure 1.7 Propriétés des limites inférieures et supérieures des systèmes d'isolations pour la conception
Tirée de CSA S6.1 (2019)

Les facteurs de modification λ_{max} sont calculés à partir de multiples aspects, incluant le vieillissement, la température et le phénomène de stabilisation (*scragging* en anglais), avec les relations suivantes (AASHTO, 2020 ; Buckle et al., 2006 ; Constantinou et al., 1999, 2007 ; Groupe CSA, 2019a, 2019b) :

$$\lambda_{max} = (\lambda_{max,a})(\lambda_{max,v})(\lambda_{max,tr})(\lambda_{max,c})(\lambda_{max,t})(\lambda_{max,scrag}) \qquad (1.10)$$

Les principaux facteurs considérés pour les appuis en caoutchouc sont le vieillissement, la température, et le phénomène de stabilisation, comme l'indique le code CAN/CSA S6-19, basé sur les valeurs proposées par Constantinou et al. (2007).

Tableau 1.2 Valeurs maximales du facteur de modification pour le vieillissement pour les appuis en caoutchouc
Adapté de Constantinou et al. (2007)

Variété de caoutchouc	K_d	Q_d
Faible amortissement ($< 5\%$)	1.1	1.1
Fort amortissement (dont le ratio de scragging entre le 1er demi-cycle et le 3ème cycle à 150% de déformation est inférieur à 1.25)	1.2	1.2
Fort amortissement (tous les caoutchoucs ne satisfaisant pas le critère précédent)	1.3	1.3

Tableau 1.3 Valeurs maximales du facteur de modification pour l'effet de la température pour les appuis en caoutchouc
Adapté de Constantinou et al. (2007)

	K_d		Q_d	
Température (°C)	**RB, LRB**	**HDRB**	**RB, LRB**	**HDRB**
20	1.0	1.0	1.0	1.0
10	1.1	1.2	1.2	1.2
−10	1.1	1.4	1.4	1.4
−30	1.3	2.0	1.8	2.3

Le caoutchouc à faible amortissement (LDNR) est le plus stable face aux variations de température, ce qui en fait un choix idéal pour les régions froides comme le Québec.

Les propriétés hystérétiques des NRB varient en fonction de plusieurs facteurs, rendant nécessaire l'utilisation de valeurs plus constantes pour prévenir les défaillances sismiques. Une étude récente (Nguyen, 2021) souligne l'importance de la stabilité des propriétés pour garantir une meilleure performance des systèmes d'isolation.

Tableau 1.4 Valeurs maximales du facteur de modification pour l'effet du scragging pour les appuis en caoutchouc
Adapté de Constantinou et al. (2007)

Module de cisaillement effectif à 100% de déformation (MPa)	**Amortissement effectif à 100% de déformation**	K_d	Q_d
≤ 0.45	> 0.10	2.0	2.0
≤ 0.45	≤ 0.10	1.5	1.5
≥ 0.45	> 0.10	1.5	1.5
≥ 0.45	≤ 0.10	1.2	1.2

* Si les propriétés non stabilisées "unscragged" sont supérieures aux propriétés stabilisées "scragged" de plus de 25%.

En comparaison, les systèmes dissipateurs d'énergie et dispositifs d'amortissement offrent une plus grande stabilité des propriétés sous chargement cyclique, combinée à une dissipation d'énergie élevée. Cela les rend particulièrement efficaces dans les environnements sismiques où la variabilité des propriétés des élastomères pourrait compromettre les performances à long terme.

1.3 Méthodes d'améliorations des NRB par combinaison avec des dispositifs d'amortissement

Les isolateurs standards en caoutchouc fretté sont reconnus pour leur stabilité durable, leur rigidité élevée en direction verticale et leur flexibilité latérale, rendue possible par le faible module de cisaillement de l'élastomère. Cependant, avec un coefficient d'amortissement d'environ 5%, leur capacité à dissiper l'énergie sismique demeure limitée, ce qui les rend moins adaptés aux ponts dans des zones de forte sismicité ou pour les zones sismiques modérées, comme le Québec, en vue de l'application de la nouvelle 6ème génération de l'aléa sismique pour le Canada, adoptée récemment dans le Code National des Bâtiments du Canada (CNBC) 2020 et qui serait adoptée dans la prochaine édition du code sur le calcul des ponts routiers 2025 (CNR, 2020).

Pour améliorer l'amortissement, des noyaux de plomb ou des élastomères à haut amortissement ont été développés, mais ces solutions présentent encore des défauts comme la pollution du plomb et les coûts élevés de remplacement, ainsi qu'une plus grande sensibilité des deux aux basses températures.

Les appuis frettés offrent un potentiel intéressant pour isoler les ponts et viaducs de courte et moyenne portée au Québec (D. Tremblay, 2018). Ainsi, quelques projets de réhabilitation de ponts et viaducs, réalisés durant les treize derniers ans, et plus particulièrement récemment au Québec ont utilisé des appuis frettés comme solution d'isolation sismique (Guizani, 2024 ; MTQ, 2024 ; Velev et al., 2011). Néanmoins, pour un meilleur rendement, il est souhaité d'améliorer les appuis frettés standards en leur intégrant des dispositifs d'amortissement additionnels, tels que des amortisseurs hydrauliques, des alliages à mémoire de forme ou des dispositifs métalliques à effet hystérétique. Le Tableau 1.5, tiré de Symans et al. (2008), présente les principaux systèmes d'amortissement, en précisant leur comportement en réponse aux charges, ainsi que leurs principaux avantages et limitations.

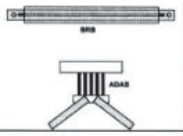
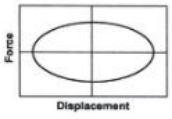
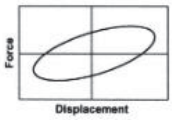
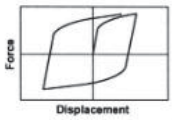
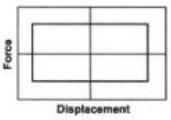
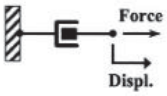
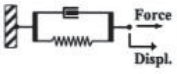
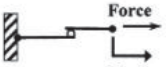
En raison de leur simplicité et de leur avantage économique, les amortisseurs métalliques à hystérésis seront la solution considérée pour approfondissement dans la suite de cette section.

Les amortisseurs métalliques, étudiés et utilisés depuis environ 50 ans (J. M. Kelly, Skinner, & Heine, 1972 ; R. I. Skinner, Kelly, & Heine, 1974), reposent sur des mécanismes de déformation plastique, tels que la traction, la flexion, la torsion et le cisaillement. Ces dispositifs offrent plusieurs avantages : ils sont durables, possèdent un comportement hystérétique stable et un faible coût de fabrication, dissipant l'énergie par des déformations inélastiques concentrées. Ils existent sous diverses formes, incluant des plaques en X, en U, en J, des anneaux et des panneaux de cisaillement.

Parmi ces dispositifs, seuls quelques-uns sont combinés avec des isolateurs en élastomère fretté. Les plaques en forme de X montrent un amortissement élevé basé sur la localisation probable des déformations et permettent une réduction des coûts jusqu'à 80% par rapport aux

isolateurs avec noyau de plomb (Garivani, Aghakouchak, & Shahbeyk, 2016 ; Ghaffary & Karami Mohammadi, 2018 ; Li & Li, 2009 ; Xiang, Alam, & Li, 2019 ; Zhou, Wang, & Ye, 2019). Cependant, ces dispositifs présentent des limitations, notamment en flexibilité et en capacité de déformation, et sont plus adaptés pour ajouter de l'amortissement aux structures de bâtiments plutôt que pour les ponts qui demandent des déplacements plus importants.

Tableau 1.5 Survol des principaux systèmes de dissipation d'énergie passive pour application de conception parasismique
Tiré de Symans et al. (2008)

	Viscous Fluid Damper	Viscoelastic Solid Damper	Metallic Damper	Friction Damper
Basic Construction				
Idealized Hysteretic Behavior				
Idealized Physical Model			Idealized Model Not Available	
Advantages	- Activated at low displacements - Minimal restoring force - For linear damper, modeling of damper is simplified. - Properties largely frequency and temperature-independent - Proven record of performance in military applications	- Activated at low displacements - Provides restoring force - Linear behavior, therefore simplified modeling of damper	- Stable hysteretic behavior - Long-term reliability - Insensitivity to ambient temperature - Materials and behavior familiar to practicing engineers	- Large energy dissipation per cycle - Insensitivity to ambient temperature
Disadvantages	- Possible fluid seal leakage (reliability concern)	- Limited deformation capacity - Properties are frequency and temperature-dependent - Possible debonding and tearing of VE material (reliability concern)	- Device damaged after earthquake; may require replacement - Nonlinear behavior; may require nonlinear analysis	- Sliding interface conditions may change with time (reliability concern) - Strongly nonlinear behavior; may excite higher modes and require nonlinear analysis - Permanent displacements if no restoring force mechanism provided

D'autres dispositifs comme les panneaux de cisaillement (Saadatnia, Tajmir Riahi, & Izadinia, 2019) ou les dispositifs en forme d'anneau (Sheikhi & Fathi, 2020) ont également été étudiés. Ces études se concentrent principalement sur la capacité de dissipation d'énergie, sans aborder les aspects secondaires tels que l'intégration structurelle, l'adaptabilité d'utilisation ou la régularité dans le processus de fabrication. Par conséquent, ils rencontrent les mêmes limites que les plaques en X.

1.3.1 Amortisseurs hystérétiques métalliques en forme de U (UD)

Les amortisseurs métalliques en forme de U représentent une alternative intéressante pour la dissipation d'énergie sismique. Développés dans les années 1970 et utilisés depuis pour la gestion des effets sismiques (J. M. Kelly et al., 1972 ; Stiemer & Barwig, 1985), ils ont été commercialisés pour la première fois par Nippon Steel Corporation en 2005 en étant couplés avec des NRB (Suzuki et al., 2005). De nombreuses études ont validé leur efficacité en tant que composants dans les systèmes d'isolation sismique à la base (Deng, Pan, & Wang, 2013 ; Ene et al., 2016 ; Jiao et al., 2015 ; Konishi et al., 2012 ; Nguyen, 2021 ; Oh et al., 2013).

Ces dispositifs, fixés par boulonnage aux plaques d'acier des isolateurs, comme illustré à la Figure 1.8 permettent une réduction significative des impacts sismiques sur la structure grâce à la dissipation d'énergie via des déformations inélastiques. Kelly, Skinner et Heine (1972) ont démontré que l'utilisation de ces dispositifs réduit l'accélération maximale au sommet des structures isolées. Oh et al. (2013) ont confirmé cette efficacité pour des applications sur structures en acier.

En optimisant leur conception, il devient possible de répartir la déformation plastique de manière plus uniforme, ce qui renforce la capacité de dissipation d'énergie tout en prolongeant la résistance à la fatigue (Nguyen, 2021).

De leur côté, Jiao et al. (2015) ont observé que la capacité de dissipation d'énergie se réduit légèrement après plusieurs cycles de charge, jusqu'à une rupture totale après une diminution marquée de l'énergie absorbée par cycle.

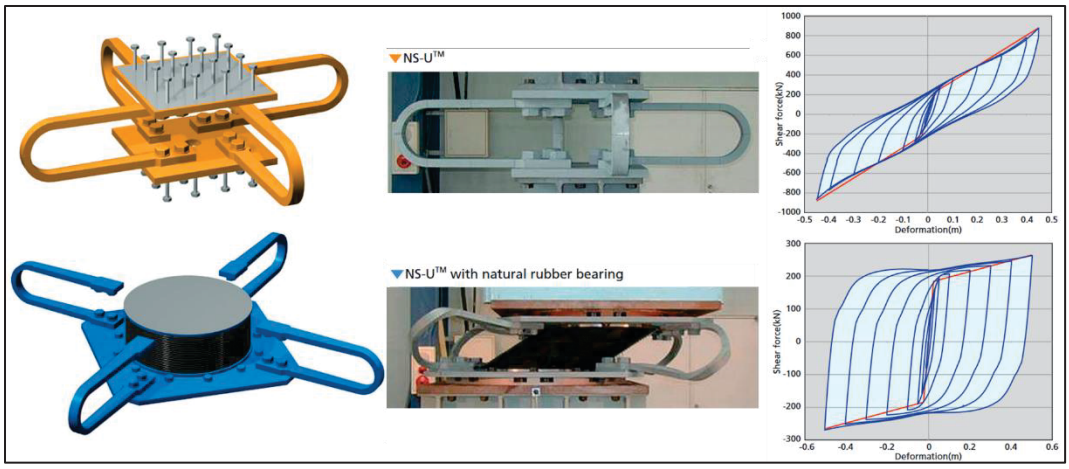


Figure 1.8 Implantation et caractéristiques des systèmes d'isolation parasismique avec des amortisseurs métalliques en U
Adaptée de Nippon Steel (2024)

Les UD grâce à leur assemblage par boulonnage, permettant un système multidirectionnel adaptable. Leur flexibilité, leur durabilité, leur stabilité de l'hystérésis, et leur faible coût en font une excellente pour les ponts et bâtiments situés dans les zones à sismicité modérée à forte. Bien que commercialisée au Japon, cette technologie reste méconnue du milieu d'application ailleurs et nécessite des recherches supplémentaires pour être pleinement exploitée.

Nguyen (2021) a introduit des calculs analytiques pour identifier la densité d'énergie des UD selon leur géométrie et pour des déformations allant jusqu'au flambage d'un des bras des UD

1.3.2 Comportement des UD

Les amortisseurs en forme de U dissipent l'énergie sismique par des déformations plastiques, se manifestant par des courbes force-déplacement représentant les cycles de chargement et de déchargement comme à la Figure 1.9.

Les UD commercialisés par Nippon Steel sont fabriqués à partir de matériaux équivalents à JIS SM490, avec pliage à froid et traitement thermique. Des essais sur leurs UD incluent des tests de comportement sous des déformations horizontales à différents angles (0°, 45° et 90°)

et à différentes vitesses de chargement, comme présenté en Figure 1.9. Le montage utilisé est présenté en Figure 1.10.

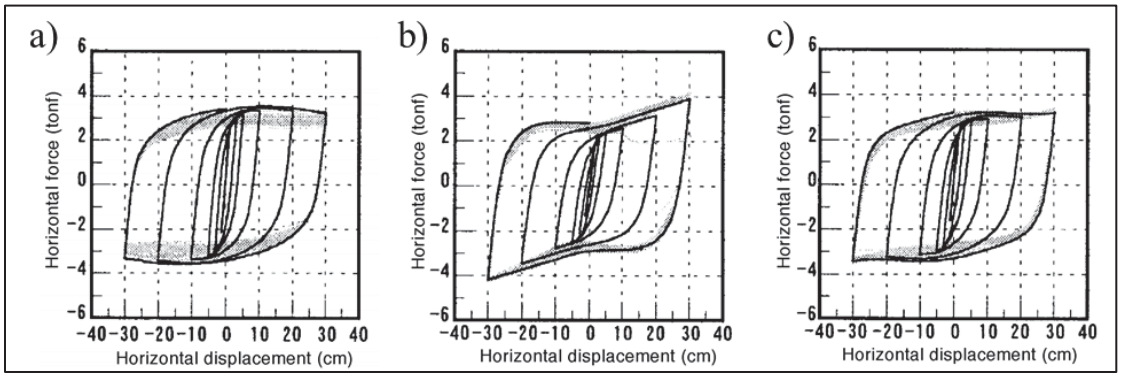


Figure 1.9 Courbes d'hystérésis des UD sous charges statiques croissantes à différentes amplitudes de chargement : (a) 0° (dans le plan) (b) 45° (c) 90° (hors du plan)
Tirée de Suzuki et al. (2005)

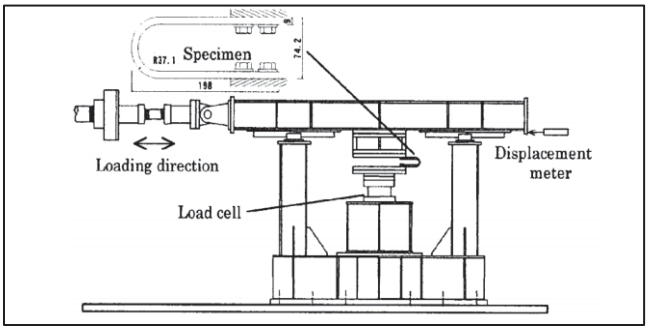


Figure 1.10 Vue en élévation du montage utilisé pour la caractérisation des UD de Nippon Steel
Tirée de Suzuki et al. (2005)

Jiao et al. (2015) ont réalisé des essais cycliques sur des amortisseurs en U à grande échelle, révélant une importante capacité de déformation plastique et un comportement hystérétique robuste. Une série d'essais de poussées monotones sur des UD de hauteur 232 mm sans apparition de fissure a produit les courbes force-déplacement de la Figure 1.11.

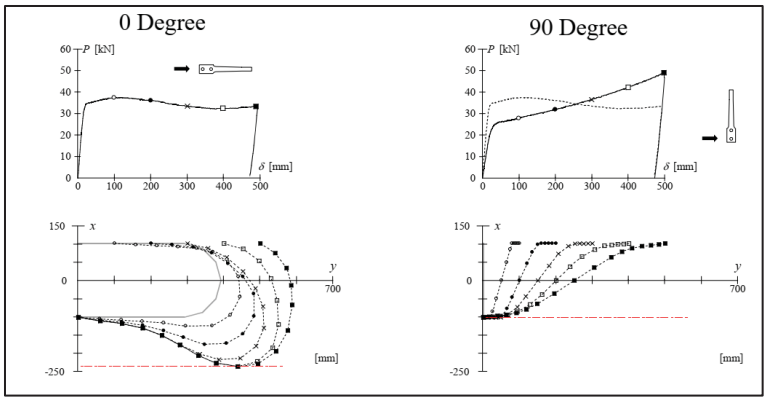


Figure 1.11 Relations force-déplacement et profil de la déformée sous chargement monotone de l'UD40
Tirée de Jiao et al. (2015)

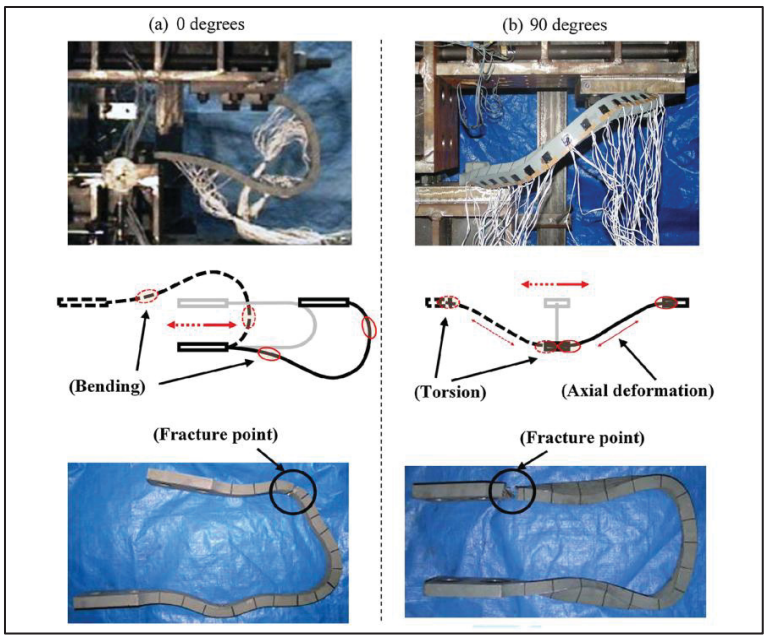


Figure 1.12 Déformée de l'UD40 après rupture en fatigue suite à un essai de chargement cyclique à grande amplitude ($\pm 250mm$)
Tirée de Jiao et al. (2015)

Dans la même étude, les recherches sur la fatigue des amortisseurs en U ont mis en évidence la résistance à la fatigue et la déformation ultime sous charges cycliques des UD sous différentes amplitudes de chargement angulaire. La déformée à l'ultime est introduite en Figure

1.12 et le comportement détaillé et l'espérance de vie en fatigue sont approfondis en section 1.3.3.3.

Des études de simulation par éléments finis, ont optimisé la forme des amortisseurs en J pour améliorer leur performance hystérétique. Deng, Pan et Wang (2013) ont élaboré des formules analytiques et établi une méthode pour prédire la durée de vie en fatigue en fonction de paramètres tels que la hauteur hors tout, H, et l'épaisseur, t, de bandes d'acier en forme de U restreintes verticalement par des plaques d'acier. Ainsi les amortisseurs en J ne sont pas libres en dehors de leur fixation et font participer les éléments du pont pour une partie de la reprise des efforts verticaux. Leur équation présentait une excellente corrélation avec les données expérimentales. La performance en fatigue valide pour leur configuration d'UD peut se calculer selon :

$$\frac{t}{H} = 0.23Num^{-0.53} \tag{1.11}$$

Avec Num l'espérance de vie en fatigue définie par le nombre de cycles.

Dans une étude suivante, Deng et al. (2015) ont optimisé les paramètres L et b_2, définis à la Figure 1.13, des UD afin d'uniformiser et minimiser la contrainte plastique équivalente (PEEQ) dans les UD en chargement hors plan. L'objectif de leur recherche étant aussi de maximiser l'énergie dissipée par déformations plastiques (ALLPD) selon le ratio $ALLPD/PEEQ^{0.6}$. La géométrie vue de dessus de l'UD est présentée à la Figure 1.13. L'optimisation de l'épaisseur, $t = 30mm$, de la largeur de la partie courbe $b_1 = 30mm$ et sa hauteur, $H = 2 \times R = 300mm$, n'ont pas été investigués dans cette étude.

Il en résulte qu'une longueur, L, faible par rapport à H réduit l'écrouissage cyclique, mais conduit à une rupture en fatigue oligocyclique beaucoup plus prématurée. Pour cette géométrie, les paramètres permettant le meilleur dissipation, durée de vie en fatigue sont $L = 255mm$ et $b_2 = 45mm$.

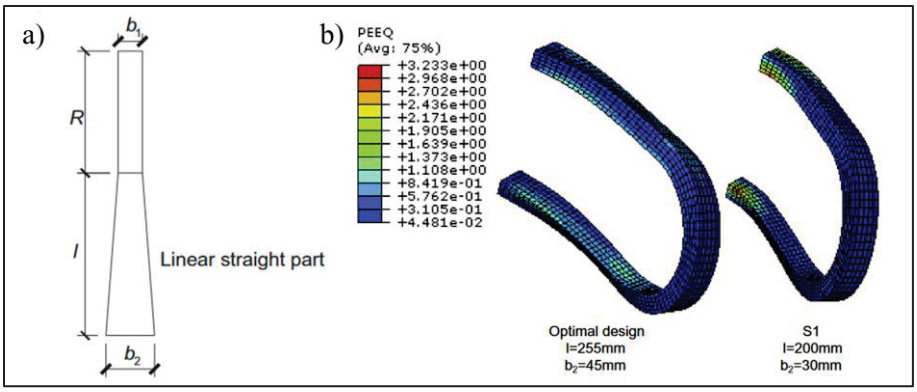


Figure 1.13 Optimisation des paramètres géométriques des UD (a) géométrie de l'UD (b) répartition des contraintes plastiques équivalentes Adaptée de Deng et al. (2015)

Nguyen et Guizani (2021a) ont mené une investigation analytique et numérique sur le comportement cyclique des amortisseurs en U, en utilisant les principes énergétiques et le théorème de Castigliano. Les paramètres géométriques, définis dans la Figure 1.14, ainsi que deux directions de chargement ont été étudiées.

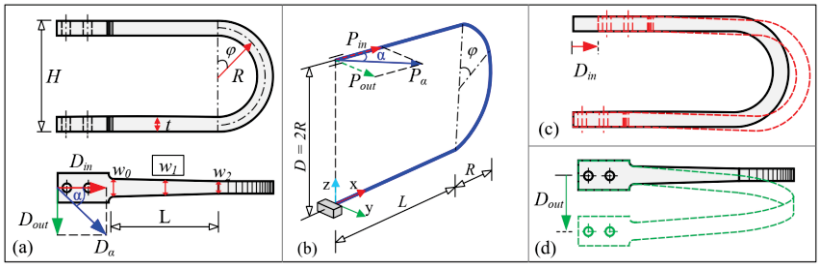


Figure 1.14 Paramètres géométriques et modes de déformation latérale orthogonaux étudiés par Nguyen et Guizani (2021a)

Les formules analytiques développées estiment la rigidité élastique initiale et la résistance à la déformation des amortisseurs en U en fonction de leurs paramètres géométriques et des propriétés de l'acier (résistance élastique à la traction, σ_y, et résistance ultime, σ_u).

La rigidité initiale en plan des UD est formulée par Nguyen (2021) comme suit :

$$K_u^0 = \frac{P_{in}}{D_{in}} = \frac{1}{(\frac{2.L.R^2}{EI_{y1}} + \frac{\pi.R^3}{2EI_{y2}})} \tag{1.12}$$

En outre, la rigidité initiale hors plan est définie par :

$$\frac{1}{K_u^{90}} = \frac{D_{out}}{P_{out}} = \frac{2LR^2}{GJ_{x1}} + \frac{R\{\pi[(L-\lambda)^2 + 2R^2] + 8R(L-\lambda)\}}{2GJ_{x2}} + \frac{2L(L^2 - 3L\lambda + 3\lambda^2)}{3EI_{z1}} + \frac{R\pi(L-\lambda)^2}{2EI_{z2}} \tag{1.13}$$

Ou λ, est un paramètre géométrique lié au comportement en torsion et vaut :

$$\lambda = \frac{4R^2 + \pi L.R}{\pi R + GJ_{x2}(4L/EI_{z1} + \pi R/EI_{z1})} + \frac{2L^2/EI_{z1} + \pi L.R/EI_{z2}}{\pi R/GJ_{x2} + 4L/EI_{z1} + \pi R/EI_{z2}} \tag{1.14}$$

Avec : $I_{z,i}$ représente le moment d'inertie de la section i et $J_{x,i}$, le moment d'inertie en torsion.

La résistance à la déformation plastique en plan est atteinte lorsque l'intersection entre les segments droits et le segment circulaire atteint l'état plastique complet, et est donnée par Nguyen (2021) :

$$P_y^0 = \sigma_y.\left(-2.R.w_2 + w_2.\sqrt{t^2 + 4R^2}\right) \tag{1.15}$$

La résistance à la déformation plastique hors plan de l'amortisseur en U aux trois sections spécifiques, soit la section la plus large de la partie droite ($P_{y,0}^{90}$), la transition la partie droite et la partie courbée ($P_{y,2}^{90}$), et le milieu de la partie courbée ($P_{y,3}^{90}$), sont obtenues comme suit :

$$P_{y,0}^{90} = \sigma_y \frac{t.{w_0}^2}{4\lambda}; \quad P_{y,2}^{90} = \sigma_y \frac{t.{w_2}^2}{4(L-\lambda)}; \quad P_{y,3}^{90} = \sigma_y \frac{t^2(12w_2 - 5t)}{24\sqrt{3}(L+R-\lambda)} \tag{1.16}$$

La limite élastique hors plan, P_y^{90}, de l'amortisseur étant déterminée par la plus petite charge causant la plastification de l'une des trois sections susmentionnées.

Les résultats analytiques comparés aux résultats numériques ont montré une bonne concordance, avec une marge inférieure à 20%, comme illustré par la Figure 1.15.

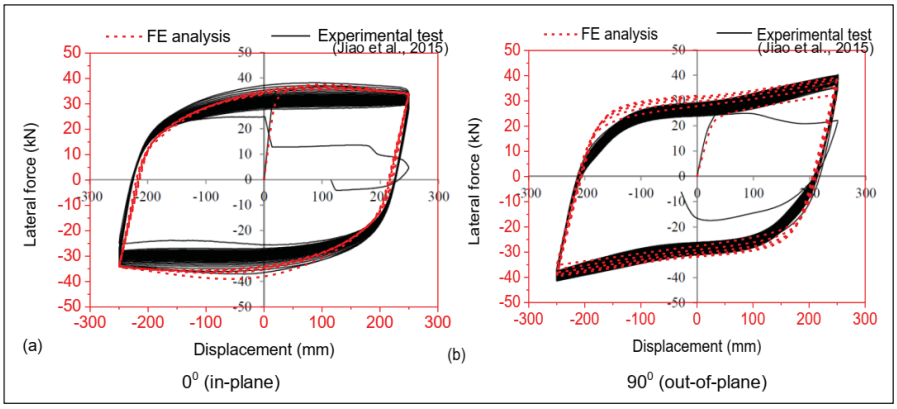


Figure 1.15 Comparaison entre l'analyse par éléments finis et les études expérimentales : (a) 0° (en plan) ; (b) 90° (hors plan)
Tirée de Nguyen (2021)

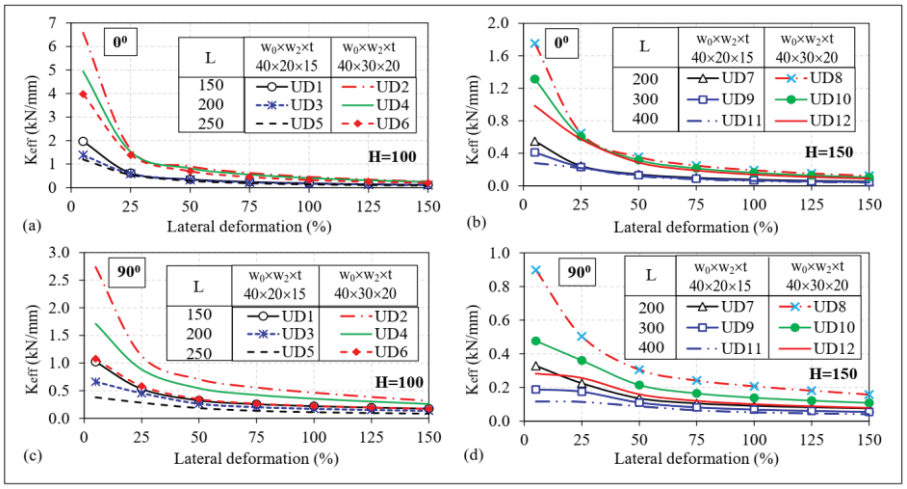


Figure 1.16 Effet de la longueur et de la section transversale de l'appareil sur K_{eff}, (a, b) chargement en plan ; (c, d) chargement hors plan
Tirée de Nguyen (2021).

Dans la même étude, Nguyen (2021) a étudié l'effet des paramètres géométriques sur les paramètres effectifs (rigidité effective et amortissement) pour un modèle linéaire équivalent et des analyses spectrales. Pour les chargements en plan, l'augmentation de la longueur de l'appareil réduit marginalement à la fois la rigidité effective, K_{eff}, et l'amortissement visqueux équivalent, β_{eff}, en particulier pour les grandes déformations. Les paramètres K_{eff} et β_{eff} étant définis aux équations (1.7) et (1.9) respectivement.

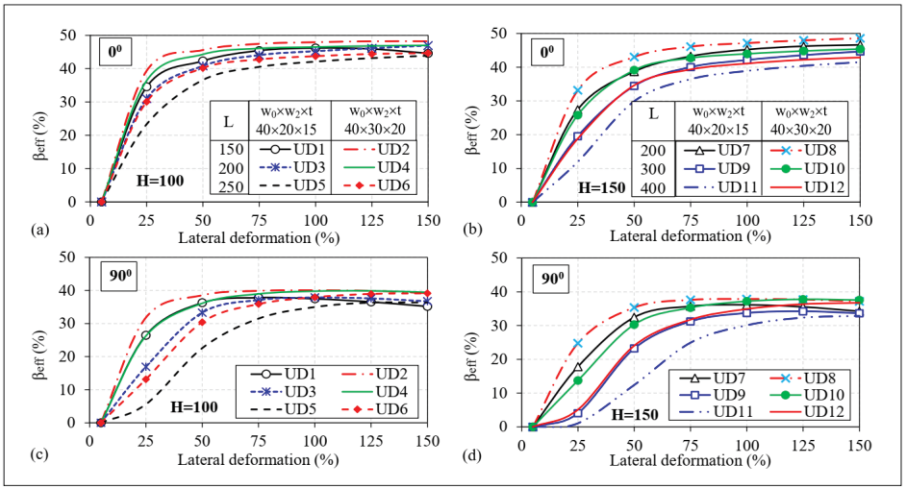


Figure 1.17 Effet de la longueur et de la section transversale de l'appareil sur β_{eff}, (a, b) chargement en plan ; (c, d) chargement hors plan
Tirée de Nguyen (2021)

Pour les chargements hors plan, ces caractéristiques augmentent avec la section transversale. Les ratios des variations des caractéristiques par rapport aux variations des géométries sont plus élevés pour les chargements hors plan, mais la tendance reste similaire (Nguyen, 2021) comme présenté aux Figure 1.16 et Figure 1.17.

L'effet de la hauteur a également été étudié et il a été conclu que l'augmentation de la hauteur de l'appareil réduit K_{eff} tandis que β_{eff} reste constant comme introduit en Figure 1.18.

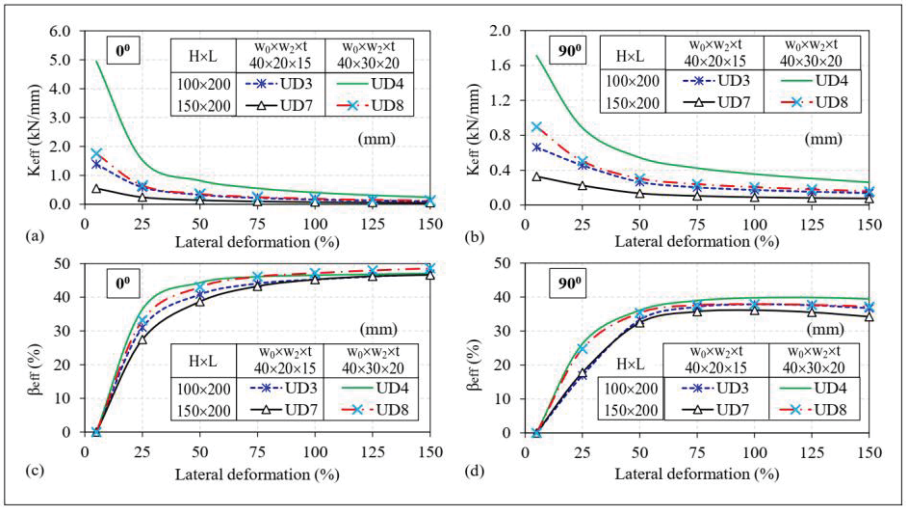


Figure 1.18 Effet de la hauteur de l'amortisseur en U sur les caractéristiques (a, b) K_{eff} (c, d) β_{eff}
Tirée de Nguyen (2021)

Les propriétés géométriques des amortisseurs en U jouent un rôle significatif dans la détermination de la rigidité élastique initiale et de la capacité de dissipation d'énergie à petites déformations, mais pas à grandes déformations, où le comportement de l'appareil se stabilise. L'effet des directions de chargement sur le comportement cyclique des amortisseurs en U a également été étudié pour des déformations variant de 5 à 150%. La Figure 1.19 montre que, en augmentant l'angle de chargement, K_{eff} et β_{eff} diminuent, ce qui indique que le meilleur angle pour l'opération est en situation de chargement en plan.

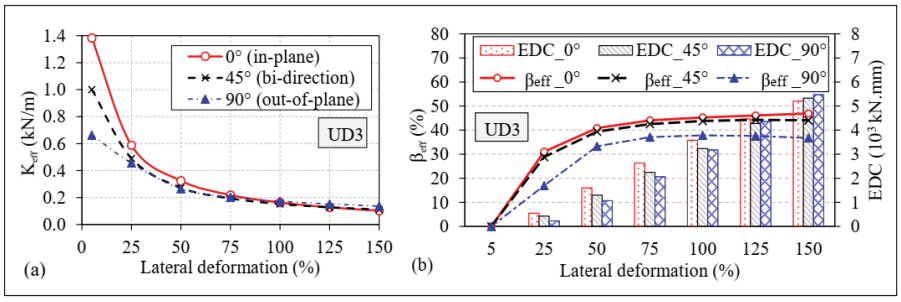


Figure 1.19 Variation des paramètres effectifs de l'amortisseur en U (UD3) en fonction de l'angle de chargement et de la déformation latérale (a) K_{eff} (b) β_{eff} et EDC
Tirée de Nguyen (2021)

Ainsi, l'étude de Nguyen et Guizani (2021a) fournit des bases solides pour la conception et l'optimisation des amortisseurs en U, démontrant l'importance des paramètres géométriques et des directions de chargement sur leurs performances cycliques. En résumé, les amortisseurs métalliques en U présentent un comportement hystérétique stable et efficace pour la dissipation d'énergie sismique, avec une performance influencée par des paramètres géométriques et les conditions de chargement. Les modèles prédictifs développés à partir de ces études fournissent des outils précieux pour la conception et l'optimisation de ces dispositifs dans des applications parasismiques.

1.3.3 Les facteurs influençant les propriétés des UD

Les amortisseurs en forme de U dissipent l'énergie sismique par des déformations inélastiques. Leur performance et leur durabilité peuvent être influencées par divers facteurs, notamment l'amplitude ou la vitesse de déformation, les basses températures et la fatigue.

1.3.3.1 Vitesse de déformation

La vitesse de déformation peut potentiellement influencer le comportement hystérétique des UD, mais cet effet est généralement mineur. Jiao et al. (2015) ont observé que la vitesse de chargement a peu d'effet sur la capacité de déformation plastique et la performance en fatigue des UD comme présenté en Figure 1.20, avec une légère augmentation de la capacité d'hystérésis et de la durée de vie en fatigue. La rigidité initiale et la rigidité au déchargement des UD sont peu affectées par la vitesse de chargement, même à des fréquences élevées.

Les essais dynamiques ont montré que la rigidité de déchargement diminue légèrement à haute fréquence de 0,33 Hz (soit 524 mm/s pour leur géométrie), atteignant environ 88% de la rigidité obtenue sous chargement statique, ce qui indique un effet limité de la vitesse de chargement sur la rigidité des UD.

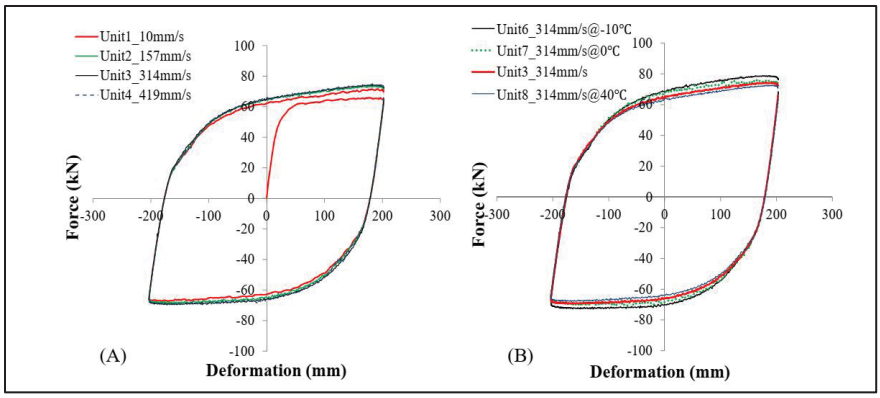


Figure 1.20 Comparaison des boucles d'hystérésis soumises à différentes vitesses de chargement et températures
Tirée de Jiao et al. (2015)

Konishi et al. (2012) ont également constaté que la vitesse de chargement a un effet mineur sur la rigidité et la résistance des UD, avec une augmentation de la force inférieure à 10% dans les tests dynamiques. En résumé, bien que la vitesse de déformation puisse influencer légèrement certains aspects du comportement des UD, ces effets sont globalement faibles et peuvent être négligés dans la plupart des applications de conception structurelle.

1.3.3.2 L'effet des basses températures

Jiao et al. (2015) ont montré qu'à basse température (-10°C) et à une vitesse de chargement maximale de 314 mm/s, les boucles d'hystérésis des UD deviennent légèrement plus larges, avec une augmentation de la force maximale au premier cycle d'environ 6% par rapport aux tests à température ambiante comme le montre la Figure 1.21. Cette augmentation diminue au quatrième cycle, avec une augmentation de seulement 4%. La capacité de dissipation d'énergie augmente légèrement à des températures plus basses, mais l'effet de la température initiale est négligeable pour des sollicitations dynamiques en raison du réchauffement rapide par plastification de l'acier.

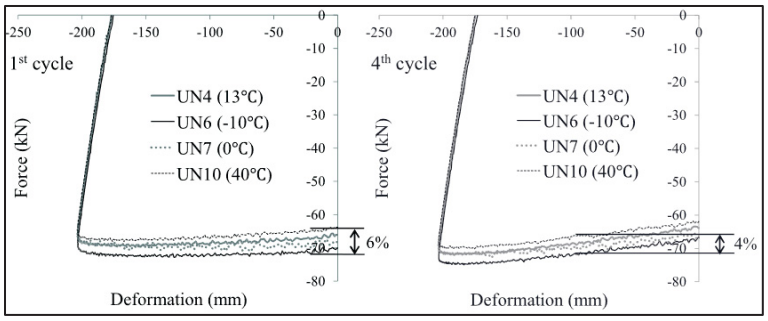


Figure 1.21 Comparaison des courbes d'hystérésis pour différentes températures initiales
Tirée de Jiao et al. (2015)

Dans la même étude, Jiao et al. (2015) n'ont observé aucun changement significatif de la rigidité en fonction de la température initiale. Ces résultats sont aussi appuyés par une étude antérieure qui ne démontre pas d'augmentation supérieure à 10% de la limite élastique ni de l'énergie dissipée par cycle pour des températures aussi basses que $-50℃$ comme le présente la Figure 1.22 (Suzuki et al., 2005).

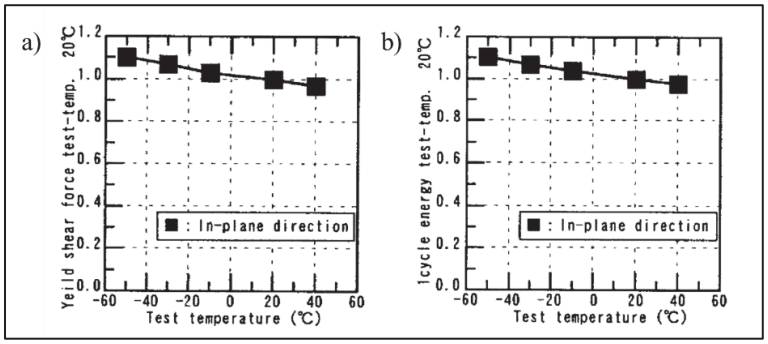


Figure 1.22 Influence de la température sur (a) la limite élastique (b) l'énergie dissipée par cycle des UD
Adaptée de Suzuki et al. (2005)

La résistance à la rupture et la durée de vie en fatigue élastique sont améliorées avec la chute des températures (Lu, 2003 ; Sargazi, 2023). En revanche dans les cas des ruptures fragiles ou des pièces entaillées, le froid semble avoir un effet négatif, poussant la valeur de la concentration de contraintes effectif K_f vers la valeur théorique du coefficient de concentration de contraintes K_t, augmentant les contraintes dans la pièce.

1.3.3.3 La fatigue

La fatigue des UD a fait l'objet de plusieurs études, validant le modèle prédictif de vie en fatigue de Jiao et al. (2015) avec la relation de Manson-Coffin dont les coefficients de la relation varient peu avec le matériau (Galtier, Munier, Philippot, & Weber, 2022 ; Versaillot, 2017).

Les essais de fatigue oligocyclique (sous un petit nombre de cycles de grande amplitude dite : *Low Cycle Fatigue* en anglais) sont souvent réalisés à des vitesses de déformation comprises entre $0{,}05\%\ s^{-1}$ et $5\%\ s^{-1}$. Cependant, l'effet de la vitesse de chargement sur la fatigue est limité. Les résultats expérimentaux de Jiao et al. (2015) montrent que la vitesse de chargement a peu d'effet sur la rigidité et la capacité de dissipation d'énergie des amortisseurs. Les essais dynamiques réalisés à des vitesses élevées indiquent que les valeurs normalisées du nombre de cycles de chargement avant fracture, N_f, et de la dissipation d'énergie totale, $\sum W$, sont légèrement supérieures à celles obtenues lors des essais quasi statiques.

L'étude a montré que deux paramètres importants définissent la courbe de résistance en fatigue des amortisseurs UD de différentes tailles, soit l'angle de cisaillement horizontal crête à crête, γ_t, et le nombre de cycles à la rupture, N_f. L'angle de cisaillement, γ, est définit à l'équation (1.17) et la Figure 1.23. Avec cette approche, Jiao et al. (2015) normalisent les chargements et permettent de comparer les performances des UD de différentes dimensions.

$$\gamma_t = \frac{\delta_t}{h}\ (100\%) \tag{1.17}$$

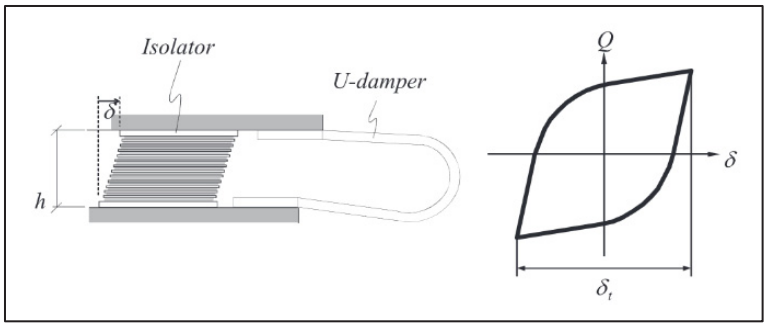


Figure 1.23 Définition de l'amplitude de cisaillement crête à crête δ_t
Tirée de Jiao et al. (2015)

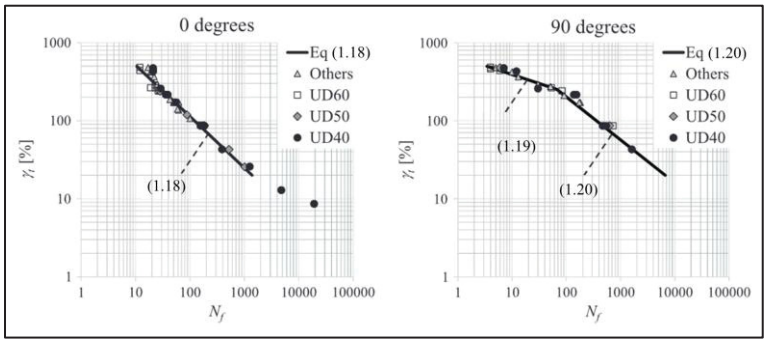


Figure 1.24 Comportement en fatigue des UD
Adapté de Jiao et al. (2015)

Les relations entre l'angle de cisaillement horizontal et le nombre de cycles de chargement avant fracture, N_f, sont présentées dans des diagrammes de Manson-Coffin en Figure 1.24 et Figure 1.25, indiquant que les durées de vies en fatigue des amortisseurs de différentes tailles sont quasiment identiques sous les mêmes amplitudes de déformation.

Pour le chargement dans le plan, Jiao et al. (2015) donnent :

$$\gamma_{t,0^\circ} = 2370 \times {N_{f,0^\circ}}^{-0.66} \; ; 20\% \leq \gamma_t \leq 500\% \tag{1.18}$$

Pour le chargement hors plan, Jiao et al. (2015) donnent :

$$\gamma_{t,90°} = 2535 \times {N_{f,0°}}^{-0.55} \; ; \; 20\% \leq \gamma_t \leq 235.5\% \tag{1.19}$$

$$\gamma_{t,90°} = 664 \times {N_{f,0°}}^{-0.23} \; ; \; 253.5\% \leq \gamma_t \leq 500\% \tag{1.20}$$

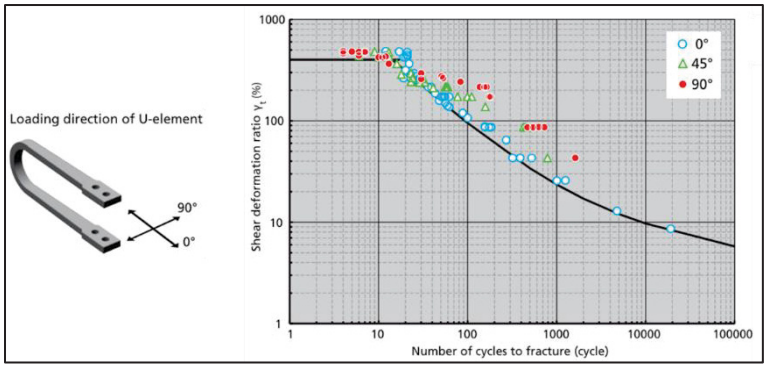


Figure 1.25 Performances en fatigue des UD en fonction de la direction de chargement
Adaptée de Nippon Steel (2024)

L'amplitude de chargement pour les UD ayant été définit par Jiao et al. (2015) en crête à crête, pour retrouver l'amplitude de chargement, γ définit à l'équation (1.21), et représentant la déformation angulaire, couramment considéré pour les appuis à l'équation (1.2), il est nécessaire de diviser γ_t par deux (2).

$$\gamma = \frac{\gamma_t}{2} = \frac{\delta}{H} \; (100\%) \tag{1.21}$$

En utilisant la courbe prédictive de l'équation (1.18), Kishiki et al. (2021) ont montré que malgré les différences de taille, les comportements en fatigue des amortisseurs peuvent être prédits avec précision, même avec un décalage de sollicitation en déformation.

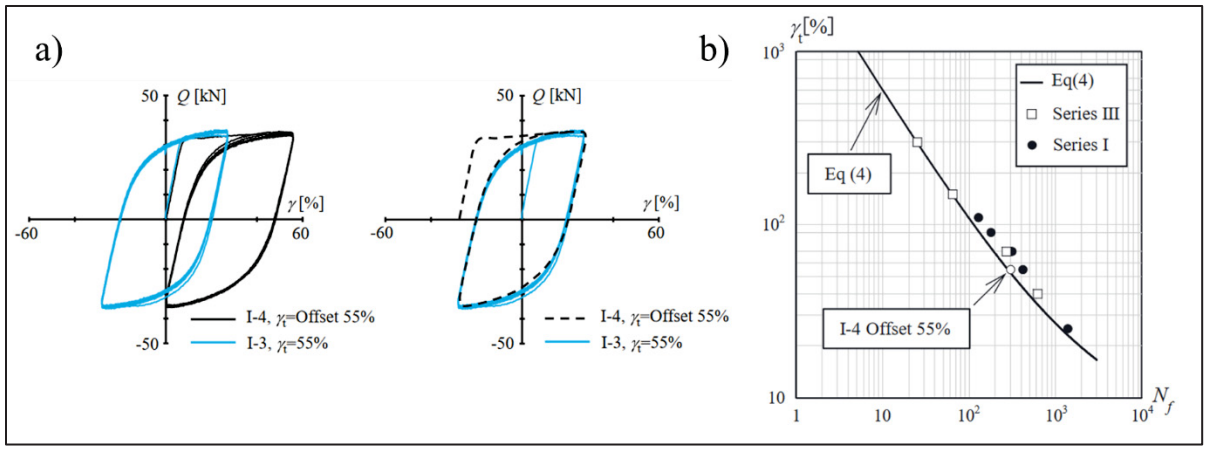


Figure 1.26 Prise en compte d'un décalage (a) comportement cyclique et superposition à un cycle classique (b) durée de vie en fatigue avec un décalage
Adaptée de Kishiki et al. (2021)

Dans la même étude, Kishiki et al. (2021), suivis par Zheng et Kishiki (2023), ont montré que le comportement en fatigue des amortisseurs en U est fortement corrélé avec les dommages cumulatifs, D, subis, en particulier sous des chargements multiaxiaux combinant des déformations dans le plan et hors du plan, comme étudié par Ene et al. (2016). Les dommages cumulatifs sont usuellement calculés selon la règle de Miner à l'équation (1.22), également connue sous le nom d'hypothèse de dommage linéaire de Palmgren-Miner, et permet de quantifier les dommages en fatigue subis sous différentes amplitudes (Konishi et al., 2012 ; Murakami, 2019).

$$D = \sum \left(\frac{n_i}{N_{fi}} \right) \tag{1.22}$$

Où :

n_i : est le nombre de cycles pour la i-ème amplitude

N_{fi} : est le nombre de cycles jusqu'à la rupture par fatigue pour la i-ème amplitude

Cependant, cette règle ne peut pas être appliquée aux UD en fonctionnement, dont l'historique de chargement est inconnu. Une méthode simplifiée d'évaluation des dommages cumulatifs est proposée, basée sur un angle de déformation équivalent, notée $\gamma_{t,eq}$. L'équation (1.23)

proposée par Kishiki et al. (2021) permet ainsi d'estimer les dommages cumulés à partir de la relation entre la déformation plastique résiduelle mesurée sur les UD, ξ, et le dommage cumulé, D, sous un angle de déformation constant équivalent $\gamma_{t,eq}$.
Le ratio de déformation plastique résiduelle, ξ, est déterminée en calculant le ratio h_t/h_0, avec h_t la hauteur hors tout de la déformée de l'UD et h_0 la hauteur hors tout initiale de l'UD. L'angle $\gamma_{t,eq}$ est obtenu en fonction de la durée du tremblement de terre et des déformations maximales enregistrées grâce à des plaques de grattage.

$$\xi = k(D, \beta) = \frac{\ln\left(1 + \frac{D}{\alpha}\right)}{\beta} + 1 \tag{1.23}$$

Où $\alpha = 0.013$ et β est déterminé selon l'amplitude de chargement crête à crête γ_t, $\beta = g(\gamma_t)$.

Ces travaux soulignent la possibilité d'évaluer les dommages cumulatifs des amortisseurs de manière mécanique et simplifiée, en utilisant la relation $\xi - D$, ce qui facilite leur inspection rapide après un séisme (Ene et al., 2016 ; Kishiki, Zheng, Ishida, Tatsumi, & Watanabe, 2021 ; Zheng & Kishiki, 2023).

Sous des déformations cycliques, les contraintes maximales et minimales varient rarement de manière constante. Après une période d'accommodation (adoucissement cyclique), elles se stabilisent jusqu'à l'apparition d'une fissure qui entraîne une décroissance rapide des contraintes. Cette stabilisation permet d'associer une contrainte résultante à la déformation imposée (Galtier et al., 2022). Les essais de Jiao et al. (2015) confirment que l'énergie plastique dissipée diminue progressivement, atteignant 80% de sa valeur maximale initiale avant la fracture. Cette stabilisation est similaire pour les chargements à 0° et 90°, et indépendante de la vitesse de chargement.

Il est cependant important de noter que l'ensemble des spécimens testés par Suzuki et al. (2005) et l'ensemble des études relatives à leurs spécimens (Atasever, Celik, & Yuksel, 2017 ; Ene et al., 2016 ; Jiao et al., 2015 ; Kishiki, Ohkawara, Yamada, & Wada, 2008 ; Kishiki et al., 2021 ;

Konishi et al., 2012 ; Nippon Steel, 2024 ; Zheng & Kishiki, 2023) possèdent tous des ratios quasi constants entre certaines de leurs caractéristiques géométriques. Ces caractéristiques géométriques particulières sont introduites en Figure 1.27 et les valeurs sélectionnées lors des expériences susmentionnées sont données au Tableau 1.6.

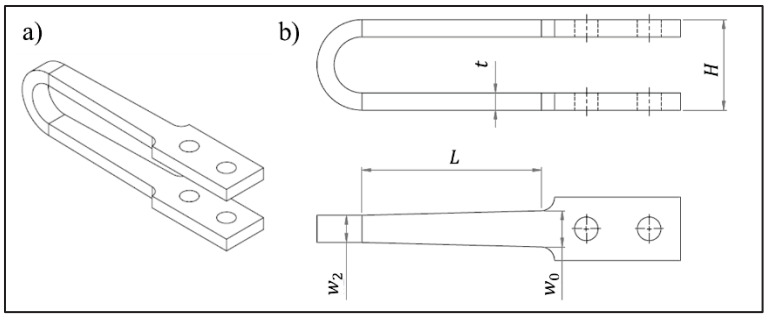
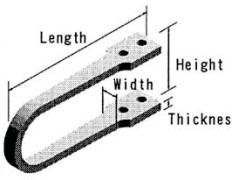


Figure 1.27 Dimensions générales des UD (a) Vue isométrique (b) Paramètres géométriques

Tableau 1.6 Dimensions des UD dans l'étude de Susuki et al. (2005) et les études associées
Tiré de Susuki et al. (2005)

Model	Size					Properties using four U-dampers				
	Length (mm)	Height (mm)	Thickness (mm)	Width (mm)		Yield shear force (kN)	Horizontal 1st stifness (kN/m)	Horizontal 2nd stifness (kN/m)	Horizontal elastic limit displacement (mm)	Horizontal limit displacement* (mm)
UD40	610	231	28	60		112	5920	100	19	550
UD45	785	297	36	77		184	7600	128	24	650
UD50	872	330	40	85		232	8320	144	28	750
UD55	981	371	45	96		304	9600	160	32	850
UD60	1199	453	55	118		432	11600	196	37	1000



* : Displacement for 5 cycles to failure

Selon l'étude et la définition adoptée par les auteurs (prise en compte, ou non, de la tête de fixation de l'UD), les valeurs de la longueur de l'UD, *L*, peuvent varier, bien que les illustrations définissant cette caractéristique géométrique ne semblent pas toutes faire apparaître ce changement de définition. Les ratios primaires liant les caractéristiques géométriques des UD et permettant de trouver tous les autres peuvent être établis à l'équation (1.24)

.

$$L/_{w_0} = 10.2 \pm 0.5 \ ; \ L/_{H} = 2.643 \pm 0.003 \ ; \qquad (1.24)$$
$$H/_{t} = 8.25 \pm 0.01 \ ; {w_0}/_{w_2} = 1.33 \pm 0.01$$

Ainsi, la définition de la durée de vie en fatigue, N_f, introduite par les équations (1.18) à (1.20) et l'apparente insensibilité de la durée de vie en fatigue à la variation de taille étudiée dans les travaux susmentionnés, peuvent avoir largement été influencé par ces ratios géométriques constants. Il est donc tout à fait légitime de se demander si ces équations sont applicables à des ratios géométriques assez différents de ceux couverts par les études mentionnées.

La fatigue étant un facteur majeur pour la conception des UD, ces études semblent tout de même montrer que les effets de la vitesse de chargement et des variations de taille proportionnelles des UD sont relativement mineurs, facilitant ainsi la normalisation des approches d'évaluation de la fatigue.

1.4 Méthode de modélisations et tests expérimentaux des UD

Les amortisseurs en U (UD) sont couramment étudiés à l'aide de la modélisation par éléments finis (EF), afin de simuler leur comportement sous sollicitations sismiques. Plusieurs études ont adopté des logiciels commerciaux, tels qu'Abaqus, pour modéliser les déformations plastiques des UD, tandis que d'autres ont développé des approches plus personnalisées, intégrant des modèles bilinéaires ou des modèles d'écrouissage combiné. L'analyse numérique est essentielle pour comprendre les performances des UD, que ce soit en matière de dissipation d'énergie ou de résistance à la fatigue, avant de valider les résultats par des tests expérimentaux.

1.4.1 Modélisation par éléments finis

1.4.1.1 Méthodologie

Dans les études sur la modélisation par éléments finis (EF) des dispositifs amortisseurs en U, la majorité des chercheurs ont utilisé ABAQUS avec des éléments solides C3D8R pour simuler

les déformations plastiques sous charges cycliques, comme le montrent les travaux de Atasever et al. (2017), Deng et al. (2015) et Nguyen et Guizani (2021a). Cependant, l'étude de Kato et Kim (2006) utilise un logiciel EF développé en interne par les auteurs pour modéliser le comportement des "J-dampers", des dispositifs similaires aux UD, tout en adoptant un modèle bilinéaire avec un effet d'écrouissage. Cette approche est intéressante, car elle se distingue par la modélisation d'un comportement bilinéaire en fonction des paramètres géométriques et matériaux, introduisant un modèle d'écrouissage mixte (isotrope et cinématique avec un ratio de 0,5) qui est particulièrement adapté aux analyses paramétriques des dispositifs soumis à des déformations importantes.

Skinner et al. (1974) ont pris une approche différente en se concentrant sur des dispositifs amortisseurs utilisant des déformations plastiques de poutres en acier, principalement évalués à travers des essais expérimentaux. Contrairement aux approches modernes basées sur les éléments finis, leurs travaux ont permis de caractériser les performances par des tests physiques, validant l'efficacité des mécanismes en torsion pour dissiper l'énergie sismique sans recours aux modèles numériques détaillés.

L'élément C3D8R (brique 3D avec 8 nœuds) est proposé par défaut pour la modélisation avec Abaqus et utilise l'intégration réduite (un seul point d'intégration au centre), cependant cet élément peut parfois entraîner des déformations non réalistes et instables comme le phénomène de "hourglassing" qui est un artefact numérique, notamment mentionné dans l'étude d'Atasever et al. (2017). Pour éviter ces déformations, des techniques de stabilisation ont été mises en œuvre sous Abaqus. L'étude de Deng et al. (2015) a également tiré parti de l'intégration réduite pour optimiser les temps de calcul, mais aucune des études n'a spécifiquement étudié son impact sur les résultats. L'accent est plutôt mis sur la réduction du temps de calcul et sur l'optimisation géométrique des UD. Nguyen et Guizani (2021a) ont utilisé l'intégration réduite dans leurs simulations et ont réalisé un test de sensibilité à la grosseur du maillage. À la suite de cette étude de sensibilité, une validation expérimentale a été performée sur les résultats cycliques de l'UD40 de Jiao et al. (2015).

Le modèle d'écrouissage non-linéaire combiné isotrope-cinématique (NLCHM) est un autre aspect clef des simulations EF des UD, utilisé pour modéliser les déformations plastiques sous charges cycliques. Atasever et al. (2017), Deng et al. (2015) ainsi que Nguyen et Guizani (2021a) ont utilisé ce modèle (loi de comportement cyclique) pour simuler le comportement hystérétique des UD, capturant à la fois l'écrouissage isotrope et cinématique qui a été validé expérimentalement. Les travaux de Shen et al. (2024) suivent également une approche similaire, mais appliquée à des systèmes hybrides bois-acier. Enfin, les travaux pionniers de Skinner et al. (1974) ont proposé une modélisation bilinéaire plus simple des déformations plastiques en torsion et flexion, jetant les bases de la compréhension actuelle du comportement des amortisseurs métalliques hystérétiques.

1.4.1.2 Identification des propriétés mécaniques de l'acier (NLCHM)

Le modèle d'écrouissage combiné isotrope et cinématique non linéaire (NLCHM) est largement utilisé pour modéliser le comportement mécanique des matériaux métalliques sous des sollicitations cycliques. Développé par Chaboche (1989), ce modèle permet de représenter à la fois l'écrouissage isotrope, qui modélise l'expansion de la surface de plasticité, et l'écrouissage cinématique, qui modélise la translation de cette surface dans l'espace des contraintes. Ces deux phénomènes sont cruciaux pour simuler les effets de la plasticité cyclique, notamment dans le cadre de la fatigue à faible cycle.

Le NLCHM est défini par quatre paramètres principaux : C et γ pour caractériser l'écrouissage cinématique ainsi que Q_∞, et b pour l'écrouissage isotrope. C et γ définissent respectivement le module d'écrouissage initial, et le taux d'écrouissage cinématique, tandis que Q_∞ représente l'amplitude maximale d'écrouissage isotrope, et b son taux de progression.

Ces paramètres permettent de modéliser le comportement du matériau sous cycles de chargement-déchargement, en capturant des phénomènes tels que l'effet Bauschinger.
La détermination des paramètres du modèle NLCHM repose sur une méthode expérimentale et numérique. Cette méthode permet d'identifier les paramètres du modèle relié aux aspects de

l'écrouissage cinématique et isotrope à partir de cycles de charge-décharge enregistrés durant les essais mécaniques, tels que décrits par Liu (2023) et Kubaschinski et al. (2022).

- Écrouissage cinématique

L'écrouissage cinématique se calcule en fonction de la contrainte de recouvrance **X**, définie comme la moyenne entre la contrainte maximale mesurée pendant le cycle et la contrainte correspondant au passage dans le domaine plastique lors de l'inversion de la contrainte comme illustrée à la Figure 1.28.

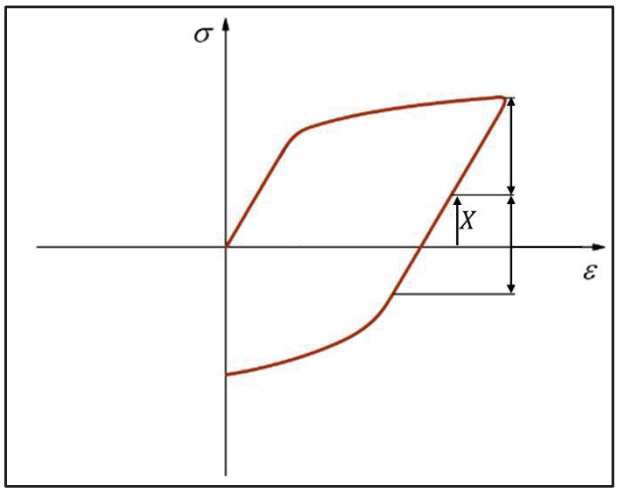


Figure 1.28 Représentation de la contrainte de recouvrance, X
Adaptée de Kubaschinski et al. (2022)

La déformation plastique totale accumulée, p, est la somme de toutes les déformations plastiques subies par le matériau, en tenant compte du retour élastique jusqu'à la contrainte de recouvrance. Le paramètre X est ensuite tracé en fonction de la déformation plastique accumulée comme le présente la Figure 1.29.

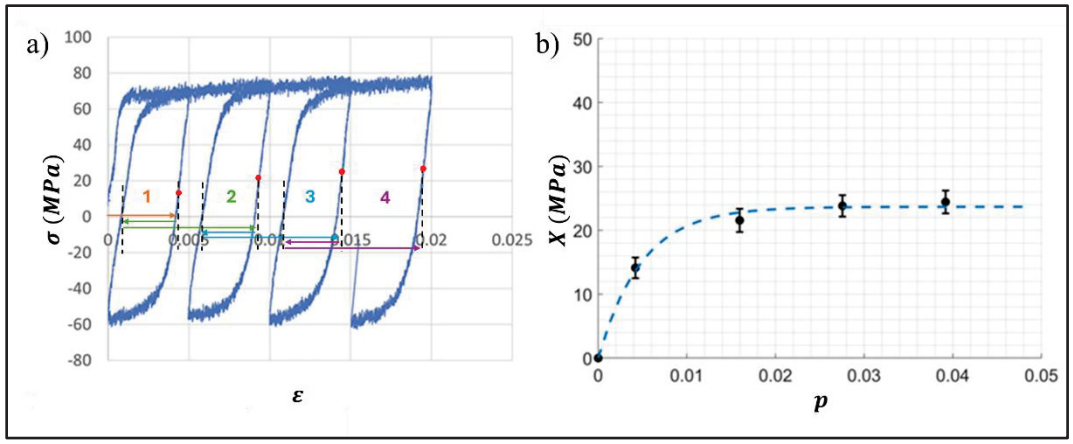


Figure 1.29 (a) Déformation plastique accumulée totale (b) Contrainte de recouvrance en fonction de la déformation plastique accumulée totale
Adaptée de Liu (2023)

Les paramètres C et γ de l'écrouissage cinématique sont alors déterminés en utilisant la formule suivante :

$$X = C \cdot \gamma \cdot (1 - e^{-\gamma p}) \tag{1.25}$$

- Écrouissage isotrope

L'écrouissage isotrope est quantifié par le terme R, qui est modélisé par l'équation suivante

$$R = Q_{\infty} \cdot (1 - e^{-b \cdot \epsilon_{pl}}) \tag{1.26}$$

La valeur R se lit sur la courbe contrainte-déformation à partir de la contrainte σ_0, comme illustré dans la Figure 1.30

Les paramètres isotropes Q_{∞} et b sont obtenus de manière analogue à ceux de l'écrouissage cinématique, en utilisant identifiant les coefficients pour ajuster les courbes d'évolution de R en fonction de la déformation.

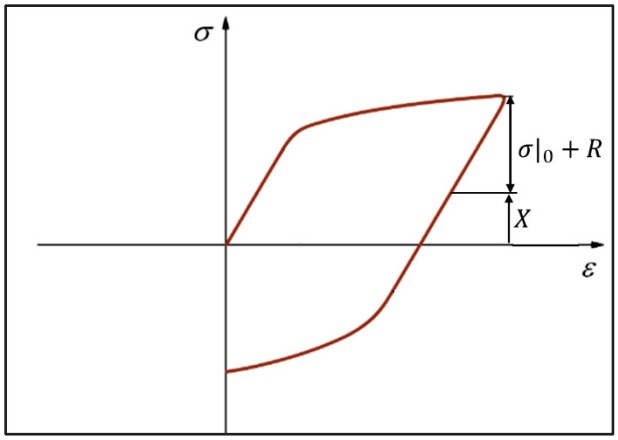


Figure 1.30 Représentation de l'écrouissage isotrope R
Adaptée de Kubaschinski et al. (2022)

Une particularité observée dans la littérature est que certaines études comme celle de Chaboche (1989) ou Kubaschinski et al. (2022) utilisent un coefficient $2/3$ devant le paramètre C dans la formulation de l'écrouissage cinématique, tandis que d'autres, comme Abaqus, utilisent un coefficient unitaire (de 1.0). Il est donc crucial de prendre en compte cette différence lors de la calibration des paramètres du modèle, car cela peut affecter les valeurs des coefficients utilisés dans les simulations et les ajustements à partir des données expérimentales.

Les coefficients de l'écrouissage combiné utilisés pour l'acier SN490B proposés par Myers (2009) qui ont été repris par Nguyen (2021) sont présentés au Tableau 1.7. Ces coefficients offrent une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux pour la modélisation des grandes déformations plastiques, bien qu'ils puissent légèrement surestimer les efforts dans la transition élasto-plastique. Le Tableau 1.7 recense aussi les propriétés du NLHCM de différents aciers de construction canadiens ou leur équivalent dans la norme américaine et les compare à l'acier SN490B utilisé dans les travaux de Jiao et al. (2015).

Les paramètres du NLCHM pour l'acier ASTM A36 sont issus des travaux de Payne et al. (2000) et ont été repris par Akbari Hamed et al. (2023) qui a modifié la contrainte d'écoulement initiale avec une déformation plastique accumulée équivalente nulle, $\sigma|_0$, pour définir sa valeur à 261 MPa au lieu des 351.6 MPa identifiés en laboratoire par Payne et al. (2000).

Tableau 1.7 Paramètres matériau pour le modèle d'écrouissage cinématique et isotrope combiné
Adapté de Narendra et al. (2019)

Acier	Source	E (GPa)	ν	f_y (MPa)	Nbre de *backstresses*	$\sigma\|_0$ (MPa)	C_{kin} (MPa)	γ	Q_∞ (MPa)	b_{iso}
SN490B*	Myers (2009)	200	0.30	378	1	378	5792	28	207	4
G40.21 350WT	Tremblay et al. (2006)	206	0.30	367	1	352	8000	75	110	4
ASTM A992	Elkady et Lignos (2015)	205	0.30	383	1	369	6895	25	172	2
ASTM A992	Fell (2008)	201	0.30	399	1	345	3448	38	118	5
G40.21 300W	Wen (2012)	207	0.30	336	2	332	3965 583	29.30 2.37	448	3.03
ASTM A572 Gr.50	Wen (2012)	205	0.30	380	2	362	3625 711	39.46 3.39	417	4.53
ASTM A36	Payne (2000)	190	0.28	285	1	351. 6	3447	50	137.89	10
ASTM A36	Akbari Hamed (2023)	201	0.3	261	1	261	3447	50	137.89	10

* Paramètres proposés par Myers (2009) qui ont été repris par Nguyen (2021)

1.4.1.3 Philosophie de conception ductile et coefficients de modification des propriétés de l'acier

Le Code canadien sur le calcul des ponts routiers (Groupe CSA, 2019a) adopte la philosophie de conception ductile proposée par l'Institut Canadien de la Construction en Acier (CISC, 2023). En effet, du fait de leur composition, les aciers de construction présentent une dispersion statistique de leurs propriétés mécaniques et notamment leur limite d'écoulement. Ainsi le code CSA S6 : 19, au chapitre 4 sur le calcul parasismique, précise trois valeurs de limites élastiques à considérer pour le dimensionnement des éléments en acier qui participent à la dissipation d'énergie dans la structure et/ou jouent un rôle ductile.

La première limite élastique est la limite élastique minimale prescrite ou minimale spécifiée, f_y. Cette limite élastique correspond à la limite élastique minimale à considérer pour un acier

donné (Groupe CSA, 2019a, 2019b). Par exemple, pour l'acier CSA G40.21 260W, $f_y = 260MPa$.

Pour le calcul des éléments ductiles de l'unité de fondation, le code CSA S6-19 (article 4.8.2.2) impose de considérer la valeur de la limite élastique prévue ou nominale (attendue), $f_{y,e}$, définie par l'équation (1.27). Cette limite élastique correspond à la valeur la plus probable d'être mesurée pour un acier de construction, compte tenu de la répartition statistique des propriétés de l'acier. Elle reflète les performances ciblées par les aciéristes pour équilibrer efficacité économique et conformité.

$$f_{y,e} = 1.1\, f_y \tag{1.27}$$

Avec f_y la limite élastique minimale prescrite pour l'acier considéré.

Enfin, pour les éléments ductiles ou de dissipation comme les UD, le code impose de prendre une valeur de limite d'écoulement $f_{y,p}$ d'au moins 350 MPa pour le calcul de définition de ces éléments. Cette valeur de $f_{y,p}$ correspondant à la limite élastique probable. Elle découle du produit $R_y f_y$ avec $R_y = 1.4$, le coefficient utilisé pour déterminer la contrainte effective à la limite élastique de l'acier de construction (Groupe CSA, 2019a). Cette limite élastique permet de dimensionner les éléments adjacents selon la résistance statistique probable maximale de l'acier assurant un comportement ductile et fusible (Groupe CSA, 2019b).

1.4.2 Procédure de caractérisation expérimentale

La caractérisation expérimentale du comportement cyclique des amortisseurs en forme de U a été menée à travers diverses approches, impliquant des protocoles de chargement cycliques et dynamiques. Chaque étude a utilisé des configurations légèrement différentes, influencées par les objectifs des essais (dissipation d'énergie, résistance à la fatigue, comportement sous cycles croissants, etc.).

L'approche par cycles d'amplitude croissante est largement adoptée dans les études sur les UD. Oh et al. (2013), par exemple, ont utilisé des cycles d'amplitude croissante hors plan allant de 50 mm à 250 mm, avec cinq cycles répétés par amplitude, pour évaluer la stabilité des amortisseurs en acier à haute ténacité (HTS) appelés UM-H et en acier structurel standard (SS) appelés UM-S. Ce protocole visait à simuler des sollicitations sismiques progressives, permettant de tester la dissipation d'énergie et la résistance des UD sous grandes déformations.

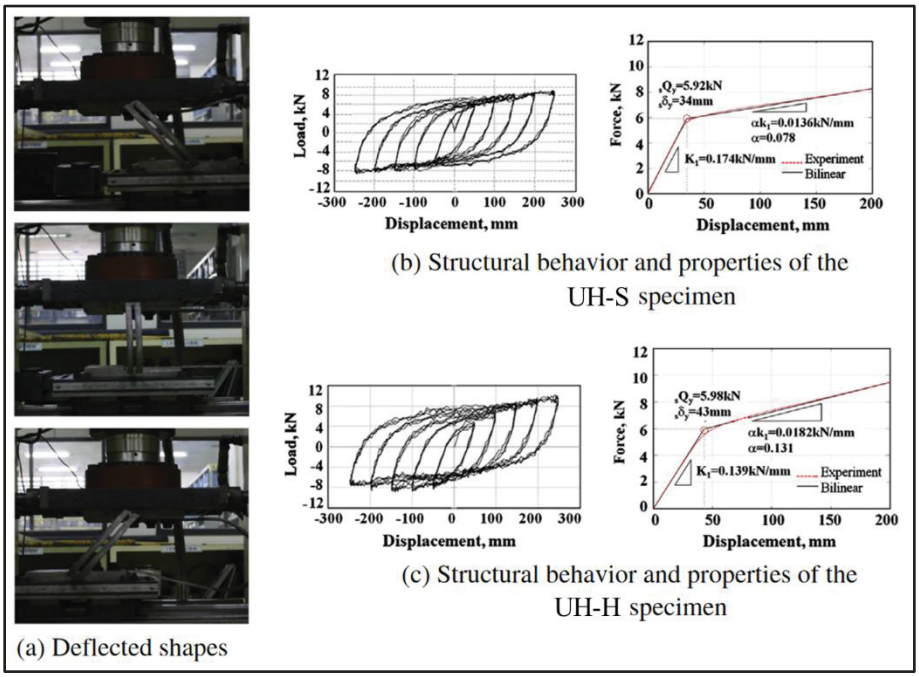


Figure 1.31 Réponse hystérétique sous des chargements cycliques avec amplitude croissante
Adaptée de Oh et al. (2013)

Comme l'illustre la Figure 1.31, les cycles progressifs ont montré que les amortisseurs HTS offraient une meilleure capacité de dissipation d'énergie par rapport aux UD en acier structurel standard

De la même manière, Jiao et al. (2015) ont appliqué des cycles croissants pour tester la fatigue oligocyclique des amortisseurs en U, observant une décroissance progressive des efforts à chaque cycle, avant la rupture du matériau. Au cours de cette étude, deux directions de

chargement ont été testées, dans le plan et hors du plan. Les amplitudes de déformation atteignaient ±250 mm, ce qui a permis de caractériser l'évolution des propriétés mécaniques des UD sous des charges dynamiques successives.

Ene et al. (2016) se distinguent en intégrant des essais bidirectionnels pour évaluer les UD sous des charges simulant des conditions sismiques réalistes. Leur protocole a consisté à appliquer des cycles de déformation multidirectionnelle (circulaire, elliptique, radial uniaxial), permettant de tester la résistance et la dissipation d'énergie dans plusieurs directions comme présentée à la Figure 1.32. Cette approche est complémentaire aux tests unidirectionnels d'autres études et souligne l'importance de tester les dispositifs dans des scénarios de sollicitation complexes.

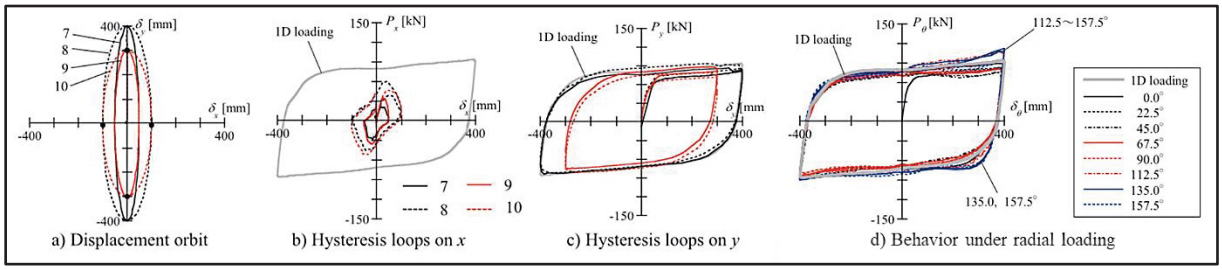


Figure 1.32 Réponse hystérétique bidirectionnelle sous cycles elliptiques et radiaux
Adaptée d'Ene et al. (2016)

Ces cycles ont montré que les UD pouvaient dissiper de l'énergie de manière uniforme, même sous des sollicitations complexes.

Les études de Suzuki et al. (2005) et Jiao et al. (2015) ont toutes deux examiné l'impact de la vitesse de déformation sur les UD. Suzuki et al. (2005) ont montré une légère augmentation de la force de cisaillement et de la dissipation d'énergie avec des vitesses de déformation croissantes, sans impact majeur sur la rigidité globale des amortisseurs. Jiao et al. (2015) ont également exploré la vitesse de déformation, montrant qu'à des vitesses élevées (524 mm/s), la dissipation d'énergie restait stable, mais la capacité des UD à résister à la fatigue diminuait progressivement.

En termes de température, Suzuki et al. (2005) ont montré que les UD subissaient une augmentation de la rigidité à basse température, avec une force de cisaillement augmentant de 10% à -50°C. Malgré cette augmentation, la dissipation d'énergie restait constante, prouvant que les UD peuvent bien fonctionner dans des environnements froids.

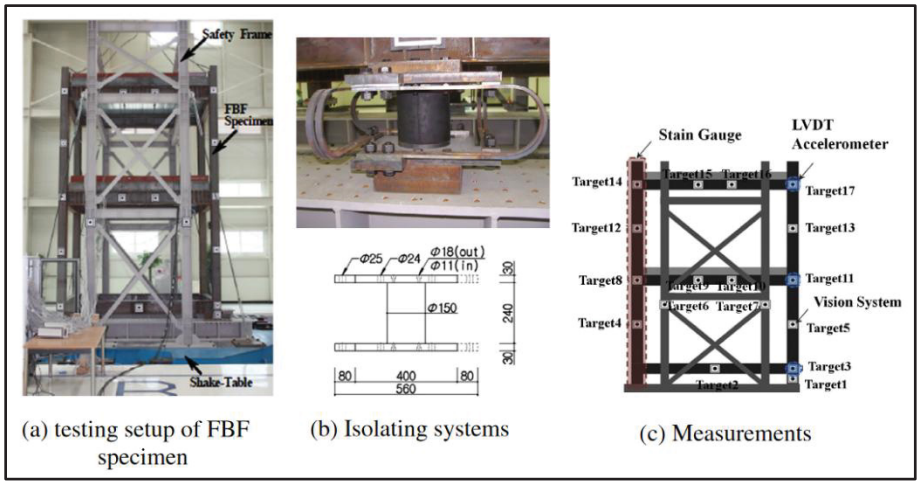


Figure 1.33 Montage expérimental utilisé par Oh et al. (2013) pour les tests LDBR-UD combinés sur table vibrante

Les essais monotones sont une autre méthode utilisée pour caractériser les UD. Oh et al. (2013) ont mené des essais de chargement monotones pour compléter leurs essais cycliques à la Figure 1.31, et ont montré que les courbes force-déplacement obtenues étaient utiles pour calibrer un modèle bilinéaire. Cette approche permet de simplifier l'intégration des résultats dans des logiciels de conception, tout en conservant la précision nécessaire pour des scénarios sismiques.

Dans la même étude, Oh et al. (2013) ont testé les UD en association avec des isolateurs en élastomère à faible amortissement (LDRB) pour simuler les sollicitations réelles subies par des structures isolées comme présentées à la Figure 1.33. Ces essais ont montré que les UD augmentaient la dissipation d'énergie et réduisaient les déplacements horizontaux des structures.

Enfin, Skinner et al. (1974), dans une étude pionnière, ont mené des essais cycliques sur des "U-strips" en acier, observant une déformation plastique progressive sous cycles croissants. Leurs essais, réalisés dans les années 1970, ont jeté les bases des protocoles actuels de tests

des amortisseurs en U, en mettant en évidence l'importance de la résistance à la fatigue et la capacité de dissipation d’énergie.

Les protocoles expérimentaux pour les amortisseurs en U varient selon les objectifs spécifiques des études (dissipation d’énergie, résistance à la fatigue, effets de la température, etc.). La majorité des études ont utilisé des cycles d’amplitude croissante pour simuler les sollicitations sismiques, tandis que certaines ont introduit des essais bidirectionnels ou multidirectionnels pour reproduire des conditions plus réalistes. Les résultats obtenus montrent que les amortisseurs en U sont efficaces pour absorber l'énergie sismique tout en conservant une bonne stabilité sous de fortes déformations.

CHAPITRE 2

PROGRAMME EXPÉRIMENTAL

2.1 Introduction

Ce chapitre présente le programme expérimental conçu pour valider et étudier le comportement des amortisseurs en U dans le cadre d'un projet global visant à améliorer les systèmes d'isolation sismique pour les ponts au Canada. Les objectifs, les paramètres étudiés, le plan expérimental, y compris la conception, la description des spécimens utilisés et des montages d'essai, sont présentés ci-après.

2.2 Contexte global et objectifs de l'étude

Ce programme expérimental s'inscrit dans un projet global ayant permis la récupération des appuis du pont Champlain. Ce projet vise à améliorer les performances des systèmes d'amortissement et d'isolation sismique pour les ponts au Canada, en particulier dans les régions à sismicité modérée, notamment le Québec. Le présent mémoire se concentre exclusivement sur les UD dont les dimensions (hauteur hors tout) sont dérivées des appuis du pont Champlain original.

En complément des études numériques menées sur les systèmes d'appuis en élastomère, ce programme expérimental se focalise sur la validation des performances des UD. De récents travaux analytiques et numériques, menés par l'équipe de recherche, ont exploré la possibilité de combiner les UD avec des appuis en caoutchouc naturel (NRB) pour améliorer les performances d'isolation sismique (Nguyen, 2021). Ces travaux nécessitent d'être validés par des essais expérimentaux, en particulier sur le comportement hystérétique des UD avec des aciers locaux utilisés au Canada et en Amérique du Nord.

Les objectifs suivants sont poursuivis par le programme expérimental proposé :

1) Valider le comportement hystérétique des UD, dans le plan et hors du plan, sous charges cycliques. Cette validation sera effectuée en comparant les résultats expérimentaux aux expressions analytiques et numériques issues de la littérature, notamment en ce qui concerne la rigidité initiale, la limite d'élasticité et la stabilité du comportement post-élastique.

2) Caractériser la capacité de déformation ultime et la résistance à la fatigue des UD sous des sollicitations monotones et cycliques. Les tests expérimentaux seront menés avec trois nuances d'acier, GSA G40.21 260W, Brinar 400 (ou QT400) et CSA G40.21 350W, afin de comparer leurs performances dans des conditions sismiques.

3) Évaluer l'influence des différentes nuances d'acier sur le comportement des UD, notamment en termes de dissipation d'énergie, de résistance à la fatigue et de stabilité du comportement hystérétique. Cet objectif permettra d'identifier la nuance d'acier la plus adaptée pour les dispositifs d'isolation sismique dans le contexte canadien.

4) Évaluer la capacité en fatigue des UD selon leur géométrie et l'acier qui les composent. Cette évaluation permettra de définir la capacité des UD à reprendre les charges sismiques après plusieurs années en service, particulièrement 25 ans, qui correspond à l'espérance de vie typique des NRB. Cet objectif permettra de déterminer l'évolution des propriétés des UD assurant un dimensionnement sécuritaire des UD tout au long de leur cycle de vie.

Les études expérimentales de cette proposition s'inscrivent dans le cadre d'un programme expérimental et d'un programme d'études numériques plus vastes visant à favoriser l'utilisation des appuis en élastomère et à améliorer leurs performances pour l'isolation sismique des ponts.

Enfin, de récents travaux analytiques et numériques ont été réalisés par l'équipe de recherche sur la possibilité d'améliorer les performances des NRB en les combinant avec des UD à des

fins d'isolation sismique (Nguyen, 2021). Ces travaux récents doivent être validés et complémentés en incorporant notamment les données des comportements hystérétiques des UD dans le plan et hors du plan avec des aciers locaux au Canada et en Amérique du Nord.

2.3 Paramètres de l'étude

Les principaux paramètres étudiés dans le cadre du programme expérimental proposé incluent plusieurs aspects essentiels pour comprendre le comportement des UD sous sollicitations sismiques. Les paramètres variables sont les suivants :

- L'amplitude et la fréquence de sollicitation : Des essais monotones et cycliques sont réalisés sur les UD, avec des amplitudes et fréquences de sollicitation variant selon les protocoles de test.
- La géométrie des amortisseurs en U : Deux différentes configurations géométriques des UD sont testées, incluant des variations dans l'épaisseur, la longueur et la largeur des dispositifs.
- Le type d'acier : Trois nuances d'acier sont utilisées pour évaluer l'impact des propriétés matérielles sur la dissipation d'énergie et la résistance à la fatigue.
- La galvanisation : Certains UD sont galvanisés pour étudier l'effet de ce traitement de surface sur les performances des dispositifs.
- La direction de chargement : Les UD sont soumis à des sollicitations dans leur plan de symétrie et hors du plan pour examiner leur comportement hystérétique dans différentes configurations de charge.

Ces paramètres seront explorés et détaillés dans les sections suivantes du chapitre.

2.4 Amortisseurs métalliques en U

Les amortisseurs hystérétiques métalliques en U (UD) offrent une méthode efficace pour dissiper l'énergie lors d'un séisme. Ces dispositifs sont spécifiquement développés pour capter

et dissiper l'énergie cinétique produite par les mouvements sismiques, réduisant ainsi les contraintes imposées aux structures principales et minimisant les dommages potentiels.

Les amortisseurs hystérétiques métalliques en U, lorsque soumis à une charge cyclique de grande amplitude, subissent des déformations plastiques irréversibles dissipant une partie de l'énergie de déformation selon un cycle d'hystérésis. Cet amortissement additionnel fourni à la structure en plus des NRB permet de limiter les déplacements excessifs conformément au principe d'isolation sismique à la base présenté à la Figure 1.1 du CHAPITRE 1, contribuant à améliorer la performance sismique de la structure.

2.4.1 Fabrication des UD

2.4.1.1 Choix du matériau

La fabrication des amortisseurs métalliques en U repose sur des critères rigoureux afin de garantir leur performance et leur conformité aux exigences parasismiques. Dans le cadre de ce projet, l'acier utilisé est d'origine canadienne, répondant aux normes établies par l'Association canadienne de normalisation (CSA) sous la norme CSA G40.21. Cette sélection méticuleuse vise à assurer la compatibilité avec les normes de construction canadiennes, tout en s'alignant sur les pratiques de l'industrie nationale. L'acier sélectionné est le CSA G40.21 260W, cependant, deux autres nuances d'acier : le CSA G40.21 350W et le Brinar 400 (ou QT400) ont pu être testées. Ces aciers supplémentaires présentent des propriétés mécaniques qui sont cohérentes avec les objectifs de l'étude.

L'acier CSA G40.21 260W (38W) est un acier doux de construction à faible teneur en carbone (0.20%) qui offre une ductilité et un allongement à la rupture importants (>23%), bien que sa limite élastique soit plus la plus faible des aciers de construction (260 MPa). Son utilisation en tant que système de dissipation d'énergie est une option standard pour des structures ayant des exigences de déformation modérées, auquel s'ajoute un coût relativement faible.

L’acier CSA G40.21 350W (50W) est un acier à faible teneur en carbone couramment utilisé dans la construction de ponts et autres infrastructures critiques au Canada. Il offre une bonne ductilité et une résistance adéquate aux déformations plastiques sous sollicitations sismiques, répondant ainsi aux exigences des normes de construction canadiennes (Groupe CSA, 2013, 2019a, 2019b). La différence avec le 260W, qui présente la limite élastique la plus basse des aciers de construction, est que le 350W possède une limite élastique intermédiaire pour les aciers de construction (allant de 260 MPa à 480 MPa) et devrait permettre l’extrapolation des résultats au 300W ou encore au 380W.

Le Brinar 400 (QT400), quant à lui, est un acier à haute résistance et haute ténacité, couramment utilisé dans les applications où la résistance à l’abrasion et aux charges dynamiques est essentielle. Bien que cet acier soit initialement destiné à des applications industrielles, sa haute capacité de résistance à la fatigue et sa robustesse face aux déformations le rendent pertinent pour l’étude des UD dans un contexte sismique. Un acier haute résistance ayant également été testé par Oh et al. (2013) ceci permettra la comparaison des résultats avec des aciers locaux.

Ainsi, avec les 2 géométries choisies dans ce mémoire, ce sont 20 UD1 et 20 UD4 qui ont été produits avec l’acier CSA G40.21 260W puis, 24 UD1 en acier Brinar 400 et 24 UD4 en acier CSA G40.21 350W. Pour un total de 48 UD1 et 48 UD4. Les propriétés géométriques des UD étant présentées à la section 2.4.2.

L'utilisation de ces trois aciers permet ainsi de diversifier les scénarios expérimentaux en étudiant des matériaux ayant des caractéristiques mécaniques apparentées, mais variées. Cette diversité de propriétés mécaniques permet de tester la pertinence de ces aciers dans des systèmes d’isolation sismique, tout en garantissant une adéquation avec les normes et pratiques locales. L’objectif final est de vérifier leur performance dans des conditions réelles et de déterminer quelle nuance d'acier est la plus adaptée pour les amortisseurs en U dans le contexte parasismique canadien.

2.4.1.2 Usinage et procédé de formage à froid

Les UD sont découpés à partir de plaques d'acier d'épaisseur standards selon les normes canadiennes. La section droite des UD étant obtenue par découpe laser, qui présente l'avantage d'assurer une tolérance limitée sur la forme tout en assurant un coût de production économique. Ensuite, le processus de formage à froid est employé pour donner aux amortisseurs leur forme caractéristique en U comme l'illustre la Figure 2.1.

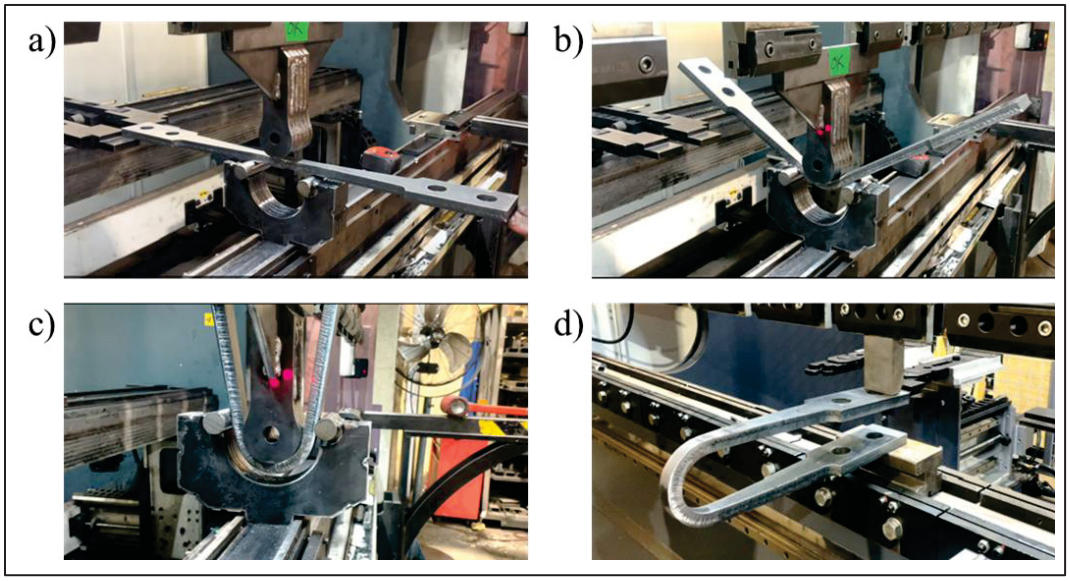


Figure 2.1 Processus de pliage des UD (a, b, c) Pliage à la matrice (d) fermeture à la cote
Images fournies par SoluFab Inc., le manufacturier des UD

2.4.1.3 Galvanisation et traitement thermique

Afin de satisfaire les normes et reproduire les conditions d'implantations réelles, les UD subiront ensuite un processus de galvanisation pour prévenir de la corrosion qui par sa durée et sa température fera aussi effet de traitement thermique par relaxation des contraintes.
En effet, une analyse thermodynamique par élément fini a permis de déterminer que le temps dans le bain de zinc à une température comprise entre 400 et 450 degrés Celsius permet au cœur de l'UD d'atteindre une température comprise entre 150 et 200 degrés en moins de 6 minutes. Le temps moyen d'une plonge pour la galvanisation pour les UD considérés étant de

8 à 10 min. Il avait été alors supposé que cela peut avoir l'effet d'un traitement thermique permettant une relaxation (adoucissement) des contraintes résiduelles (stress relief) avec un impact éventuel sur la résistance à la fatigue.

2.4.2 Dimensions caractéristiques des UD

Les dimensions des amortisseurs métalliques en U ont été déterminées en fonction des exigences spécifiques liées à leur capacité à dissiper l'énergie sismique. Trois caractéristiques essentielles orientent le dimensionnement des UD : la rigidité initiale, K_u, la limite élastique, P_y, et la rigidité post-élastique, K_d. Ces paramètres définissent la performance des UD dans des applications parasismiques et sont directement influencés par leurs dimensions, notamment la longueur, la hauteur et la section transversale, comme illustrées à la Figure 2.2.

L'analyse dimensionnelle des UD s'appuie sur une combinaison de méthodes analytiques et numériques issues des travaux de Nguyen et Guizani (2021a). Ces recherches ont démontré que des contraintes plus élevées se concentrent dans les parties droites des UD, tandis que la partie courbée présente des contraintes plus faibles sous un chargement dans le plan. En revanche, lors d'un chargement hors du plan, les contraintes sont relativement uniformes tout au long de la longueur de l'amortisseur. Afin de maintenir la flexibilité latérale des structures qu'ils isolent, les UD doivent présenter une faible rigidité initiale, ce qui est mieux obtenu en réduisant progressivement la section transversale des UD de la partie droite vers la partie courbée.

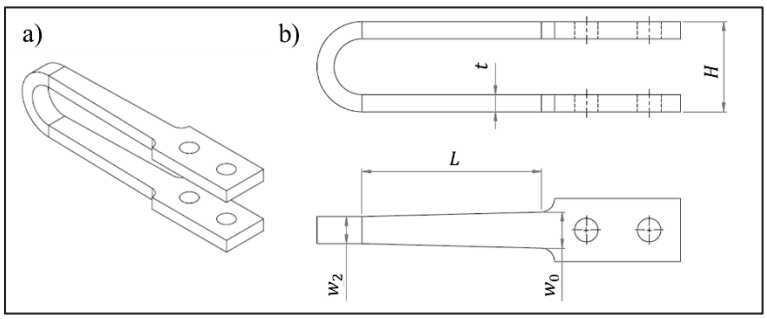


Figure 2.2 Dimensions générales des UD (a) Vue isométrique (b) Paramètres géométriques

Suite à ces analyses, deux UD ont été sélectionnés pour cette étude, basés sur les dimensions définies dans les travaux de Nguyen et Guizani (2021a). Ces deux modèles, nommés UD1 et UD4, ont une hauteur constante de 100 mm, mais diffèrent par d'autres paramètres géométriques comme la longueur, l'épaisseur et la largeur de la section. Les dimensions exactes de ces UD sont résumées dans le Tableau 2.1 tandis que la Figure 2.3 illustre ces géométries.

Tableau 2.1 Dimensions des UD1 et UD4 sélectionnés pour l'étude

Dimensions*	H **(mm)**	L **(mm)**	t **(in)**	w_0 **(mm)**	w_2 **(mm)**	**Propriétés de l'acier****	
						F_y (MPa)	F_u (MPa)
UD1	100	150	5/8	40	20	378	544
UD4	100	200	3/4	40	30		

* Tirées de Nguyen et Guizani (2021a)

** Valeurs spécifiées pour l'acier JIS G3136 Grade SN490B. Les valeurs réelles sont à déterminer par des essais sur des éprouvettes de traction. Tirées de Jiao et al. (2015) et considérées par Nguyen et Guizani (2021a)

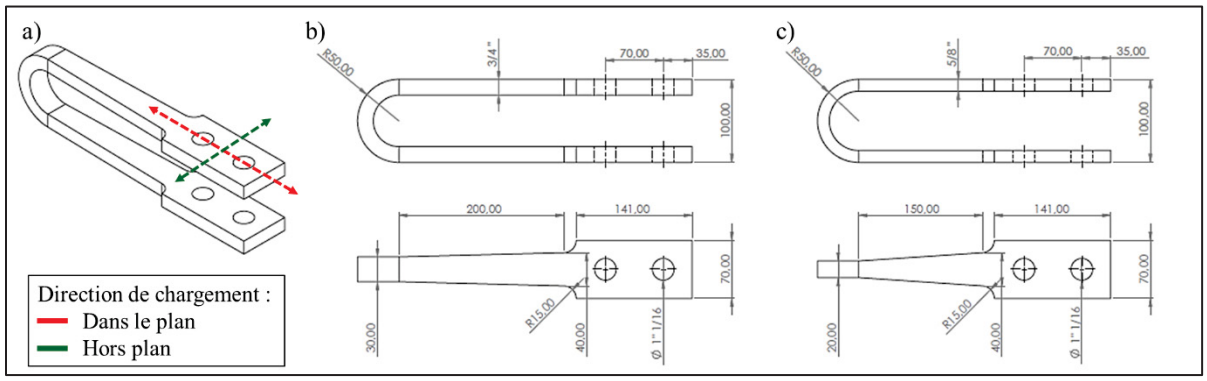


Figure 2.3 Schémas des dimensions des UD (a) UD4 – Vue isométrique (b) UD4 (c) UD1

Le Tableau 2.2 présente les caractéristiques hystérétiques théoriques des UD sélectionnés, comme mentionné dans l'étude de Nguyen et Guizani (2021a).

Comme illustré à la Figure 2.3, les UD1 et UD4 ont pour épaisseur $^5/_8$" et $^3/_4$" soit 15.875 mm et 19.05 mm respectivement, au lieu des 15 mm et 20 mm prévu par Nguyen et Guizani (2021a). Cette différence provient de la disponibilité et de l'épaisseur standard des

places d'acier laminé au Canada, lesquelles sont en impérial et communes au marché des États-Unis (mêmes moulins). L'objectif étant de limiter les opérations à réaliser sur les UD et d'adapter le concept aux normes et standards de l'industrie canadienne.

Tableau 2.2 Résultats analytiques des caractéristiques hystérétiques des UD sélectionnés Adapté de Nguyen (2021)

Spécimen	**Dans le plan (0°)**			**Hors plan (90°)**		
	K_u^0 (kN/mm)	K_d^0 (kN/mm)	P_y^0 (kN)	K_u^{90} (kN/mm)	K_d^{90} (kN/mm)	P_y^{90} (kN)
UD1	2.33	0.08	9.93	1.12	0.14	8.29
UD4	6.16	0.13	27.92	2.01	0.23	12.35

En considérant l'acier SN490B utilisé par Nguyen (2021), l'ensemble des caractéristiques hystérétiques des UD avec les épaisseurs standardisées sont recalculées et comparées au Tableau 2.3 en utilisant les formules pour la rigidité initiale K_u (équations (1.16) et (1.12)) et pour la limite élastique P_y (équations (1.10) et (1.15)) données par Nguyen (2021).

Tableau 2.3 Détermination des propriétés hystérétiques théoriques des UD en acier SN490B avec des épaisseurs standards

Spécimen	**K_u (kN/mm)**			**P_y (kN)**		
	Nguyen (2021)	Épaisseur standardisée	Écart (%)	Nguyen (2021)	Épaisseur standardisée	Écart (%)
UD1 - 0°	2.33	2.833	21.58%	9.93	11.225	13.04%
UD1 - 90°	1.12	1.253	11.91%	8.29	9.134	10.18%
UD4 - 0°	6.16	5.191	-15.72%	27.92	25.076	-10.18%
UD4 - 90°	2.01	1.808	-10.07%	12.35	11.757	-4.80%

En plus de la géométrie, les propriétés de l'acier influencent aussi la limite élastique du système. Les aciers composant les UD1 et UD4 étant le GSA G40.21 260W, le Brinar 400 (ou QT400, pour les UD1 uniquement) et le CSA G40.21 350W (pour les UD4 uniquement), présentent des propriétés mécaniques légèrement différentes de l'acier japonais JIS G3136 Grade SN490B, utilisé pour validations de la formulation proposée par de Nguyen (2021). Le Tableau 2.4 présente une comparaison entre les propriétés théoriques des UD calculées par Nguyen (2021) et les valeurs obtenues pour ces nouveaux aciers avec la géométrie de Nguyen

(2021). Cette comparaison permet de quantifier l'impact du choix de l'acier sur les performances des UD, et notamment sur la limite élastique, P_y.

Tableau 2.4 Détermination de la limite élastique théorique des UD pour les aciers locaux

Spécimen	P_y **(kN)**			
	Nguyen (2021) – Acier JIS G3136 Grade SN490B	Nguyen (2021) – Acier CSA G40.21 260W	Nguyen (2021) – Acier CSA G40.21 350W	Nguyen (2021) – Acier Brinar 400 (AR400)
UD1 - 0°	9.93	6.830	-	26.268
UD1 - 90°	8.29	6.012	-	23.125
UD4 - 0°	27.92	19.204	25.852	-
UD4 - 90°	12.35	8.494	11.434	-

Les résultats montrent que la limite élastique des UD fabriqués avec l'acier CSA G40.21 260W est inférieure à celle calculée par Nguyen (2021). Cette différence est principalement due aux propriétés intrinsèques de l'acier CSA G40.21 260W, qui possède une limite élastique plus basse par rapport aux aciers utilisés dans les modèles théoriques de Nguyen, 260 MPa contre 378 MPa pour l'Acier SN490B.Intuitivement l'acier CSA G40.21 350W présentant une limite élastique (350 MPa) légèrement inférieure à l'acier SN490 présente une limite élastique relativement proche du modèle de Nguyen (2021). Enfin, l'acier Brinar 400 avec sa limite élastique à 1000 MPa présente une limite élastique très élevée par rapport à l'acier SB490B ou au 260W.

Enfin, les propriétés des UD testés ont été comparées aux propriétés des UD de Nguyen, en tenant compte de l'influence combinée de l'épaisseur standardisée et des aciers sélectionnés (CSA G40.21 pour les UD1 et UD4 puis Brinar 400 pour les UD1 et CSA G40.21 350W pour les UD4). Cette comparaison permet d'évaluer comment les ajustements pratiques influencent les caractéristiques hystérétiques théoriques des UD formulés par Nguyen (2021). Les résultats de cette comparaison sont présentés dans le Tableau 2.5.

Tableau 2.5 Propriétés hystérétiques théoriques des UD1 et UD4 en acier 260W

Spécimen	K_u (kN/mm)			P_y (kN)		
	Nguyen (2021)	Ce mémoire	Écart (%)	Nguyen (2021)	Ce mémoire	Écart (%)
UD1 - 0°	2.33	2.833	21.58%	9.93	7.721	-22.25%
UD1 - 90°	1.12	1.253	11.91%	8.29	6.282	-24.22%
UD4 - 0°	6.16	5.191	-15.72%	27.92	17.248	-38.22%
UD4 - 90°	2.01	1.808	-10.07%	12.35	8.087	-34.52%

2.5 Test standard et normalisé selon le code CSA S6 : 19

Dans le but de contribuer à la base de données et d'assurer une continuité avec les travaux précédents, les expérimentations respecteront le cadre fixé par le Code canadien sur le calcul des ponts routiers CSA S6 : 19 (Groupe CSA, 2019a, 2019b).

2.5.1 Chargement en cisaillement et fréquence

De manière compatible avec les exigences sur les essais des isolateurs sismiques prescrits dans le Code canadien le CSA-S6 : 19, les UD seront soumis à des séries de 3 cycles sinusoïdaux complètement inversés d'amplitudes, γ, croissantes. Les amplitudes sélectionnées varient de 25% à 150% de déformation avec un incrément de 25%. Ces essais cycliques visent à caractériser le comportement hystérétique des UD sous charges cycliques et croissantes.

Selon le CSA S6 : 19, la fréquence de test doit idéalement correspondre à la période effective (d'isolation sismique) T_{eff} du pont. Dans l'est du Canada et spécifiquement au Québec, la période fondamentale des ponts isolés se situe aux alentours de 2 s moyennant une dispersion statistique. Ceci correspondant à une fréquence de 0.5 Hz (Busson et al., 2015 ; Nguyen, 2021 ; Siqueira, Sanda, Paultre, & Padgett, 2014). Ainsi, la fréquence de sollicitation de 0.5 Hz est typique pour les ponts isolés du Québec et vraisemblablement dans les régions à sismicité modérée.

Néanmoins, compte tenu des limitations en vitesse de déplacement imposées par le montage d'essais, la fréquence de 0.025 Hz sera utilisée lors des essais. Les études précédentes, résumées au CHAPITRE 1, ont montré que la fréquence de sollicitation a peu d'effet sur le comportement hystérétique et la résistance en fatigue des UD (Jiao et al., 2015). Aussi, l'acier de construction ne présente pas de comportement viscoélastique pour des fréquences inférieures à 1 Hz (Berbenni, 2002). Ainsi les résultats obtenus resteront valides pour une extrapolation à la fréquence probable lors d'un séisme au Québec autour de 0.5 Hz, et de ce fait, cohérents avec les exigences du code. La Figure 2.4 représente le profil des déformations imposées pour une fréquence de 0.025 Hz.

Dans un second temps, un deuxième jeu d'UD sera chargé de manière monotone jusqu'à la rupture ou jusqu'à une déformation en cisaillement de 350% (limite du montage d'essais) afin de déterminer la capacité de déformation ultime des UD. Il convient de noter que des capacités inférieures à cette limite de 350% sont généralement requises pour les appuis frettés et les UD dans les applications d'isolation sismique.

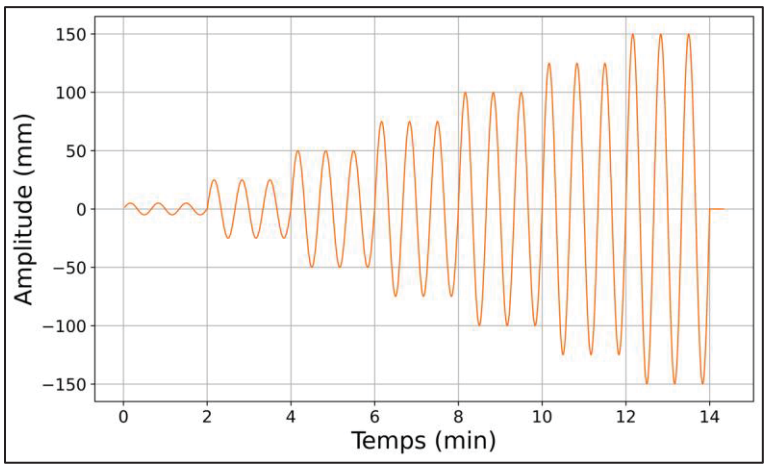


Figure 2.4 Déformations imposées pour les tests en cisaillement avec une fréquence de 0.025 Hz

2.5.2 Essais en fatigue des UD

L'étude de la fatigue des matériaux est cruciale dans le domaine de l'ingénierie parasismique, particulièrement pour les structures soumises à des cycles de chargement et de déchargement

répétés. Dans le contexte des ponts, les variations quotidiennes de température induisent des déplacements au niveau des appuis, où les UD seront installés en parallèle. Ces déplacements thermiques, ou charges de service créent des cycles de chargement-déchargement qui peuvent causer une rupture prématurée ou une dépréciation importante de la performance sismique des UD, attribuées à la fatigue. Il en va de même pour les sollicitations sismiques, ou charges à l'ultime, qui induisent de la fatigue oligocyclique.

Les fluctuations de température à Montréal, par exemple, peuvent être considérables tout au long de l'année, entraînant des amplitudes de déplacement variées (fonction du positionnement de l'appui, de la longueur de travée du pont, etc.). Afin de déterminer les amplitudes de chargement appropriées pour les essais, une étude statistique des températures minimales et maximales quotidiennes sera réalisée. Cette analyse permettra de modéliser les différences de température journalières et saisonnières et, par conséquent, d'établir les déplacements thermiques auxquels les pièces seront soumises.

Au Canada, les appuis frettés des ponts sont typiquement et traditionnellement conçus pour limiter les déplacements de services (non sismiques) à $0.7\,T_r$, où T_r est l'épaisseur totale du caoutchouc de l'appui définie à la Figure 1.3 (Groupe CSA, 2006a, 2006b, 2019a). Dans les faits, les appuis de pont sont conçus pour limiter les déplacements thermiques autour de 50% de la hauteur totale de l'épaisseur du caoutchouc. En utilisant les données de température de conception, il est possible d'estimer les déplacements statistiques à appliquer pour les essais de fatigue.

Cette partie de l'étude vise donc à garantir que les UD, lorsqu'ils sont montés en parallèle aux appuis de pont, peuvent supporter les mouvements thermiques et sismiques prévus sans défaillance prématurée. En établissant une méthodologie rigoureuse basée sur des données climatiques précises, combinée aux équations de la durée de vie en fatigue présentes dans la littérature, il sera possible de valider la durabilité et la fiabilité des pièces dans des conditions réelles d'utilisation.

2.5.2.1 Durée du test

Pour évaluer la performance, des UD sous des conditions de service normal en fatiguent, il est crucial de définir clairement la durée et les paramètres du test en fatigue. La durée du test est déterminée en fonction du cycle de vie prévu des UD, qui est estimé à la durée de vie des appuis frettés, laquelle varie de 15 à 40 ans. Une durée de vie type de 25 ans a été choisie. Elle correspond à 9 150 cycles journaliers. La durée d'une année ayant été fixée à la limite supérieure de 366 jours (années bissextiles) dans l'étude des variations de température à la section 2.5.2.2.
Pour l'évaluation de la performance résiduelle sous charges sismiques des UD, après avoir subi les cycles de fatigue, le test décrit à la Figure 2.4 permettant la caractérisation des UD servira de référence.

2.5.2.2 Variations de température

Pour estimer les variations de température à considérer, les données climatiques de deux régions du Québec ont été extraites du site Environnement Canada (Environnement Canada, 2024). Les stations météorologiques concernées sont 2 stations à Montréal (distantes de 660 m) couvrant une période de 1941 à 2024 ainsi que 3 stations dans la région de Rivière-du-Loup couvrant une période de 1942 à 2024. La région de rivière du loup ayant été retenue, car il apparaît intéressant de visualiser l'impact des températures pour la localité présentant un des plus grands risques sismiques au Québec (Rodriguez-Rendon, 2019). Ces données comprennent les températures moyennes, minimales et maximales quotidiennes, permettant une analyse détaillée des fluctuations thermiques sur une longue période. Les stations météorologiques retenues sont présentées au Tableau 2.6.

L'analyse des données a permis de calculer les variations moyennes de température quotidienne et saisonnière. En particulier, nous avons identifié la variation de température quotidienne moyenne, celle-ci peut être modélisée comme une fonction sinusoïdale sur une année, et la différence quotidienne moyenne des températures.

Tableau 2.6 Liste des stations météorologiques retenues pour l'étude

Localité	ID Station	Nom de la station	Période couverte
Montréal	5415	MONTREAL/PIERRE ELLIOTT TRUDEAU INTL A	1941-2013
Montréal	30165	MONTREAL/PIERRE ELLIOTT TRUDEAU INTL	2002-2024
Rivière-du-Loup	5768	BARRAGE LAC MORIN	1942-1984
Rivière-du-Loup	5844	ST ARSENE	1963-2004
Rivière-du-Loup	8539	RIVIÈRE-DU-LOUP	1992-2024

Tableau 2.7 Températures mensuelles et variations quotidiennes moyennes pour les localités sélectionnées

	Montréal		Rivière-du-Loup	
Mois	**Moyenne (°C)**	**Différence Quotidienne Moyenne (°C)**	**Moyenne (°C)**	**Différence Quotidienne Moyenne (°C)**
Janvier	-9.64	8.74	-12.39	9.21
Février	-8.21	9.06	-11.23	9.62
Mars	-2.09	8.67	-5.56	9.38
Avril	6.00	9.92	1.76	8.86
Mai	13.40	10.98	8.87	11.11
Juin	18.57	10.58	14.63	11.06
Juillet	21.32	10.28	17.79	10.62
Août	20.13	10.32	16.64	10.55
Septembre	15.46	10.23	12.01	10.01
Octobre	8.99	9.09	5.99	8.22
Novembre	2.11	7.25	-0.64	6.56
Décembre	-5.82	7.64	-8.58	7.88
Moyenne	**6.724**	**9.398**	**3.314**	**9.424**

Ces informations sont cruciales pour déterminer la limite supérieure des amplitudes de déplacement thermique auxquelles les UD seront exposés. Un résumé des températures susmentionnées est présenté au Tableau 2.7 puis les courbes des températures moyennes quotidiennes et des différences quotidiennes moyennes sont présentées à la Figure 2.5.

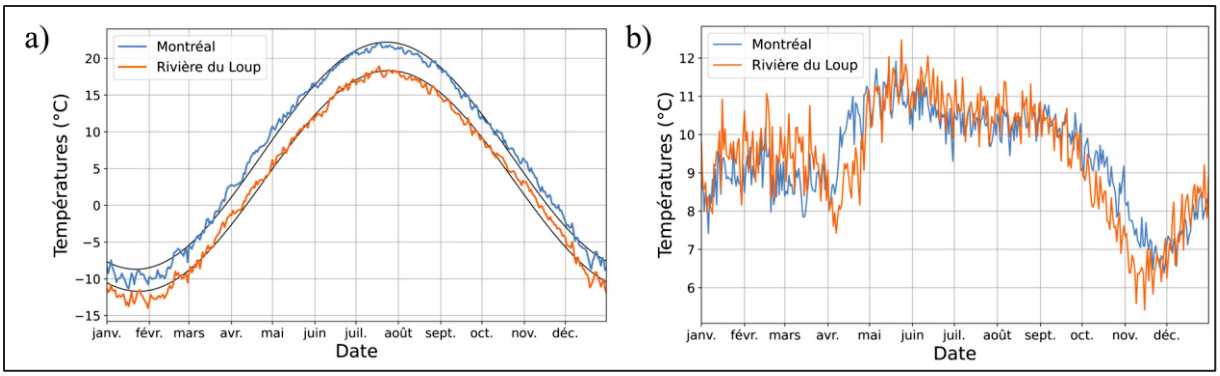


Figure 2.5 Évolutions des températures sur une année (a) Moyenne journalière (b) Différence quotidienne moyenne

Les fonctions sinus représentées en noir sur la Figure 2.5 sont de la forme :

$$f(x) = asin(bx + c) + d \tag{2.1}$$

Avec a, l'amplitude en °C, b, la période en jours^{-1} ou *rad/jours*, c le déphasage de la fonction sinus en radians et d, la moyenne en °C.

Ces fonctions sinus représentatives des variations saisonnières ont été obtenues à l'aide de la méthode des moindres carrés, permettant une approximation lissée et précise des variations de température sur une année. Ils ont pour équation :

$$T_{Montréal}(j) = 15.450 \times sin\left(\frac{2\pi}{366}j + 4.330\right) + 6.735 \tag{2.2}$$

$$T_{Rivière\ du\ Loup}(j) = 15.014 \times sin\left(\frac{2\pi}{366}j + 4.298\right) + 3.314 \tag{2.3}$$

Il est intéressant de relever que la moyenne (d) identifiée via la minimisation des moindres carrés varie légèrement par rapport à la moyenne statistique calculée au Tableau 2.7. Cependant, les 2 localités présentent une amplitude relativement similaire et donc un comportement en fatigue sur la saison, proche.

En utilisant les données de température de conception et les modèles statistiques dérivés, il est possible d'estimer les déplacements thermiques que les UD devront supporter. Le ratio de la variation de température quotidienne moyenne et de la différence des températures de service maximal à minimal permet de convertir les variations de température quotidiennes en déplacements, qui sont ensuite appliqués aux UD pour les tests de fatigue.

En prenant en considération les appuis de la série D4#27 du pont Champlain dont la hauteur moyenne est de 98 mm et comportent 4 frettes d'acier de 3.2 mm d'épaisseur, cela revient à une hauteur totale de caoutchouc T_r =85.2 mm. Pour assurer que les déplacements thermiques ne dépassent pas 50% de l'épaisseur des appuis (Direction générale des structures, 2021 ; Groupe CSA, 2019a), les appuis doivent alors permettre un mouvement thermique maximal limité à 42.6 mm.

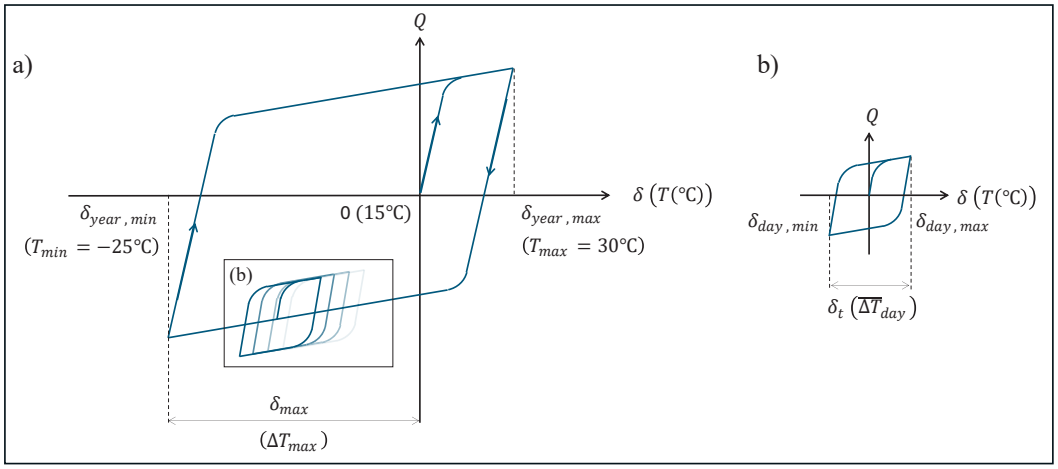


Figure 2.6 Définition des amplitudes de déformations (a) pour la variation de température saisonnière (b) pour la variation de température quotidienne

La Direction générale des structures (2021) conseille également la limitation des déplacements dus aux effets thermiques, δ_{max}, inférieurs à 45 mm pour les appareils en élastomère frettés sans éléments glissants comme présentés en Figure 2.6.

En plus des fluctuations quotidiennes, les variations saisonnières, modélisées par une fonction sinusoïdale, sont prises en compte pour évaluer leur impact sur la fatigue des UD. Cette

approche permet d'incorporer les effets des grandes amplitudes de température sur une période plus longue, lesquelles peuvent avoir un impact significatif sur la durée de vie et la performance des amortisseurs.

2.5.2.3 Profil du test en fatigue

1) Variation quotidienne de la température

Compte tenu des résultats précédents, l'amplitude des déplacements induits par les variations de température quotidiennes est calculée comme suit :

$$\delta_t = 45 \times \frac{\overline{\Delta \mathrm{T}}_{day}}{\Delta \mathrm{T}_{max}} \tag{2.4}$$

Avec δ_t, l'amplitude des déplacements (en mm) induits par les variations de température quotidiennes tel que défini à la Figure 2.6, $\overline{\Delta \mathrm{T}}_{day}$, la moyenne des écarts de température quotidiens (en ℃) et $\Delta \mathrm{T}_{max}$, la différence maximale des températures de service (en ℃).

Dans son manuel normatif, la Direction Générale des Structures (2021) différencie les ouvrages selon les matériaux de la structure afin de prendre en compte des températures de service prédéfinies et recommande de suivre les directives du Code canadien sur le calcul des ponts routiers pour les ponts situés au nord du 50ème parallèle (Groupe CSA, 2019a).

Pour une installation supposée à 15°C les ouvrages en béton doivent considérer des variations de température allant de -25℃ à 30℃ ($\Delta T_{neg} = -40$℃ et $\Delta T_{posi} = 15$℃) et les ouvrages en acier doivent considérer une plage de -30℃ à 40℃ ($\Delta T_{neg} = -45$℃ et $\Delta T_{posi} = 20$℃). C'est donc le dimensionnement face aux basses températures qui gouverne l'amplitude des déplacements des NRB. Compte tenu de l'équation (2.4), le cas le plus défavorable pour la variation quotidienne des températures correspond à un ouvrage en béton. Ainsi, chaque degré

induit un déplacement proportionnel au ratio du déplacement maximal toléré et de la différence maximale de température en service. Soit une correspondance de $45/40 = 1.125mm/℃$.

L'amplitude des déplacements induits par les variations de température quotidiennes se calcule alors :

$$\begin{cases} \delta_{t,Montréal} = 45 \times \dfrac{9.398}{40} = 10.573mm \\ \delta_{t,Rivière\ du\ Loup} = 45 \times \dfrac{9.424}{40} = 10.602mm \end{cases} \quad (2.5)$$

Pour les tests de fatigue oligocyclique, tels que défini à la section 1.3.3.3, le nombre de cycles est inférieur à 10^4 ou 10^5 selon le type de matériau. Il est recommandé de choisir des vitesses de déformations entre $0{,}05\%.\,s^{-1}$ et $5\%.\,s^{-1}$ (Galtier et al., 2022). Compte tenu de l'amplitude des déplacements à imposer, un signal triangulaire de fréquence de $0.2Hz$ soit une vitesse de déformation d'environ $4.4\%.\,s^{-1}$ a été choisie. Cette vitesse de sollicitation permet alors d'obtenir des tests de fatigue d'une durée de 12 h où 1 an simulé correspond environ à 30.5 min et tout en restant dans la limite recommandée par Galtier et al. (2022). Une durée de 12 h pour les tests de fatigue permettant un suivi et une observation tout au long des essais assurant une sécurité expérimentale et validité des résultats.

La variation de température quotidienne sera donc modélisée par un signal triangulaire d'amplitude crête à crête de 10.6 mm (pour 100 mm de hauteur) et de fréquence $0.2Hz$.

2) Variation annuelle de la température

Pour la variation des températures saisonnières, l'amplitude de déplacement et la moyenne sont déterminées de manière analogue à la variation quotidienne.

La variation de température saisonnière sera donc modélisée sous la forme d'un sinus tel que défini à l'équation (2.6) dont les paramètres sont identifiables dans les équations (2.8) et (2.8)

correspondent aux valeurs des sinus de la Figure 2.5 multipliées par un ratio 1,125 pour la conversion de degrés vers le déplacement correspondant en mm.

Pour s'adapter à la fréquence de chargement sélectionnée pour la variation quotidienne de température de 0.2 Hz, la période des sinus a aussi été multipliée par un coefficient de 0.2. Enfin, un terme est ajouté au déphasage afin de satisfaire le critère d'installation à 15℃.

$$\delta(t) = 1.125 \times \left(a \times sin\left(0.2 \times bt + c + \sin^{-1}\left(\frac{15 \times 1.125 - d}{a}\right)\right) + d\right) \tag{2.6}$$

$$\delta_{Montréal}(t) = 17.381 \times sin\left(\frac{2\pi \times 0.2}{366}t + 0.563\right) + 7.597 \tag{2.7}$$

$$\delta_{Rivière\ du\ Loup}(t) = 16.890 \times sin\left(\frac{2\pi \times 0.2}{366}t + 0.892\right) + 3.728 \tag{2.8}$$

3) Test de fatigue

Sur la base des résultats obtenus dans les sections précédentes, le profil de test de fatigue pour un cycle saisonnier est proposé à la Figure 2.7, où la variation quotidienne de température correspond à un chargement d'amplitude de déformation en cisaillement crête à crête de 10.6%. Le test dans son intégralité présentera 25 cycles saisonniers suivis d'un test cyclique tel que défini à la Figure 2.4. Le but du test cyclique étant d'évaluer la capacité résiduelle des UD à assurer leur rôle d'amortisseur sismique même après 25 ans en service comme détaillé en section 2.5.2.5.

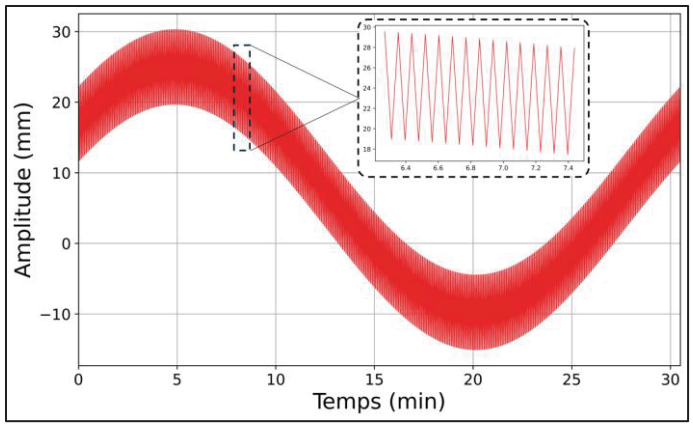


Figure 2.7 Profil du test en fatigue sur une variation saisonnière pour la localité de Montréal

2.5.2.4 Estimation de la durée de vie en fatigue sous les charges de service

Cette partie porte sur la prédiction de la durée de vie en fatigue et en fatigue oligocyclique des amortisseurs hystérétiques en forme de U. Comme vu dans la littérature avec les équations (1.18), (1.19) et (1.20) dérivées des travaux de Jiao et al. (2015), il est possible d'estimer la durée de vie des UD. Dans une étude de 2021, Kishiki et al. indiquent qu'un décalage de la moyenne de chargement ne semble pas impacter la durée de vie en fatigue des UD. Ainsi, pour un cycle saisonnier, la variation de moyenne ne devrait pas impacter la durée de vie en fatigue des UD. Cependant, l'étude de Kishiki et al. (2021) ayant considéré une moyenne fixe, il apparaît important de considérer la variation de moyenne comme un chargement supplémentaire à appliquer lors du calcul de l'espérance de vie en fatigue en cisaillement cyclique.

Pour estimer la durée de vie en fatigue des UD, la règle de Miner, également connue sous le nom d'hypothèse de dommage linéaire de Palmgren-Miner, permet de quantifier les dommages en fatigue subis sous différentes amplitudes, telles que la variation moyenne et la variation saisonnière des essais de fatigue (Konishi et al., 2012 ; Murakami, 2019). L'utilisation de cette règle donne une information sur l'état d'endommagement des UD. Cette méthode est fréquemment utilisée pour évaluer la fatigue à faible de l'acier. Selon cette règle, le ratio de dommage cumulatif, D, est donné par :

$$D = \sum \left(\frac{n_i}{N_{fi}} \right) \tag{2.9}$$

Où :

n_i : est le nombre de cycles pour la i-ème amplitude

N_{fi} : est le nombre de cycles jusqu'à la rupture par fatigue pour la i-ème amplitude

La rupture de l'UD devant se produire lorsque le ratio de dommage cumulatif dépasse 1.

Les équations de Jiao et al. (2015), bien que présentant une très bonne corrélation avec les données expérimentales, ne sont valables que pour des amplitudes crêtes à crêtes supérieures à 20%. Dans leurs travaux, Kishiki et al. (2008) ont identifié une équation plus générale définie en deux parties avec la loi de Manson-Coffin comme présentée à la Figure 2.8 et à l'équation (2.10) permettant d'estimer la durée de vie en fatigue pour une plage d'amplitudes plus large. L'équation (2.10) n'est cependant valide que pour des sollicitations dans le plan.

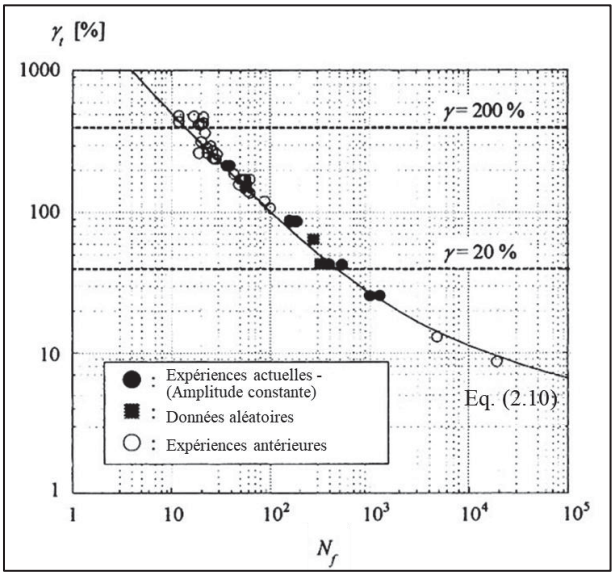


Figure 2.8 Espérance de vie en fatigue dans le plan des UD selon l'équation (2.10)
Adapté de Kishishi et al. (2008)

$$\gamma_t = 35 \times N_f^{-0.15} + 3620 \times N_f^{-0.80} \tag{2.10}$$

En considérant une variation journalière de 10.6 mm soit une amplitude crête à crête de 10.6% et une variation saisonnière de $2 \times 17.38 = 34.76\%$, pour les UD1 et UD4, le ratio de dommage cumulatif sous les variations quotidiennes de températures est de :

$$D = \frac{N_{day}}{N_{f,day}} + \frac{N_{seas}}{N_{f,seas}} \tag{2.11}$$

Avec N_{day}. Le nombre de cycles effectués à l'amplitude journalière soit 9 150 cycles, N_{seas} le nombre de cycles effectués à amplitude saisonnière soit 25, ainsi que $N_{f,day}$ et $N_{f,seas}$ le nombre de cycles maximal théoriques réalisables aux amplitudes journalières et saisonnières respectivement. Les valeurs e $N_{f,day}$ et $N_{f,seas}$ étant obtenues via l'équation (2.10).

Avec une approximation par dichotomie à 10^{-2} : $N_{f,day} = 11\,705.81$ cycles et $N_{f,seas} = 610.51$. Ainsi, $D = 0.823$ soit 82.3% d'endommagement. Ce résultat étant inférieur à 100% d'endommagement, aucune rupture ne devrait être constatée au cours des tests de fatigue dans le plan. De plus, les UD devraient présenter une certaine capacité résiduelle pour les tests cycliques post-fatigue.

Due à un manque de données expérimentales dans la littérature sur la fatigue des UD hors plan à faible amplitude, aucune équation n'est disponible pour l'amplitude visée. Cependant, les tendances observées à la Figure 1.25, semblent indiquer une espérance de vie en fatigue plus grande pour les UD sollicités en hors plan, il est alors très probable que les UD sollicités en cisaillement hors du plan réussissent aussi le test de fatigue.

2.5.2.5 Estimation de la capacité résiduelle en fatigue et en fatigue oligocyclique

L'objectif de cette section est d'évaluer si les UD seront capables de résister aux tests de chargement cyclique d'amplitude croissante, correspondant à un test de chargement sismique, d'abord seul puis après plusieurs années de service. Il est crucial que les UD puissent assurer un fonctionnement efficace face à un séisme après avoir été en service pendant une période

prolongée. Les Tableau 2.8 et Tableau 2.9 donnent le ratio de dommages cumulatif des UD suite aux différentes étapes de chargement appliqué pour les tests cycliques et les tests cycliques post-fatigue respectivement.

Dans leurs travaux, Kishishi et al. (2008) relient la durée de vie en fatigue à l'amplitude de chargement en cisaillement crête à crête, γ_t définit à l'équation (1.18), qui correspond à deux fois l'amplitude de la déformation en cisaillement, γ, utilisée dans le reste de ce mémoire et définit à l'équation (1.21). Ainsi les calculs seront réalisés ici avec γ_t , mais les déplacements correspondent toujours aux amplitudes de la déformation en cisaillement, γ, définies à la section 2.5.1.

Les résultats présentés dans le Tableau 2.8, pour les tests de chargement en fatigue oligocyclique montrent que le ratio de dommage cumulatif (D) des amortisseurs métalliques en U (UD) demeure intérieur à 100% au cours des tests de chargement cyclique indiquant qu'il ne devrait pas y avoir de ruptures d'UD au cours des tests.

Tableau 2.8 Dommages cumulatifs pour la capacité résiduelle des UD pendant les essais de chargement cyclique

Étape	**Type de Chargement**	**Amplitude crête à crête**	**Nombre de cycles**	N_{fi}	n_i/N_{fi}	**D**	**Rupture probable**
1	Cyclique	10%	3	14 565	2.06E-04	0.02%	Non
2		50%	3	326	0.009	0.94%	Non
3		100%	3	112	0.027	3.62%	Non
4		150%	3	63	0.048	8.38%	Non
5		200%	3	42	0.071	15.52%	Non
6		250%	3	31	0.097	25.20%	Non
7		300%	3	24	0.125	37.70%	Non

Les résultats présentés dans le Tableau 2.8 montrent que le ratio de dommage cumulatif (D) des amortisseurs métalliques en U (UD) est supérieur à 100% après les tests de fatigue et les cycles de chargement d'amplitude croissante. Plus précisément, le ratio de dommage cumulatif suggère que les UD, s'ils étaient réalisés en acier SN490B, atteindraient probablement leur

durée de vie en fatigue au cours du 6ème niveau de chargement du test cyclique pour une amplitude de ±125% (ou 250% crête à crête). Ces résultats suggèrent que les UD devraient perdre une partie de capacité dissipative et ductile suite à une utilisation sous charges de services pendant 25 ans, ce qui pourrait constituer un risque pour la reprise des charges sismiques.

Tableau 2.9 Dommages cumulatifs pour la capacité résiduelle des UD à la suite des essais en fatigue

Étape	Type de Chargement	Amplitude crête à crête	Nombre de cycles	N_{fi}	n_i/N_{fi}	D	Rupture probable
0	Fatigue, day	10.6%	9 150	11 705	0.782	78.17%	Non
0	Fatigue, season	34.8%	25	610	0.041	82.27%	Non
1	Cyclique	10%	3	14 565	2.06E-04	82.29%	Non
2		50%	3	326	0.009	83.21%	Non
3		100%	3	112	0.027	85.89%	Non
4		150%	3	63	0.048	90.65%	Non
5		200%	3	42	0.071	97.79%	Non
6		250%	3	31	0.097	107.47%	Oui
7		300%	3	24	0.125	119.97%	Oui

Cependant, il est important de noter que cette évaluation repose sur les hypothèses et les données spécifiques utilisées dans cette évaluation préliminaire. Des variations dans les conditions de service réelles, les amplitudes de chargement, et les propriétés de l'acier des UD pourraient influencer ces résultats. De plus, les équations données par Kishiki et al. (2008) ainsi que Jiao et al. (2015) n'ont été établies que pour des UD présentant des ratios géométriques constants (comme introduit à la section 1.3.3.3) et peuvent retourner des résultats significativement différents pour des ratios géométriques différents tels que ceux des UD de ce mémoire.

2.6 Plan d'expérience et méthodologie

Compte tenu de ce qui précède, les programmes d'essai proposés pour les UD sont résumés ci-après. Le Tableau 2.10 liste les expériences proposées dans le cadre de ce plan expérimental. Les UD ont été identifiés selon la nomenclature présentée à la Figure 2.9.

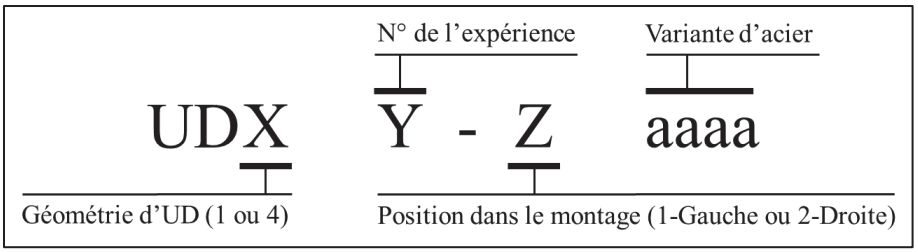


Figure 2.9 Nomenclature de désignation des UD et expériences

Les aciers composant les UD seront abrégés en 260W et 350W pour les aciers CSA G40.21 260W et CSA G40.21 350W respectivement. L'acier Brinar 400 sera abrégé en B400 pour améliorer la lisibilité.
Ainsi, l'identifiant UD4 7-2 350W correspond à l'UD4 qui a été soumis à l'expérience numéro 7, qui était placé à droite dans le montage expérimental et qui est en acier CSA G40.21 350W. Si la position dans le montage est omise de la dénomination, alors l'expérience UD1 3 B400 désigne le chargement cyclique hors du plan des deux UD1 (UD1 3-1 B400 et UD1 3-2 B400) galvanisés tel que défini au Tableau 2.10.

Les essais proposés sont composés d'essais cycliques afin de déterminer de comportement d'hystérésis du système, d'essais de poussées monotones afin de déterminer la capacité ultime des UD et enfin d'essais de fatigue pour simuler le comportement en en service, sous déformation due à variation de température, d'un UD fixé sur un appui fretté sollicité pratiquement au maximum. L'amplitude et angle de cisaillement, γ, considérée étant définie selon l'équation (1.2) et non pas l'amplitude crête à crête, γ_t, comme dans les travaux de Jiao et al. (2015).

Les essais de fatigues seront suivis d'un essai en chargement cyclique afin de valider la capacité résiduelle des UD à maintenir une performance adéquate (résistance et stabilité) sous des cycles de déformation pouvant être imposés par un séisme, même après plusieurs années de service, comme indiqué à la section 2.5.2.5.

Tableau 2.10 Liste des expériences proposées pour les amortisseurs métalliques en U

UD - Numéro - Acier			Galvanisé	Température (°C)	Direction de Chargement	Type de Chargement	Séquence	Frequence (Hz) ou vitesse (%.s^{-1})
UD1 & UD4	1	CSA G40.21 260W	Non	20	Dans le plan	Cyclique	3x 5%, 3x 25%, 3x50%, 3x75%, 3x100%, 3x125%, 3x150%	0.2 Hz
	2							
	3		Non	20	Hors plan			
	4							
	5		Non	20	Dans le plan	Monotone	Poussée (Jusqu'à rupture ou déformation de 350 mm (350%))	1.9 %.s^{-1}
	7							
	8		Non	20	Hors Plan			
	9		Non	20	Dans le plan	Fatigue	5.3% × 9125 Cycles, suivit d'un test cyclique	0.1 Hz
	10							
	12				Hors plan			
UD1	1	Brinar 400	Oui	20	Dans le plan	Cyclique	3x 5%, 3x 25%, 3x50%, 3x75%, 3x100%, 3x125%, 3x150%	0.2 Hz
	2							
	3		Oui	20	Hors plan			
	3b							
	4							
	5		Oui	20	Dans le plan	Monotone	Poussée (Jusqu'à rupture ou déformation de 350 mm (350%))	1.9 %.s^{-1}
	7		Non					
	8		Oui	20	Hors Plan			
	9		Oui	20	Dans le plan	Fatigue	5.3% × 9125 Cycles, suivit d'un test cyclique	0.1 Hz
	10		Non					
	12		Oui		Hors plan			
UD4	1	CSA G40.21 350W	Oui	20	Dans le plan	Cyclique	3x 5%, 3x 25%, 3x50%, 3x75%, 3x100%, 3x125%, 3x150%	0.2 Hz
	2							
	3		Oui	20	Hors plan			
	3b							
	4							
	5		Oui	20	Dans le plan	Monotone	Poussée (Jusqu'à rupture ou déformation de 350 mm (350%))	1.9 %.s^{-1}
	7		Non					
	8		Oui	20	Hors Plan			
	9		Oui	20	Dans le plan	Fatigue	5.3% × 9125 Cycles, suivit d'un test cyclique	0.1 Hz
	10		Non					
	12		Oui		Hors plan			

2.7 Montage expérimental

Les essais seront réalisés sur un montage expérimental qui a été spécifiquement conçu et fabriqué en partie dans le cadre de ce mémoire. Le banc d'essai de base est composé d'un vérin hydraulique vertical de 2000 kN, avec une course de 750 mm monté sur 4 colonnes W250x73 comme présenté à la Figure 2.10.

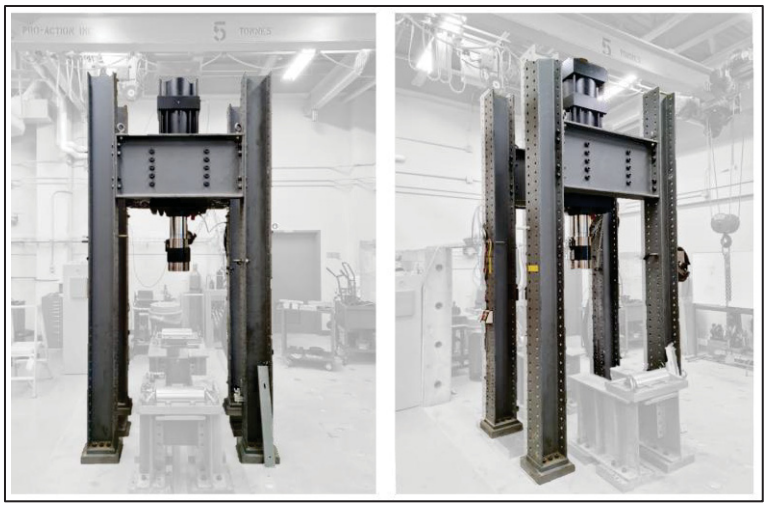


Figure 2.10 Banc d’essai de base avec presse de 2000 kN
du Laboratoire de Structures Lourde de l'ÉTS, utilisé
pour les essais sur les UD

Afin de simplifier le montage, les UD seront testés par deux pour équilibrer les efforts non axiaux sur le vérin. Deux colonnes intermédiaires de section W250x73 (Pièces No. (8) de la Figure 2.11) sont intercalées entre les colonnes du montage de base, situées aux 4 coins et de section identique, serviront à reprendre la réaction du vérin passant via les UD. Ces derniers sont assemblés, par boulonnage, aux extrémités d’une poutre horizontale de section W250x73 également (Pièce No. (1)) et aux colonnes intermédiaires. Des pièces intercalaires (Pièces No. (3) à (7) sur la Figure 2.11) entre les extrémités de la poutre horizontale et les UD et entre ces derniers et les colonnes intermédiaires sont conçues pour pouvoir pivoter l’orientation des UD de 90° et les tester soit dans le plan ou hors plan sans changer le montage. Les colonnes intermédiaires supportant les UD sont liées aux colonnes du montage de base par deux entretoises de section C380x74 (Pièce No. (9)) permettant de les contreventer autour de leur axe faible. L’ensemble des 6 colonnes est ancré à sa base à la dalle forte. Une présentation plus détaillée du montage expérimental comprenant les plans ainsi que des photos et le dimensionnement détaillé est disponible en ANNEXE II

La mise et le maintien en position des UD seront assurés par deux boulons de 1" (25,4 mm) de diamètre ainsi qu’une rainure usinée dans les supports de fixation (Pièces No. (3), (4) et (6) de

la Figure 2.11) accueillant l'UD pour prévenir tout glissement latéral. Une plaque de boulonnerie est installée sous chaque support de fixation (Pièces No. (2), (5) et (7)). Les boulons ont été dimensionnés conformément aux indications de la 12ème version du *Handbook of Steel* (CISC, 2023), incorporant la norme CSA S6 : 19 pour assurer le maintien du système selon un mode de contact sans glissement.

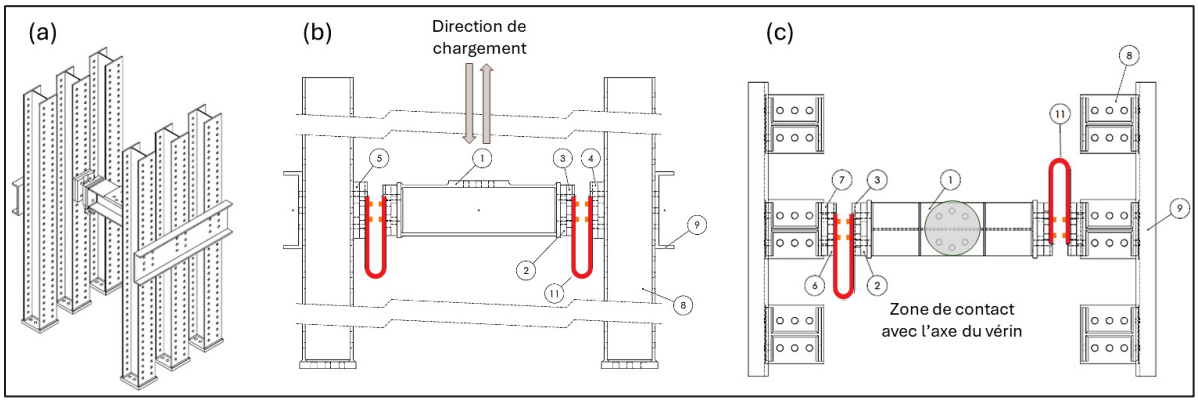


Figure 2.11 Schéma du montage des UD (a) Vue en perspective isométrique du montage global (b) Vue de coté - Chargement axial (c) Vue de dessus - Chargement hors plan

Les efforts seront enregistrés grâce à la cellule de charge et un capteur de déplacement incorporé au vérin. Les paramètres d'entrée du système de contrôle et d'acquisition seront le positionnement asservi de la tête du vérin ainsi que sa vitesse de déplacement et sont utilisés pour satisfaire les exigences de la fréquence de sollicitation en fonction de l'amplitude de déplacement.

Une fois les UD en place sur le montage comme présenté à la Figure 2.11, les tests de chargement contrôlés seront effectués selon le plan expérimental, la fin d'une expérience sera marquée soit par la fin de la séquence de chargement, soit par la rupture d'au moins 1 des 2 UD.

CHAPITRE 3

ÉTUDE NUMÉRIQUE DU COMPORTEMENT DES AMORTISSEURS EN FORME DE U

3.1 Introduction

Le présent chapitre porte sur l'étude numérique des amortisseurs métalliques en forme de U (UD), dans le but d'évaluer leurs performances mécaniques sous différentes conditions de chargement. Les simulations numériques permettent de prédire les caractéristiques clefs définissant le comportement hystérétique des dispositifs, notamment la rigidité effective, la limite élastique, la quantité d'énergie dissipée par cycle d'hystérésis (EDC) ou le taux d'amortissement visqueux équivalent, β_{eff}, la capacité de déformation ultime, δ_u, tout en offrant une base pour valider expérimentalement les résultats et prédictions analytiques.

L'analyse numérique se concentre sur les aciers G40.21 260W et 350W, pour lesquels des coefficients fiables sont disponibles dans la littérature. Bien que l'acier Brinar 400 ait été inclus dans le programme expérimental, il n'a pas été intégré à l'étude numérique en raison de l'absence de données spécifiques nécessaires à une modélisation précise de son comportement hystérétique (les paramètres du modèle d'écrouissage isotrope et cinématique discutés au CHAPITRE 1). Ce choix garantit une validation rigoureuse des résultats en s'appuyant sur des matériaux pour lesquels les propriétés et paramètres des modèles numériques sont bien documentés.

La méthodologie adoptée repose sur une modélisation par éléments finis, prenant en compte les phénomènes de flambement, de déformation inélastique, et de dissipation d'énergie. Les simulations ont été réalisées pour des UD de deux géométries spécifiques (UD1 et UD4), avec des épaisseurs correspondant aux spécimens expérimentaux (5/8 in et 3/4 in). Les principaux résultats sont comparés aux données expérimentales et aux travaux de référence disponibles dans la littérature, notamment ceux de Nguyen (2021).

3.2 Modélisation des UD

La modélisation numérique des UD a été réalisée en utilisant une approche par éléments finis avec le logiciel Abaqus CAE 2019. Cette méthodologie permet de simuler les réponses mécaniques des dispositifs sous différents types de chargements, tout en tenant compte des phénomènes non linéaires tels que le flambement et les grandes déformations inélastiques et cycliques. Cette section détaille les étapes clefs de la modélisation, depuis la configuration géométrique des UD jusqu'aux conditions frontières et la définition des paramètres décrivant le comportement du matériau.

3.2.1 Méthodologie numérique

La méthodologie utilisée est basée sur les travaux de Nguyen (2021). Les UD ont été modélisés en 3D à l'aide d'éléments finis hexaédriques (type C3D8R) disponibles dans le logiciel Abaqus. Ces éléments sont particulièrement adaptés aux simulations impliquant de grandes déformations et des non-linéarités géométriques. Ce sont des éléments brique à 8 nœuds avec des points d'intégration réduits (1 point d'intégration), ce qui est une version optimisée de l'élément standard C3D8 (8 points d'intégration).

L'utilisation d'éléments C3D8R réduit le temps de calcul par rapport aux C3D8, passant par exemple de 19 h 20 min pour les C3D8 à 10 h 9 min pour les C3D8R dans le cas des UD4 350W avec des mailles de 3 mm. Cependant, les éléments C3D8R du fait de leur plus faible nombre de points d'intégration, nécessitent un contrôle accru des effets d'instabilité liés au phénomène de "hourglass", ce qui peut altérer la précision des résultats si mal géré.

Le détail de maillage a été choisi à la suite d'une étude de convergence. Bien que le maillage parallélépipédique proposé par Nguyen (2021) (7.5 mm par 15 mm) permette de capter les efforts maximaux, il ne fournit pas une précision suffisante sur la transition entre les phases élastiques et inélastiques. Le maillage sélectionné pour cette étude correspond à des éléments de 3 mm de côté, comme illustré à la Figure 3.1 qui compare les principaux maillages retenus.

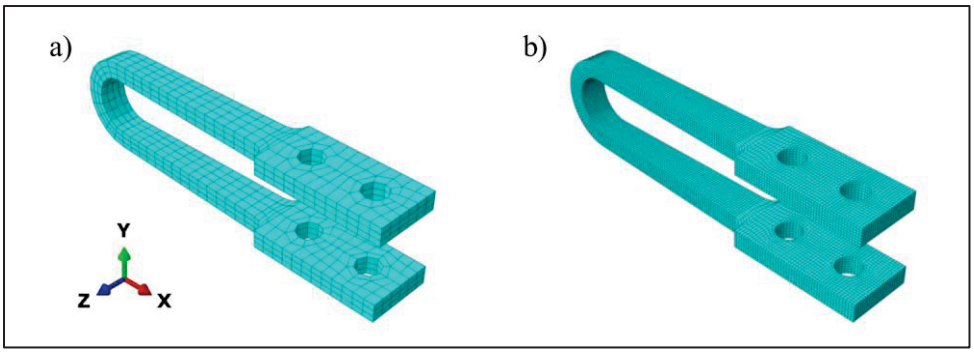


Figure 3.1 Comparaison des maillages de l'UD4 (a) maillage proposé par Nguyen (2021) de 7 mm par 15 mm (b) maillage de 3 mm de coté

Une étude de sensibilité pour les maillages utilisés n'a identifié aucun impact significatif sur les résultats ou sur le comportement du système entre les éléments C3D8R et les éléments C3D8. La Figure 3.2 compare les courbes force-déplacement obtenues pour les différents maillages et les résultats obtenus pour les éléments C3D8 et C3D8R de l'UD4 en acier 350W dans le plan.

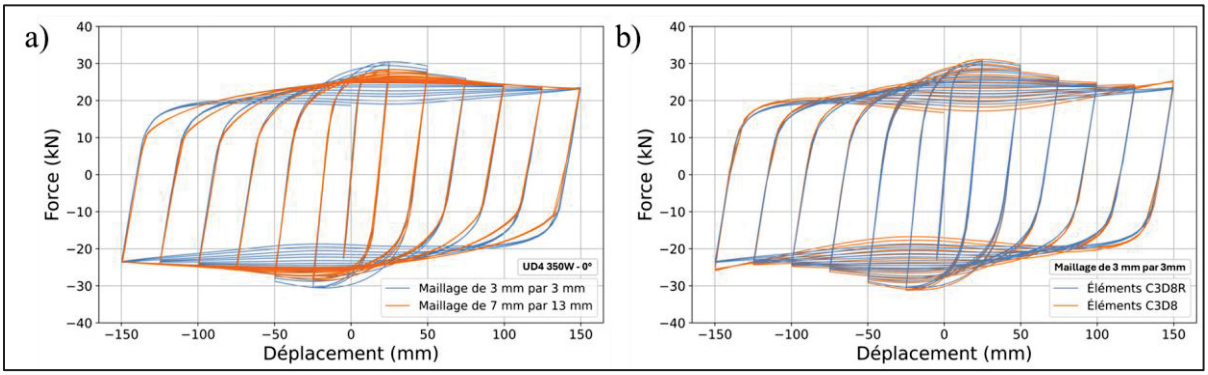


Figure 3.2 Comparaison des courbes force-déplacement (a) sur la taille des maillages (b) sur le type d'élément pour un maillage de 3 mm par 3 mm

Le contrôle du phénomène de "hourglass" a été réalisé en comparant les paramètres de contrôle par défaut d'Abaqus et l'option "hourglass enhanced". Ce dernier paramètre applique des techniques de contrôle avancées, en intégrant une rigidité artificielle au comportement des éléments pour limiter les modes de déformation parasite ("hourglass modes"), qui sont des distorsions non réalistes affectant les résultats des simulations. Les simulations avec l'option

"hourglass enhanced" ont montré une réponse cyclique plus légèrement plus cohérente par rapport aux paramètres par défaut. Pour l'UD4 en 350W avec des mailles de 3 mm, le temps de calcul passe de 10 h 9 min avec les paramètres par défaut à 12 h 49 min avec 'hourglass enhanced'. L'option "hourglass enhanced" a donc été adoptée pour toutes les simulations, car elle garantit une meilleure fiabilité des résultats numériques pour la prédiction du comportement des UD tout en maîtrisant les temps de calcul.

Le modèle de comportement de l'acier est le modèle d'écrouissage combiné isotrope et cinématique non linéaire (NLCHM), décrit au CHAPITRE 1. Il a été choisi pour les analyses numériques, car il offre une approximation adéquate du comportement hystérétique de l'acier structurel soumis à des charges cycliques et à de grandes déformations (Abaqus, 2019 ; Elkady & Lignos, 2015, 2018 ; Kubaschinski, Gottwalt, Tetzlaff, Altenbach, & Waltz, 2022 ; Liu, 2023 ; Narendra, Prasad, Krishna, Kumar, & Singh, 2019 ; Nguyen & Guizani, 2021a).

Les principales hypothèses retenues pour la modélisation sont les suivantes :

1) Les UD sont supposés constitués de matériaux homogènes et isotropes, sans prise en compte des défauts locaux.

2) Le modèle inclut un comportement élasto-plastique (inélastique) avec écrouissage cinématique et isotrope combinés, conformément aux données de modélisations disponibles dans la littérature pour les aciers étudiés.

3) Les UD sont encastrés à leur base et un chargement prédéfini est appliqué à l'extrémité opposée, simulant les conditions des essais expérimentaux.

4) Les "non-linéarités géométriques" liées aux "grandes déformations et grands déplacements", qui permettent notamment de capturer les phénomènes de flambement, sont activées dans toutes les simulations et le phénomène de "hourglass" est contrôlé selon le paramètre "enhanced".

3.2.2 Validation du modèle

Cette section vise à valider la construction du modèle numérique en s'appuyant sur des études de référence. En reprenant la méthodologie et les paramètres matériaux de Nguyen (2021), elle permet de s'assurer que le modèle développé dans cette étude est cohérent et exploitable pour les objectifs de recherche définis. La validation expérimentale du modèle, qui constitue une étape distincte, est effectuée dans le CHAPITRE 5 à partir des résultats obtenus au CHAPITRE 4 qui servent de référence.

La validation du modèle est effectuée en comparant les résultats de la simulation avec des données expérimentales et numériques existantes. Les courbes de réponse hystérétique obtenues à partir des simulations sont comparées avec celles des essais expérimentaux de l'UD 40 réalisés par Jiao et al. (2015). Les dimensions et caractéristiques de l'UD 40 étant introduites au Tableau 1.6. Les courbes sont aussi comparées aux résultats des simulations numériques de l'UD3 de Nguyen (2021) dont les dimensions sont présentées au Tableau 3.1.

Tableau 3.1 Dimensions de l'UD3 de Nguyen (2021) pour la validation du modèle numérique
Tiré de Nguyen (2021)

Spécimen	H **(mm)**	L **(mm)**	w_0 **(mm)**	w_2 **(mm)**	t **(mm)**	**Direction de chargement**
UD3 (Nguyen, 2021)	100	200	40	20	15	0°,45°, 90°

Les coefficients de l'écrouissage combiné utilisés pour l'acier SN490B proposés par Myers (2009) qui ont été repris par Nguyen (2021) sont présentés au Tableau 3.2. Ces coefficients offrent une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux pour la modélisation des grandes déformations inélastiques, bien qu'ils puissent légèrement surestimer les efforts dans la zone de transition élastique-inélastique

Tableau 3.2 Propriétés mécaniques de l'acier SN490B

Acier	**Source**	**E (GPa)**	ν	f_y **(MPa)**	**Nbre de** ***backstresses***	$\sigma\|_0$ **(MPa)**	C_{kin} **(MPa)**	γ	Q_∞ **(MPa)**	b_{iso}
SN490B	Myers (2009)	200	0.3	378	1	378	5792	28	207	4

Le chargement cyclique appliqué à l'UD40 de Jiao et al. (2015) correspond à un sinus d'amplitude 250 mm et de période 4 secondes. L'UD40 a subi 36 cycles avant sa rupture.

La Figure 3.3 présente le résultat des modélisations numériques pour l'UD40 et montre une bonne corrélation avec les données expérimentales de Jiao et al. (2015) ainsi qu'avec les résultats numériques de Nguyen (2021).

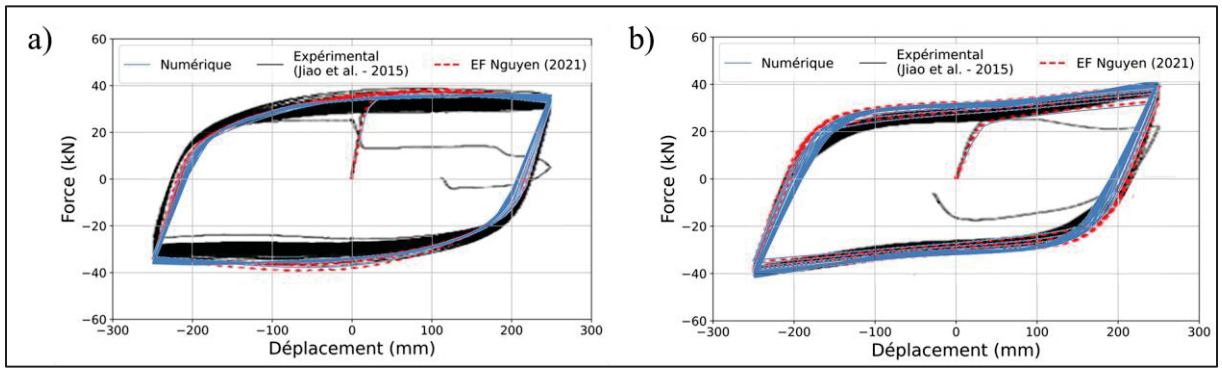


Figure 3.3 Comparaison entre l'analyse numérique EF, l'analyse EF de Nguyen (2021) et les résultats expérimentaux de Jiao et al (2015) : (a) dans le plan (b) hors du plan

La Figure 3.4 présente les résultats des modélisations numériques pour l'UD3 de Nguyen (2021) et montre une excellente corrélation avec les courbes et les déformées. De plus, la comparaison des maillages de $7.5^{max} \times 13mm$, qui est du même ordre de grandeur que le $7.5^{max} \times 15mm$ utilisé par Nguyen (2021), et du maillage de 3 mm de côté permet de constater l'influence de la finesse du maillage sur la transition élasto-plastique. Le maillage de 3 mm de coté, qui est très fin, permet de découvrir une zone de transition élastique-inélastique très marquée lors du chargement hors plan. Le maillage de 3 mm sera donc conservé dans la suite de ce mémoire pour privilégier la précision des courbes d'hystérésis au profit du temps de calcul comme indiqué en à la section 3.2.1.

La Figure 3.4 permet également d'observer la répartition des contraintes pour différent cas de chargement. Cette répartition étant très similaire pour les UD1 et UD4 étudiés dans la suite de ce mémoire. Dans le plan, les contraintes sont réparties dans les parties droites des UD qui en se plastifiant vont flamber créant les déformations convexes sur le profil des UD. Hors du plan,

l'ensemble de la partie courbe des UD travaille en cisaillement et en torsion de manière relativement homogène, faisant aussi participer les parties droites des UD en flexion latérale.

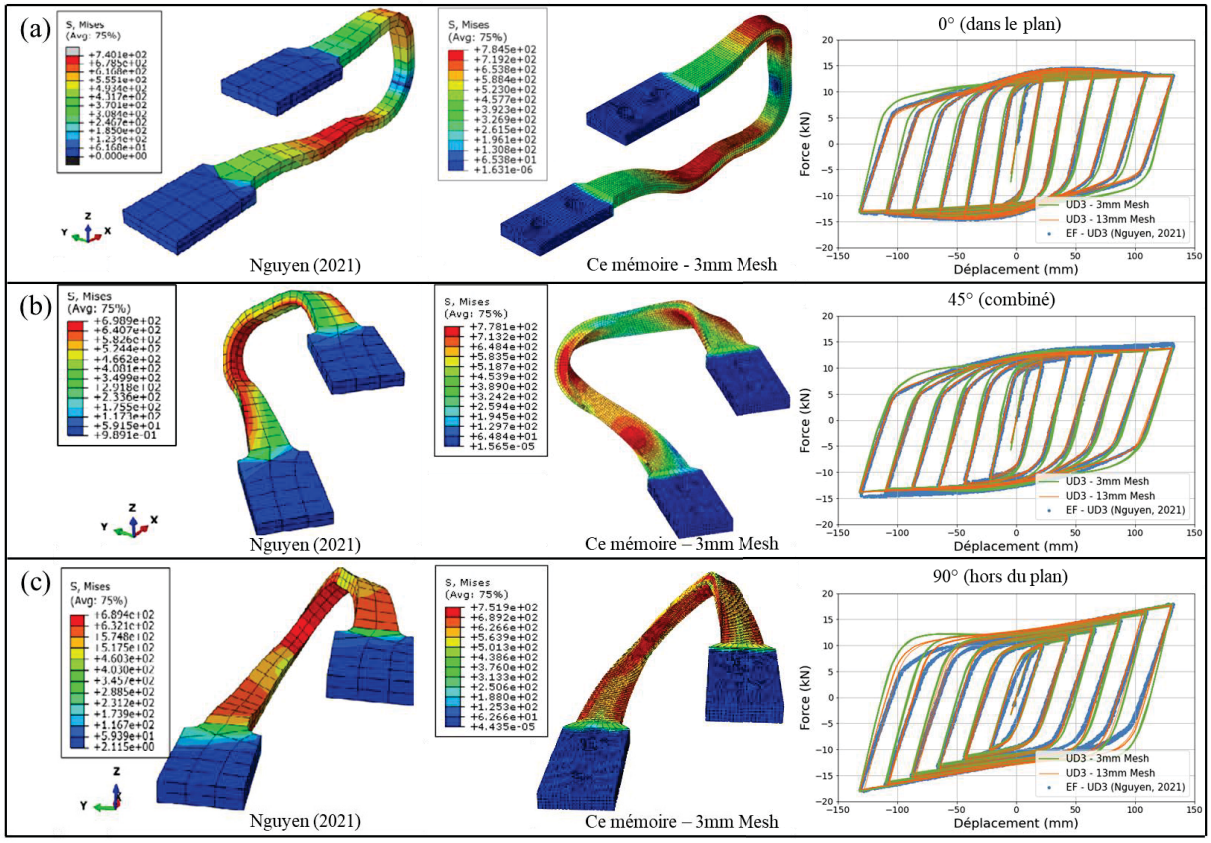


Figure 3.4 Comparaison des déformées, des contraintes de Von Mises et des courbes d'hystérésis pour l'UD3 (a) dans le plan (b) à 45° (c) hors du plan

3.2.3 Paramètres matériaux pour les aciers testés

Après avoir validé la méthode de construction du modèle avec succès, il est nécessaire d'étendre les simulations à d'autres matériaux afin de prévoir les résultats des expériences menées dans le cadre de ce projet sur les amortisseurs métalliques en forme de U utilisant de l'acier local. Les travaux de Narendra et al. (2019) fournissent une revue de littérature détaillée des paramètres de modélisation des propriétés de différents aciers nord-américains selon le modèle d'écrouissage combiné isotrope et cinématique non linéaire comme présenté au Tableau 1.7.

Les coefficients initiaux validés, basés sur les travaux de Nguyen (2021) et de Myers (2009) pour l'acier SN490B, seront comparés avec ceux des aciers de ce rapport disponibles dans la littérature. Les coefficients disponibles dans la littérature correspondant aux aciers testés sont l'acier ASTM A36, qui est l'équivalent du CSA G40.21 260W dans la norme américaine, ainsi que l'acier CSA G40.21 350WT qui correspond à l'acier G40.21 350W, mais, comme indiqué par le T dans le suffixe, ayant subi un traitement pour améliorer ses propriétés mécaniques à basse température. Les coefficients de ces aciers sont reportés au Tableau 3.3.

Tableau 3.3 Paramètres du modèle NLCHM considérés pour les analyses numériques
Adapté de Narendra et al. (2019)

Acier	**Source**	**E (GPa)**	$\boldsymbol{\nu}$	$\boldsymbol{f_y}$ **(MPa)**	**Nbre de *backstresses***	$\boldsymbol{\sigma\|_0}$ **(MPa)**	$\boldsymbol{C_{kin}}$ **(MPa)**	$\boldsymbol{\gamma}$	$\boldsymbol{Q_\infty}$ **(MPa)**	$\boldsymbol{b_{iso}}$
SN490B*	Myers (2009)	200	0.30	378	1	378	5792	28	207	4
G40.21 350WT	Tremblay et al. (2006)	206	0.30	367	1	352	8000	75	110	4
ASTM A36	Payne (2000)	190	0.28	285	1	351.6	3447	50	137.89	10
ASTM A36**	Akbari Hamed (2023)	201	0.3	261	1	261	3447	50	137.89	10

* Paramètres proposés par Myers (2009) qui ont été repris par Nguyen (2021)
** Coefficients repris de Payne (2000), mais dont E et la limite élastique f_y ont été ajusté par Akbari Hamed (2023)

Les paramètres du modèle combiné d'écrouissage cinématique-isotrope des aciers SN490B, CSA G40.21 350WT et ASTM A36 révèlent des différences notables influençant leur comportement sous sollicitations cycliques. Tout d'abord, le module d'élasticité, E, des trois aciers est relativement comparable, avoisinant $200GPa$, bien que l'ASTM A36 affiche une valeur légèrement inférieure, traduisant une plus grande déformabilité élastique. Les coefficients de Poisson, ν, sont similaires, indiquant un comportement cohérent en déformation volumétrique.

La limite élastique, f_y, varie significativement. Les aciers SN490B et G40.21 350WT se distinguent par des valeurs plus élevées indiquant une meilleure résistance initiale par rapport à l'acier ASTM A36, qui entre plus rapidement en domaine post-élastique. Ces observations

sont cohérentes avec les valeurs initiales du backstress, σ_0, qui correspondent étroitement à la limite élastique pour chaque matériau.

Les paramètres cinématiques C_{kin} et γ, influencent la rapidité et l'intensité de l'écrouissage cinématique. L'acier G40.21 350WT affiche un écrouissage cinématique rapide, grâce à un γ élevé, et importante grâce à son C_{kin} qui est le plus élevé des 3 aciers. En comparaison, l'acier SN490B offre un écrouissage moyen, mais le plus progressif, tandis que l'acier ASTM A36 affiche l'écrouissage le plus faible.

Pour l'écrouissage isotrope, les paramètres Q_∞ et b_{iso} déterminent respectivement la capacité et la rapidité de l'écrouissage isotrope. L'acier SN490B affiche un écrouissage fort avec le plus grand Q_∞, et rapide. Le G40.21 350WT présente une saturation tout aussi rapide avec b_{iso} équivalent, mais avec une capacité isotrope plus limitée. Enfin, l'acier ASTM A36 offre une saturation plus lente, mais un potentiel d'écrouissage isotrope légèrement supérieur au 350W.

Ainsi, le SN490B et le G40.21 350WT offrent une forte résistance initiale et une rigidité cyclique adaptée aux sollicitations plastiques, tandis que l'ASTM A36 se distingue par une meilleure capacité à tolérer des cycles prolongés, au détriment d'une résistance initiale plus faible.

3.3 Plan d'expériences numériques

Les paramètres de l'étude numérique ont été définis en tenant compte des spécifications géométriques et des matériaux des UD testés expérimentalement, ainsi que des conditions de chargement appliquées. Ces paramètres permettent de reproduire les conditions réelles observées en laboratoire et de mener une analyse paramétrique rigoureuse. Cette section détaille les variations considérées pour chaque paramètre clef : la géométrie des UD, les nuances d'acier, et les types de chargement.

Les dimensions et orientations de chargement retenues pour les simulations sont présentées dans le Tableau 3.4.

Tableau 3.4 Dimensions des UD considérés pour les analyses numériques

Spécimen	H (mm)	L (mm)	w_0 (mm)	w_2 (mm)	t (mm)	Direction de chargement
UD1 (Nguyen, 2021)	100	150	40	15	15	0°, 90°
UD1	100	150	40	15	15.875 (5/8 in)	0°, 90°
UD4 (Nguyen, 2021)	100	200	40	20	20	0°, 90°
UD4	100	200	40	20	19.05 (3/4 in)	0°, 90°

Les spécimens étudiés incluent des UD tirés des travaux de Nguyen (2021) ainsi que des configurations adaptées à ce mémoire tels que présentés à la section 2.4.2. Les variations géométriques permettent d'explorer l'impact des modifications de section droite et d'épaisseur sur le comportement mécanique des UD. De plus, les orientations de chargement dans le plan à 0° et hors du plan à 90° permettent d'étudier les réponses "in-plane" et "out-of-plane", comme illustrées à la Figure 2.3.

Le Tableau 3.5 détaille les simulations effectuées pour les différentes nuances d'acier et séquences de chargement. Les simulations incluent des essais monotones pour déterminer les limites de rupture et les déformations maximales, ainsi que des essais cycliques pour évaluer le comportement hystérétique et la dissipation d'énergie.

Les nuances d'acier sélectionnées (SN490B, CSA G40.21 260W, et CSA G40.21 350W) permettent d'analyser l'influence des propriétés mécaniques sur les performances des UD. Pour les aciers 260W et 350W, les simulations ont été réalisées en considérant les hypothèses, introduites à la section 1.4.1.3, sur les différentes limites élastiques à considérer pour le dimensionnement. En effet, le Code CSA S6 : 19 indique trois limites élastiques prenant en compte la variabilité statistique des propriétés de l'acier. Les limites d'écoulement considérées sont donc la limite minimale spécifiée par le code, f_y, la limite prévue ou nominale ($f_{y,e} = 1.1 \times f_y$) et la limite probable ($f_{y,p} = 1.4 \times f_y$), afin de couvrir une gamme réaliste de comportements.

Tableau 3.5 Plan d'expériences numériques

Spécimen	Acier	Limite élastique	Chargement	Séquence	Fréquence (Hz) ou vitesse (%.s^{-1})
UD1 & UD4 (Nguyen, 2021)	SN490B	Nguyen (2021)	Cyclique	3x 5%, 3x 25%, 3x50%, 3x75%, 3x100%, 3x125%, 3x150%	0.2 Hz
	260W	Minimale			
UD1 & UD4	SN490B	Nguyen (2021)	Cyclique	3x 5%, 3x 25%, 3x50%, 3x75%, 3x100%, 3x125%, 3x150%	0.2 Hz
	260W	Minimale			
		Nominale			
		Probable			
	350W	Minimale			
		Nominale			
		Probable			
UD1 & UD4	260W	Minimale	Monotone	Poussée (Jusqu'à rupture ou déformation de 350 mm (350%))	1.9%.s^{-1}
		Nominale			
		Probable			
	350W	Minimale			
		Nominale			
		Probable			

Les séquences de chargement ont été prises similaires aux séquences détaillées dans le plan d'expérience à la section 2.6, des cycles d'amplitude croissante (5% à 150%) ont été appliqués à une fréquence de $0.2\,Hz$. Les essais monotones, quant à eux, ont été conduits jusqu'à la rupture ou une déformation maximale de 350%, avec une vitesse de sollicitation fixée à $1.9\%.s^{-1}$.

Les objectifs visés par les simulations numériques effectuées dans ce chapitre sont les suivants :

1) Évaluer les écarts entre les prédictions analytiques et les résultats numériques et les résultats obtenus par les expériences effectuées dans ce mémoire et dans la littérature. Les modèles analytiques et numériques doivent reproduire le comportement observé dans les essais physiques, en particulier les réponses en termes de rigidité initiale, K_u, de rigidité post-élastique, K_d, et de limite élastique, P_y.

2) Analyser les effets des nuances d'acier sur les performances des UD. Les simulations permettent de prédire les variations de performances liées aux propriétés mécaniques des matériaux.

3) Examiner l'impact des modifications géométriques. Les UD calibrés avec des dimensions adaptées, notamment l'épaisseur standardisée, permettent de comprendre l'influence de la géométrie sur la dissipation d'énergie et la durée de vie en fatigue.

4) Valider les approches analytiques. Comparer les résultats numériques aux équations analytiques proposées par Nguyen (2021) pour confirmer leur pertinence dans différentes configurations.

Cette méthodologie permet de mieux comprendre les paramètres influençant le comportement des UD et d'établir une base solide pour comparer les prédictions numériques et analytiques aux résultats expérimentaux. Elles permettent notamment de valider les prédictions analytiques et la modélisation numérique.

3.4 Comportement des UD1 et UD4

Cette section présente les résultats des simulations numériques réalisées pour les UD1 et UD4, sous différents types de chargement. Les résultats sont organisés en deux parties : les chargements cycliques, permettant d'évaluer la dissipation énergétique et la rigidité effective des UD, et les chargements monotones, fournissant des informations sur leurs capacités ultimes. Les tendances observées sont discutées en mettant l'accent sur l'influence des matériaux et des géométries.

3.4.1 Comportement hystérétique sous sollicitations cycliques

Les simulations cycliques ont été réalisées pour les UD1 et UD4 en aciers G40.21 260W et 350W. Ces simulations permettent de caractériser la rigidité effective K_{eff} et l'amortissement

effectif β_{eff} des dispositifs pour différentes amplitudes de déformation. Les résultats obtenus sont comparés aux courbes expérimentales pour évaluer la précision du modèle numérique au CHAPITRE 5.

3.4.1.1 Évaluation des modifications géométriques et du changement d'acier

Les Figure 3.5 et Figure 3.6 présentent les résultats des modélisations numériques réalisées pour les UD1 et UD4 selon les géométries de Nguyen (2021) et les géométries adoptées dans ce mémoire pour l'acier SN490B utilisé par Jiao et al. (2015) et l'acier CSA G40.21 260W utilisé dans ce rapport.

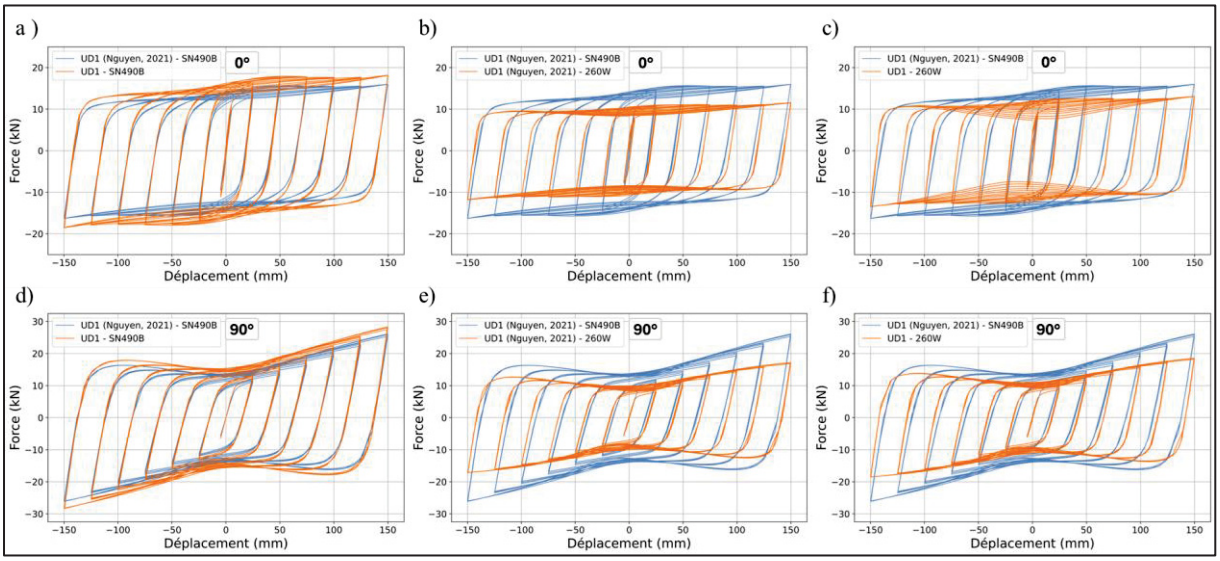


Figure 3.5 Comparaison des courbes numériques d'hystérésis pour l'UD1 avec les résultats pour l'UD1 de Nguyen (2021) – Dans le plan (a) épaisseur standardisée (b) acier local (c) épaisseur et acier – Hors plan (d) épaisseur standardisée (e) acier local (t) épaisseur et acier

Les UD dont la géométrie correspond à celles retrouvées dans les travaux de Nguyen (2021) seront identifiés comme tels suivis de la nuance d'acier qui compose l'UD. Les UD de ce mémoire ne porteront pas d'identification particulière.

La limite d'élasticité considérée pour l'acier CSA G40.21 260W des modélisations est ici $f_y = 261MPa$, correspondant à la limite d'élasticité minimale précisée par la norme et correspondant aux travaux de Akbari Hamed et al. (2023).

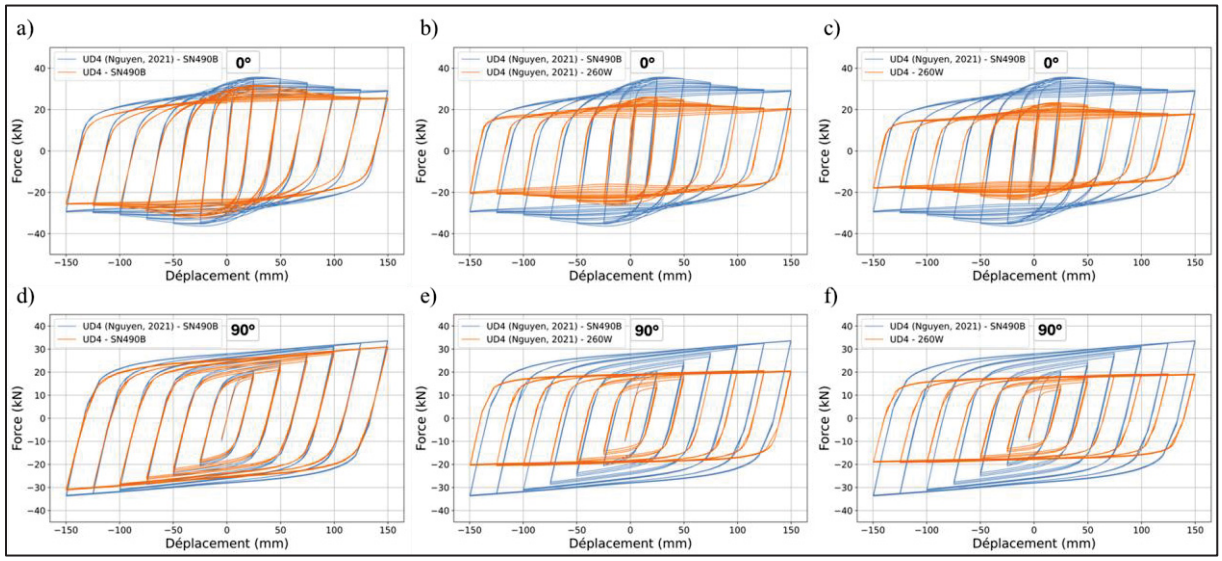


Figure 3.6 Comparaison des courbes numériques d'hystérésis pour l'UD4 avec les résultats pour l'UD4 de Nguyen (2021) – Dans le plan (a) épaisseur standardisée (b) acier local (c) épaisseur et acier – Hors plan (d) épaisseur standardisée (e) acier local (f) épaisseur et acier

Le Tableau 3.6 présente une comparaison des résultats numériques obtenus dans ce mémoire avec les prédictions analytiques issues des équations de Nguyen (2021) dans les Tableau 2.3 à Tableau 2.5. Cette analyse porte sur deux types de dispositifs (UD1 et UD4) soumis à des variations géométriques et à deux nuances d'acier (SN490B et CSA G40.21 260W).

Pour les UD1, les résultats montrent que les modifications géométriques augmentent leur rigidité initiale K_u ainsi que leur limite élastique P_y, conformément aux prédictions des équations analytiques. Les écarts entre les résultats numériques et analytiques pour K_u varient entre 3.18% et -15,98%, tandis que ceux pour P_y restent inférieurs à 10%. Ces écarts confirment que les équations de Nguyen fournissent des estimations acceptables, bien que les résultats numériques tendent à surestimer légèrement les K_u et sous-estimer P_y.

Pour les UD4, les résultats montrent une tendance inverse pour la rigidité initiale K_u, qui diminue avec les modifications géométriques. Cette réduction est en accord avec les prévisions des équations analytiques proposées dans Nguyen et Guizani (2021a). Les écarts observés pour K_u sont généralement inférieurs à 13%, tandis que ceux pour P_y atteignent jusqu'à 22.81% pour le chargement hors du plan.

Tableau 3.6 Comparaison des résultats analytiques et numériques des propriétés des UD1 et UD4 pour les changements de géométrie et d'acier

Spécimen	Chargement	Géométrie	Acier	K_u (kN/mm)			K_d (kN/mm)	K_d / K_u	P_y (kN)		
				Formule (Nguyen, 2021)	Numérique	Différence			Formule (Nguyen, 2021)	Numérique	Différence
UD1	0°	Nguyen (2021)	SN490B	2.33	2.07	-12.77%	0.02	1.00%	9.93	10.02	0.88%
			GSA G40.21 260W	2.33	2.01	-15.98%	0.01	0.67%	6.83	7.65	10.69%
		Ce mémoire	SN490B	2.83	2.50	-13.35%	0.02	0.89%	11.22	11.67	3.79%
			GSA G40.21 260W	2.83	2.51	-12.87%	0.02	0.68%	7.72	8.05	4.13%
	90°	Nguyen (2021)	SN490B	1.12	1.15	2.24%	0.09	7.58%	8.29	8.88	6.62%
			GSA G40.21 260W	1.12	1.09	-2.60%	0.06	5.17%	6.01	6.15	2.26%
		Ce mémoire	SN490B	1.25	1.29	2.94%	0.10	7.87%	9.13	9.27	1.43%
			GSA G40.21 260W	1.25	1.29	3.18%	0.05	4.19%	6.28	7.00	10.31%
UD4	0°	Nguyen (2021)	SN490B	6.16	5.60	-9.93%	-0.01	-0.13%	27.92	30.86	9.52%
			GSA G40.21 260W	6.16	5.45	-13.00%	0.00	-0.02%	19.20	20.28	5.28%
		Ce mémoire	SN490B	5.19	4.71	-10.14%	0.00	-0.08%	25.08	26.27	4.54%
			GSA G40.21 260W	5.19	4.74	-9.54%	0.00	-0.09%	17.25	19.04	9.39%
	90°	Nguyen (2021)	SN490B	2.01	1.99	-1.18%	0.08	4.04%	12.35	14.88	17.03%
			GSA G40.21 260W	2.01	1.97	-1.76%	0.03	1.37%	8.49	11.00	22.81%
		Ce mémoire	SN490B	1.81	1.79	-0.86%	0.06	3.61%	11.76	14.63	19.65%
			GSA G40.21 260W	1.81	1.80	-0.50%	0.03	1.44%	8.09	10.35	21.88%

En ce qui concerne la rigidité post-élastique K_d, les rapports K_d/K_u obtenus suivent les tendances attendues. Pour les dispositifs soumis à un chargement dans le plan, les ratios restent très faibles, et inférieurs à 1%, tandis que pour les chargements hors plan, ils atteignent des valeurs légèrement supérieures, comprises entre 1.37% et 7.58%. Ces observations sont cohérentes avec les travaux de Nguyen (2021), qui concluaient à des ratios similaires pour des dispositifs comparables.

Globalement, les résultats numériques utilisant les valeurs disponibles dans la littérature sur les paramètres définissant le modèle de comportement NLCHM des matériaux, confirment la pertinence des équations analytiques de Nguyen (2021) pour estimer les propriétés mécaniques des UD, avec des écarts généralement inférieurs à 13% pour K_u et à 10.69% pour P_y sauf pour l'UD4 en chargement hors plan.

Les performances mécaniques des UD développés dans ce mémoire apparaissent toutefois adaptées. Les changements géométriques apportés semblent ne pas générer de modifications trop importantes tout en permettant une approche plus économique et en lien avec l'industrie canadienne.

3.4.1.2 Résultats

Les résultats pour les UD1 en acier G40.21 260W et les UD4 en aciers G40.21 260W et 350W sont présentés à l'aide de courbes force-déplacement, dans le plan et hors du plan. Ces courbes incluent les trois cas susmentionnés selon la limite d'écoulement, f_y, de l'acier : la valeur spécifiée, nominale et probable. Ces limites sont définies dans les normes et pratiques de l'industrie, comme introduit à la section 1.4.1.3 du CHAPITRE 1.

Les courbes minimales sont obtenues en considérant la limite d'écoulement spécifiée par le code pour chaque nuance d'acier. Par exemple, pour l'acier CSA G40.21 260W, la limite d'écoulement spécifiée f_y est de 260 MPa (Groupe CSA, 2013, 2019a).
Les courbes nominales ou attendues reflètent les performances ciblées par les entreprises pour équilibrer efficacité économique et conformité, avec $f_{y,e}$ estimé à $1.1 \times f_y$ spécifié (Groupe CSA, 2019a).
Enfin, les courbes probables sont dérivées en prenant $f_{y,p}$ égal à $1.4 \times f_y$ spécifié, une valeur utilisée pour le dimensionnement des éléments adjacents aux "fusibles" dans les constructions ductiles soumises à des chargements sismiques (Groupe CSA, 2019a).

Les Figure 3.7 et Figure 3.8 présentent respectivement les courbes pour l'UD1 et pour l'UD4. Dans le plan, les résultats montrent un comportement élasto-plastique typique, suivi d'un adoucissement cyclique, puis d'un plateau plastique prolongé, correspondant à une dissipation d'énergie stable. Hors du plan, les courbes mettent en évidence des variations dues à des phénomènes de rotation et de flexion, affectant légèrement la transition élasto-plastique. Les efforts dans la zone de plasticité de l'UD1 sont croissants alors qu'ils restent relativement constants pour l'UD4 indépendamment du matériau.

Cette présentation des courbes permet de visualiser l'influence des valeurs de f_y sur la performance des dispositifs et d'évaluer la robustesse des UD1 et UD4 dans des scénarios correspondants aux hypothèses minimales, nominales et probables.

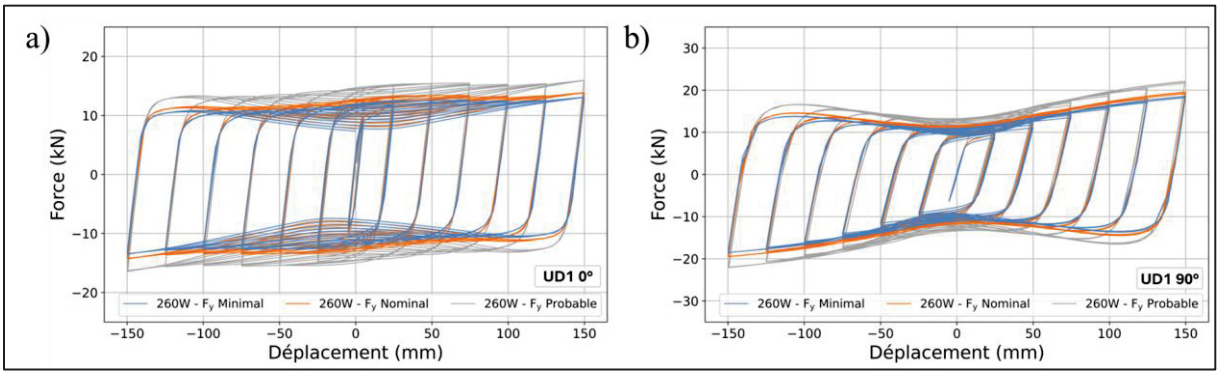


Figure 3.7 Courbes d'hystérésis pour l'UD1 en acier 260W (a) dans le plan (b) hors plan

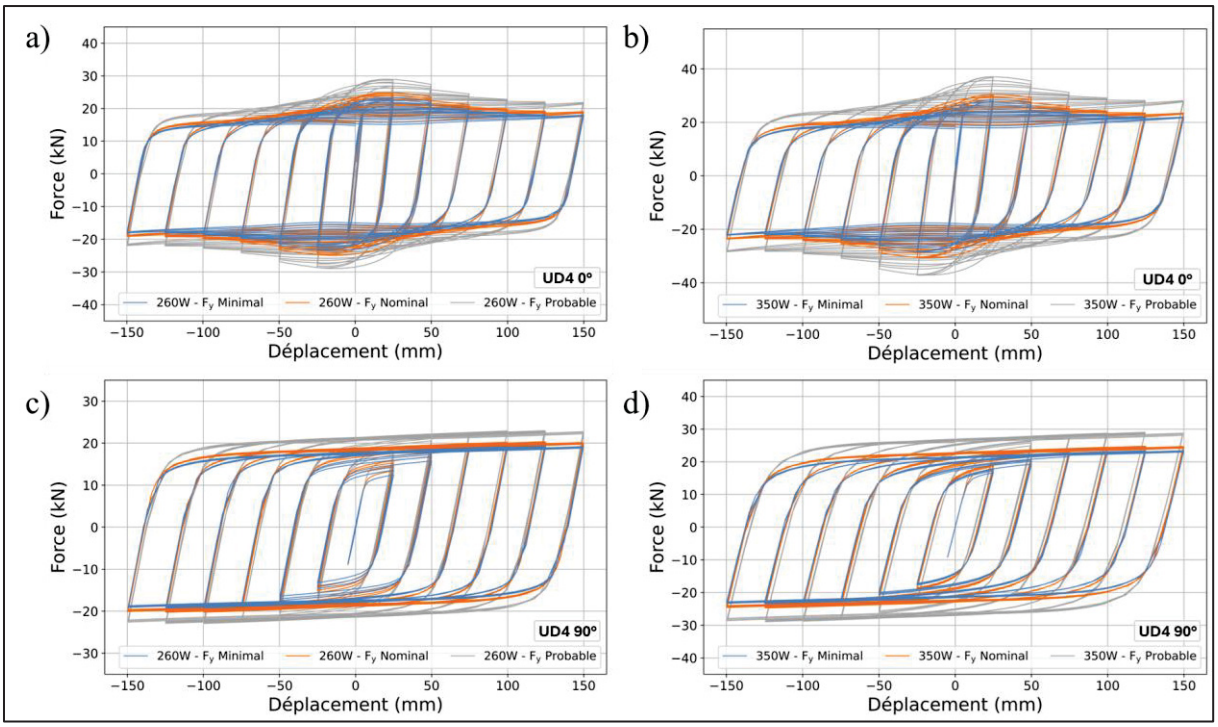


Figure 3.8 Courbes d'hystérésis pour l'UD4 en acier 260W et 350W (a) dans le plan en acier 260W (b) dans le plan en acier 350W (c) hors plan en acier 260W (d) hors plan en acier 350W

Les Figure 3.9 et Figure 3.10 illustrent la variation de la rigidité de déchargement K_{unload} (Unloading Stiffness) des UD sous charges cycliques. Pour les UD4, cette rigidité diminue jusqu'à environ 51% de sa valeur initiale dans le plan, avec un impact minime de la nuance d'acier utilisée ainsi que de la limite élastique considérée (minimale, nominale ou probable). Hors du plan, les UD4 montrent un comportement très stable avec une légère tendance à la rigidification. Les UD1 260W dans le plan perdent jusqu'à 17% de rigidité alors que hors du plan ils montrent une augmentation progressive de leur rigidité de déchargement, atteignant 1.92 fois leur rigidité K_u. Ces observations suggèrent des tendances similaires entre les aciers étudiés (260W et 350W), avec des variations principalement liées aux valeurs des efforts maximaux atteints. Ainsi, les courbes hystérétiques obtenues semblent principalement liées à la géométrie intrinsèque de l'UD.

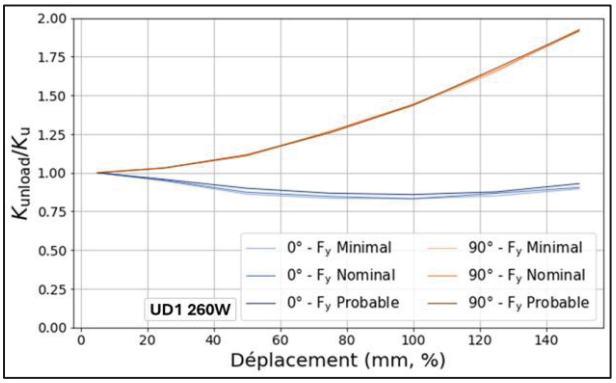


Figure 3.9 Évolution de la rigidité de déchargement sous chargement cyclique d'amplitude croissante pour l'UD1 260W

Les Figure 3.11 et Figure 3.12 présentent la rigidité effective K_{eff}, l'amortissement visqueux équivalent au déplacement maximum β_{eff} et l'énergie dissipée par cycle, EDC, des UD en fonction du chargement appliqué respectivement calculés selon les équations (1.7), (1.9) et (1.8).

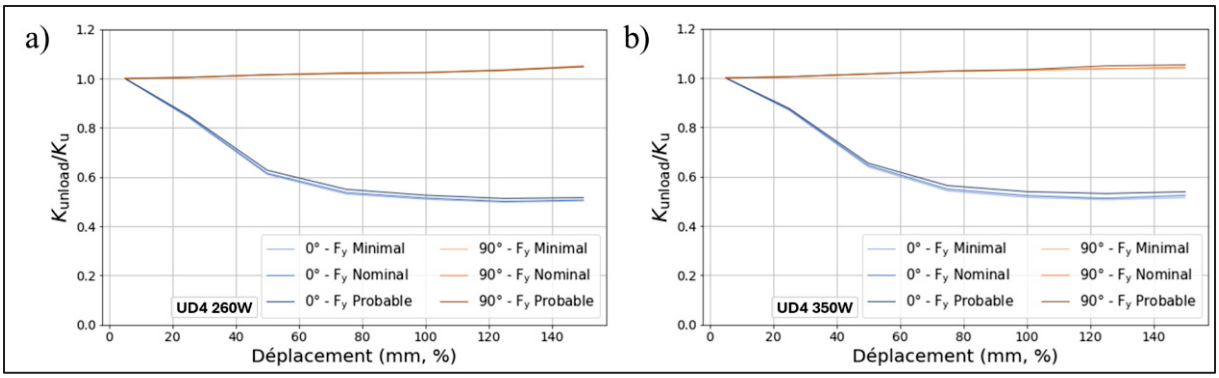


Figure 3.10 Évolution de la rigidité de déchargement sous chargement cyclique d'amplitude croissante pour l'UD4 (a) 260W (b) 350W

Les UD1 présentent une rigidité effective plus faible hors du plan que dans le plan pour les petites déformations, qui se retrouve dans les travaux de Nguyen (2021) à la Figure 1.16. Il en va de même pour β_{eff} à la Figure 1.17 de Nguyen (2021). Comme il fallait s'y attendre, la nuance d'acier et plus particulièrement la limite élastique de l'acier, f_y, a aussi un impact important sur la l'énergie dissipée par cycle des UD. Il est possible de montrer, sur la base d'un modèle bilinéaire ou élasto-plastique, que l'EDC est proportionnelle à la limite élastique. Dans le plan, comme hors du plan, les UD4 en acier 260W présentent des EDC plus faibles que leurs équivalents en 350W. Ce résultat est cohérent avec les différences de limite d'élasticité des aciers où le 260W présente la limite la plus faible. Pour les UD4, l'amortissement effectif dans le plan reste très proche, indépendamment de f_y malgré des valeurs légèrement plus élevées pour les UD4 350W.

Dans ses travaux, Nguyen (2021) avait identifié un comportement très similaire à celui constaté pour les UD1 et UD4, pouvant indiquer une influence majeure de la géométrie sur les paramètres effectifs. L'influence de l'acier pourrait être plus importante pour la performance en fatigue et fatigue oligocyclique des UD qui sera étudiée au CHAPITRE 4.

Les résultats cycliques présentés mettent en évidence des différences notables en termes de rigidité effective et de dissipation énergétique pour les UD1 et UD4, dans le plan et hors du

plan. Pour compléter cette analyse, les performances ultimes des dispositifs sous chargement monotone sont présentées dans la section suivante.

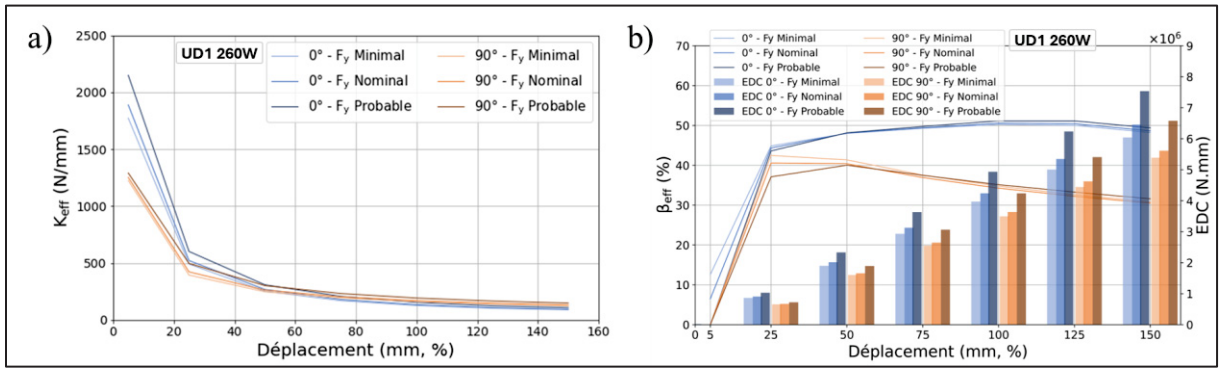


Figure 3.11 Paramètres effectifs de l'UD1 260W (a) Amortissement visqueux équivalent au déplacement maximum, B_{eff} (b) Rigidité effective K_{eff} et énergie de cycle, EDC

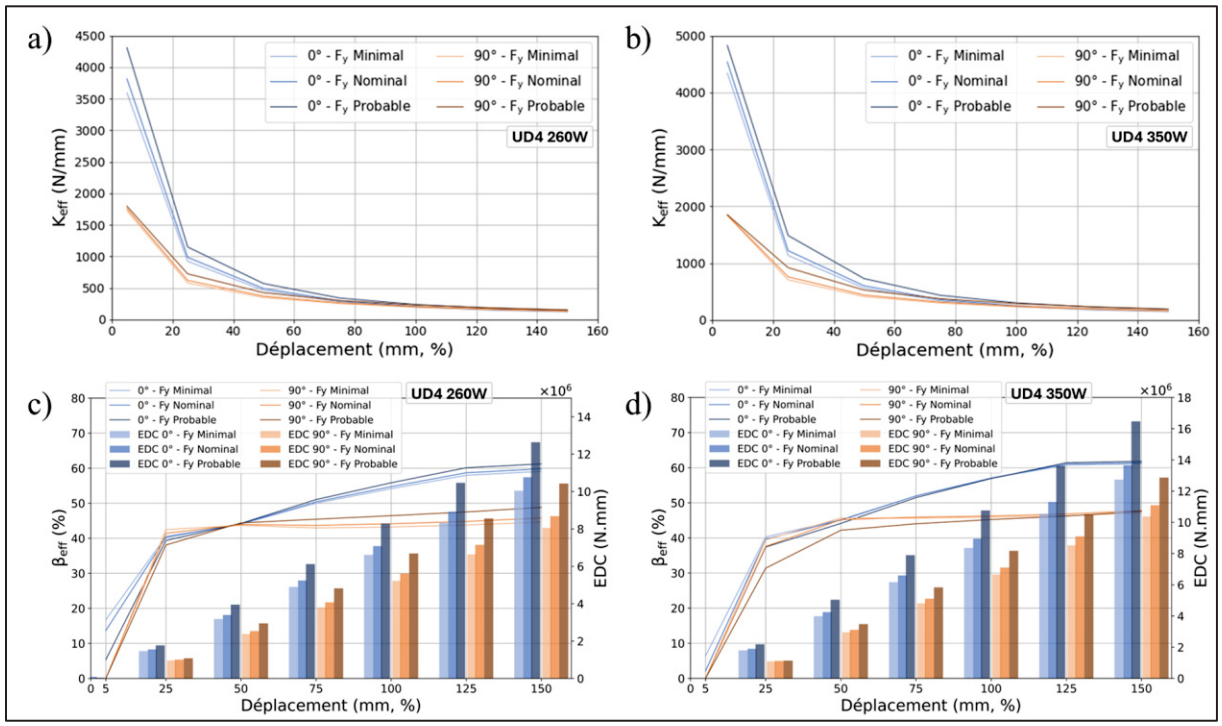


Figure 3.12 Paramètres effectifs de l'UD4 en acier 260W (a) β_{eff} en acier 260W (b) β_{eff} en acier 350W (c) K_{eff} et EDC en acier 260W (d) K_{eff} et EDC en acier 350W

3.4.2 Comportement en poussée monotone

Les simulations du comportement des UD sous chargements monotones permettent d'évaluer les performances maximales des UD1 et UD4, en termes de force et de déformation ultime. Ces résultats complètent les observations cycliques en offrant un aperçu des limites mécaniques des dispositifs. Les courbes force-déplacement obtenues pour les différents matériaux et géométries sont présentées aux Figure 3.13 et Figure 3.14.

Pour l'UD1 en acier G40.21 260W, les courbes force-déplacement dans le plan montrent une réponse s'apparentant à un comportement élasto-plastique, avec un plateau plastique prolongé par une phase d'écrouissage présentant une augmentation rapide de la force correspondant au dépliage complet de l'UD (réponse tendant de plus en plus vers une réponse axiale en tension). La force maximale mesurée atteint 25 kN pour f_y nominale pour une déformation de 350%. Hors du plan, le domaine plastique est croissant induit par l'augmentation de torsion dans la partie courbe de l'UD jusqu'à 250% de déformation ou la demande en force s'accélère avec la présence croissante d'une composante de la réponse axiale en tension avec le dépliage de l'UD.

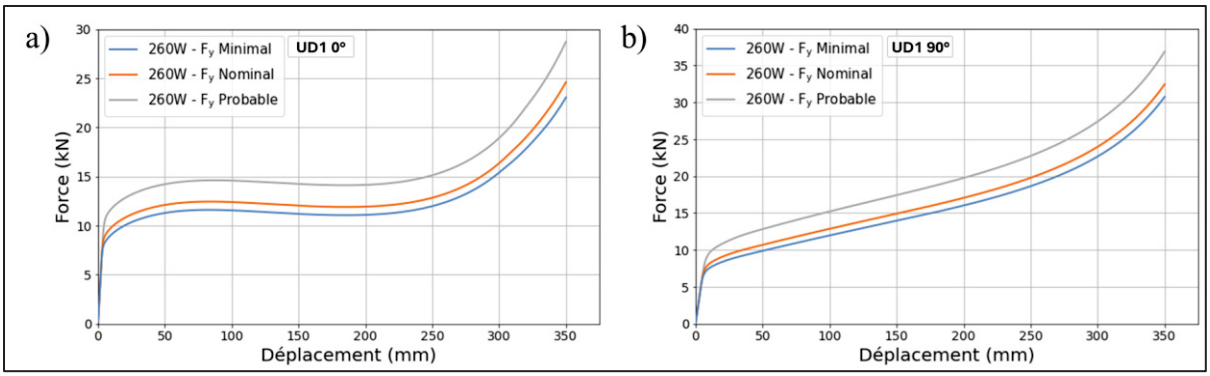


Figure 3.13 Courbes force-déplacement monotone numériques pour l'UD1 en acier 260W (a) dans le plan (b) hors plan

Les UD4 en acier G40.21 350W présentent des forces maximales plus élevées que les UD4 en 260W. Dans le plan, la demande en force dans le domaine inélastique des UD4 diminue entre 30 et 250% d'amplitude de cisaillement passant de 30.12 kN à 19.34 kN pour l'acier 350Wde f_y nominale soit une baisse de 35.7%. Hors du plan et indépendamment de l'acier,

l'augmentation rapide de la demande en force ne commence pas avant 300% est 50% de plus que les UD1.

La Figure 3.15 présente la superposition des résultats des courbes cycliques avec les poussées monotones pour les UD1 et UD4 en acier 260W. Les résultats sont similaires pour l'acier 350W et les autres f_y (minimale et probable) Il est à constater que l'enveloppe des courbes cycliques présente des forces plus élevées que les courbes monotones à déplacement égal, indiquant clairement le phénomène d'écrouissage isotrope et cinématique combiné que le modèle de comportement cyclique présenté plus tôt tente de reproduire.

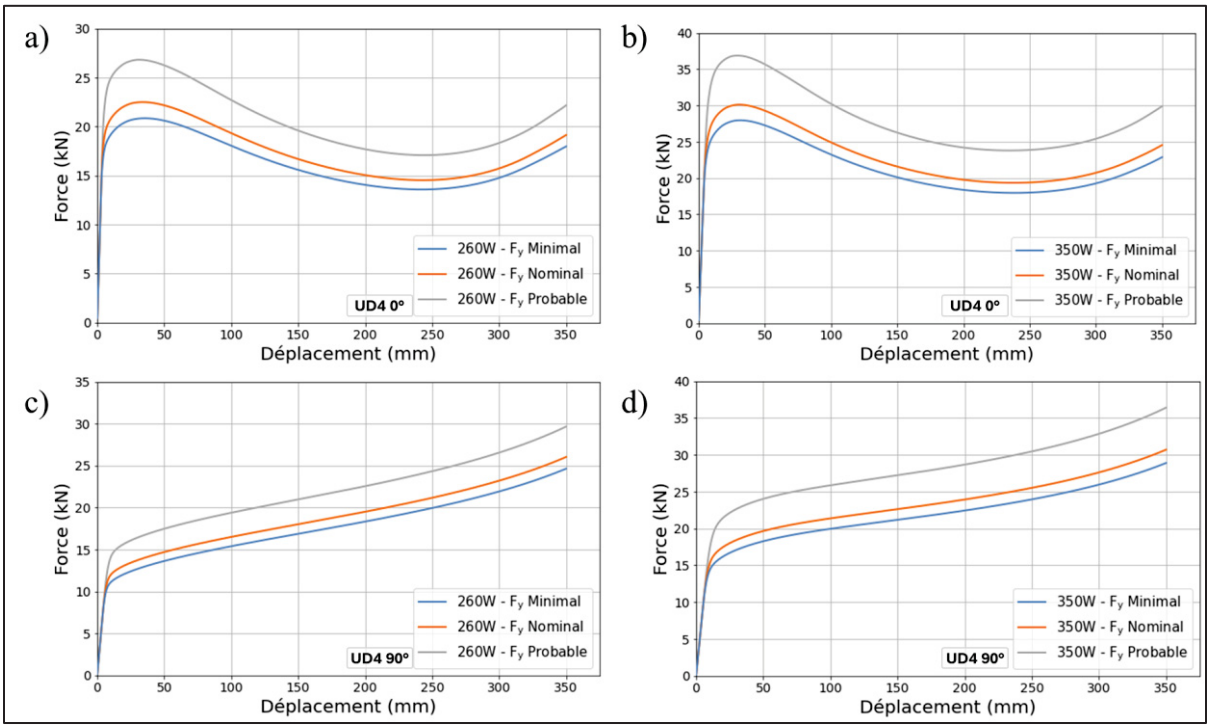


Figure 3.14 Courbes force-déplacement monotone numériques pour l'UD4 en acier 260W et 350W (a) dans le plan en acier 260W (b) dans le plan en acier 350W (c) hors plan en acier 260W (d) hors plan en acier 350W

Dans le plan, les courbes monotones approchent l'enveloppe des courbes cycliques pour des déformations entre 50 et 125%, en restant inférieures à ces dernières. Hors du plan, les courbes monotones restent toujours inférieures aux valeurs maximales des courbes cycliques qui ont

subi un écrouissage cyclique et s'éloignent de la courbe monotone. La géométrie et l'orientation de chargement semblent donc avoir un impact significatif sur l'écrouissage cyclique de l'acier qui n'est pas soumis aux mêmes contraintes. En effet, en chargement hors du plan, l'ensemble de la section courbe est soumis à de la torsion comme ceci a été constaté à la Figure 3.4. Alors que dans le plan, c'est la partie droite des UD, plus massive, qui reprend la majeure partie des contraintes, limitant l'écrouissage isotope.

Les résultats monotones confirment les tendances observées lors des chargements cycliques pour les différentes nuances d'acier et géométries des UD. Les comparaisons effectuées mettent également en évidence l'impact significatif de l'orientation du chargement sur les performances globales des dispositifs étudiés.

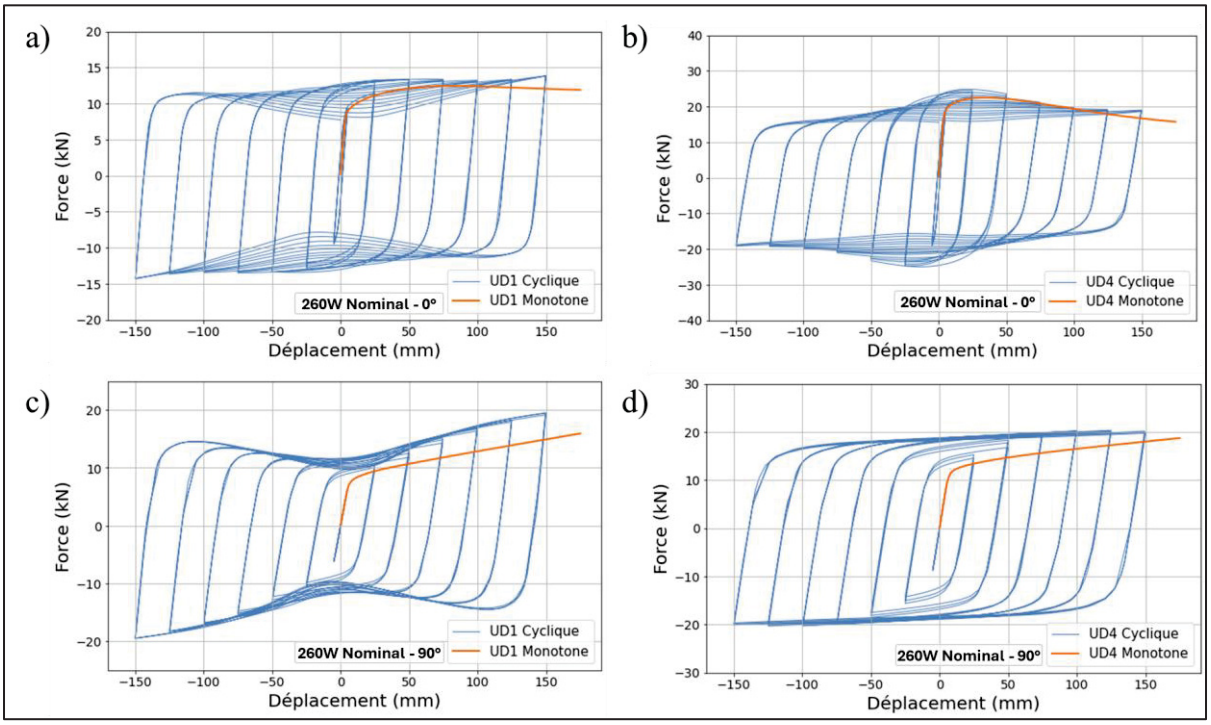


Figure 3.15 Comparaison des courbes cycliques et monotones numériques pour l'UD1 260W et 350W (a) dans le plan en acier 260W (b) dans le plan en acier 350W (c) hors plan en acier 260W (d) hors plan en acier 350W

3.5 Conclusion

Ce chapitre a permis d'analyser le comportement mécanique des amortisseurs métalliques en forme de U (UD) sous chargements cycliques et monotones à l'aide de simulations numériques. Les résultats obtenus démontrent une bonne concordance avec les prédictions analytiques et numériques antérieures, notamment les travaux de Nguyen (2021). Les tendances générales des courbes force-déplacement, telles que l'évolution de la rigidité effective, K_{eff}, et la dissipation d'énergie par cycle, ont été reproduites avec précision.

Dans le plan, les simulations numériques confirment la capacité des UD à dissiper l'énergie de manière stable et à maintenir une rigidité effective satisfaisante, en ligne avec les prédictions analytiques. Hors du plan, les résultats mettent en évidence des variations dues à des phénomènes de torsion et de rotation, ce qui est également cohérent avec les observations précédentes. Les nuances d'acier 260W et 350W jouent un rôle majeur dans les performances mécaniques, influençant directement les paramètres tels que la limite élastique P_y.

Globalement, les simulations numériques valident les hypothèses de modélisation adoptées, tout en soulignant certaines limites. Les écarts observés entre les résultats numériques et les équations de Nguyen et Guizani (2021a) restent acceptables, confirmant la robustesse des modèles utilisés pour estimer les propriétés mécaniques des UD et les formulations analytiques. Ces conclusions offrent une base solide pour les analyses expérimentales et les comparaisons prévues dans les chapitres suivants.

CHAPITRE 4

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

4.1 Introduction

Ce chapitre présente et discute les résultats expérimentaux obtenus pour les UD1 et UD4 sous différents types de chargement : cyclique, monotone, et fatigue. Ces essais permettent de caractériser les performances mécaniques des dispositifs, notamment en termes de rigidité effective, d'amortissement, et de capacité ultime. Les données expérimentales obtenues sont exposées de manière factuelle, permettant une lecture objective des résultats. Ces éléments constituent une base pour la validation expérimentale des modèles numériques développés dans le chapitre précédent, sans toutefois inclure d'analyses ou de comparaisons approfondies. Ces dernières, ainsi que l'interprétation détaillée des résultats et leur mise en perspective avec les équations analytiques, seront abordées dans le CHAPITRE 5.

Tous les essais de ce programme expérimental ont été réalisés sur une paire de deux UD sollicités en parallèle. Les résultats et les courbes présentés dans la suite de ce chapitre sont valables pour un seul UD, et sont obtenus après que les résultats expérimentaux bruts (en termes de forces) ont été simplement divisés par 2 (deux). Le test de 2 (deux) UD en parallèle, en plus d'assurer une symétrie de montage, permet aussi un lissage du comportement des UD afin d'obtenir une courbe plus proche de la moyenne statistique.

Les résultats sont organisés comme suit : la section 4.2 expose les performances des UD sous chargements cycliques, tandis que la section 4.3 analyse les capacités maximales sous chargements monotones. Enfin, la section 4.4 se concentre sur les tests de fatigue, permettant d'évaluer la durabilité des dispositifs dans un contexte parasismique. Les photos des déformées de l'ensemble des UD testés étant disponible en ANNEXE III pour permettre au lecteur de mieux appréhender les zones de contraintes ainsi que les endommagements des UD testés.

4.2 Tests cycliques et comportement hystérétique

Les tests cycliques réalisés sur les UD1 et UD4 permettent d'évaluer leur rigidité effective, leur amortissement effectif et leur capacité à dissiper l'énergie mécanique. Les résultats sont présentés en distinguant les performances dans le plan et hors du plan pour chaque acier testé, soit le G40.21 260W, le G40.21 350W, et le Brinar 400.

Le protocole de chargement consiste à imposer un déplacement sinusoïdal à l'une des deux extrémités de l'UD (l'autre étant fixe) selon une suite séquentielle de 3 cycles complets à chacune des amplitudes 5%, 25%, 50%, 75%, 100%, 125% et 150% de déformation tel que présenté au CHAPITRE 3. Une fréquence de 0,025 Hz a été imposée, en raison des limitations mécaniques du vérin de chargement et notamment la vitesse de sortie limitée à $7.5\ mm/s^{-1}$. Cette vitesse étant atteinte lors des cycles d'amplitude $\gamma = 150\%$.

Les déformées des UD ont été capturées à chaque premier cycle de déformation. Les figures illustrant ces dernières sont disponibles de la Figure A III-5 à la Figure A III-8 en ANNEXE III pour les UD1 B400 et UD4 350W. De même, les photographies des déformées des UD prises après les divers essais réalisés dans ce mémoire sont disponibles en ANNEXE III.

4.2.1 Introduction du système de retenue latéral

Lors des essais cycliques, un système de retenue latérale a été introduit pour limiter les mouvements des UD testés hors plan. Ce dispositif, essentiel pour reproduire les conditions de fonctionnement réelles des UD dans un contexte parasismique, a également permis de stabiliser les essais, en particulier pour les amplitudes élevées de déformation. Cette section décrit le système de retenue utilisé et évalue son impact sur les mesures expérimentales.

En effet, au cours de l'expérience UD1 3 B400, en chargement hors plan, contrairement aux simulations Abaqus lors du dimensionnement du montage, les UD1 3-1 B400 et UD1 3-2 B400 se sont révélés suffisamment asymétriques pour induire une rotation importante (8 degrés) autour de l'axe du vérin qui ne présente pas de couple de retenue. L'asymétrie relevée dans les

UD provenant très probablement de la large dispersion statistique sur la hauteur des UD lors de leur livraison. Cette rotation constatée dans l'expérience UD1 3 B400 a réduit la rigidité élastique des UD de 2% par rapport aux essais UD1 3B B400 et UD1 4 B400 qui ont été réalisés en contrôlant et limitant la rotation de l'axe du vérin grâce au système de retenue introduit dans cette section. La rotation a également aplati la transition élasto-plastique caractéristique des UD1 hors du plan et réduit les efforts maximaux de 5.18% par rapport aux efforts mesurés aux tests UD1 3B B400 et UD1 4 B400 sans rotation. L'intégration de ce système étant cruciale pour assurer une reproduction fidèle des conditions de retenue réelles des UD (les UD sont montés sur des appuis du pont qui ne peuvent tourner autour de l'axe vertical) et obtenir les courbes d'hystérésis correspondantes.

La Figure 4.1 présente le montage vu de dessous et la rotation induite à la poutre de chargement centrale suite à l'expérience UD1 3 B400.



Figure 4.1 Rotation de la poutre de chargement autour de l'axe du vérin après l'expérience UD1 3 B400 : Vue du dessous

Le système de retenue latérale a pour objectif d'empêcher la rotation, autour de l'axe vertical de la poutre de chargement (sur laquelle est montée la paire des UD à tester : pièce No. (1) selon le schéma à la Figure 2.11). Il est composé d'une structure de profilés d'aluminium

amovible. Afin de ne pas bloquer le déplacement vertical de la poutre de chargement, des plaques de Polyéthylène Haute Densité (PEHD) ont été utilisées comme interface de glissement (le coefficient de frottement dynamique du PEHD est de 0.142 en moyenne (Matweb, 2024)). Deux interfaces en PEHD ont aussi été installées sur la poutre de chargement pour avoir une zone de contact uniforme et régulière. Enfin, de la graisse graphitée a été appliquée sur toute la surface de contact pour réduire le coefficient de frottement et faciliter le glissement davantage. Le coefficient de frottement final de l'interface n'a pas été mesuré. Néanmoins, l'analyse des courbes d'hystérésis nous permet d'estimer sa valeur. Le système de retenue est présenté à la Figure 4.2. Précisons que le système de retenue (contreventement amovible) n'a été installé et utilisé que lors des essais de déformation hors plan sur les UD et lors des tests de fatigue pour éviter une éventuelle dérive.

Les courbes force-déplacement des essais induisant de forts efforts latéraux présentaient de la "vibration" induite par le frottement du système de retenue. Ce dernier ayant été maintenu à une distance fixe (de 2 mm) pour éviter tout contact direct avec les dispositifs en fonctionnement normal (le système de retenue n'intervient que si la poutre de chargement subit une rotation estimée à 0.416 degré).
Les courbes présentant des vibrations sont les courbes issues des expériences : UD1 4 B400, UD4 3 350W, UD4 4 350W et UD4 9 350W. La Figure 4.3 (a) présente la courbe de l'expérience UD4 4 350W.

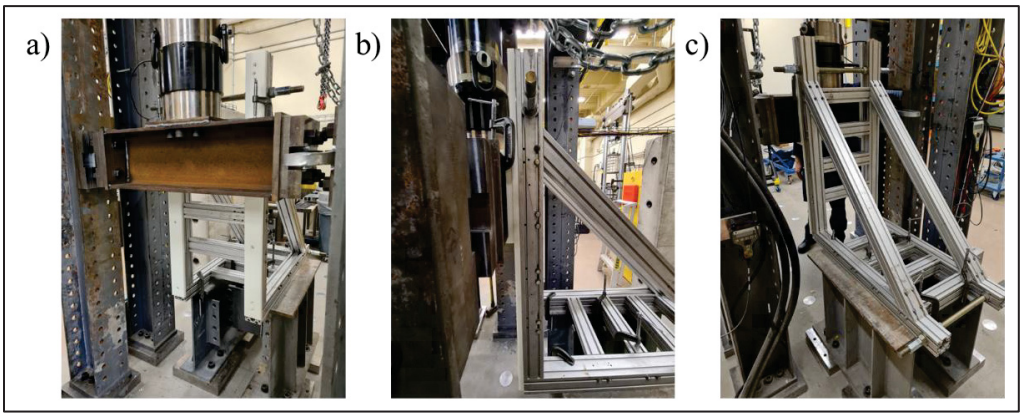


Figure 4.2 Système de retenue latéral de la poutre de chargement (a) vue avant (b) vue de profil (c) vue arrière

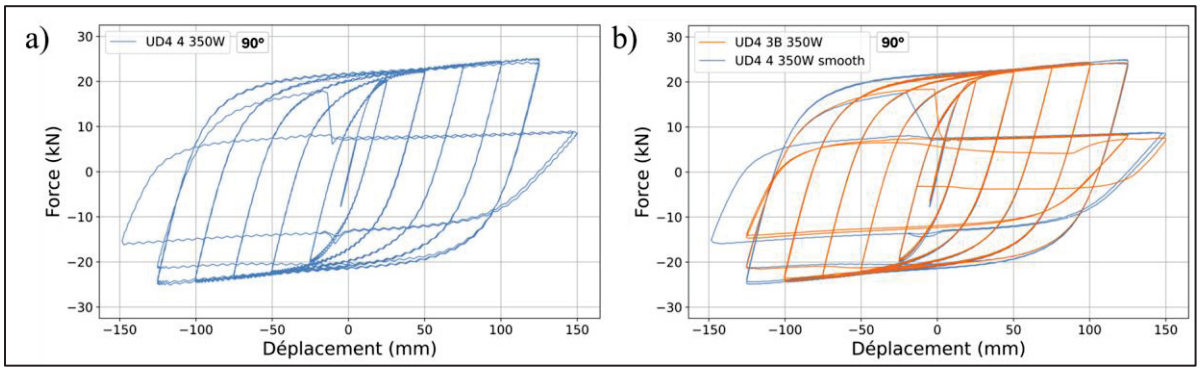


Figure 4.3 Courbes d'hystérésis avec le système de retenu latéral (a) Résultats bruts - UD4 4 350W (b) Courbe lissée et comparaison avec l'UD4 3B 350W

La vibration constatée a une variation moyenne pour un UD de $\pm\ 165N$ pour les UD1 et UD4. Cela représente une variation de $\pm 1.81\%$ par rapport à la limite élastique hors plan des UD1 260W, égale à 9.09 kN, qui est la plus faible des UD testés.

La vibration est symétrique autour d'une valeur locale moyenne, en lisant la courbe, les résultats obtenus présentent une différence non significative par rapport aux essais qui ne sont pas entrés en vibration et ne sont pas entrés en contact avec le système de retenue comme le montre la Figure 4.3 (b). Ainsi, les courbes présentant une vibration seront lissées pour éliminer les irrégularités locales et porteront la mention "Smooth".

4.2.2 Résultats

Cette section présente les résultats expérimentaux relatifs à la rigidité effective K_{eff} et à l'amortissement effectif β_{eff} des UD1 et UD4 en aciers G40.21 260W, Brinar 400 et 350W. Ces données sont obtenues pour des amplitudes de déformation variant de 5% à 150%, et elles permettent de comparer les performances des différentes géométries et nuances d'acier testées.

Les courbes force-déplacement présentées en Figure 4.4 et Figure 4.5 illustrent les boucles d'hystérésis caractéristiques des UD1 et UD4 soumis à des chargements cycliques, tant dans le plan que hors du plan. Ces résultats permettent une comparaison directe entre les nuances d'acier étudiées : G40.21 260W et Brinar 400 pour les UD1, ainsi que G40.21 260W et 350W

pour les UD4. Ces boucles révèlent des variations notables dans la dissipation d'énergie et la rigidité post-plastique des dispositifs en fonction des matériaux et des géométries.

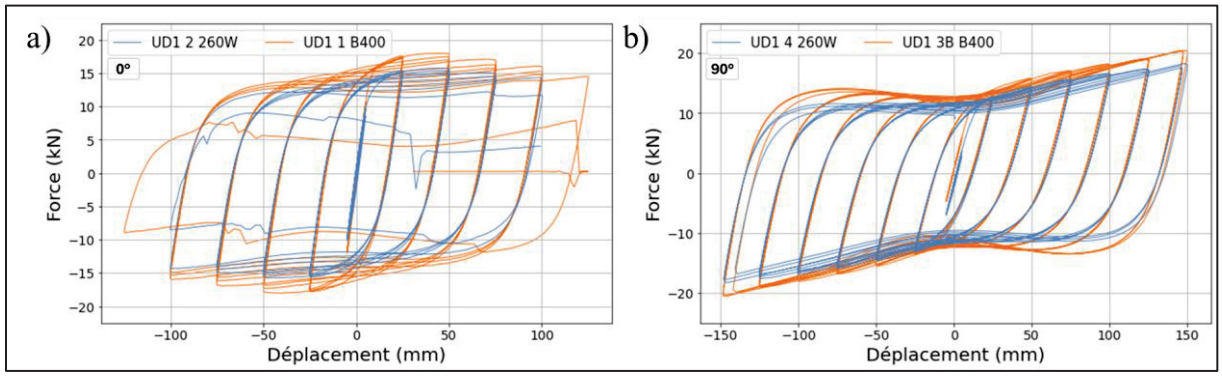


Figure 4.4 Courbes force-déplacement sous charges cycliques pour l'UD1 (a) dans le plan (b) hors du plan

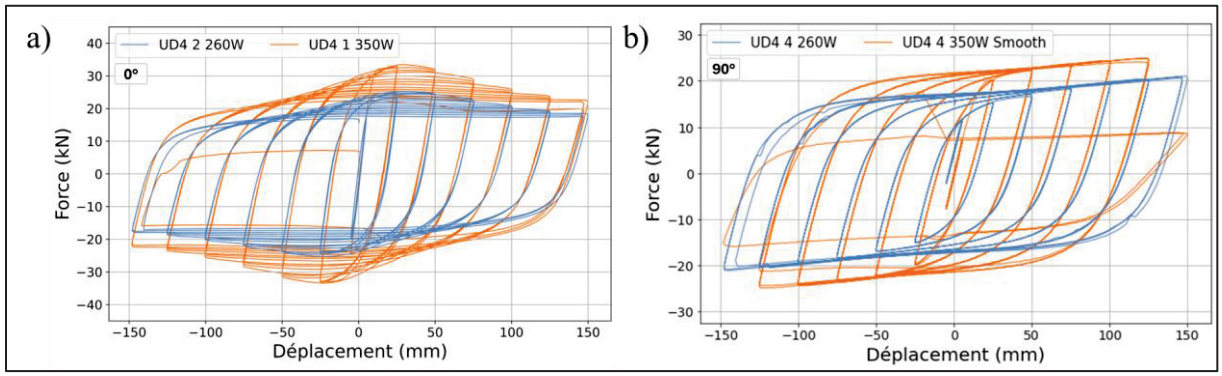


Figure 4.5 Courbes force-déplacement sous charges cycliques pour l'UD4 (a) dans le plan (b) hors du plan

Les essais cycliques mettent en évidence une dissipation d'énergie globalement stable pour les deux types d'UD. Les résultats montrent une diminution moyenne de F_{max} de 13,18% dans le plan et de 9,50% hors du plan lorsque l'acier utilisé passe de Brinar 400 à G40.21 260W. Pour les UD fabriqués en acier 350W, cette diminution atteint 25,18% dans le plan et 15,24% hors du plan, illustrant l'impact notable des propriétés mécaniques des matériaux sur l'amplitude de la réponse en force. L'impact de la nuance d'acier sur la force maximale du cycle d'hystérésis semble plus forte dans le plan que hors du plan avec une diminution de F_{max} dans

le plan 1.38 fois supérieure à celle constatée hors du plan pour les UD1 et une diminution 1.65 fois plus grande pour les UD4.

La Figure 4.6 illustre la variation de la rigidité de déchargement K_{unload} (Unloading Stiffness) des UD sous charges cycliques. Pour les UD4, cette rigidité diminue jusqu'à environ 45% de sa valeur initiale dans le plan, indépendamment de la nuance d'acier utilisée. Les UD1 260W dans le plan perdent 8% de rigidité en plus que les B400 alors que hors du plan ils montrent une légère augmentation, atteignant jusqu'à 24,6% de gain en rigidité de déchargement. Ces observations suggèrent des tendances similaires entre les aciers étudiés, avec des variations principalement liées aux valeurs des efforts maximaux atteints.

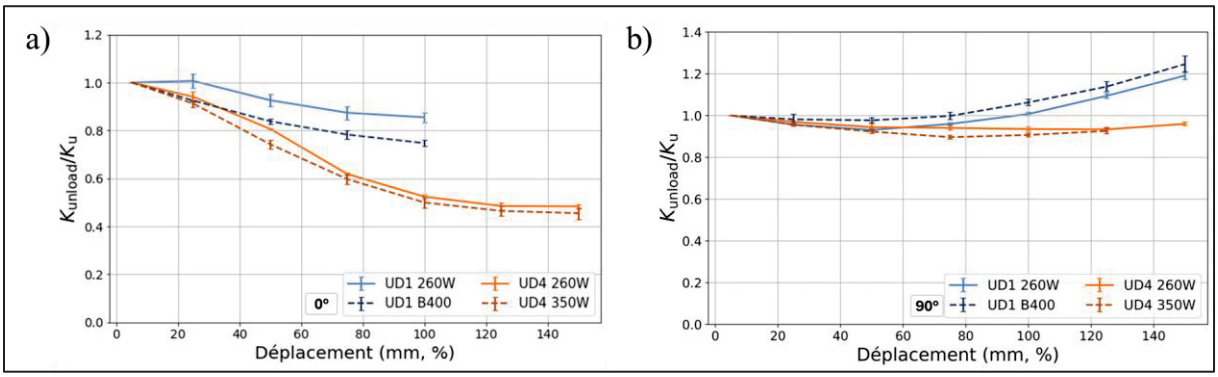


Figure 4.6 Évolution de la rigidité de déchargement moyenne sous chargement cyclique d'amplitude croissante (a) dans le plan (b) hors du plan

Les tests dans le plan révèlent une résistance à la fatigue oligocyclique plus faible pour les UD1 comparativement aux UD4. Les amplitudes de ruptures de chaque UD testé sont données au Tableau 4.1. Parmi les 8 spécimens d'UD1 testés en chargement cyclique dans le plan, les UD1 en acier Brinar 400 ont cédé légèrement plus tard que les spécimens en acier G40.21 260W. Seule l'expérience UD1 2 B400 ayant été arrêté avant la rupture de L'UD1 2-2 B400 pour ne pas induire d'asymétrie et endommager le montage. Pour les UD4, seul l'UD4 1-2 350W a rompu et l'UD4 2-2 350W a présenté de graves dommages sans rupture avant la fin de l'expérience comme le montre la Figure 4.7 et le Tableau 4.1.



Figure 4.7 Déformée et défauts de l'UD4 2-2 350W après l'expérience UD4 2

En sollicitation hors plan, seul un UD1 260W contre aucun UD1 B400 a cédé en fatigue oligocyclique. Pour les UD4, aucuns 260W contre trois 350W sur les six testés n'ont cédé. Les UD4 350W ont cependant brisé pour de grandes amplitudes comme le montre le Tableau 4.1.

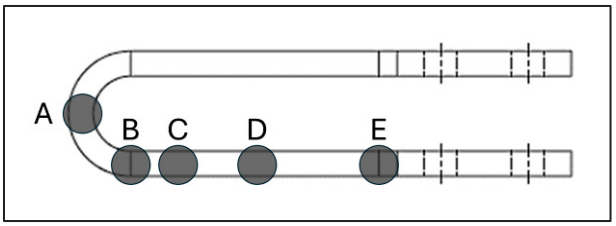


Figure 4.8 Zones de rupture des UD

Les UD4 350W semblent donc présenter une résistance à la fatigue oligocyclique plus aléatoire et moins importante que les UD4 260W, tendance qui s'inverse lors des tests de fatigue. Les UD1 en Brinar 400 semblent donc présenter une meilleure résistance à la fatigue oligocyclique, mais une résistance à la fatigue légèrement inférieure avec une espérance de vie moyenne de 10 ans et 113 jours contre 11 ans et 55 jours pour les UD1 en 260W. L'acier semble donc avoir une influence relative sur la résistance à la fatigue et à la fatigue oligocyclique des UD.

Tableau 4.1 Zones et amplitudes de ruptures des UD

Spécimen	Type de chargement	Direction de chargement	Zone de rupture			
			UD1		UD4	
			260W	B400	260W	350W
			Moment de la rupture			
1-1	Cyclique	0°	B 3ème à 100%	B 1er à 125%	-	-
1-2			B 3ème à 100%	B 1er à 125%	-	D 3ème à 150%
2-1			C 2ème à 100%	B 3ème à 100%	-	-
2-2			B 3ème à 100%	*Essai arrêté avant rupture*	-	-
3-1		90°	B 3ème à 150%	-	E 3ème à 150%	-
3-2			-	-	-	-
3B-1			*n.d.*	-	*n.d.*	E 1er à 150%
3B-2			*n.d.*	-	*n.d.*	A 2ème à 125%
4-1			-	-	-	-
4-2			-	-	-	A 1er à 150%
9-1	Fatigue	0°	B 8ans 238j	B 9ans 85j	C Cyclique post-fatigue : 3ème à 75%	*Essai arrêté avant rupture*
9-2			C 11ans 107j	B 12 ans 98j	C Cyclique post-fatigue : 2ème à 75%	C Cyclique post-fatigue : 1er à 50%
10-1			B 14ans 58j	B 10 ans 226j	B 25ans 263j	C Cyclique post-fatigue : 2ème à 50%
10-2			B 10ans 143j	B 9ans 185j	C Cyclique post-fatigue : 3ème à 50%	B Cyclique post-fatigue : 1er à 75%
12-1		90°	-	B Cyclique post-fatigue : 3ème à 150%	E Cyclique post-fatigue : 1er à 150%	A Cyclique post-fatigue : 2ème à 125%
12-2			-	-	E Cyclique post-fatigue : 2ème à 125%	A Cyclique post-fatigue : 1er à 150%

Les ruptures des UD ont été relativement localisées selon la géométrie. La Figure 4.8 présente les localisations des points de rupture des UD et le Tableau 4.1 répertorie la localisation et l'amplitude des ruptures en fonction du spécimen et du type de chargement. Le Tableau 4.1 présente aussi les ruptures survenues lors des tests de fatigue et les tests de fatigues post-cycliques à la section 4.4 afin d'avoir un aperçu plus global des modes de ruptures. Les UD1 ont uniquement rompu en B et en C pour l'UD1 2-1 260W. Pour les UD4 les zones de ruptures dépendent plus de l'orientation de chargement.

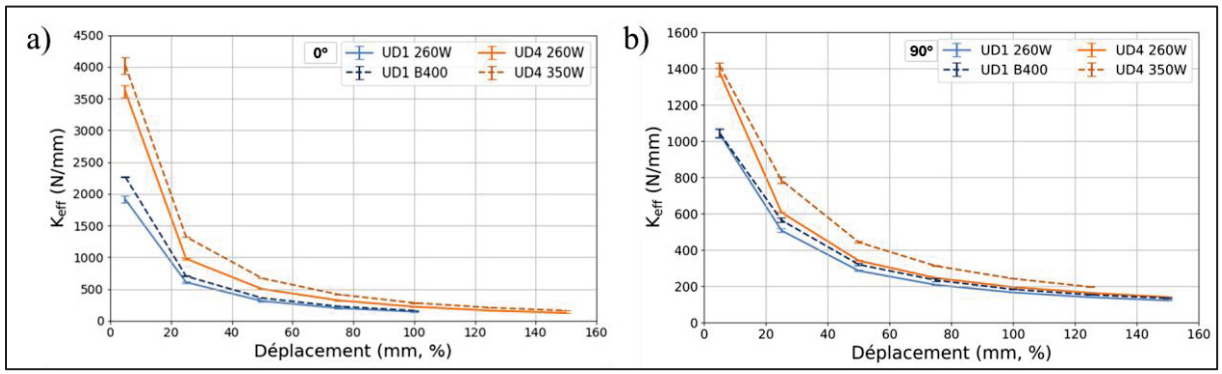


Figure 4.9 Rigidité effective K_{eff} des UD1 B400 et UD4 350W (a) chargement dans le plan (b) chargement hors du plan

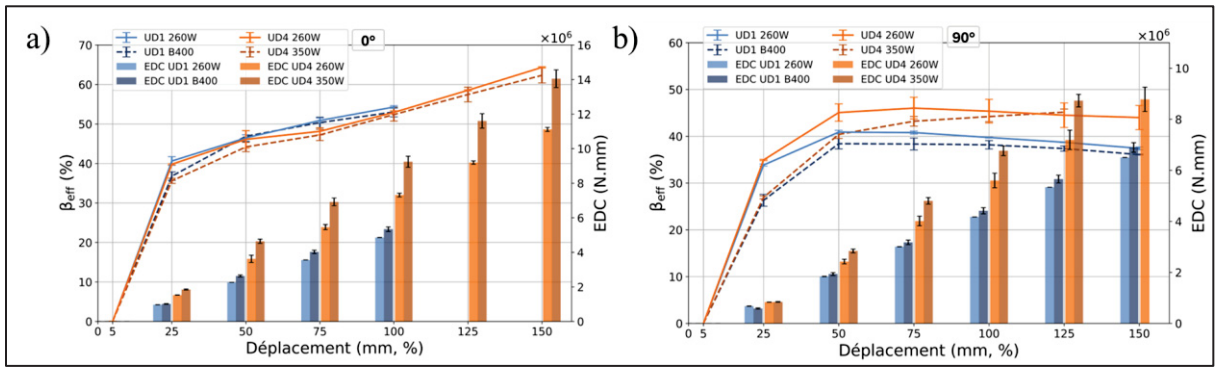


Figure 4.10 Amortissement effectif β_{eff} et EDC (a) chargement dans le plan (b) chargement hors plan

La Figure 4.9 et la Figure 4.10 présentent les paramètres effectifs K_{eff}, β_{eff} et l'énergie dissipée par cycle (EDC) des UD en fonction du chargement appliqué, calculés selon les équations (1.7), (1.9) et (1.8), respectivement.

La rigidité effective des UD diminue avec l'augmentation des amplitudes de déformation, conformément aux attentes théoriques pour des dispositifs soumis à des déformations inélastiques. Les résultats montrent des différences significatives en fonction de la géométrie et la nuance de l'acier. Les UD1 et UD4 en acier 260W présentent des rigidités effectives plus faibles que les UD1 et UD4 en acier B400 et 350W respectivement. Cependant, pour une même géométrie, les différences notées sur les K_{eff} à 5% dans le plan étant essentiellement liées aux modules d'élasticité des aciers puisque les UD présentent encore un comportement élastique à 5% de déformation. Enfin, les courbes de K_{eff} des UD1 en 260W et B400 se rejoignent dès 50% de déformation comme pour les UD4 et les prévisions de Nguyen (2021). Hors du plan l'influence de l'acier est plus marquée notamment pour les UD4 260W entre 25 et 75% de déformation.

Dans le plan, comme hors du plan, les UD1 et UD4 en acier 260W présentent des valeurs de l'énergie dissipée par cycle (EDC) plus faibles que leurs équivalents en B400 et 350W. Ce résultat semble cohérent avec les différences de limite élastique des aciers où le 260W présente la limite la plus faible des trois aciers testés. L'amortissement effectif des UD dans le plan montre une tendance unique, indépendamment de la géométrie et de l'acier, la seule différence réside dans la résistance à la fatigue oligocyclique. Alors que hors du plan, les UD1 et UD4 en 260W semblent présenter un meilleur amortissement effectif que les UD en B400 et 350W, avec notamment pour un amortissement effectif 20.8% plus élevé que les UD1 B400 à 125% de déformation. De plus, les UD4 260W montrent une meilleure résistance à la fatigue oligocyclique que leur équivalent en 350W.

Les UD1 (B400 et 260W) présentent une résistance à la fatigue oligocyclique bien supérieure hors du plan que lors du chargement dans le plan. Les UD4 350W semblent légèrement perdre en résistance. Le comportement des UD1 et des UD4 350W se retrouve dans les travaux de Konishi et al. (2012) et les travaux de Jiao et al. (2015) lesquels indiquent que la direction de chargement cyclique critique pour les UD est le chargement dans le plan.

Les résultats expérimentaux montrent des variations significatives de rigidité effective et d'amortissement effectif en fonction des nuances d'acier et des géométries. Les UD4 présentent globalement une rigidité initiale et une dissipation énergétique supérieures à celles des UD1. Parmi les aciers testés, le 350W offre des rigidités initiales plus élevées, tandis que le 260W présente des performances plus stables pour des amplitudes élevées. Ces observations fournissent une base solide pour les comparaisons ultérieures avec les résultats numériques. De plus, elles permettent d'identifier des questions et besoins de recherches futures en vue d'une compréhension plus poussée du comportement des UD, d'optimiser leur conception et de formuler des recommandations pratiques sur leur utilisation.

4.3 Tests monotones et comportement à l'ultime

Les essais monotones quasi statiques ont été menés pour évaluer et/ou vérifier la capacité de déformation ultime des UD sous des déplacements monotones croissantes jusqu'à la rupture ou 350% de déformation.

Seule l'expérience UD1 5 B400 a été étendue jusqu'à une déformation de plus de 480% et rupture de l'UD1 5-1 B400 puisqu'aucune rupture ni fissure n'a été constatée à 350%. Les autres essais ont cependant été réalisés jusqu'à la limite en déplacement à 350% pour éviter d'endommager les boulons de fixations.

L'évolution des déformées obtenues au cours des tests monotones sont disponibles en ANNEXE III, pour les tests monotones dans le plan des UD1 B400 et UD4 350W à la Figure A III-9 et à la Figure A III-10 respectivement.

La Figure 4.11 des essais monotones montrent que l'UD1 5-1 B400 atteint une déformation de 480% avant de céder en traction lorsqu'il a été complètement déplié. Aucun UD1 ni UD4 n'a montré de fissure à 350% de déformation.

Les Figure 4.12 et Figure 4.13 présentent les courbes force-déplacement pour les UD1 et UD4 qui ont été soumis à une sollicitation monotone.

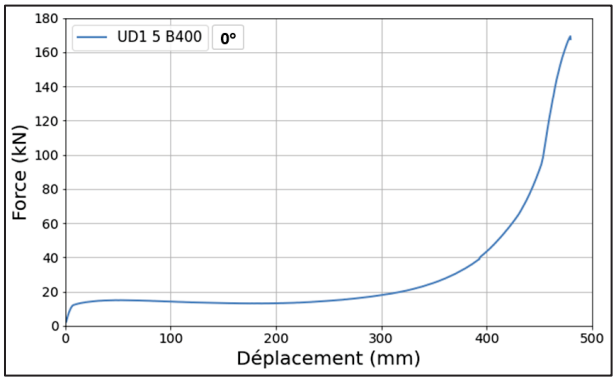


Figure 4.11 Courbe force-déplacement monotone statique dans le plan pour l'UD1 5-1 B400 jusqu'à rupture à 480%

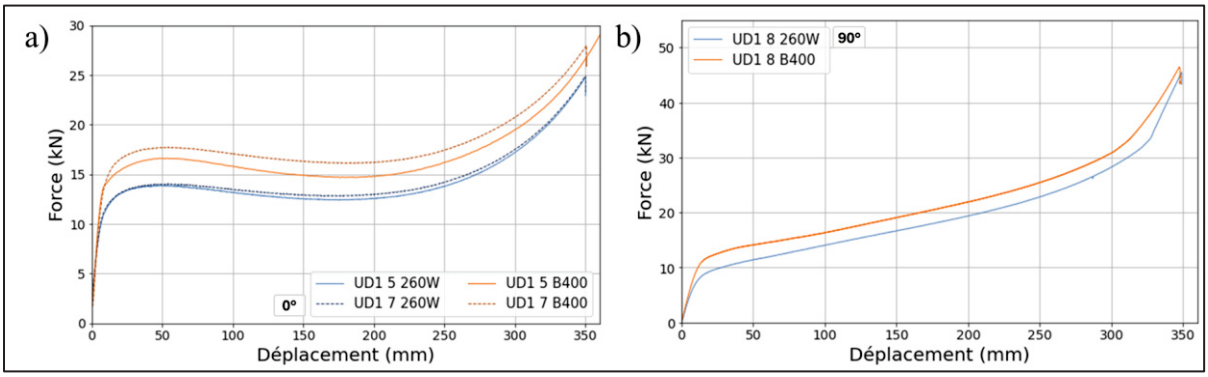


Figure 4.12 Courbes force-déplacement monotone statique pour les UD1 (a) dans le plan (b) hors du plan

Les UD1 semblent présenter un comportement post-élastique plus stable que les UD4. Les UD4 350W qui perdent jusqu'à 30% de leur force maximale à 250% pour les UD4 350W galvanisés et jusqu'à 35% pour les UD4 350W non galvanisés. Ce phénomène s'atténue pour les UD en 260W, mais reste présent et suit la même tendance avec une perte en force plus élevée pour les UD4 260W que les UD1 260W.

Enfin, la galvanisation (UD1 5 B400 et UD4 5 350W) semble avoir un impact sur la transition élasto-plastique des UD1 B400 comme des UD4 350W sans changer le profil du comportement sous grandes déformations. La galvanisation semble aussi réduire la force maximale qui est développée à 50% de déformation pour les UD1 et à 36% de déformation pour les UD4. La force maximale diminue de 7.78% pour les UD1 B400 et de 8.60% pour les UD4 350W avec la galvanisation.

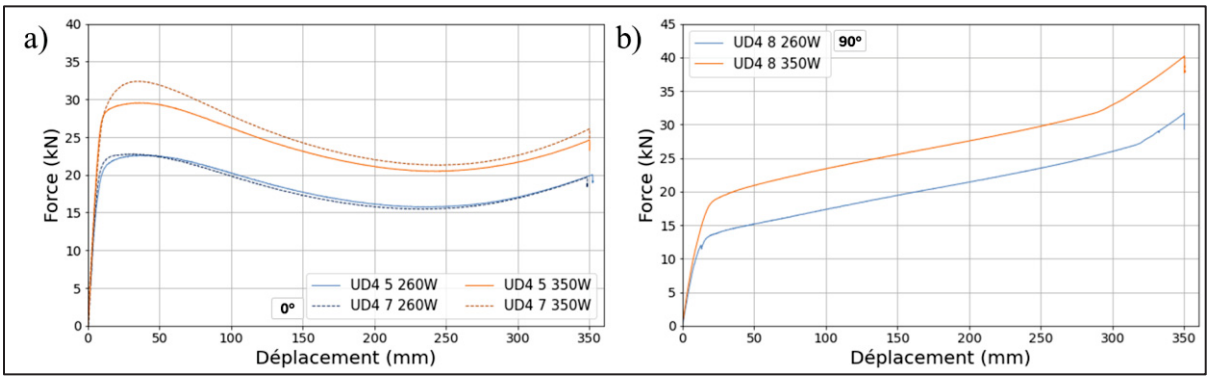


Figure 4.13 Courbes force-déplacement monotone statique pour les UD4 (a) dans le plan (b) hors du plan

Les Figure 4.14 et Figure 4.15, comparent les courbes forces-déplacements monotones et cycliques pour les UD1 et UD4 en acier 260W, B400 et 350W. Dès que l'acier entre dans le domaine post-élastique, à déplacement égal, les courbes cycliques montrent systématiquement une réponse en force supérieure à celle des courbes monotones. Ce phénomène peut être attribué à l'effet d'écrouissage cinématique qui s'amplifie sous chargement cyclique, entraînant une augmentation progressive des forces nécessaires associées aux mêmes déplacements des cycles subséquents.

Les résultats des tests monotones mettent en évidence des différences significatives entre les nuances d'acier et les géométries. Les UD4 présentent des rigidités initiales et des forces maximales supérieures à celles des UD1, de même, le 350W et le B400 se distinguent par leurs forces maximales développées parmi les aciers testés grâce à leurs limites élastiques plus élevées que le 260W. Les données obtenues fournissent une base solide pour les comparaisons futures avec les résultats numériques et les tests cycliques.

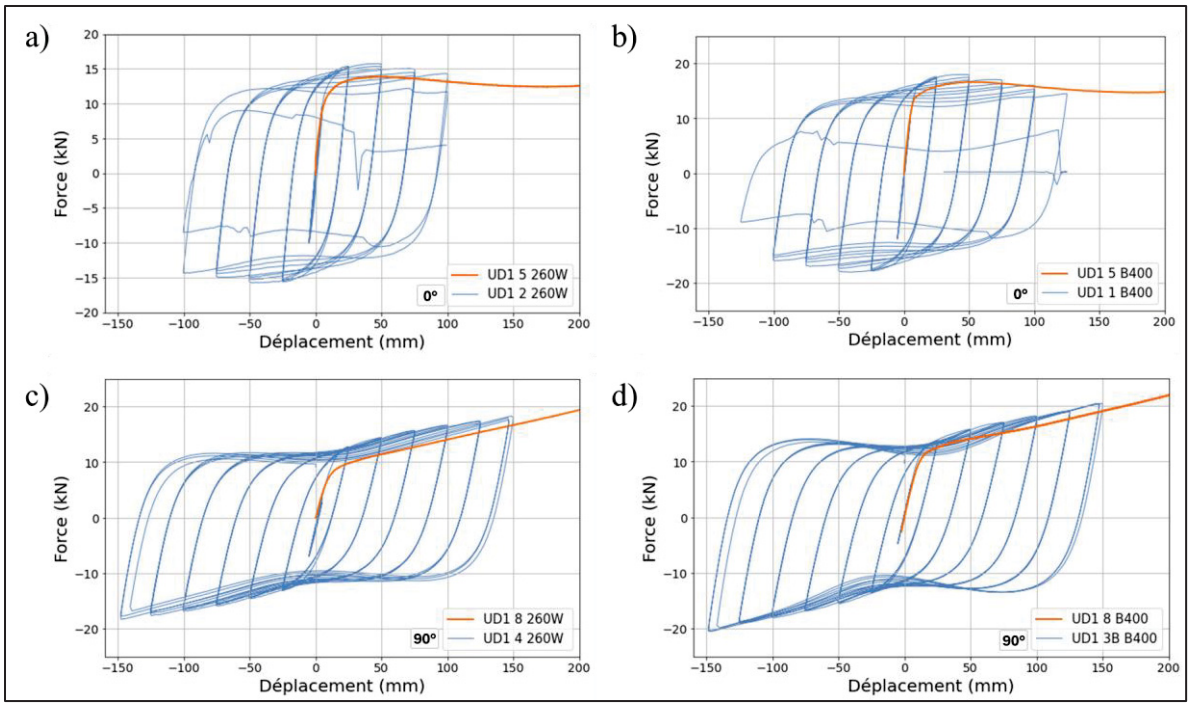


Figure 4.14 Comparaison des courbes cycliques et monotones pour l'UD1 260W (a) dans le plan (c) hors plan – pour l'UD1 B400 (b) dans le plan (d) hors plan

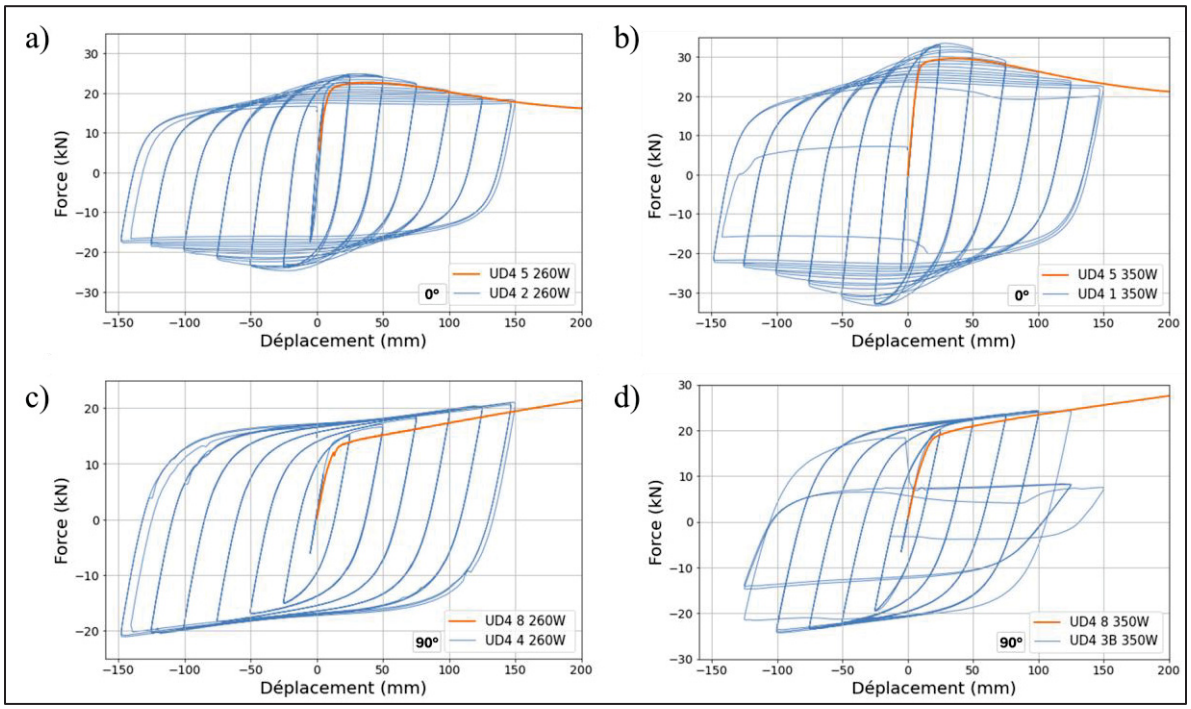


Figure 4.15 Comparaison des courbes cycliques et monotones pour l'UD4 260W (a) dans le plan (c) hors plan – pour l'UD4 350W (b) dans le plan (d) hors plan

4.4 Comportement en fatigue et capacité résiduelle

Cette section examine le comportement en fatigue des UD1 et UD4 à travers des tests cycliques répétés, en mettant l'accent sur leur capacité résiduelle. L'objectif est de caractériser la durabilité des dispositifs en fonction des nuances d'acier (G40.21 260W, B400 et 350W) et des géométries, afin d'identifier les paramètres influençant leur tenue en fatigue.

4.4.1 Tests de fatigue

Les essais de fatigue ont été réalisés pour évaluer la durabilité des UD sous des charges cycliques répétées, simulant les conditions de service à long terme. Ces tests visaient à observer l'évolution de la rigidité, la résistance résiduelle et l'apparition de fissures ou de défaillances. Les UD ont été soumis à des cycles de charge à une fréquence de 0,2 Hz pour simuler les déplacements thermiques des ponts en conditions réelles. Les essais en fatigue ont été réalisés sur deux types d'UD : UD1 et UD4. Comme indiqué à la section 2.3, la série de tests en fatigue a été conçue pour évaluer la réponse des amortisseurs sous des sollicitations prolongées, avec des variations d'amplitude adaptées pour simuler les charges de service liées à la dilatation thermique.
La Figure 4.19 montre l'installation des UD dans le dispositif d'essai pour les tests en fatigue, le profil de la déformée à la fin du test ainsi que les fissures visibles sur la face intérieure de l'UD4 9-2 350W à la fin du test.

Les résultats des essais en fatigue ont révélé des différences marquées entre les deux types d'UD testés. Les UD1 ont montré une plus grande sensibilité à la fatigue dans le plan (8 ruptures sur les 8 UD1 testés) comme le montrent la Figure 4.17 et le Tableau 4.1, avec des ruptures survenant en moyenne à 10 ans et 113 jours pour les UD1 B400, et des ruptures survenant en moyenne à 11 ans et 55 jours pour les UD1 260W. Ces résultats illustrent la fragilité des UD1 face à des sollicitations cycliques prolongées, et des fissures critiques ont été observées avant la rupture, notamment à la transition entre les parties droites et la section courbée de l'UD comme le présente la Figure 4.22. Les quatre UD1 (260W et B400) testés en chargement hors plan n'ont pas brisé lors des tests de fatigue. Seulement un UD4 sur les 12

testés (dans le plan et hors du plan confondus) a brisé lors de tests de fatigue. Il s'agit de l'UD4 10-1 260W qui a subi un chargement dans le plan.

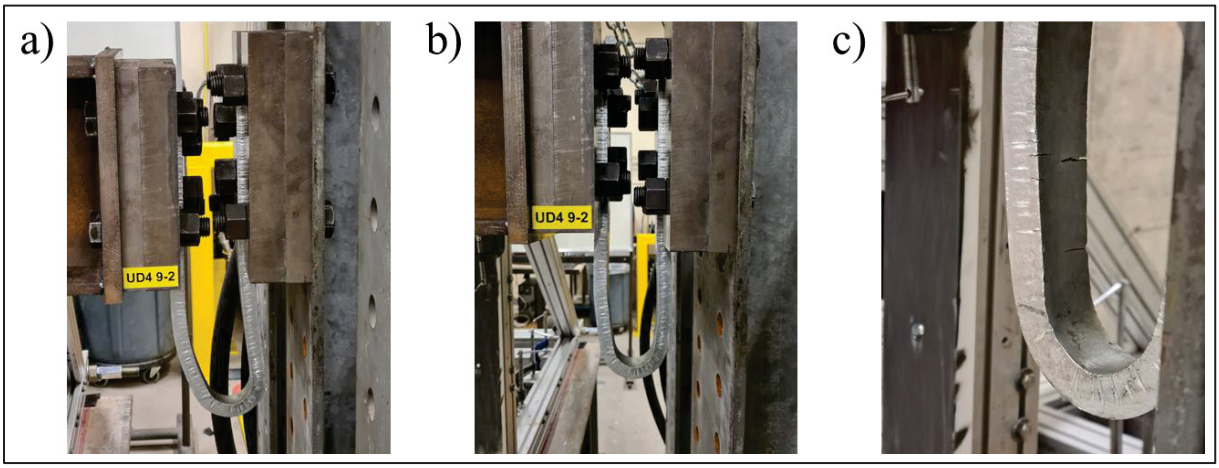


Figure 4.16 Déformée de l'UD4 9-2 350W (a) au début de l'expérience (b) à la fin de l'expérience (c) propagation de fissures sur la face intérieure à la fin de l'expérience

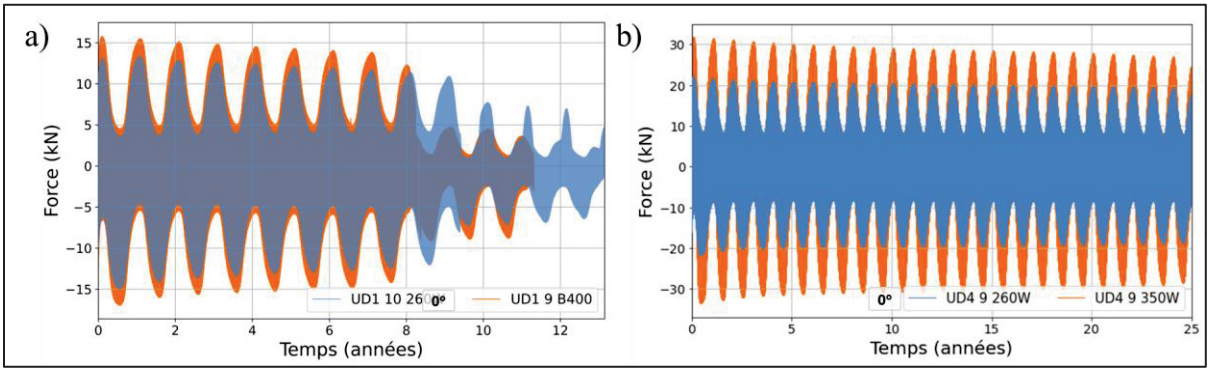


Figure 4.17 Test en fatigue dans le plan selon le protocole simulant les déplacements de service maximum estimés d'un pont typique (a) UD1 (b) UD4

La Figure 4.18 présente les courbes d'hystérésis pour les UD1 10 B400 et UD4 10 350W. Les UD1 260W et UD4 260W ayant présenté des comportements sensiblement similaires. La superposition des cycles d'hystérésis permet de constater une diminution progressive des forces maximales fournies par les UD au cours de leur cycle de vie. Les UD dans le plan subissent donc un adoucissement cyclique jusqu'à la fin du test, ou la rupture de l'UD. Ce phénomène se retrouve aussi pour le chargement hors plan, comme le montre la Figure 4.19

pour l'UD4 12 350W. Cependant, avant de décroître, les UD1 et les UD4 subissent un écrouissage cyclique important au cours de la première année comme le montre la Figure 4.20.

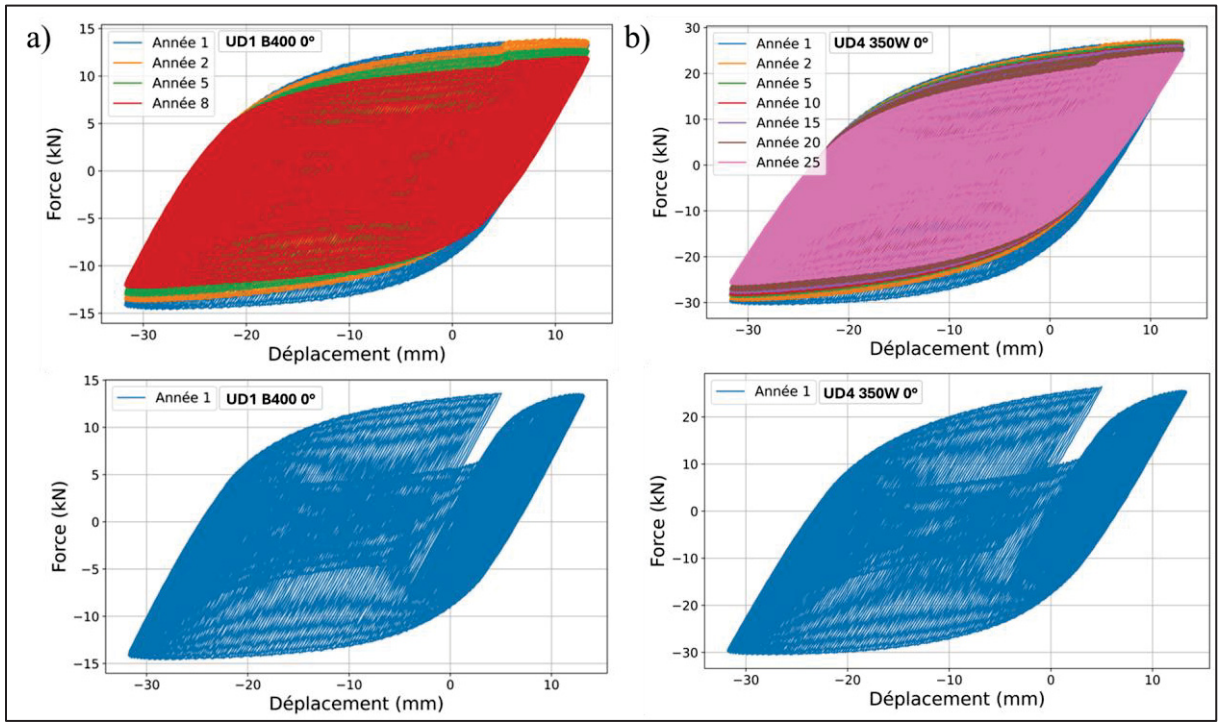


Figure 4.18 Boucle d'hystérésis pour les tests en fatigue dans le plan (a) UD1 10 B400 (b) UD4 10 350W

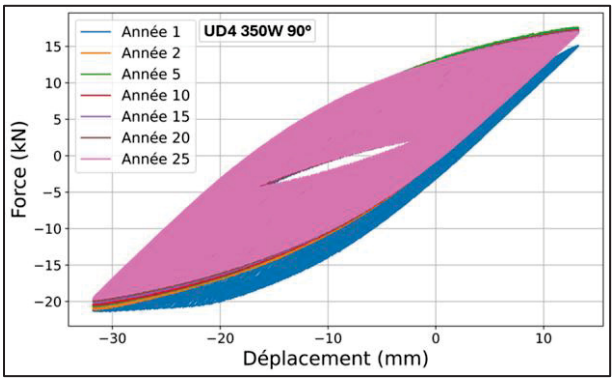


Figure 4.19 Boucles d'hystérésis pour l'UD4 12 350W en fatigue et chargement hors plan

Sauf pour les UD4 350W chargés hors du plan, le changement d'acier ne semble pas apporter de variation significative sur l'évolution de la force maximale des UD au cours du test.

La rigidité élastique des UD varie aussi au cours du test de fatigue diminuant progressivement au cours du test pour atteindre une valeur critique moyenne de 80% de la valeur initiale pour les UD1 dans le plan comme le montre la Figure 4.21. Cette valeur critique sur la dégradation de rigidité à 80% a aussi été observée par Jiao et al. (2015) identifiant le seuil de dégradation marquant la rupture en fatigue. Les UD1 12 B400 ne présentent quasiment aucune perte de rigidité au cours de temps, il en va de même pour l'expérience UD4 12 350W. Les UD en 260W présentent des pertes de rigidité les plus importantes. Une tendance qui a été constatée lors des premiers cycles des essais en fatigue oligocycliques à la Figure 4.6.

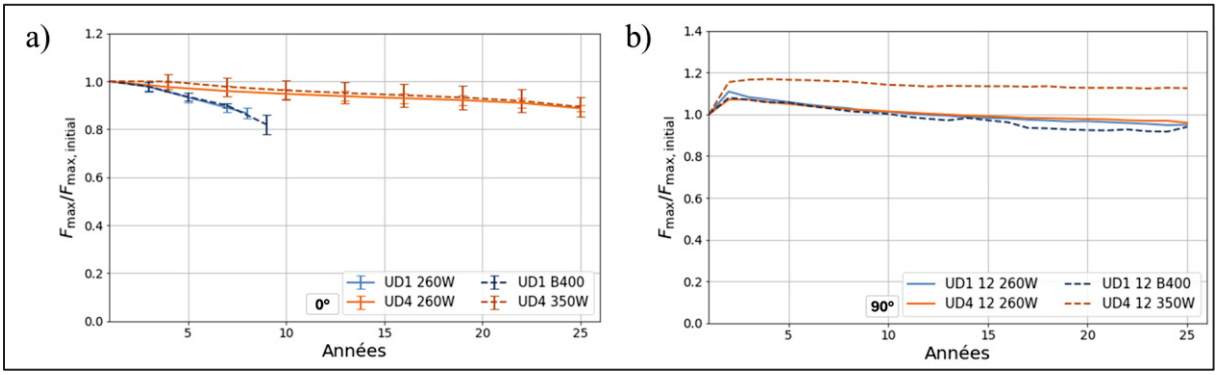


Figure 4.20 Évolution de la force maximale développée par les UD au cours de leur chargement de fatigue de service (a) dans le plan (b) hors du plan

L'aspect de la surface de rupture en fatigue permet de conclure que les amorces de fissures étaient bien situées sur la face intérieure de l'UD. Sur la Figure 4.22, pour l'UD1 9-2 B400 et UD1 10-2 B400, la propagation de fissure en fatigue est très nette avec un profil typique de l'avancée des cycles de chargement-déchargement depuis le coin supérieur droit ainsi que depuis la surface extérieure. Il y a ensuite eu une propagation rapide de l'ouverture lorsque la surface totale des fissures a atteint 40% de la section. Cela correspond à la partie centrale de la section des UD qui a alors rompu soudainement en traction puisqu'il n'y avait plus assez de section pour distribuer les contraintes.

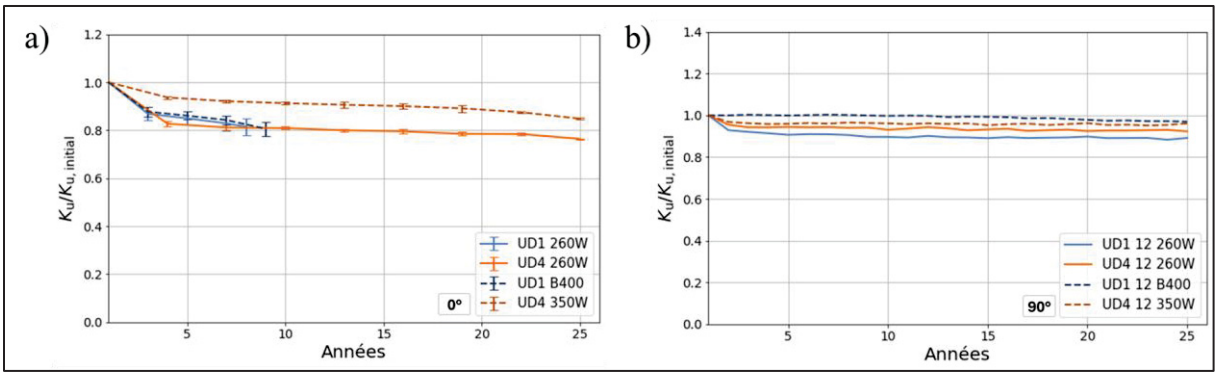


Figure 4.21 Évolution de la rigidité des UD au cours de leur chargement de fatigue de service (a) dans le plan (b) hors du plan

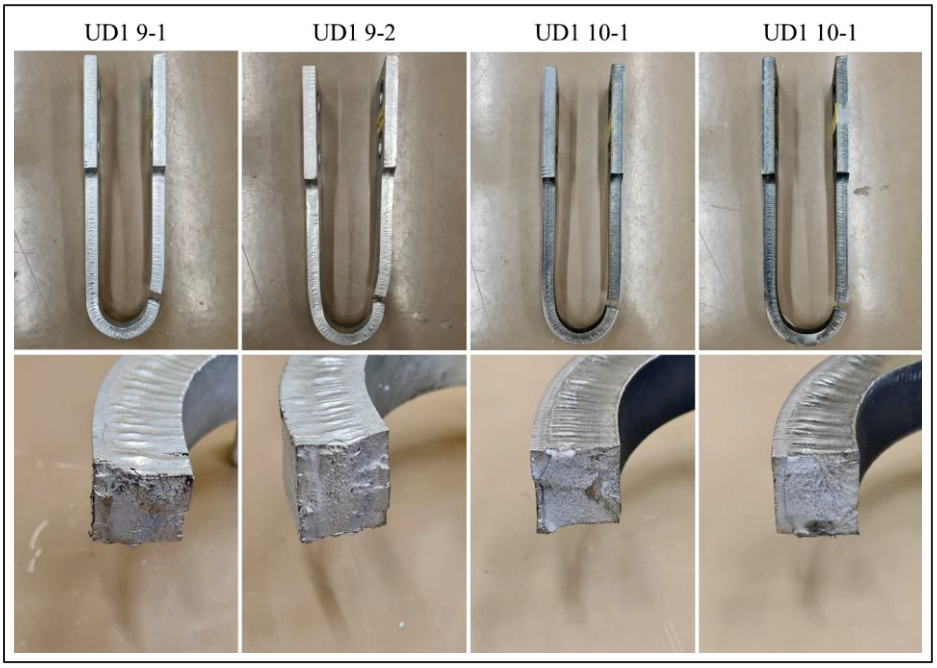


Figure 4.22 Déformée des UD1 B400 après les essais de fatigue dans le plan et aspect de la surface de rupture

4.4.2 Capacité résiduelle des UD

Les essais post-fatigue de service ont été conduits pour évaluer la capacité résiduelle des UD après une sollicitation prolongée en fatigue simulant les sollicitations maximales estimées durant 25 ans de service. Ces tests, réalisés sur des UD ayant subi plusieurs cycles de fatigue à des amplitudes variées, ont permis de mesurer la force maximale et la rigidité post-élastique

des UD, deux indicateurs principaux de leur capacité résiduelle. La Figure 4.23 montre les cycles d'hystérésis post-fatigue dans le plan pour les UD4, tandis que la Figure 4.24 présente les résultats hors plan.

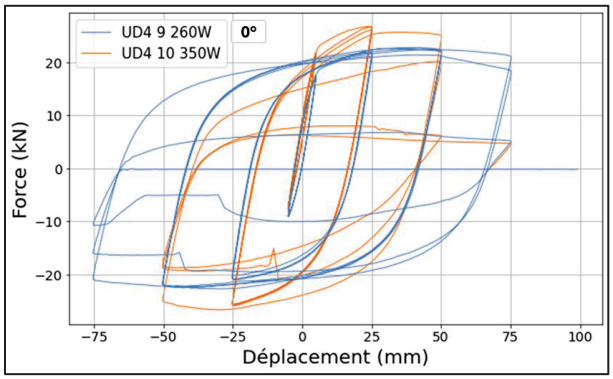


Figure 4.23 Cycles d'hystérésis post-fatigue
dans le plan pour les UD4

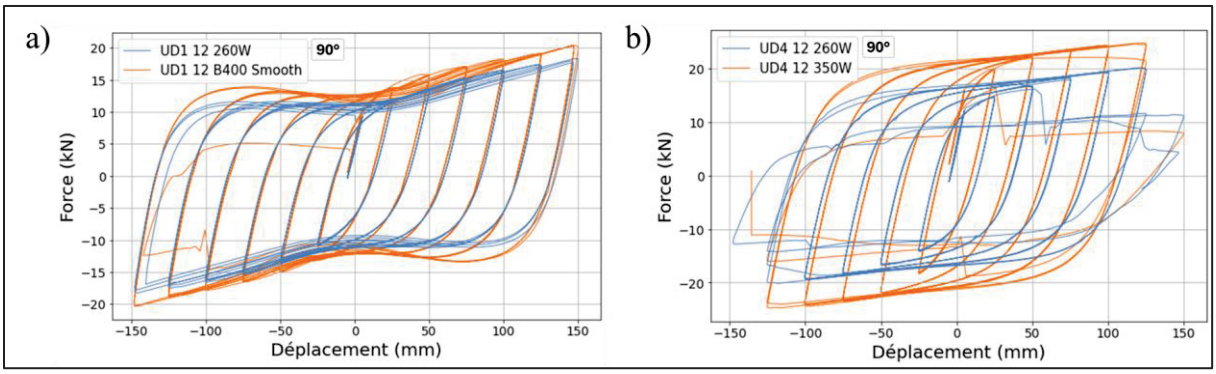


Figure 4.24 Cycles d'hystérésis post-fatigue hors du plan (a) UD1 (b) UD4

Pour évaluer la capacité résiduelle, la force maximale fournie par les UD lors de ces cycles de fatigue a été comparée aux valeurs initiales (sans fatigue de service), ce qui permet d'observer une diminution progressive de la force maximale. Dans le cas des essais cycliques post-fatigue des UD4 12 350W dans le plan, les efforts ont été inférieurs aux efforts des tests cycliques d'environ 16.8%.

La rigidité de déchargement a également été mesurée, révélant une excellente stabilité pour les UD4 hors du plan comme le montre la Figure 4.25. Les valeurs des rigidités initiales sélectionnées pour les UD1 12 (260W et B400) et UD4 12 (260W et 350W) correspondent aux

valeurs identifiées au début des tests de fatigue permettant de visualiser la perte en rigidité de déchargement face aux valeurs des tests oligocycliques. Les tendances d'évolution de la rigidité de déchargement semblent similaires pour les tests hors du plan, avec un écrouissage cyclique important pour les UD1 post-fatigue.

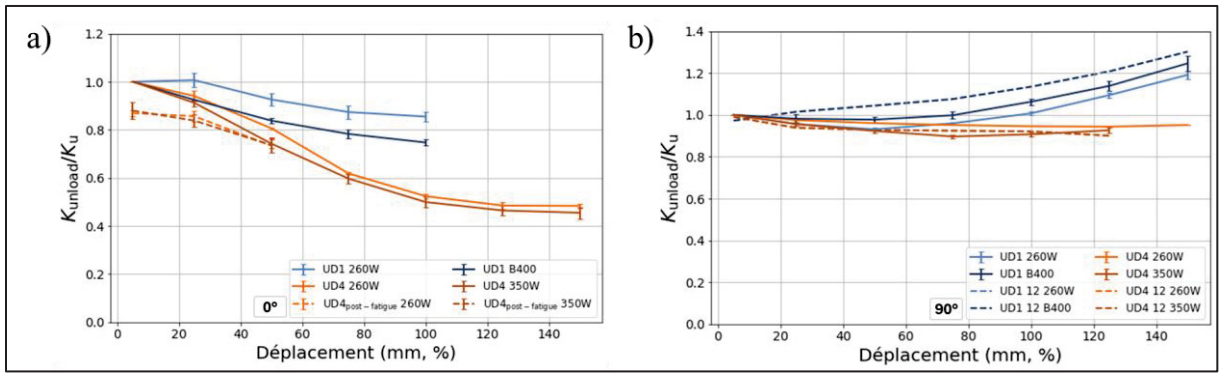


Figure 4.25 Comparaison de la rigidité de déchargement des UD post-fatigue avec les résultats des tests cycliques (a) dans le plan (b) hors du plan

Enfin, les paramètres du modèle viscoélastique pour les UD post-fatigue sont présentés en Figure 4.27 à Figure 4.29. Ainsi les propriétés des UD1 comme les UD4 ne subissent qu'une légère baisse au cours de leur cycle de vie (fatigue de service). Le paramètre de plus impacté étant la rigidité effective des UD4 dans le plan et l'amortissement effectif des UD4 260W hors du plan.

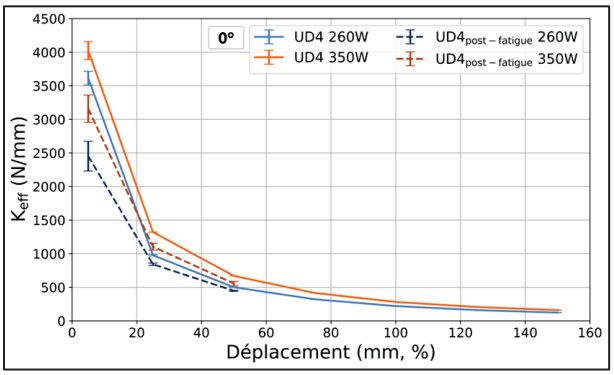


Figure 4.26 Comparaison de la rigidité effective dans le plan des UD4 pour les essais cycliques après fatigue de service

Le comportement cyclique post-fatigue des UD4 350W dans le plan indiquent une rigidité initiale plus faible d'environ 20% contre une diminution de 3.2% pour le chargement hors plan. Une perte encore plus marquée est constatée pour les UD4 260W dans le plan avec une baisse de rigidité de 23.7%. La perte en rigidité effective pour les UD des tests cycliques post-fatigue hors plan diminue progressivement jusqu'à 75% de déformation ou elle est quasi nulle. Pour les tests dans le plan, seuls les UD4 ont pu être testés, car seuls ces derniers ont passé les tests de fatigue de service dans le plan sans briser comme indiqué à la section 4.4.

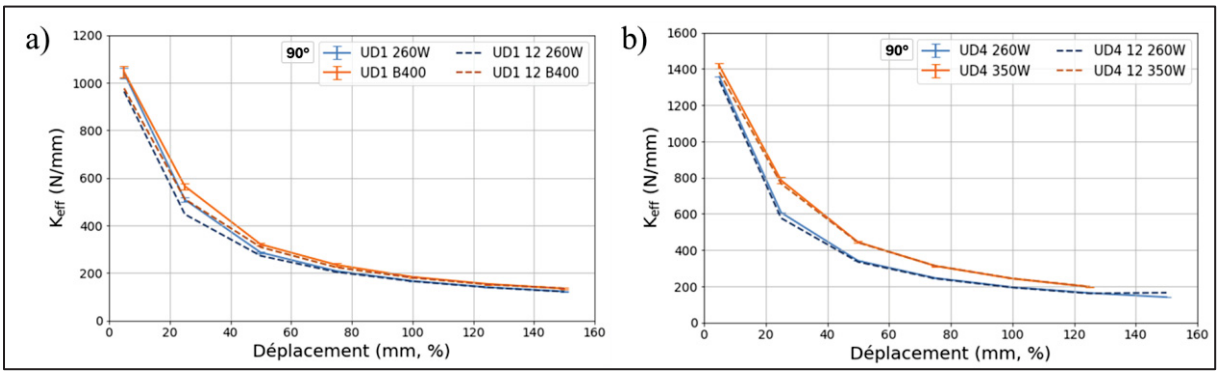


Figure 4.27 Comparaison de la rigidité effective hors du plan des UD pour les essais cycliques après fatigue de service (a) UD1 (b) UD4

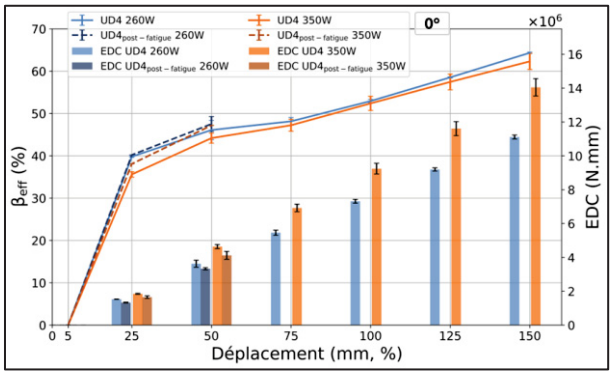


Figure 4.28 Comparaison de l'amortissement effectif et de l'EDC des UD4 dans le plan pour les essais cycliques après fatigue de service

Ainsi, les UD1 semblent présenter une grande fragilité à la fatigue et la fatigue oligocyclique dans le plan alors qu'ils présentent une excellente résilience lors des chargements hors du plan.

Les UD4 semblent plus performants dans le plan que les UD1 et présentent une résilience légèrement inférieure aux UD1 pour les chargements hors du plan. Ces résultats préliminaires nous laissent penser à un rôle important joué par les facteurs géométriques des UD et les niveaux de contraintes sous la fatigue de service et les cycles subséquents. Elles pointent le besoin d'un approfondissement de leur examen dans le cadre des futures recherches.

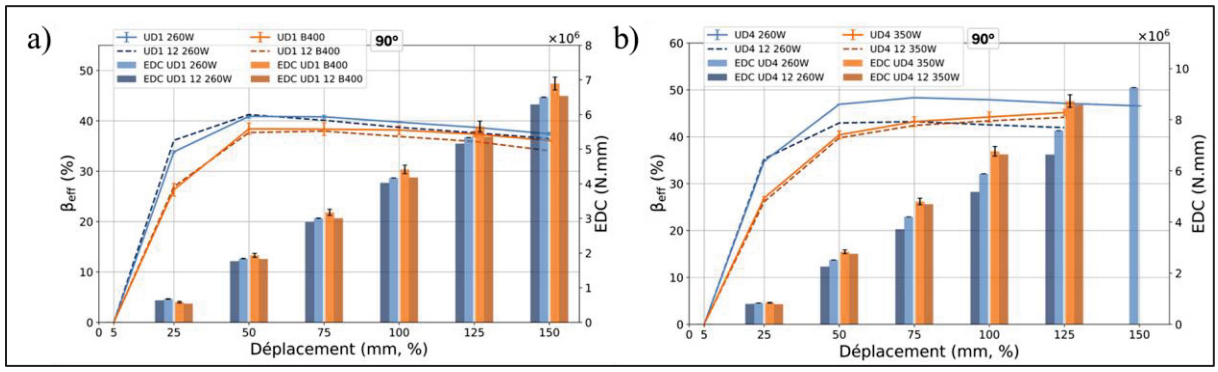


Figure 4.29 Comparaison de l'amortissement effectif et de l'EDC des UD hors du plan pour les essais cycliques après fatigue de service (a) UD1 (b) UD4

4.5 Conclusion

L'acier composant les UD n'apporte pas de variations significatives aux paramètres effectifs du modèle bilinéaire, qui restent globalement similaires dans le plan. Les différences les plus marquées causées par le changement d'acier concernent essentiellement les valeurs des efforts maximaux. Les durées de vie en fatigue de service et en fatigue oligocyclique observées au cours de ce chapitre sont également relativement similaires pour les UD en acier 260W, B400 et 350W. Ces résultats mettent en évidence une influence marquée de la géométrie sur la capacité en fatigue des UD.

Les UD4 présentent de meilleures performances en fatigue oligocyclique et en fatigue de service dans le plan. À l'inverse, les UD1 montrent des performances légèrement supérieures lors des chargements hors plan, avec seulement deux ruptures (sur 14), au dernier cycle de chargement cyclique à 150%, dont une rupture observée lors des tests post-fatigue en acier 260W. Cette observation indique que la direction de chargement critique pour les UD est le

chargement dans le plan. Par conséquent, pour augmenter leur durée de vie, il pourrait être intéressant de placer les UD de manière à travailler hors plan, par exemple en les orientant perpendiculairement à la direction d'isolation souhaitée. Une telle disposition pourrait également offrir une meilleure résistance à la fatigue de service sous les variations et déformations thermiques. Toutefois, si une isolation est requise dans les deux directions, des compromis devront être envisagés, notamment en plaçant les UD aux appuis qui subissent le moins de déformations thermiques. Ces considérations ouvrent des pistes de recherche pour concevoir et optimiser les UD.

Par ailleurs, les UD1 et UD4 subissent un écrouissage cyclique significatif au cours des premiers cycles de fatigue de service, confirmant que les déformations de fatigue excèdent la limite élastique. Ce phénomène, probablement l'une des principales raisons de leur durée de vie écourtée, souligne l'importance de concevoir les UD pour que les charges de service ne provoquent pas de déformations inélastiques au-delà d'un certain seuil critique. Puisque les cycles simulant les charges de service induisent des déformations inélastiques, ces cycles relèvent également de la fatigue oligocyclique (low cycle fatigue), plutôt que de la fatigue à haut cycle (high cycle fatigue), où les contraintes restent dans le domaine élastique.

Les propriétés hystérétiques des UD1 comme des UD4 demeurent stables au cours du temps, avec des détériorations mécaniques attendues, notamment sur la rigidité de déchargement. La diminution de la rigidité de déchargement semble présenter une corrélation avec la durée de vie en fatigue. Comme rapporté dans des études précédentes, une dégradation de 20% (en dessous de 80%) de la rigidité initiale de déchargement constitue un seuil quasiment systématique de rupture de l'UD.

CHAPITRE 5

DISCUSSIONS ET RECOMMANDATIONS

5.1 Introduction

Le présent chapitre vise à analyser et à discuter les résultats expérimentaux, analytiques et numériques obtenus pour les amortisseurs en U dans les chapitres précédents. Cette analyse s'inscrit dans une démarche visant à valider les modèles numériques utilisés pour prédire le comportement mécanique des UD et à tirer des enseignements sur leurs performances en conditions réelles.

Dans un premier temps, une lecture approfondie des résultats expérimentaux sera réalisée, couvrant les comportements sous charges cycliques et monotones, ainsi que les observations liées à la fatigue. Ces données permettront de mettre en évidence les principaux paramètres influençant la réponse des UD, tels que la géométrie, le matériau, et les conditions de chargement. Par la suite, ces résultats seront confrontés aux simulations numériques, dans le but de valider les modèles employés et d'identifier leurs limites. Cette confrontation offrira une opportunité de discuter des ajustements possibles pour améliorer la précision des prédictions.

Enfin, des recommandations pratiques seront formulées à partir des analyses effectuées. Ces recommandations concerneront principalement la conception des modèles numériques des UD, leur utilisation pour la prédiction du comportement des UD, et des recommandations pour l'intégration des formules et modèles dans les codes de construction. Ces points seront soutenus par les observations issues des résultats expérimentaux et numériques.

Les objectifs principaux de ce chapitre sont les suivants :

1. Analyser les résultats expérimentaux et notamment les courbes force-déplacement, la rigidité effective, l'amortissement effectif et la capacité résiduelle des UD pour

identifier l'impact des géométries (UD1 et UD4) et des aciers (260W, 350W, Brinar 400).

2. Confronter les simulations numériques aux résultats expérimentaux pour valider les modèles employés et analyser les écarts observés, en mettant en évidence leurs limites.

3. Identifier les limites des modèles numériques et équations analytiques puis formuler des recommandations pour la conception, et l'utilisation des modèles numériques des UD dans le cadre de l'isolation sismique.

Cette structure permettra de répondre aux problématiques soulevées tout au long de cette recherche et de consolider les conclusions générales de ce mémoire.

5.2 Analyse des résultats expérimentaux

Cette section discute des observations clefs issues des tests expérimentaux sur les amortisseurs en U (UD), en les structurant autour de trois thématiques principales : le comportement sous charges cycliques, le comportement sous charges monotones, et les performances en fatigue. Ces analyses mettent en évidence les implications pratiques des résultats et les différences liées aux nuances d'acier utilisées (260W, 350W, et B400) ainsi qu'aux géométries des UD.

5.2.1 Comportement sous charges cycliques

Les essais réalisés sur les UD ont révélé des comportements distincts en fonction de leurs géométries, des matériaux et des traitements de surface utilisés. Ces résultats expérimentaux permettent d'approfondir la compréhension des mécanismes influençant leurs performances et de les comparer aux conclusions des études antérieures. Cette section analyse les observations obtenues, en identifiant les causes des variations et les phénomènes physiques impliqués.

Les résultats expérimentaux montrent que la géométrie des UD joue un rôle déterminant dans leurs performances mécaniques. Les UD4, grâce à leurs dimensions plus importantes (longueur avec 200 mm contre 150 mm pour les UD1 et épaisseurs avec 19.05 mm contre 15.875 mm), présentent des rigidités effectives, des amortissements visqueux équivalents et des énergies dissipées par cycle (EDC) supérieurs à ceux des UD1. Cependant, dans le plan, l'amortissement visqueux équivalent reste similaire entre les UD1 et UD4.

En ce qui concerne la fatigue oligocyclique, les UD soumis à des charges hors plan affichent une meilleure durabilité, corroborant les observations de Jiao et al. (2015). Les modes de rupture observés révèlent des tendances intéressantes. Les UD1, dans le plan et hors du plan, se brisent systématiquement à la transition entre la section courbe et la section droite, mettant en évidence une zone de concentration de contraintes critique. En revanche, les UD4 présentent des modes de rupture variés selon l'orientation de chargement et le type de sollicitation. Dans le plan, un seul UD4 a rompu en charge cyclique dans la zone D, tandis qu'en fatigue et cyclique post-fatigue, les ruptures ont été observées principalement dans les zones B et C, suggérant une redistribution des contraintes vers la jonction avec la section courbe. Hors du plan, les UD4 ont montré des ruptures dans les zones A et E, avec une tendance plus marquée pour la zone A chez les aciers 350W et pour la zone E chez les 260W.

La concentration des ruptures dans des zones spécifiques pour les UD1 semble liée à une longueur insuffisante de la partie droite ($L = 150mm$) et à un ratio ${}^{w_2}/_{w_0} = {}^{1}/_{2}$, Ce design compact empêche le développement de flambements dans la section droite lors des charges dans le plan, ce qui conduit à la formation prématurée d'une rotule plastique à la transition avec la section courbe. Hors du plan, le ratio w_2/w_0, un peu faible, déplace les contraintes pour cette géométrie. En effet, comme présenté dans les travaux de Deng et al. (2015), la variation du rapport w_2/w_0 permet d'optimiser la répartition de contrainte dans l'UD en chargement hors plan. Ce paramètre étant dépendant notamment de la longueur L de l'UD, pour une longueur $L = 255$, les auteurs ont identifié un ratio de ${}^{30}/_{45} \approx 0.667$. Les seules ruptures enregistrées pour les UD1 hors plan, toutes sollicitations confondues étant en B. La jonction entre les sections droites et courbes semble donc un peu faible contrairement aux UD4

qui ont rompu en A et en E indiquant une plus grande résistance de la jonction et un ratio $^{w_2}/_{w_0} = {}^{3}/_{4}$.

Les UD4 montrent des performances plus équilibrées, tant dans le plan que hors du plan, et une meilleure répartition des ruptures. Cependant, le ratio $^{w_2}/_{w_0}$ semble tout de même légèrement élevé avec des ruptures en A et E indiquant un manque de souplesse en flexion des parties droites qui vient soit cisailler le milieu de la partie courbe ou céder dans la zone de concentration de contrainte à la jonction avec la fixation des UD. La longueur L semble cependant plutôt bien adaptée pour la hauteur, H, et l'épaisseur, t, des UD4. Le ratio $^{t}/_{H}$ semblant tout de même encore légèrement trop grand limitant la capacité en fatigue de service dans le plan comme on peut le retrouver dans les travaux de Deng et al. (2013) qui indiquent qu'une réduction de l'épaisseur peut permettre un gain de résistance en fatigue. En effet, la forte épaisseur des UD4 induit un plus grand bras de levier, donc une plus grande contrainte de peau qui peut être la cause de création d'amorces de ruptures. Cette répartition des contraintes est aussi validée par les modélisations numériques comme le présente la Figure A IV-2 avec la superposition des déformées et la localisation des contraintes de Von Mises dans les UD4.

En ce qui concerne les matériaux, les aciers testés ont montré des performances variées en termes de dissipation d'énergie et de résistance en fatigue. L'acier 260W, bien que présentant des rigidités effectives et des énergies dissipées par cycles plus faibles, a démontré un meilleur amortissement visqueux équivalent et résistance en fatigue oligocyclique hors du plan par rapport au 350W. En revanche, le B400 se distingue par des performances relativement similaires voire inférieures au 260W, malgré sa limite élastique élevée ne justifiant pas son utilisation pour la production des UD comme confirmé par l'étude de Oh et al. (2013).

5.2.2 Comportement sous charges monotones

Les essais monotones effectués sur les amortisseurs en forme de U (UD) ont permis de caractériser leur réponse mécanique en fonction des géométries et des matériaux. Ces essais

ont mis en évidence des phénomènes physiques clefs, notamment les influences géométriques qui dominent les variations observées dans les courbes force-déplacement.

La diminution des contraintes observée dans les UD4 est principalement attribuable à des facteurs géométriques. Contrairement aux UD1, les UD4 possèdent des sections droites plus longues qui, lors du déploiement de l'UD en poussée monotone, génèrent un bras de levier plus important réduisant les efforts nécessaires pour déplier l'UD. L'évolution de la déformée et le déploiement des parties droites des UD1 et UD4 sont visibles en ANNEXE III à la Figure A III-9 et à la Figure A III-10 respectivement.

Les courbes monotones sont systématiquement en dessous des courbes cycliques pour un même déplacement maximal, ce qui est cohérent avec le phénomène d'écrouissage cyclique. Ce dernier résulte de l'accumulation de déformations plastiques au cours des cycles, augmentant ainsi la rigidité apparente et la force requise pour poursuivre la déformation. Cet effet est particulièrement prononcé dans les UD4 en raison de leur plus grande capacité de dissipation d'énergie, reflétée par des forces plus élevées en cyclique que leurs équivalents monotones. Dans le plan, les courbes monotones repassent néanmoins au-dessus des courbes cycliques au-delà de 75% de déformation, favorisées par le flambement des UD sous les sollicitations cycliques qui réduit les forces retournées par les UD.

5.2.3 Résultats en fatigue

Les tests de fatigue ont montré une réduction progressive de la rigidité initiale, K_u, pour toutes les nuances d'acier, reflétant l'accumulation de dommages au fil des cycles. Par ailleurs, un écrouissage cyclique significatif a été observé dès les premiers cycles de fatigue de service, confirmant que les déformations excèdent la limite élastique. Ce phénomène, lié à la fatigue oligocyclique, souligne la nécessité de concevoir les UD de manière à éviter des déformations inélastiques au-delà d'un certain seuil sous les charges de service. La principale différence entre les nuances réside dans la force maximale atteinte initialement et dans le taux de dégradation.

Les résultats en fatigue ont montré une durabilité supérieure des UD4 par rapport aux UD1, indépendamment du type d'acier. Les UD1, quant à eux, ont montré une meilleure résilience hors du plan, où ils ont largement résisté aux cycles de fatigue, à l'exception d'un cas isolé. Ces différences de comportement entre le plan et hors du plan soulignent l'importance de considérer l'orientation des UD lors de leur mise en œuvre.

Cette performance supérieure peut être attribuée à une meilleure répartition des contraintes lors des petites déformations du test de fatigue dans les UD4, rendue possible par leur longueur plus importante et leur ratio w_2/w_0 plus équilibré. En effet, les UD1, avec leurs dimensions plus compactes, concentrent les contraintes dans la zone de transition (et zone de rupture B à la Figure 4.8) entre les sections droites et courbes, empêchant une flexion suffisante des parties droites ce qui conduit à des amorces de fissures précoces et réduit leur durabilité. Ces observations suggèrent qu'une optimisation des ratios géométriques et une éventuelle réorganisation des UD pour qu'ils travaillent hors du plan pourraient augmenter leur durée de vie en fatigue de service et leur résilience aux déformations thermiques, lorsque cela est compatible avec les exigences d'isolation.

Ces observations ne coïncident pas avec les études de Jiao et al. (2015) ainsi que de Kishiki et al. (2008) qui indiquaient une durée de vie équivalente entre tous les UD. Il est important de noter que les ratios géométriques de l'ensemble des UD des études susmentionnées étant égaux entre les différentes géométries comme indiqué au CHAPITRE 1. Les estimations de durée de vie en fatigue des UD formulées au CHAPITRE 2 indiquaient une rupture probable des UD au cours des cycles de chargement post-fatigue à 125% de déformation. Dans les faits, les UD1 dans le plan ont présenté des ruptures en fatigue et fatigue oligocycliques beaucoup plus précoces, ne finissant même pas les essais de chargements en fatigue. Les UD4 dans le plan ont cédé en moyenne lors des essais cycliques post-fatigue à un angle de cisaillement de 50%. Hors du plan, les UD1 n'ont pas cédé peu importe la sollicitation, sauf l'UD1 12-1 B400 qui a brisé au dernier cycle de chargement cyclique post-fatigue à 150%. Les UD4 ont brisé hors du plan lors des chargements cycliques post-fatigue à des amplitudes en cisaillement de 125% et 150%. Dans le plan, les UD1 et UD4 n'ont donc pas présenté de durée de vie en fatigue aussi

grande que les prédictions, mais les UD4 ont tout de même conservé une capacité résiduelle post-fatigue relative.

Les observations ont également révélé des modes de rupture distincts selon l'orientation des charges. Hors du plan, les UD4 ont principalement rompu dans les zones A et E, tandis que les UD1 ont montré une concentration des ruptures en zone B. Cette tendance confirme que la géométrie joue un rôle clef dans la localisation des zones critiques et la propagation des fissures.

Les essais ont également mis en évidence des différences significatives entre les aciers utilisés. Les UD en acier 260W, bien que présentant des déplacements à la limite élastique, Δ_u, inférieurs aux autres UD, ont démontré une meilleure résistance en fatigue grâce à la ductilité de l'acier. La déformation plastique plus permissive permet une déformation plus grande et retarde l'apparition des fissures. Pour l'acier 350W, bien que plus résistant, cet acier montre une durabilité légèrement inférieure hors du plan. En revanche, il affiche des performances similaires au 260W dans le plan. Enfin, l'acier B400, malgré sa limite élastique élevée, n'a pas offert d'avantages significatifs en termes de durabilité en fatigue. Ses performances similaires, voire inférieures au 260W, confirment qu'il n'est pas optimal pour des applications où la fatigue est un facteur critique en plus de son coût.

Les essais en fatigue et les essais cycliques post-fatigue ont également confirmé les tendances observées dans les essais cycliques. Les UD présentent une bien meilleure résilience en fatigue hors plan que dans le plan. L'acier joue un rôle dans les efforts maximaux et a une contribution relative à la résistance en fatigue, particulièrement pour les UD1 qui présentent des ratios géométriques moins équilibrés qui dirigent alors la durée de vie en fatigue des UD.

5.3 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

Cette section vise à confronter les résultats expérimentaux obtenus avec les modèles numériques développés, en analysant les écarts observés entre les deux types de données.

L'objectif est de valider les modèles numériques en mettant en lumière leurs limites et les phénomènes physiques qu'ils représentent. Les comparaisons portent sur les courbes force-déplacement, les paramètres effectifs (rigidité et amortissement), ainsi que les déformées des UD sous différents types de chargement.

5.3.1 Comparaison pour les chargements cycliques

Cette section présente une analyse comparative entre les résultats numériques et expérimentaux obtenus pour les UD soumis à des chargements cycliques. Les Figure 5.1 à Figure 5.3 présentent les courbes expérimentales et numériques pour les UD1 et UD4 en acier 260W et 350W, dans le plan et hors du plan.

Dans le plan, les résultats montrent une bonne correspondance générale entre les courbes numériques et expérimentales pour les UD1 et UD4. Les efforts maximaux et les rigidités initiales K_u sont correctement reproduits par le modèle numérique, avec des surestimations de rigidité moyennes inférieurs à 19%. Cependant, les modèles numériques tendent à surestimer légèrement les efforts dans la transition élastique-inélastique, ce qui donne des courbes avec des rigidités supérieures à celles obtenues expérimentalement. Cette différence peut s'expliquer par la définition du NLCHM de l'acier qui fournit une transition élasto-plastique idéale ainsi qu'une représentation homogène et isotrope des matériaux. En effet, les UD réalisés par pliage à froid présentent un écrouissage fort dans la partie courbe qui peut influencer les résultats. Enfin, les valeurs des efforts maximaux pour chaque cycle sont bornées par les courbes minimales et probables produites par EF, permettant un bon encadrement des courbes d'hystérésis et une méthode fiable pour l'estimation des paramètres des UD.

Hors du plan, les écarts sont plus prononcés, notamment pour l'UD1. Les rigidités initiales K_u sont légèrement surestimés par le modèle avec une surestimation moyenne de 31.8%, les courbes expérimentales restent néanmoins très proches des courbes nominales et tendent à passer en dessous pour l'UD1, mais restent bornées par les courbes minimales et probables. La raison de ces différences pourrait être due aux conditions expérimentales qui induisent, malgré

le dimensionnement du montage, plus de souplesse que les conditions numériques en plus du caractère parfait de la transition élasto-plastique du NLCHM évoqué précédemment.

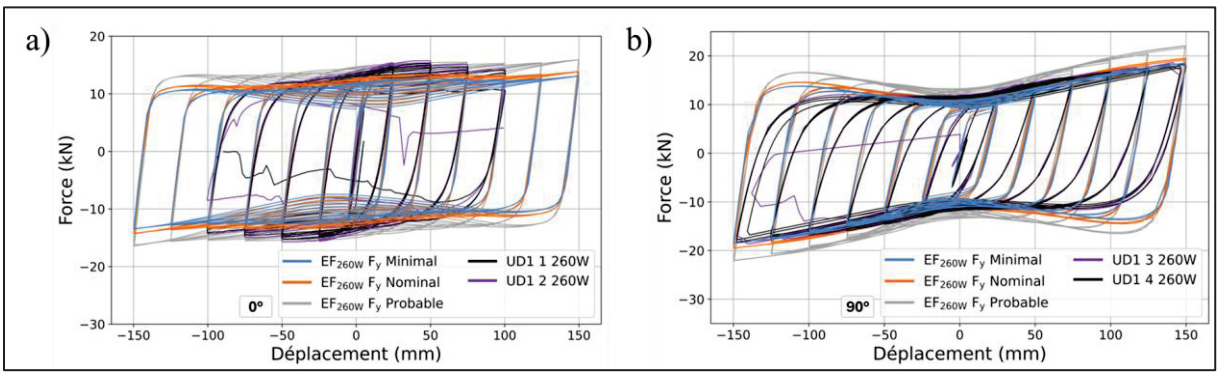


Figure 5.1 Comparaison des courbes d'hystérésis expérimentales et numériques pour l'UD1 260W (a) dans le plan (b) hors du plan

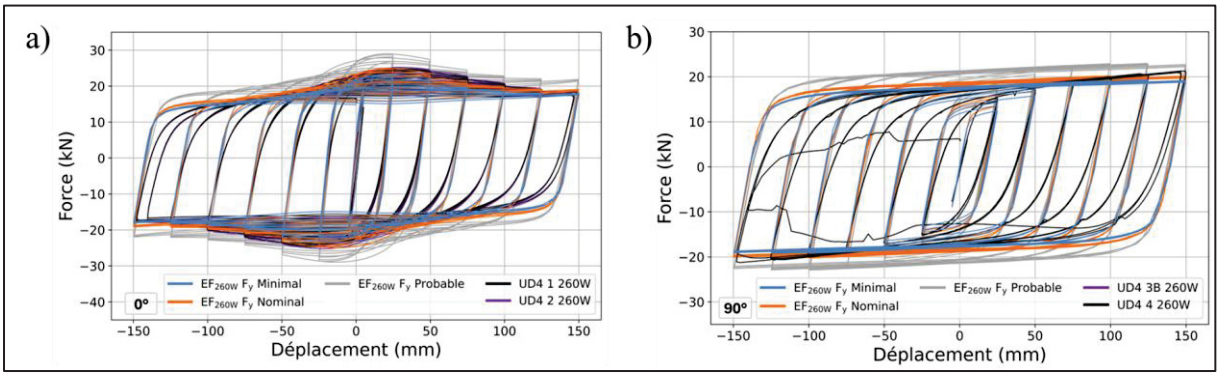


Figure 5.2 Comparaison des courbes d'hystérésis expérimentales et numériques pour l'UD4 260W (a) dans le plan (b) hors du plan

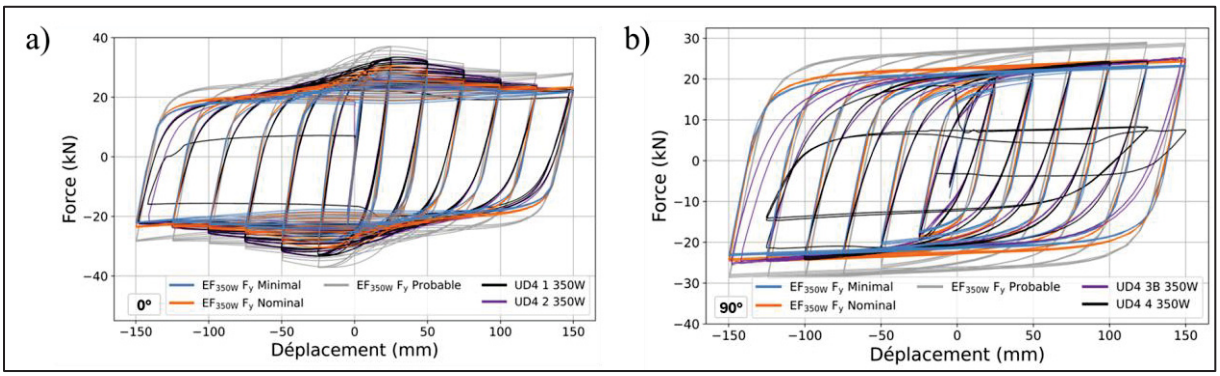


Figure 5.3 Comparaison des courbes d'hystérésis expérimentales et numériques pour l'UD4 350W (a) dans le plan (b) hors du plan

Les Figure 5.4 et Figure 5.5 permettent néanmoins de confirmer les tendances d'évolution de la rigidité de déchargement des UD lors de leur comportement cyclique. Bien que la nuance d'acier semble introduire de légères variations, les tendances restent assez similaires pour l'UD4. Seul l'UD1 260W hors du plan présente une évolution de la rigidité de déchargement beaucoup plus lente que celle prédite par le modèle.

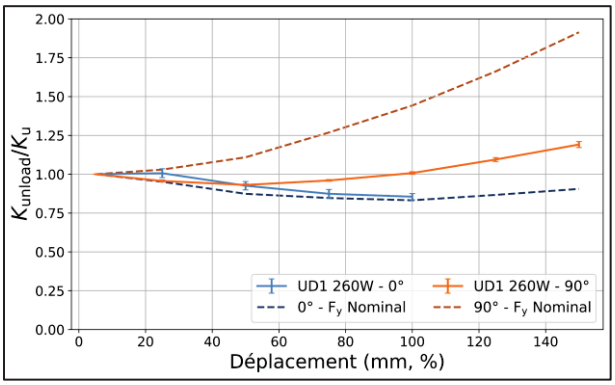


Figure 5.4 Comparaison de la rigidité de déchargement numérique et expérimentale pour l'UD1 260W

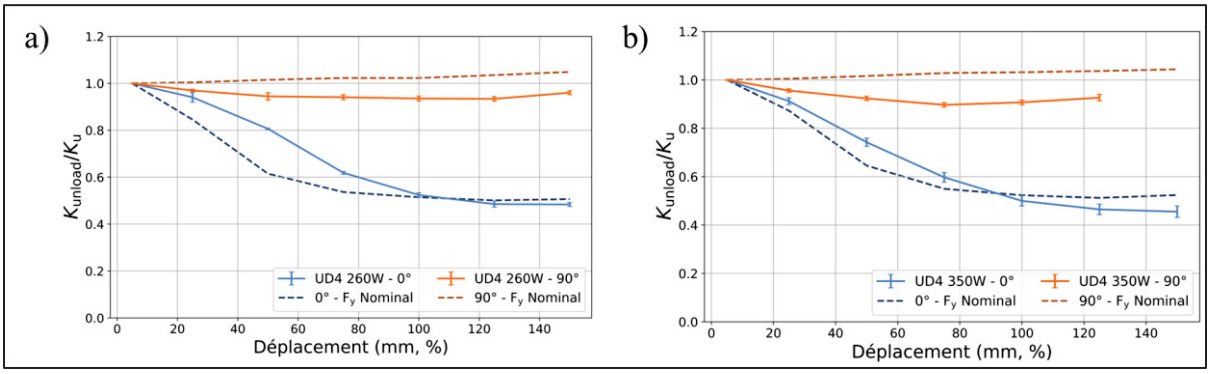


Figure 5.5 Comparaison de la rigidité de déchargement numérique et expérimentale (a) UD4 260W (b) UD4 350W

Les modèles numériques permettent de capter particulièrement bien les paramètres effectifs des UD qui dépendent des efforts maximaux et de la limite élastique. Les Figure 5.6 et Figure 5.7 présentent une excellente concordance des rigidités effectives K_{eff} dans le plan pour les UD1 et UD4 indépendamment de l'acier. Hors du plan, seule la valeur à 5% est légèrement

surestimée de 20.4% en moyenne. Les EDC ainsi que les amortissements visqueux équivalents au déplacement maximum β_{eff}, présentent aussi de bonnes concordances entre les valeurs numériques et expérimentales sauf pour les petites amplitudes hors du plan qui surestiment aussi les valeurs de β_{eff} lesquelles dépendent de K_{eff}.

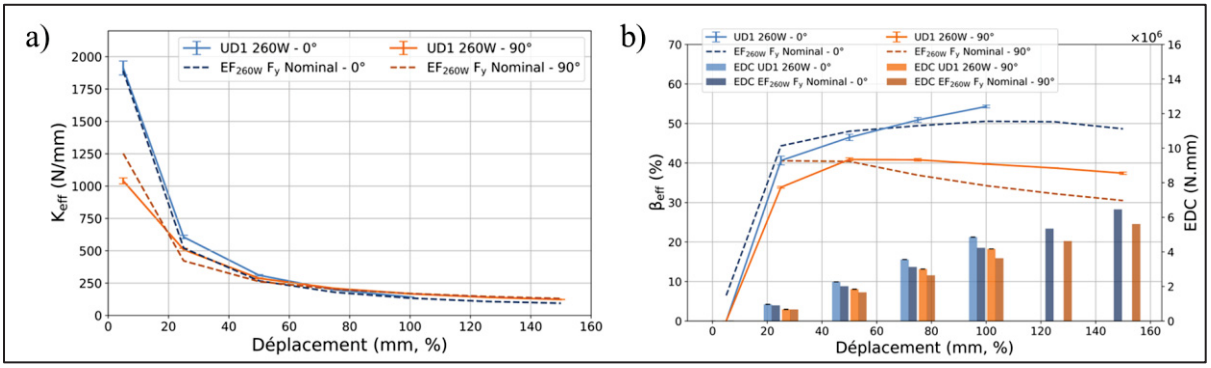


Figure 5.6 Comparaison des paramètres effectifs de l'UD1 260W (a) Amortissement effectif, B_{eff} (b) Rigidité effective K_{eff} et énergie de cycle, EDC

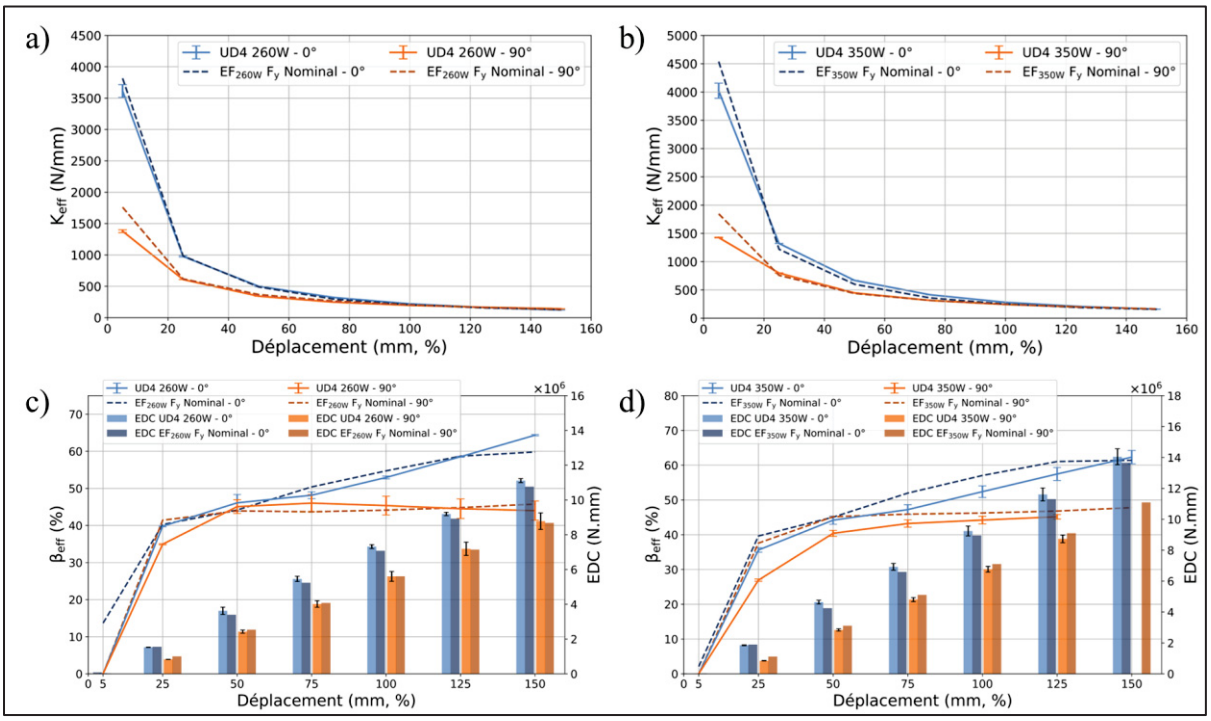


Figure 5.7 Comparaison des paramètres effectifs de l'UD4 (a) β_{eff} en acier 260W (b) β_{eff} et EDC en acier 350W (c) K_{eff} en acier 260W (d) K_{eff} et EDC en acier 350W

Les Figure A IV-1 et Figure A IV-2 à l'ANNEXE IV permettent de comparer par superposition les déformées cycliques expérimentales et numériques. La superposition des contraintes de Von Mises montre une localisation des contraintes similaires aux observations expérimentales et notamment aux zones de délamination de la galvanisation, confirmant la capacité du modèle à capturer les mécanismes globaux de flambement. Toutefois, les déformées numériques présentent une géométrie de déformée légèrement différente de celle obtenue expérimentalement. Pour l'UD1, la différence avec le modèle provient notamment de l'apparition d'une déchirure et donc d'un point de rotation favorisé de la section transversale de l'UD. Pour l'UD4, les déformées avec les aciers 260W et 350W reprennent fidèlement la déformée obtenue expérimentalement, seule la déformée à 150% présente des écarts dus aux très grandes déformations subies par le modèle. Cependant, la localisation des déformations excessives enregistrées sur le modèle numérique coïncide parfaitement avec la localisation de la rupture qui a été constatée sur l'UD4 1-2 350W. Ainsi, le modèle numérique semble avoir atteint ses limites au même moment que la rupture de l'UD4. Une perspective d'amélioration serait l'incorporation et la calibration d'un critère de rupture par endommagement de l'acier pour déterminer avec précision la déformée ultime (juste avant rupture) de l'UD.

5.3.2 Comparaison pour les chargements monotones

Dans cette section, nous examinons les résultats expérimentaux et numériques pour les chargements monotones, afin d'évaluer la précision des simulations et de mieux comprendre la répartition des contraintes.

Les modèles reproduisent fidèlement la forme globale des courbes force-déplacement présenté de la Figure 5.8 à la Figure 5.10, en particulier pour les UD4 (sauf pour l'UD4 7 350W qui est galvanisé). Cependant, des écarts de prédiction pour les déformations sont notés. En effet, les modèles numériques tendant à sous-estimer les efforts qui augmentent rapidement dans ces modèles à partir des déformations de 325%, 320% et 290% pour les UD1 260W, UD4 260W et UD4 350W respectivement. Hors du plan, la rigidité post-élastique des UD est légèrement sous-estimée passant de 42.4 kN/mm pour les résultats numériques de l'UD1 260W nominal contre 53.31 kN/mm pour l'UD1 8 260W. Ceci correspond à une sous-estimation de 20.4%.

Pour l'UD4 260W et l'UD4 350W, la rigidité post-élastique K_d des UD est sous-estimée de 23.2% et 37.0% respectivement.

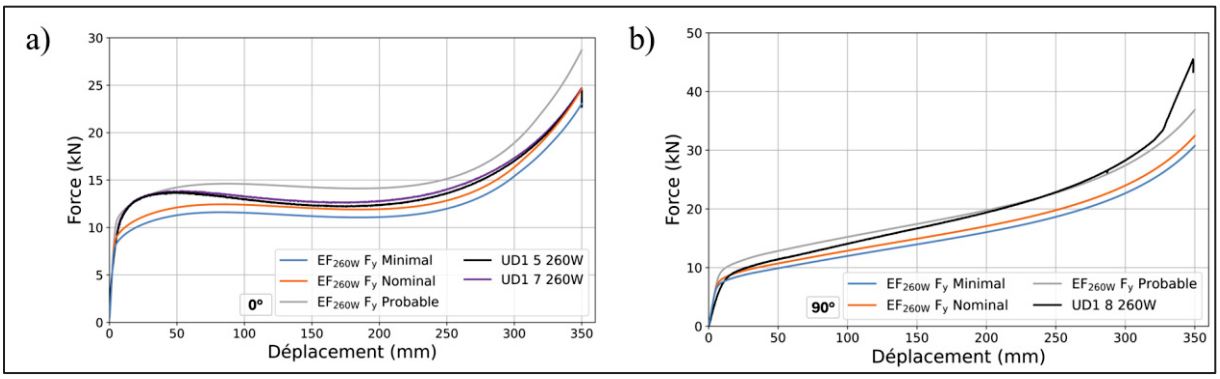


Figure 5.8 Comparaison des courbes expérimentales et numériques monotones pour l'UD1 260W (a) dans le plan (b) hors du plan

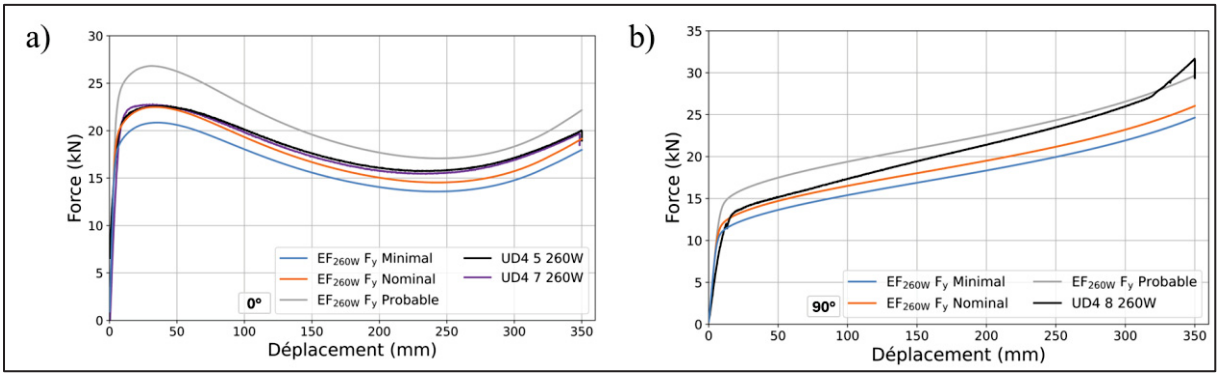


Figure 5.9 Comparaison des courbes expérimentales et numériques monotones pour l'UD4 260W (a) dans le plan (b) hors du plan

Enfin, le profil de l'UD1 260W présente une plus forte diminution des forces entre des amplitudes de déformation de 24.6 à 165%. Le profil des courbes force-déplacement pour l'UD4 260W étant très proche des résultats numériques, il apparaît que l'écart provient de la géométrie ou des hypothèses du modèle de l'UD1 dans le plan.

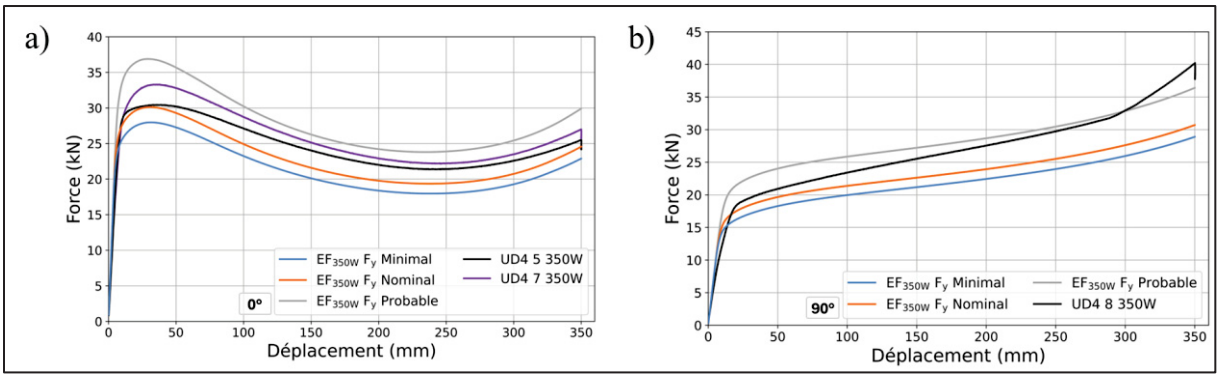


Figure 5.10 Comparaison des courbes expérimentales et numériques monotones pour l'UD4 350W (a) dans le plan (b) hors du plan

La géométrie de la déformée obtenue pour l'UD1 et l'UD4 présentent d'excellentes corrélations avec les déformées numériques comme présenté aux Figure A IV-3 et Figure A IV-4 en ANNEXE IV. Ainsi, une piste d'amélioration serait la prise en compte de l'écrouissage qu'a subi l'UD lors de sa mise en forme à froid.

Cette comparaison entre résultats numériques et expérimentaux fournit une base essentielle pour la validation des modèles et l'établissement de recommandations précises, abordées dans les sections suivantes.

5.4 Validation des modèles numériques et des équations analytiques

Cette section présente une validation expérimentale systématique des modèles numériques et des équations analytiques utilisées pour prédire les paramètres mécaniques clefs des amortisseurs métalliques en forme de U (UD). Les résultats numériques et analytiques obtenus sont comparés aux données expérimentales pour évaluer la justesse des prédictions et leur applicabilité. Cette étape est essentielle pour s'assurer que le modèle peut être utilisé de manière fiable pour analyser et prédire les performances des UD, et potentiellement extrapoler leurs comportements à d'autres configurations.

5.4.1 Identification des écarts entre les prévisions et les résultats expérimentaux

Les résultats des Tableau 5.1 à Tableau 5.3 révèlent des divergences significatives entre les prévisions des modèles numériques et les données expérimentales. Concernant la rigidité initiale, K_u, les modèles numériques surestiment cette valeur de 20 à 32% en moyenne, tandis que les équations analytiques montrent des écarts atteignant 48%, en particulier pour les configurations dans le plan (à 0°). Cette surestimation peut être attribuée à des hypothèses simplificatrices comme l'homogénéité du matériau ou de la négligence des contributions des forces normales et de cisaillement et du calcul de la moyenne des propriétés de la section transversale dans les étapes de la formulation (Nguyen, 2021).

Pour la limite élastique, P_y, les écarts oscillent entre -24% et +23%, avec une plus grande variabilité observée pour les configurations hors du plan (90°). Cette variabilité est accentuée par l'orientation des fibres lors du formage à froid et la simplification des hypothèses sur les propriétés anisotropes des matériaux. La prise en compte des limites élastiques nominales et probables de l'acier permet un bon encadrement des résultats expérimentaux et assure une bonne estimation de la limite élastique des UD par les résultats numériques. Les résultats analytiques restant légèrement inférieurs à la limite élastique expérimentale.

Tableau 5.1 Comparaison des rigidités initiales, K_u, expérimentales, numériques et analytiques pour les UD1 et UD4

	K_u (kN/mm)				
	Expérimental	Numérique	Analytique	Écart (%) Exp / Num	Écart (%) Exp / Eq.
UD1 260W - 0°	1.91	2.45	2.83	27.98%	48.08%
UD1 260W - 90°	1.04	1.30	1.25	25.01%	20.52%
UD4 260W - 0°	3.61	4.74	5.19	31.16%	43.68%
UD4 260W - 90°	1.38	1.80	1.81	30.92%	31.13%
UD4 350W - 0°	4.02	4.85	5.35	20.70%	32.94%
UD4 350W - 90°	1.43	1.85	1.81	29.37%	26.74%

Les paramètres du modèle bilinéaire montrent des tendances similaires. Les valeurs de la force caractéristique Q_d sont en général prédites avec une précision raisonnable, soient des écarts

inférieurs à 4% pour les UD4 et inférieurs à 15% pour les UD1. Cependant, la rigidité post-élastique, K_d, présente des divergences plus marquées, atteignant jusqu'à -130% dans certains cas, notamment pour les configurations longitudinales des UD4. Les rigidités post-élastiques étant relativement faibles, voire nulles dans le plan, compte tenu de la diminution des efforts à grandes amplitudes de chargement, la comparaison en terme d'erreur relative est donc délicate. Les écarts restant inférieurs à 0.013 kN/mm, les ordres de grandeur obtenus pour les rigidités post-élastiques restent donc tout à fait acceptables.

Tableau 5.2 Comparaison de la limite élastique, P_y, expérimentale, numérique et analytique pour les UD1 et UD4

	P_y (kN)								
	Expéri-mental	Numérique		Analytique		Écart numérique (%)		Écart analytique (%)	
		Nominal	Probable	Nominal	Probable	Nominal	Probable	Nominal	Probable
UD1 260W - 0°	10.61	8.58	10.32	8.49	10.81	-19.11	-2.72	-19.96	1.87
UD1 260W - 90°	9.10	6.93	8.23	6.91	8.80	-23.88	-9.54	-24.06	-3.35
UD4 260W - 0°	20.45	18.03	22.09	18.97	24.15	-11.85	8.00	-7.23	18.08
UD4 260W - 90°	10.50	10.41	12.63	8.90	11.32	-0.91	20.26	-15.29	7.82
UD4 350W - 0°	26.39	23.88	29.44	25.54	32.51	-9.52	11.55	-3.22	23.17
UD4 350W - 90°	13.02	13.51	15.95	11.97	15.24	3.75	22.51	-8.04	17.04

Tableau 5.3 Comparaison des paramètres expérimentaux et numériques ($F_{y,e}$ Nominal) du modèle bilinéaire pour les UD1 et UD4

	K_u (kN/mm)		Écart (%)	Q_d (kN)		Écart (%)	K_d (kN/mm)		Écart (%)
	Exp.	Num.		Exp.	Num.		Exp.	Num.	
UD1 260W- 0°	1.91	2.45	27.98	12.45	11.10	-10.83	0.014	0.018	31.34
UD1 260W - 90°	1.04	1.30	25.01	11.65	9.88	-15.21	0.051	0.064	25.75
UD4 260W - 0°	3.61	4.74	31.16	19.17	18.42	-3.94	-0.009	0.003	-130.05
UD4 260W - 90°	1.38	1.80	30.92	15.89	15.35	-3.40	0.037	0.029	-21.72
UD4 350W - 0°	4.02	4.85	20.70	24.40	23.52	-3.61	-0.014	-0.003	-82.17
UD4 350W - 90°	1.43	1.85	29.37	19.63	19.95	1.63	0.039	0.028	-28.63

Ces résultats indiquent une limitation des modèles actuels à capturer la non-linéarité dans la zone post-élastique. L'absence d'une modélisation incluant un critère d'endommagement ou de rupture pour l'acier accentue cette limite. Pour les UD1, cette lacune est particulièrement marquée dans le plan (0°), où des fissures graves ont été identifiées, impactant

considérablement la déformée globale avant la rupture. Cet endommagement est identifié sur les Figure A III-5 et Figure A IV-1 qui donnent la déformée de l'UD1 puis la comparent avec la déformée du modèle numérique.

Les modèles permettent toutefois un bon encadrement des efforts et forces caractéristiques du système. De plus, la surestimation des rigidités par les modèles numériques et analytiques peut être souhaitable dans un contexte de dimensionnement sécuritaire du système d'amortissement/isolation sismique des ouvrages d'art. Les coefficients du modèle NLCHM pour le CSA G40.21 260W et pour le CSA G40.21 350W semblent donc adaptés et pertinents pour cette étude.

Enfin, la validation des déformées numériques jusqu'à 125% de déformation par superposition avec les déformées expérimentale permet une validation supplémentaire des modèles numériques assurant une bonne prédictibilité des caractéristiques clefs définissant le comportement hystérétique des dispositifs ainsi que leurs déformées sous chargements cycliques et monotones.

5.4.2 Limites et recommandations pour la modélisation

Les modèles numériques employés dans cette étude ont montré une capacité satisfaisante à reproduire les tendances générales des comportements des UD, notamment la rigidité effective, l'amortissement visqueux équivalent au déplacement maximum et l'énergie dissipée par cycle. Toutefois, certaines limitations doivent être signalées pour envisager des améliorations futures.

1) Les écarts observés montrent que la géométrie des UD joue un rôle déterminant dans leurs performances prédites. Les modèles actuels, bien qu'efficaces, peinent à appréhender les interactions complexes présentes dans les zones de transitions géométriques et dans la zone de flambement des parties droites des UD, où les déformations plastiques sont les plus importantes.

2) Les écarts observés pour la rigidité post-élastique soulignent les difficultés des modèles actuels à capturer les comportements non linéaires complexes, en particulier en phase post-élastique et en fatigue.

3) Les simulations ne prévoient pas de critères d'endommagement ou de rupture, ce qui limite leur capacité à prédire les défaillances structurelles et les phénomènes de fissuration progressive.

4) Bien que globalement fiables pour le pré-dimensionnement, les équations analytiques n'intègrent pas certains phénomènes comme les concentrations de contraintes locales ou l'écrouissage des UD.

5) L'impact de la galvanisation, bien que partiellement exploré, n'a pas été pleinement intégré dans les modèles, laissant des incertitudes quant à son influence sur les performances des UD.

Pour surmonter les limitations identifiées, plusieurs pistes d'amélioration sont suggérées :

1) Procéder à une calibration approfondie du modèle d'écrouissage isotrope-cinématique pour améliorer la représentation numérique du comportement cyclique des aciers testés (CSA G40.21 260W et CSA G40.21 350W). Les méthodologies proposées par Narendra et al. (2019) et Kubaschinski et al. (2022) offrent des approches pertinentes pour affiner les paramètres de plasticité cyclique et les composantes isotropes. Leur application aux nuances d'aciers étudiées dans cette recherche permettrait de renforcer la fiabilité des prédictions numériques et des simulations, tout en offrant une modélisation plus précise des comportements plastiques et de l'écrouissage cyclique.

2) Intégrer un critère d'endommagement dans les modèles numériques afin de mieux capturer l'amorce puis la propagation des fissures et les défaillances structurelles des UD. Cette approche devrait s'appliquer à toutes les géométries d'UD afin d'améliorer la précision des

simulations dans les zones critiques. La prise en compte d'un tel critère devrait également permettre d'estimer numériquement la durée de vie en fatigue oligocyclique des UD.

3) Intégrer la galvanisation, qui, bien que partiellement explorée, n'a pas été intégrée aux modèles numériques actuels. Cette omission limite la capacité à évaluer les impacts des traitements de surface sur le comportement en chargement cyclique et monotone des UD. Il est recommandé de modéliser explicitement les contraintes résiduelles et les modifications des propriétés de l'acier induites en surface par la galvanisation.

4) Optimiser des maillages dans les simulations. Les maillages utilisés dans les modèles éléments finis étaient réguliers et très fins pour capturer l'ensemble des contraintes et déformations dans les UD. Avec les résultats et modes de déformations présentés dans ce mémoire, les maillages pourraient être optimisés pour mieux représenter les zones de concentration de contraintes et les déformations localisées. Une approche adaptative des maillages permettrait d'améliorer la résolution des simulations dans les zones tout en réduisant les coûts de calcul.

5.5 Essais combinés NRB-UD

Dans ce mémoire, les travaux analytiques, numériques et expérimentaux réalisés ont permis de valider les performances des UD et d'établir les capacités des UD en tant que système de dissipation d'énergie sismique. Les modèles produits, centrés sur les paramètres clefs du comportement hystérétique des UD, offrent une base pour explorer leur intégration avec les NRB. Cette exploration constitue l'un des objectifs principaux de ce mémoire, qui s'inscrit dans un cadre global visant à évaluer et améliorer les performances des NRB en répondant à leurs limites intrinsèques par des solutions hybrides. Les UD, grâce à leur capacité dissipative, permettent de compenser les faiblesses des NRB, telles que leur faible pouvoir hystérétique, tout en assurant un système de retenue élastique pour offrir une rigidité nécessaire (fixité) sous des charges de service et séismes mineurs.

L'utilisation des appuis frettés en caoutchouc naturel (NRB), notamment ceux issus de la déconstruction du pont Champlain originel, représente une opportunité unique pour analyser leur comportement après plusieurs années de service. Ces dispositifs, bien qu'ayant un rôle clef dans la reprise des déplacements de service, présentent des limites pour une utilisation en tant qu'isolateurs sismiques. Face aux nouvelles exigences des normes, telles que celles résultant de l'aléa sismique accru de la 6ème génération Canada, leur combinaison avec des amortisseurs métalliques en U apparaît comme une solution prometteuse pour pallier ces lacunes et répondre aux défis posés par les niveaux de performance supérieurs requis. Cette synergie entre UD et NRB s'inscrit pleinement dans les recommandations de cette étude pour améliorer les dispositifs d'isolation sismique.

Suite à cette recommandation, cette étude propose un programme expérimental, détaillé en ANNEXE V, qui inclut l'analyse du comportement hystérétique des NRB seuls (neufs et vieillis, à température ambiante et à basse température) ainsi que leur combinaison avec des UD, sous des cycles sismiques représentatifs en accord avec les recommandations du code CSA S6 : 19. Les objectifs poursuivis par ce programme de recherche visent à valider les hypothèses formulées dans les travaux antérieurs et à affiner les modèles de comportement combiné, tout en explorant expérimentalement le comportement combiné des NRB et UD. Les paramètres étudiés comprennent la rigidité initiale, la limite élastique, la stabilité post-élastique et la capacité de déformation ultime, dans le plan et hors du plan. Ces analyses permettront également de fournir une base expérimentale solide pour valider les concepts théoriques et soutenir les développements futurs en matière d'isolation sismique.

Ces essais expérimentaux visent également à confirmer si les UD, lorsqu'ils sont associés aux NRB, peuvent compenser leurs limitations intrinsèques tout en préservant leurs avantages, tels que la souplesse en service et la réduction des déplacements lors des séismes. En liant les résultats issus du plan expérimental proposé à ceux des chapitres précédents, cette étude renforcera les bases scientifiques pour une adoption plus large des systèmes hybrides NRB-UD dans des applications pratiques.

Ainsi, la mise en œuvre de ces essais combinés contribuera à valider les hypothèses théoriques sur l'efficacité des systèmes NRB-UD, tout en ouvrant des perspectives concrètes pour leur adoption dans des zones à sismicité modérée et élevée. Cette approche intègre les recommandations clefs de ce mémoire et s'aligne avec les objectifs d'amélioration continue des dispositifs d'isolation sismique face aux nouvelles exigences des normes canadiennes.

5.6 Conclusion

Ce chapitre a permis de discuter et de synthétiser les résultats obtenus dans le cadre de cette étude sur les amortisseurs métalliques en forme de U (UD). Les analyses numériques, analytiques et expérimentales ont montré une bonne cohérence globale, renforçant la validité des hypothèses et des approches méthodologiques adoptées. Ces résultats confirment la capacité des UD à dissiper efficacement l'énergie sous des chargements cycliques et monotones, tout en mettant en lumière des limites et des pistes d'amélioration, notamment la durée de vie en fatigue dans le plan des UD1 qui reste faible face aux UD4.

En particulier, les équations analytiques développées par Nguyen et Guizani (2021a) ont prouvé leur pertinence pour prédire des paramètres clefs comme la rigidité initiale, K_u, et la limite élastique, P_y. Ces équations se sont révélées être des outils fiables pour les phases initiales de conception, offrant une base solide pour le dimensionnement préliminaire des UD. Cependant, des efforts restent nécessaires pour affiner la modélisation de la rigidité post-élastique, K_d, et pour intégrer des comportements plus complexes liés à la fatigue et aux grandes déformations.

Du côté des modèles numériques, les tendances générales ont été correctement reproduites, mais des ajustements sont nécessaires pour capturer avec plus de précision les phénomènes complexes liés à la fatigue et aux grandes déformations. Les recommandations formulées visent à renforcer leur capacité prédictive et leur utilité pratique pour la conception et l'optimisation des UD.

Les observations mettent également en évidence l'influence des ratios géométriques sur les performances mécaniques des UD. Cette influence souligne l'importance d'études plus systématiques et paramétriques pour explorer les interactions entre ces ratios et leurs effets combinés sur les propriétés hystérétiques et la durabilité en fatigue.

Enfin, les recommandations formulées dans ce chapitre visent à renforcer la précision et l'adaptabilité des modèles numériques et analytiques appliqués aux UD. Ces efforts permettront d'améliorer la conception des UD en tenant compte des comportements non linéaires, des sollicitations cycliques et des traitements de surface, afin d'assurer des performances et une durabilité optimale dans des contextes variés.

Cette réflexion contribue au développement ainsi qu'à la caractérisation des UD, et invite à approfondir les tests expérimentaux et affiner les modèles numériques, afin de continuer à améliorer les performances des UD.

CONCLUSION

Cette recherche vise principalement à contribuer à l'optimisation et au développement des amortisseurs métalliques en forme de U (UD) dans un contexte d'isolation sismique, en combinant des approches expérimentales, numériques et analytiques. Les résultats obtenus valident les modèles existants, permettant de quantifier les écarts entre leurs prédictions et ceux obtenus expérimentalement et offrent des perspectives significatives pour la conception et de ces dispositifs. Cette recherche vise également à mieux comprendre les mécanismes de dissipation d'énergie, la durabilité en fatigue ainsi que l'impact des choix de matériaux et de géométries sur leurs performances.

Les analyses numériques menées dans le chapitre 3 permettent de valider les équations en reproduisant avec précision les tendances générales des courbes force-déplacement. Elles confirment la stabilité des UD dans le plan pour la dissipation d'énergie, tout en consolidant les résultats des études précédentes, notamment celles de Nguyen (2021). Hors du plan, les simulations mettent en évidence des phénomènes spécifiques, tels que la torsion et la rotation, nécessitant des investigations complémentaires pour améliorer la précision des équations analytiques appliquées à ce mode de chargement.

Les résultats expérimentaux du chapitre 4 confirment que la géométrie joue un rôle prépondérant dans la capacité en fatigue des UD. Les performances en fatigue oligocyclique diffèrent significativement entre les géométries testées, les UD4 surpassant généralement les UD1. La rigidité de déchargement se détériore progressivement au cours des cycles, et cette diminution est corrélée à la rupture des dispositifs. Bien que les nuances d'acier influencent principalement les efforts maximaux, leurs effets sur les propriétés hystérétiques restent limités. Ces observations renforcent l'importance d'études systématiques sur l'impact des ratios géométriques. Une observation clef est l'écrouissage cyclique significatif des UD au cours des premiers cycles de fatigue, confirmant que les déformations excèdent la limite élastique, ce qui explique en partie leur durée de vie écourtée. Ces résultats suggèrent qu'il

serait crucial de concevoir les UD pour que les charges de service restent dans le domaine élastique ou à un seuil de déformation inélastique limité, afin de maximiser leur durabilité.
En outre, la direction de chargement critique pour les UD est le chargement dans le plan. Ces résultats ouvrent des pistes intéressantes pour la conception et l'optimisation des UD. Par exemple, placer les UD de manière à travailler hors du plan pourrait améliorer leur durabilité en fatigue et leur résistance face à la fatigue de service. Toutefois, cela impose des compromis, notamment lorsqu'une isolation dans deux directions est nécessaire. Cette réflexion souligne la nécessité de futures recherches sur le positionnement stratégique des UD dans des structures réelles.

Dans le chapitre 5, une synthèse globale des résultats expérimentaux, analytiques et numériques mettent en lumière la pertinence des équations développées par Nguyen et Guizani (2021a) pour prédire des paramètres essentiels tels que la rigidité initiale, K_u, et la limite élastique, P_y. Par exemple, pour les UD4, les écarts entre les prédictions analytiques et les valeurs expérimentales pour P_y sont inférieurs à 10%, ce qui illustre la robustesse des équations. Ces équations se révèlent être des outils fiables pour le pré-dimensionnement des UD, bien qu'un travail supplémentaire soit nécessaire pour affiner la modélisation des comportements post-élastiques et en fatigue. Les tendances générales observées dans les modèles numériques sont cohérentes, mais des ajustements restent nécessaires pour mieux capturer les comportements complexes liés aux grandes déformations et aux sollicitations prolongées.

Cette recherche confirme la capacité des UD à dissiper efficacement l'énergie sous des chargements cycliques et monotones, tout en soulignant l'influence cruciale des ratios géométriques sur leurs performances mécaniques et leur durabilité. Les recommandations formulées, notamment sur l'intégration de modèles avancés et l'extension des études paramétriques, ouvrent la voie à des améliorations substantielles pour mieux adapter ces dispositifs aux exigences croissantes des systèmes d'isolation sismique.

En conclusion, cette étude contribue significativement à la validation et à l'amélioration des amortisseurs métalliques en forme de U, en proposant des bases solides pour des recherches futures. Les travaux effectués apportent une compréhension approfondie des mécanismes à l'œuvre dans ces dispositifs, tout en offrant des perspectives concrètes pour leur application dans des contextes variés. La poursuite des efforts pour affiner les modèles, élargir les essais expérimentaux et explorer des approches hybrides NRB-UD permettra de maximiser leur efficacité et leur durabilité dans les projets d'infrastructure moderne.

Ainsi, ce mémoire de maîtrise apporte plusieurs contributions importantes dans le domaine de l'isolation sismique à l'aide des amortisseurs métalliques en forme de U :

1) Validation des modèles analytiques existants : Les équations développées par Nguyen et Guizani (2021a) sont validées pour prédire des paramètres essentiels tels que la rigidité initiale et la limite élastique. Ces équations se révèlent être des outils fiables pour le pré-dimensionnement des UD dans des applications sismiques.

2) Évaluation expérimentale et influence des géométries : Les essais expérimentaux ont démontré l'impact critique des ratios géométriques sur la capacité en fatigue et les propriétés hystérétiques des UD. Ces observations ouvrent la voie à des optimisations géométriques ciblées pour améliorer leurs performances.

3) Propositions pour le positionnement des UD : Cette étude suggère de placer les UD hors du plan lorsque cela est possible, afin d'améliorer leur résistance en fatigue et de minimiser l'impact des déformations thermiques. Cette recommandation s'appuie sur les performances supérieures des UD hors plan observées dans cette recherche et illustre leur potentiel à mieux répondre aux sollicitations spécifiques des structures d'isolation sismique. Elle ouvre ainsi des pistes concrètes pour optimiser leur conception et leur intégration dans des systèmes d'isolation.

4) Les simulations numériques ont reproduit les tendances générales des courbes force-déplacement avec précision, confirmant la robustesse des modèles pour prédire les comportements des UD dans le plan. Elles permettent également d'extraire avec précision les paramètres clefs du comportement hystérétique, tels que la rigidité effective K_{eff}, l'amortissement visqueux équivalent au déplacement maximum β_{eff} et l'énergie dissipée par cycle, EDC. Cependant, elles mettent en lumière des limites hors du plan, liées à des phénomènes de torsion, qui nécessitent des ajustements futurs.

5) Analyse des matériaux et performances des aciers : L'étude a montré que les nuances d'acier testées influencent principalement les efforts maximaux, tandis que leurs effets sur la fatigue et les propriétés hystérétiques sont limités, soulignant ainsi l'importance relative des choix de matériaux.

6) Recommandations pour la conception et la modélisation : Des recommandations spécifiques ont été formulées pour améliorer les modèles numériques et analytiques, incluant l'intégration de critères d'endommagement, la calibration des coefficients matériaux et l'étude approfondie des traitements de surface comme la galvanisation.

7) Perspectives pour les systèmes hybrides : Cette recherche propose d'explorer les combinaisons UD-NRB pour développer des systèmes d'isolation sismique hybrides plus performants, répondant aux exigences des normes sismiques en constante évolution.

LIMITES ET RECOMMANDATIONS

Limites de l'étude

Cette thèse a exploré le comportement des amortisseurs métalliques en forme de U (UD) dans un contexte d'isolation sismique, à travers une approche combinant des analyses numériques, des modèles analytiques et des tests expérimentaux. Bien que les résultats obtenus aient permis de valider certains aspects fondamentaux des UD, plusieurs limites ont été identifiées, tant au niveau des données utilisées que des outils méthodologiques. Ces limitations offrent des perspectives importantes pour des recherches futures et pour le développement de dispositifs encore plus performants.

1) Les essais réalisés dans cette étude se sont concentrés sur deux géométries principales (UD1 et UD4) et trois nuances d'acier (CAS G40.21 260W, CSA G40.21 350W et Brinar 400 ou AR400). Cette limitation réduit la généralisation des conclusions pour d'autres configurations géométriques ou nuances de matériaux ;

2) Les modèles numériques employés n'intègrent pas de critères d'endommagement ou de rupture, ce qui limite leur capacité à prévoir les comportements des UD sous des chargements cycliques prolongés ou de grande amplitude. Cette absence de calibration précise peut expliquer certains écarts entre les résultats expérimentaux et les prédictions numériques. Cette lacune complique également l'analyse de la durée de vie et des phénomènes de dégradation progressifs par modèle numérique ;

3) Les coefficients matériaux issus de la littérature et utilisés pour le modèle d'écrouissage combiné cinématique-isotrope (NLCHM) n'ont pas été calibrés à partir des aciers spécifiques testés. Cette approximation peut entraîner des écarts dans la prédiction des performances en fatigue et des déformations inélastiques accumulées ;

4) L’ensemble des propriétés et caractéristiques clefs définissant le comportement hystérétique des UD ont été calculées en considérant que leur comportement non linéaire peut être assimilé à un modèle bilinéaire équivalent. Une approximation qui est généralement acceptée pour les systèmes d’isolation sismique à la base, mais qui n’est pas spécifique à un type particulier ;

5) Les essais en fatigue réalisés ont été limités en durée et en amplitude, ce qui ne permet pas de développer des modèles prédictifs complets pour la durée de vie des UD. Les données climatiques ayant servi à la définition du chargement en fatigue sont spécifiques à la ville de Montréal. De ce fait, les résultats de cette étude peuvent ne pas être directement applicables à d'autres conditions avant que leur généralisation soit démontrée.

Recommandations

Sur la base des analyses réalisées et des résultats obtenus, plusieurs recommandations peuvent être formulées pour améliorer la conception, le dimensionnement et l’utilisation des UD dans des applications pratiques, tout en explorant de nouvelles voies pour renforcer leur efficacité dans des systèmes hybrides NRB-UD. Ces recommandations s’appuient sur les observations tirées des essais expérimentaux, des analyses numériques et des perspectives évoquées dans cette recherche.

1) Extension des essais expérimentaux : Il est recommandé d’étendre les essais à une gamme plus large de géométries, incluant des ratios géométriques similaires à ceux proposés dans l’étude de Jiao et al. (2015). Une étude paramétrique identifiant l’influence indépendante et combinée de chaque ratio géométrique sur les caractéristiques clefs définissant le comportement hystérétique et en fatigue des UD apporterait des éléments majeurs pour leur conception en tant que système de dissipation d’énergie. Cette étude paramétrique permettrait d’arriver à une conception équilibrée et durable des UD pour assurer un comportement stable sous grande déformation et une durée de vie en fatigue optimale. L’intégration des aciers à haute ténacité (HTS) comme l’AISI 4140 dans les essais est

également à explorer. Les HTS ayant été proposé par Oh et al. (2013) ont démontré des comportements stables similaires aux aciers de construction, mais pourraient permettre d'étendre la durée de vie en fatigue des UD. L'analyse systématique des ratios géométriques l'incorporation d'UD en HTS aux essais permettrait de mieux comprendre leurs impacts sur les propriétés mécaniques et la durabilité des dispositifs, tout en élargissant leur applicabilité ;

2) Essais combinés UD-NRB : Une recommandation clef est de mener des essais expérimentaux combinant UD et NRB (Natural Rubber Bearings) afin d'évaluer leur interaction et leur comportement global. La combinaison numérique des UD et des NRB dans l'étude de Nguyen et Guizani (2021a) a permis d'identifier un comportement combiné stable et présentant des caractéristiques hystérétiques particulièrement adaptées pour les zones à haute sismicité et pour les zones à sismicité modérée comme le Québec. Ces tests doivent valider expérimentalement leur efficacité en tant que système hybride pour améliorer la dissipation d'énergie des appuis de pont. Comme proposé en ANNEXE V, le programme d'essais devrait inclure des cycles sismiques représentatifs pour déterminer les gains en termes de durabilité, d'efficacité hystérétique et d'adaptation aux futures exigences des codes sismiques. Cette démarche vise à répondre à l'augmentation prévue des niveaux de performance sismique notamment avec l'application de la nouvelle 6ème génération de l'aléa sismique pour le Canada, adoptée récemment dans le Code National des Bâtiments du Canada 2020 et qui serait adoptée dans la prochaine édition du code sur le calcul des ponts routiers 2025 ;

3) Intégration de modèles d'endommagement : Les simulations numériques devraient inclure des critères d'endommagement et des lois de rupture pour mieux prédire les comportements des UD sous des chargements cycliques prolongés ou de grande amplitude. Cette intégration permettrait d'améliorer les prédictions sur la durée de vie et de mieux anticiper les mécanismes de dégradation progressive. Ces critères avancés offriraient une plus grande précision des modèles pour les grandes amplitudes assurant une plus grande fiabilité des résultats numériques ;

4) Calibration des coefficients matériaux : La précision des modèles numériques peut être considérablement améliorée par une calibration expérimentale des coefficients matériaux, en particulier pour les nuances d'acier utilisées dans cette étude (260W, 350W et Brinar 400). Cette calibration devrait inclure des tests spécifiques pour les propriétés mécaniques et les comportements en fatigue. En intégrant des données calibrées, les simulations deviendraient un outil plus fiable pour prédire les performances des UD dans des conditions variées ;

5) Impact de la galvanisation : Des recherches dédiées doivent être menées pour évaluer l'influence de la galvanisation sur les performances des UD. Ce traitement de surface pourrait avoir un impact significatif sur la fatigue, la rigidité et les phénomènes de dégradation. Comparer un plus grand nombre d'échantillons galvanisés et non galvanisés sous sollicitations identiques permettrait de mieux comprendre ces effets et d'intégrer des considérations adaptées dans les pratiques de conception ;

6) Développement d'abaques et de modèles empiriques : Afin de simplifier le processus de dimensionnement des UD, il est recommandé de développer des abaques ou des formules empiriques basées sur des essais systématiques et notamment l'étude de l'influence des ratios géométriques sur les paramètres régissant le comportement hystérétique des UD. Ces outils offriraient des références pratiques facilitant la sélection des UD et la conception des systèmes de dissipation d'énergie en fonction des performances attendues. De plus, de tels outils réduiraient considérablement la complexité des calculs préliminaires pour des projets d'isolation sismique ;

7) Propositions pour le positionnement des UD : Cette étude suggère de placer les UD hors du plan lorsque cela est possible, afin d'améliorer leur résistance en fatigue de service et de minimiser l'impact des déformations thermiques. Cette recommandation s'appuie sur les performances supérieures des UD hors plan observées dans cette recherche et illustre leur potentiel à mieux répondre aux sollicitations spécifiques des structures d'isolation

sismique. Elle ouvre ainsi des pistes concrètes pour optimiser leur conception et leur intégration dans des systèmes d'isolation ;

8) Recommandations normatives : Les équations analytiques validées dans cette étude, notamment celles de Nguyen et Guizani (2021a), pourraient être intégrées dans les normes pour le pré-dimensionnement des UD. Ces équations fournissent une estimation sécuritaire et efficace pour la rigidité initiale et la limite élastique. Il serait également utile de définir des ordres de grandeur pour les coefficients de rigidité post-élastique, sous réserve de validations scientifiques complémentaires. Ces recommandations visent à uniformiser les pratiques de conception tout en améliorant la fiabilité et la durabilité des dispositifs ;

9) Essais en fatigue : Pour mieux comprendre la durée de vie des UD, des essais en fatigue avec des cycles à amplitude constante sont indispensables. Ces tests permettraient de développer des modèles prédictifs inspirés des diagrammes de Manson-Coffin, adaptés aux spécificités des UD. Cette démarche offrirait un outil précieux pour évaluer la durabilité des dispositifs et affiner leur conception pour des applications exigeantes.

ANNEXE I

REVUE DE LITTÉRATURE SUR LES FACTEURS INFLUENÇANT LES PROPRIÉTÉS HYSTÉRÉTIQUES DES NRB

La présente annexe propose une revue de littérature détaillée des facteurs influençant les propriétés hystérétiques des appuis en caoutchouc naturel (Natural Rubber Bearings, NRB). Les dispositifs jouent un rôle crucial dans l'isolation sismique en offrant une combinaison unique de flexibilité horizontale et de dissipation d'énergie. Toutefois, leur comportement mécanique est fortement influencé par une multitude de paramètres qui nécessitent une compréhension détaillée pour optimiser leur performance.

Cette revue se concentre sur des aspects essentiels, tels que le vieillissement, l'effet de Mullins, le fluage, la vitesse de déformation, les conditions de basse température, ainsi que les contraintes géométriques et les modes de défaillance. Ces éléments sont analysés à travers une synthèse des études existantes, complétée par des illustrations et des modèles analytiques spécifiques. L’objectif principal est de fournir un cadre exhaustif pour appréhender les interactions complexes entre ces paramètres et leurs effets sur la rigidité, l'amortissement et la durabilité des NRB.

L'annexe met également en lumière les défis liés à l'utilisation des NRB dans des environnements à basse température, tels que ceux rencontrés au Canada, en soulignant l'importance de la cristallisation à basse température et du raidissement thermique. Enfin, elle explore les implications pratiques de ces phénomènes pour le dimensionnement et l'amélioration des NRB en vue de leur utilisation dans des contextes d'isolation sismique avancés.

Cette section sert de fondement théorique pour les travaux expérimentaux et numériques réalisés dans ce mémoire, tout en établissant un lien direct avec les objectifs de la recherche. Elle vise à orienter les futures recherches et optimisations dans le domaine des isolateurs sismiques en élastomères.

A I.1 Facteurs influençant les propriétés des NRB et leur mise en essais

Le comportement et les propriétés hystérétiques des isolateurs frettés en élastomères sont peuvent être modifiés par de nombreux facteurs et ces derniers sont généralement les mêmes que ceux influençant le comportement du caoutchouc. Ces facteurs ont un impact sur la rigidité et la capacité d'amortissement et de dissipation d'énergie des appuis. Parmi les facteurs modifiant le comportement des appuis frettés, on retrouve le vieillissement, l'historique et les conditions de chargement, l'aspect géométrique, la température et particulièrement les basses températures. Les parties suivantes tentent d'inventorier les facteurs influençant le comportement des appuis ainsi que l'impact de ces derniers sur les propriétés hystérétiques du système.

A I.1.1 Le vieillissement

Le vieillissement des appuis frettés provoque une détérioration progressive des propriétés de l'élastomère due à des agressions extérieures telles que l'ozone, la chaleur, l'oxygène, la lumière du soleil et l'humidité (Clark, 1996 ; T. Morgan, Whittaker, & Thompson, 2001). Ce phénomène entraîne une rigidification irréversible qui affecte la capacité des appuis à supporter les forces verticales et les déformations latérales. L'attaque liée à l'ozone peut être réduite par l'application d'imperméabilisant et d'antioxydants dans le caoutchouc (Stanton & Roeder, 1982 ; Yura et al., 2001).

Pour évaluer le vieillissement, le test de détérioration accélérée sous chaleur est utilisé, et la loi d'Arrhenius permet de prédire la réponse de l'élastomère en fonction de la température de chauffe et du temps de maintien (Constantinou et al., 1999, 2007 ; Hamaguchi et al., 2009 ; Itoh, Gu, Satoh, & Yamamoto, 2006) :

$$\ln\left(\frac{t_{20}}{t_a}\right) = \left(\frac{1}{T_{20}} - \frac{1}{T_a}\right)\left(\frac{E_a}{R}\right) \qquad \text{(A I-1)}$$

Où t_{20}, représente le temps de vieillissement à 20°C, t_a, la période de test à la température de vieillissement accéléré, T_{20}, la température standard, ici 20°C, T_a, la température arbitraire de vieillissement accéléré, E_a, l'énergie d'activation (31,7 $kcal/mol$) et R, la constante des gaz parfais (2 $cal/mol\,.°C$). Cette équation permet de calculer l'âge accéléré de l'échantillon en prenant comme paramètres, la température de chauffe et de la durée de maintien à cette température. Par exemple, une journée à 70°C équivaut à 7.3 ans à 20°C. Une étude a confirmé la validité de cette méthode pour un appui en élastomère âgé de 14 ans (Toopchi-Nezhad, Ghotb, Al-Anany, & Tait, 2019).

Les études montrent généralement une rigidification et une sensibilité accrue à la rupture. Des travaux portant sur des NRB déconstruits d'un pont en Angleterre ayant été en service pendant une vingtaine d'années ont montré que leurs propriétés physiques respectaient les exigences des nouveaux règlements (Stevenson & Price, 1986). Morgan et al. (2001) ont observé une augmentation du module de cisaillement effectif de 10 à 32% après 5 ans en service pour plusieurs isolateurs à amortissement élevé, avec une augmentation linéaire d'environ 50% en 100 ans. De plus, le vieillissement semble indépendant du facteur de forme, comme illustré dans la Figure A I-1 tirée de l'étude de Yue Li et al. (2021).

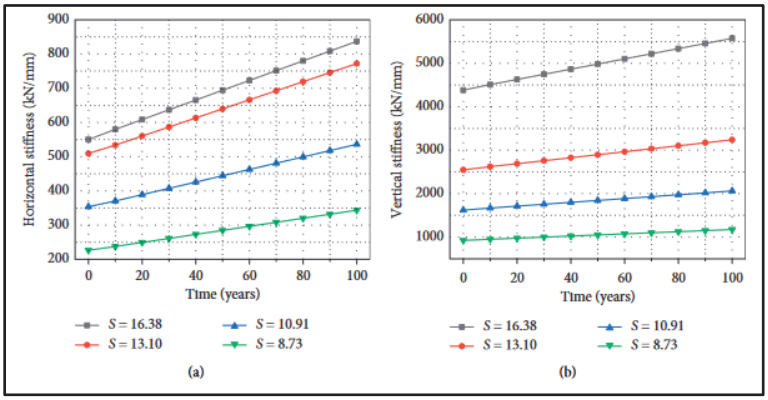


Figure A I-1 Effet du vieillissement sur la rigidité des appuis, (a) Rigidité horizontale, (b) Rigidité verticale
Tirée de Yue Li et al. (2021)

La force sismique transmise à la superstructure augmente avec le vieillissement, affectant l'efficacité de dissipation d'énergie (Yue Li, Chongming Gao, Chong Li, & Qian Li, 2021 ; Zhang, Wang, Lu, & Qiu, 2020).

Une étude se démarque des résultats précédents, en n'identifiant pas de changements notoires dans le comportement hystérétique et les caractéristiques physiques des couches de caoutchouc internes des appuis après 20 ans de services en milieu côtier (Hamaguchi et al., 2009).

Après avoir exploré les effets du vieillissement sur les propriétés des élastomères, il est pertinent de se concentrer sur un phénomène spécifique de dégradation, connu sous le nom d'effet Mullins, qui intervient dès les premiers cycles de sollicitation.

A I 1.2 L'effet de Mullins, le scragging et le recouvrement

Les élastomères à amortissement élevé, comme le caoutchouc naturel à haut amortissement (*High Dumping Natural Rubber*, HDNR), subissent une réduction significative de leur rigidité et de leur résistance après plusieurs cycles de chargement, un adoucissement cyclique appelé effet de Mullins (Mullins, 1948). Ce phénomène, causé par une modification de la structure moléculaire du caoutchouc, entraîne une réduction de la force nécessaire pour déformer le matériau lors des cycles suivants. Cette diminution qui est la plus importante entre le premier et le second cycle, s'amoindrit jusqu'à devenir négligeable après 6 à 10 cycles (Dorfmann & Ogden, 2004).

Le phénomène de stabilisation ou scragging en anglais est plus marqué dans les élastomères à haut amortissement. Les propriétés mesurées avant et après scragging sont respectivement appelées "unscragged" et "scragged". Les caoutchoucs à faible amortissement (*Low Dumping Natural Rubber*, LDNR) montrent peu de différence entre leurs propriétés avant et après déformation, indiquant que les additifs sont responsables de la différence de comportement (Constantinou et al., 1999 ; Hwang, Wu, Pan, & Yang, 2002 ; T. Morgan et al., 2001 ; Thompson, Whittaker, Fenves, & Mahin, 1999). La Figure A I-2 présente la perte de force pour chaque cycle de déformation.

L'effet Mullins permet un recouvrement partiel des capacités mécaniques du caoutchouc, contrairement au scragging qui provoque une détérioration permanente (Clark, 1996). Le recouvrement des propriétés initiales dépend des additifs introduits dans l'élastomère et du processus de vulcanisation (Kulak, Coveney, & Jamil, 1998). Par exemple, les HDRB à faible module de cisaillement récupèrent plus de 60% de leurs propriétés après un mois de repos et 65% après 12 mois, tandis que ceux à module élevé récupèrent 100% après 5 ans de repos (Thompson et al., 1999).

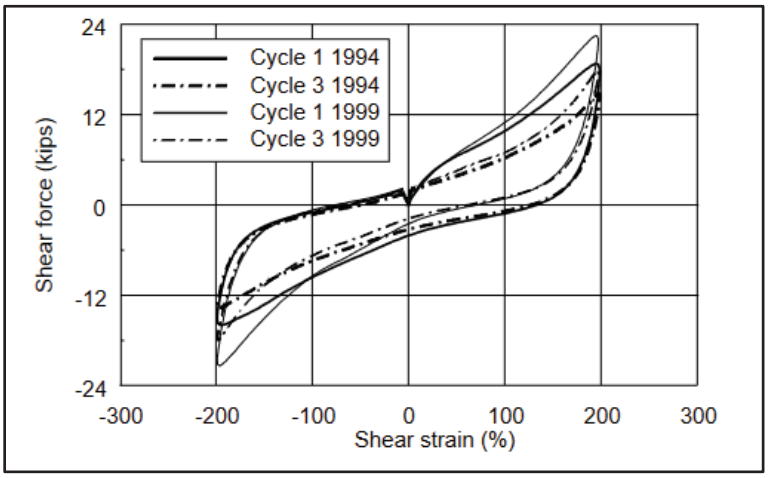


Figure A I-2 Boucles d'hystérésis pour l'évaluation de l'effet Mullins, du recouvrement et du vieillissement. Tirée de Thompson et al. (1999)

Enfin, le HDNR se rigidifie face aux grandes déformations en cisaillement, un phénomène attribuable à l'ajout de fillers dans la composition du NR. Les LDNR ne montrent pas cette rigidification (Kikuchi & Aiken, 1997). Au-delà de 25% de déformation en cisaillement, γ, les HDRB changent de comportement en raison de la cristallisation en déformation, augmentant la rigidité en cisaillement, ce qui peut limiter les déplacements sismiques, mais augmenter les forces transmises aux fondations (Calvi et al., 2007).

Alors que l'effet Mullins décrit des modifications à court terme liées aux premiers cycles de déformation, les phénomènes de fluage et de relaxation permettent d'analyser l'évolution des

propriétés mécaniques des élastomères sur des périodes prolongées sous des sollicitations constantes

A I.1.3 Le fluage et la relaxation

Les matériaux élastomères subissent des effets de fluage qui sont un accroissement des déformations sous une charge gardée constante et des effets de relaxation qui correspondent à la réduction des contraintes alors qu'une déformation est maintenue. Ces deux effets varient en fonction de la température, de l'historique de contraintes et de la formulation de l'élastomère (Leng, Xu, Qin, Ma, & Liu, 2019 ; Yura et al., 2001). La différence avec l'effet de Mullins et le scragging étant que ces effets sont instantanés alors que le fluage nécessite un chargement constant sur une période plus longue.

La relaxation des contraintes en cisaillement diminue les forces transmises aux piles des ponts, n'affectant pas le comportement dynamique des appuis en usage parasismique. Cependant, le fluage sous charges de compression peut poser des problèmes pour les appareils d'appui des ponts.

Le fluage est étudié en appliquant une charge constante pendant une longue période et en mesurant la déflexion. Selon l'AASHTO, le fluage est estimé à 45% et 25% de la déformation initiale pour des duretés de 70 et 50 duromètres, respectivement, ce qui corrobore l'étude menée par Minor et Egen (1970). Selon ces auteurs, la plupart des effets de fluage surviennent lors de l'installation des éléments de finitions sur la surface du pont. Les éventuelles déformations pouvant survenir par la suite ne constituant pas de problème majeur lié au fluage, mais plutôt à des problèmes d'entretien. Une étude de Takayama et al. (1998) a rapporté que sous des contraintes axiales de 10,8 à 19,7 MPa, la déformation maximale de fluage après 2 ans était d'environ 0,15% à 0,6% de T_r.

A I.1.4 La vitesse de déformation

La vitesse de déformation peut influencer la réponse des appuis parasismiques en élastomère. En raison des limitations des machines de test, les essais sur prototypes sont souvent effectués à des taux pseudo-statiques (Yura et al., 2001). Cependant, les essais dynamiques sur des appuis à échelle réduite sont couramment réalisés pour obtenir des données supplémentaires sur l'amortissement.

Thompson et al. (1999) ont montré que pour des fréquences de 0.01 à 0.1 Hz, l'augmentation de l'amortissement, ξ, et de la rigidité effective, K_{eff}, varie respectivement entre 10 et 28%, et entre 7 et 19%. Une autre étude sur les LRB à basse température n'a pas trouvé de différences significatives entre des sollicitations à 0.1 Hz et 0.5 Hz (Yaşar, Karuk, Cavdar, & Ozdemir, 2023).

La Figure A I-3 compare les boucles d'hystérésis mesurées et prédites sous différentes fréquences d'excitation, tandis que la Figure A I-4 montre la variation de K_{eff} et ξ en fonction de la fréquence.

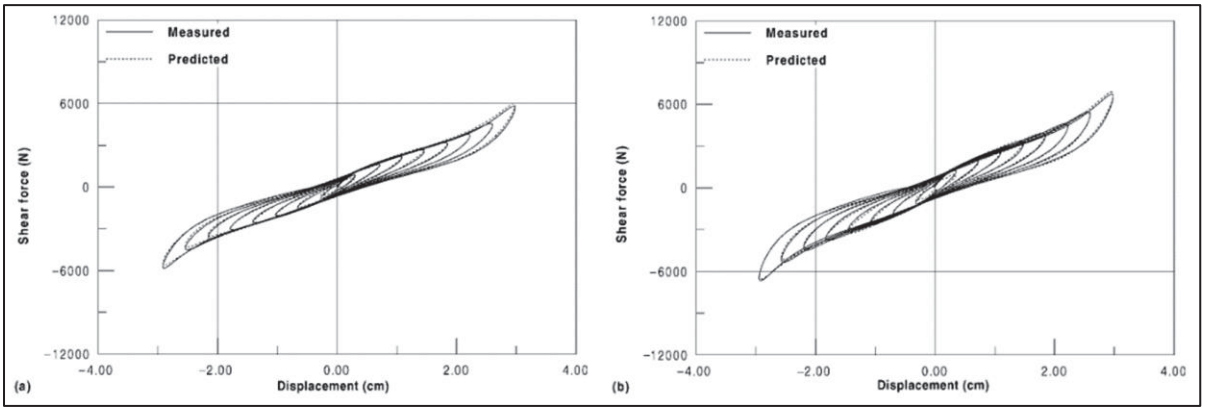


Figure A I-3 Comparaison entre les boucles d'hystérésis mesurées et prédites sous différentes fréquences d'excitation (température ambiante = 25◦C, déformation de cisaillement maximale = 200 pour cent) : (a) 0.1 Hz ; (b) 0.25 Hz.
Adaptée de Hwang et al. (2002)

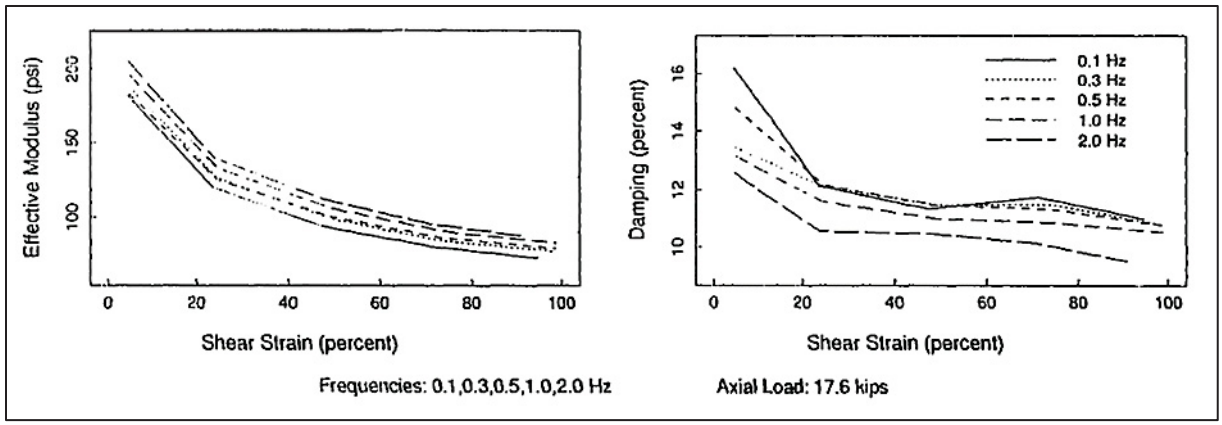


Figure A I-4 Variation de K_eff et de ξ en fonction de la fréquence
Adaptée de Clark (1996)

Yura et al. (2001) dans le rapport 449 pour le National Cooperative Highway Research Program (NCHRP) ont investigué l'influence de la vitesse de chargement sur des temps plus longs dans l'optique de réduire ces temps. Ils n'ont pas trouvé de différence significative entre les essais de 7 h et de 2 min qui ne peut pas être induite par autre chose que le fluage.

En complément des mécanismes temporels comme le fluage et la relaxation, l'influence des températures basses constitue un autre facteur crucial, modifiant significativement la rigidité et les capacités d'amortissement des élastomères.

A I.1.5 L'effet des basses températures

Lorsque des élastomères sont exposés à de basses températures, leur rigidité augmente en raison de deux phénomènes principaux : le raidissement thermique instantané et la cristallisation (Constantinou et al., 2007 ; Roeder, Stanton, & Feller, 1990 ; Yakut & Yura, 2002). Le raidissement thermique instantané se produit lorsque l'élastomère atteint l'équilibre thermique avec son environnement, ce qui peut prendre entre 12 et 48 heures (Maret, 2016 ; Roeder, Stanton, & Feller, 1989). La cristallisation, quant à elle, entraîne une augmentation de la rigidité de l'élastomère après une période d'induction où la rigidité reste stable. Cette augmentation de la rigidité est due à la formation de structures cristallines au sein du matériau.

La Figure A I-5 illustre le profil typique de la rigidification des élastomères soumis à de basses températures pour de longues périodes.

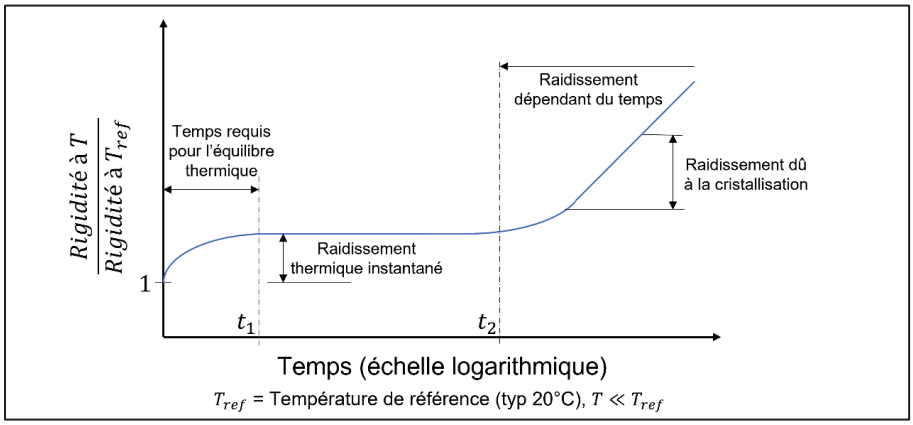


Figure A I-5 Rigidification des élastomères sous basses températures

L'influence des basses températures et notamment le comportement du NR au cours des premières parties de son cycle de rigidification sera détaillé à la section A I.2.1 de l'ANNEXE I.

L'exposition à de très basses températures entraîne également une transition vitreuse du matériau, rendant l'élastomère fragile et modifiant significativement ses propriétés mécaniques (Constantinou et al., 1999 ; Stanton & Roeder, 1982). La température de transition vitreuse du caoutchouc naturel est d'environ -55°C. Les essais de Kim et al. (1996) ont montré une rigidification et une amélioration de l'amortissement effectif notable des isolateurs sismiques après une exposition prolongée à -60°C, bien que le type spécifique d'élastomère n'ait pas été précisé.

Cardone et Gesualdi (2012) ont conduit une étude expérimentale visant à analyser l'impact des variations de température sur le comportement hystérétique des élastomères. Cette investigation portait sur six types d'élastomères issus de deux fournisseurs, avec des modules de cisaillement s'échelonnant de 0,5 MPa à 1,2 MPa. Les tests menés selon les recommandations du CSA en cisaillement cyclique d'amplitude croissante (de 25% à 125%),

ont exploré trois vitesses de sollicitation (0,01 Hz, 0,1 Hz, 0,5 Hz) sous des températures comprises entre -20°C et 40°C. Les spécimens étaient des monocouches de caoutchouc d'épaisseur 10 mm et de section carrée de côté 35 mm, vulcanisés à des plaques d'acier de même taille. Ils ont été classés selon leur dureté et leur provenance : H (hard), N (normal), SN (soft-normal) et les usines 1 et 2, donnant les désignations H1, N1, SN1, H2, N2 et SN2.

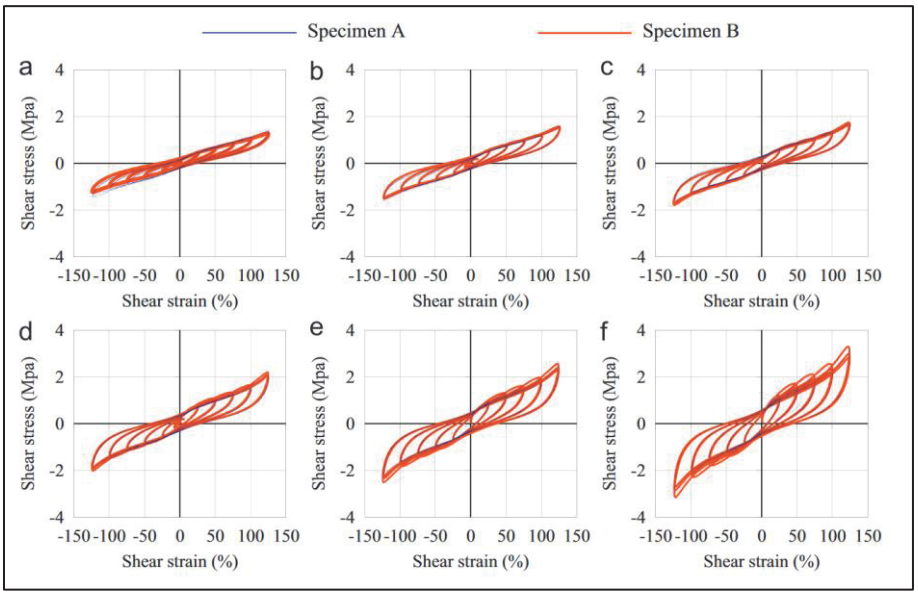


Figure A I-6 Courbes force-déplacement de H1 pour différentes températures à une fréquence de 0,5 Hz (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C
Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

Les Figure A I-6 à Figure A I-8 comparent les courbes d'hystérésis des spécimens H, N et SN des tests réalisés à 0.5 Hz. Ces figures montrent une augmentation de la contrainte maximale et de la capacité d'amortissement avec la baisse des températures, phénomène accentué en dessous de 0°C. Les figures montrent également une faible variabilité du comportement des élastomères entre les spécimens du même fournisseur.

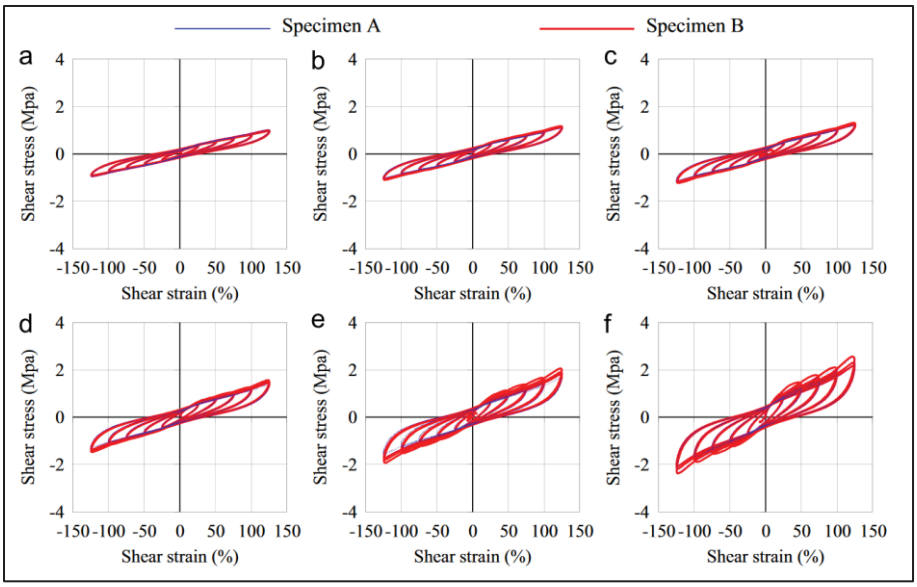


Figure A I-7 Courbes force-déplacement de N1 pour différentes températures à une fréquence de 0,5 Hz (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C
Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

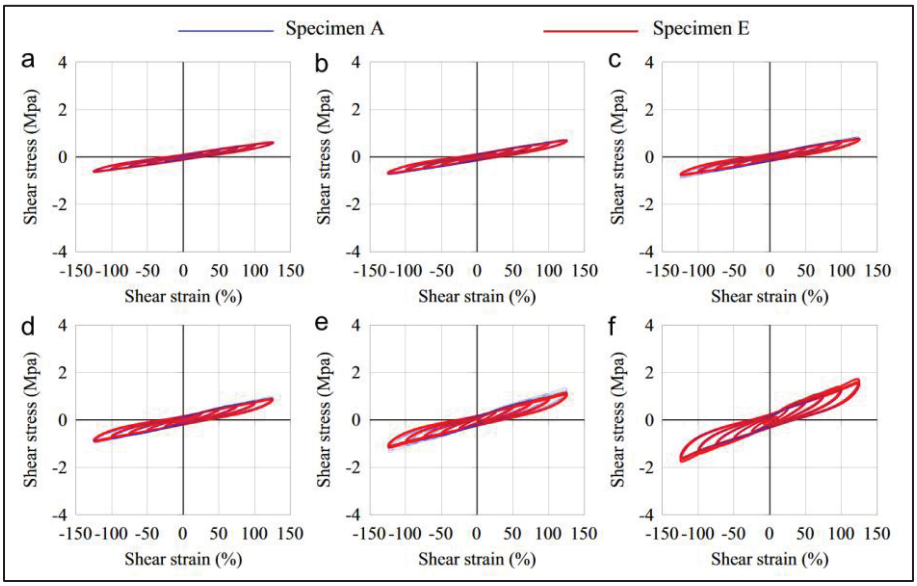


Figure A I-8 Courbes force-déplacement de SN1 pour différentes températures à une fréquence de 0,5 Hz (a) 40°C, (b) 20°C, (c) 10°C, (d) 0°C, (e) -10°C et (f) -20°C
Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

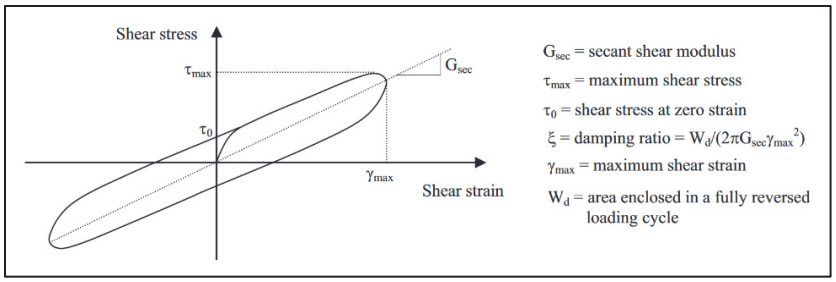


Figure A I-9 Propriétés mécaniques et méthodes de mesures considérées par Cardone et Gesualdi (2012)
Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

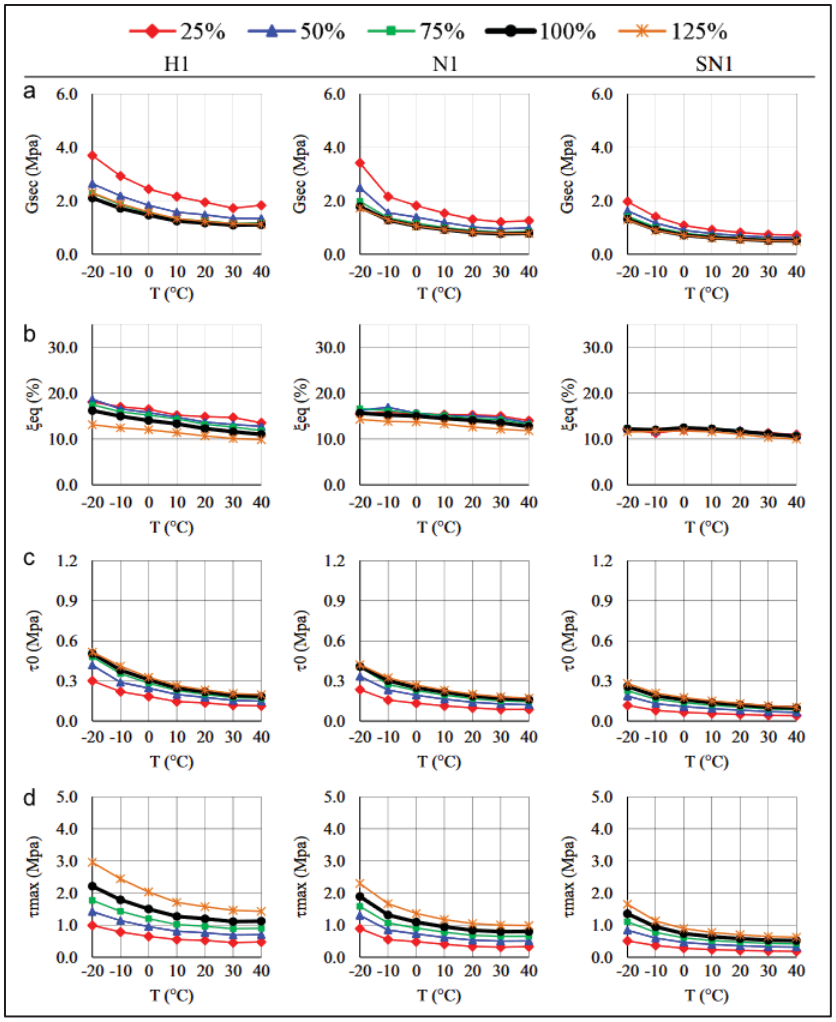


Figure A I-10 Évolution des propriétés comme fonctions de la température à amplitude constante (a) G_sec, (b) ξ_eq, (c) τ_0 et (d) τ_max
Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

Cardone et Gesualdi (2012) ont examiné quatre propriétés fondamentales des élastomères : le module de cisaillement sécant, G_{sec}, la contrainte de cisaillement initiale représentant la résistance caractéristique, τ_0, la contrainte de cisaillement maximale, τ_{max} et le pourcentage d'amortissement visqueux équivalent, ξ, comme présenté à la Figure A I-9.

La Figure A I-10 illustre que les propriétés considérées du caoutchouc augmentent de façon presque linéaire jusqu'à 0°C, avant de s'intensifier de manière plus marquée en dessous de cette température, tandis que l'amortissement décroît de manière linéaire avec la diminution de la température.

La Figure A I-11 fournie les courbes de tendance permettant d'approximer l'évolution des propriétés mécaniques normalisées pour $\gamma = 100\%$. L'ensemble de ces propriétés augmentant rapidement après le passage en températures négatives.

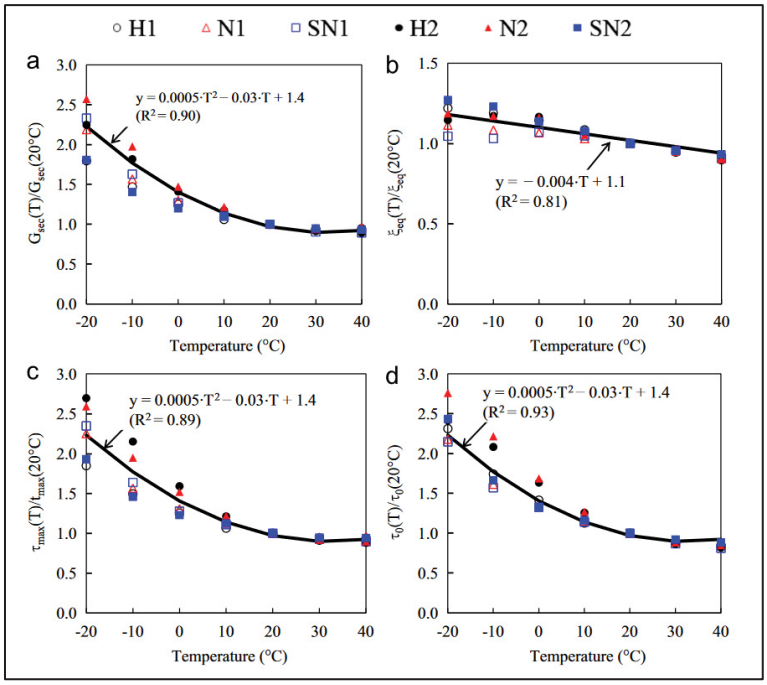


Figure A I-11 Tendance d'évolution des propriétés mécaniques normalisées fonction la température pour γ=100%
Tirée de Cardone et Gesualdi (2012)

Pang et al. (2024) ont testé trois appuis en caoutchouc naturel de diamètre 900 mm et hauteur 263 mm, soumis à des fréquences spécifiques (0.20 Hz, 2.25 Hz et 0.30 Hz) et à trois températures (-20°C, 0°C et 23°C). Les résultats à la Figure A I-12 montrent une diminution de la rigidité apparente sous charges cycliques. À une déformation de 50%, la rigidité horizontale équivalente a diminué de 8 à 13%. Sous une contrainte de cisaillement de 100% et 250%, la dégradation était de 4 à 7%.

Hong et al. (2023) ont examiné l'impact des cycles de gel-dégel et du vieillissement sur des appuis en caoutchouc à fort amortissement. Les auteurs ont constaté que la rigidité horizontale équivalente augmentait légèrement avant de diminuer au fil du temps comme le présente la Figure A I-13.

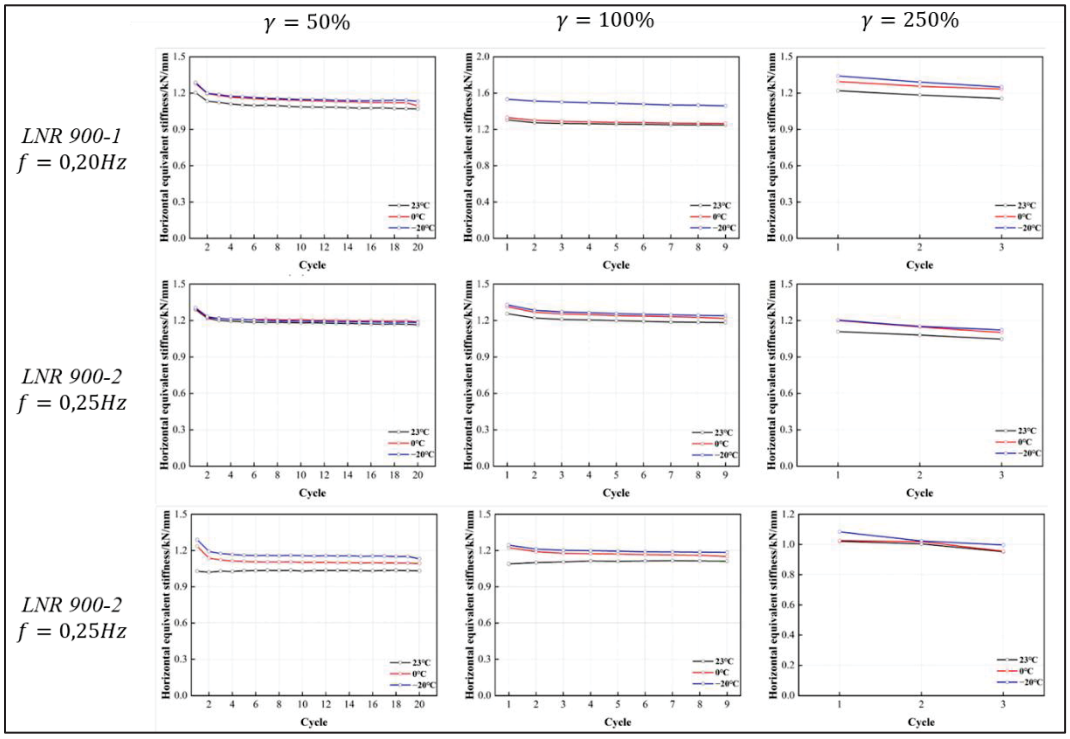


Figure A I-12 Variation de la rigidité apparente pour différents cas de chargement
Adaptée de Pang et al. (2024)

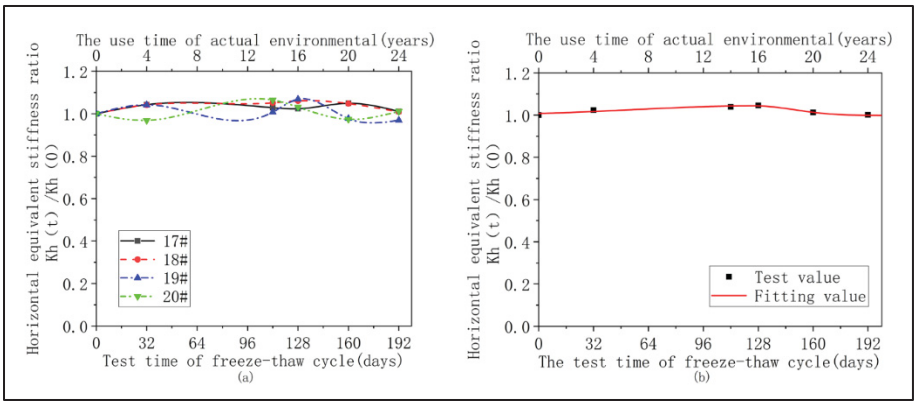


Figure A I-13 Variation de la rigidité horizontale équivalente des appuis après plusieurs cycles de gel-dégel
Tirée de Hong et al. (2023)

A I.1.6 Le chargement vertical et l'instabilité

Les appuis frettés en élastomère assurent deux fonctions principales : permettre le mouvement de la superstructure tout en limitant les efforts transmis et supporter le poids de la superstructure en le transférant aux piles de ponts. Ils sont donc soumis à des sollicitations en compression et peuvent être sujets au flambement, possédant une charge critique P_{crit}, au-delà de laquelle le système devient instable (Arditzoglou et al., 1995 ; Busson, 2014 ; Busson et al., 2015 ; James M. Kelly, 1991 ; James M. Kelly & Konstantinidis, 2011 ; Saidou, Gauron, Busson, & Paultre, 2021).

Pour la stabilité des isolateurs sismiques, il est crucial de déterminer la charge axiale maximale qu'ils peuvent supporter, même pendant les tremblements de terre les plus intenses. Si le déplacement de l'isolateur devient trop important, cela peut provoquer une instabilité type $P-\Delta$, où l'isolateur ne peut plus surmonter l'effort résultant de la combinaison de déplacement et de charges axiales.

La charge critique dans un état initialement non déplacé est déterminée en appliquant la théorie de Haringx, qui traite du flambement des colonnes ayant une faible rigidité en cisaillement. Cette approche a été détaillée par Gent (1964) :

$$P_{crit}^{0} = \frac{1}{2}(GA)_{eff}\left[\left(1 + \frac{4P_E}{(GA)_{eff}}\right)^{1/2} - 1\right] \quad \text{(A I-2)}$$

Avec P_E, la charge critique d'Euler pour une colonne simple.

Une approche simplifiée consiste à multiplier la rigidité en flexion qui est le produit EI caché dans P_E, ainsi que l'aire effective de l'appui, A_r dans le produit, $(GA)_{eff}$, par le rapport h/T_r. Cette approche retrouve le modèle de Koh-Kelly (Gauron, Saidou, Busson, Siqueira, & Paultre, 2018 ; James M. Kelly & Konstantinidis, 2011 ; Koh & Kelly, 1988 ; Saidou, 2012) :

$$P_{crit}^{0} = \frac{1}{2}GA\frac{h}{T_r}\left[\left(1 + \frac{4\pi^2 E_r I}{GAh^2}\right)^{1/2} - 1\right] \quad \text{(A I-3)}$$

Où E_r, est le module de compression du caoutchouc définit par $E_r = E(1 + 0.742S^2)$ et T_r, la hauteur totale d'élastomère (Gauron et al., 2018). En simplifiant davantage pour P_E usuellement très grand :

$$P_{crit}^{0} = \sqrt{P_E P_S} \quad \text{(A I-4)}$$

Avec P_S, définit par $P_S = GA_s$, et $A_s = \frac{h}{T_r} \times A$, l'aire effective de l'appui. L'augmentation dans l'aire de A permet de prendre en compte le fait que les frettes d'acier ne se déforment pas (James M. Kelly & Konstantinidis, 2011).

Pour prendre en compte la déformation en cisaillement, la charge corrigée pour les grands déplacements devient (Buckle et al., 2006 ; Busson et al., 2015 ; Nguyen, 2021) :

$$P_{crit} = P_{crit}^{0}\left(\frac{A_r}{A}\right) \quad \text{(A I-5)}$$

Avec A_r, la surface effective chargée qui correspond à la projection verticale de la surface supérieure sur la surface intérieure. Pour un appui sollicité en cisaillement, $A_r < A$.

Le Code canadien sur le calcul des ponts routiers requiert que les appuis soient dimensionnés pour résister au flambement à l'État Limite d'Utilisation (ÉLUT) selon la philosophie de dimensionnement aux états limites. Les appuis doivent respecter le critère $2A \leq B$ avec :

$$A = \frac{1.92\frac{h_e}{L_e}}{\sqrt{1+\frac{2.0L_e}{W_e}}} \; et \; B = \frac{2.67}{(S+2.0)\left(1+\frac{L_e}{4.0W_e}\right)} \qquad \text{(A I-6)}$$

Avec h_e, l'épaisseur totale effective d'élastomère (ou T_r), W_e la dimension des frettes d'acier parallèle à l'axe de rotation considéré, et L_e, la moindre des dimensions des frettes d'acier.

Dans le cas où la condition $2A \leq B$ ne serait pas respectée, f_s, doit être inférieure à la limite du flambage. Pour les appuis mobiles dans une direction quelconque du plan horizontal :

$$f_s \leq \frac{GS}{2A-B} \qquad \text{(A I-7)}$$

Pour les appuis fixes :

$$f_s \leq \frac{GS}{A-B} \qquad \text{(A I-8)}$$

Avec f_s, la contrainte de compression due à la charge morte plus 1.75 fois la surcharge et S, le facteur de forme présenté à la section A I.1.8L'aspect géométrique.

Dans sa version précédente, le CSA S6-14 (2014) imposait les conditions suivantes quant au chargement vertical :

Tableau A I-1 Pression admissible pour les appuis frettés selon le code CSA S6-14 (2014)

	ÉLUT	**ÉLUL**
Pression moyenne exercée sur une couche d'élastomère	4.5 MPa	7.0 MPa
Pression moyenne sous toutes les combinaisons de charges,	7 MPa*	10.0 MPa

* $Pression\ moyenne\ max\ =\ 0.22 \times S^2$.

Les effets du chargement vertical sur les appuis frettés varient. Kelly (1991) et Kelly et Quiroz (1990) ont montré que l'amortissement augmente avec la pression. La rigidité en cisaillement varie en fonction de la géométrie de l'isolateur et du niveau de pression appliqué. Dans le cas des isolateurs en néoprène, une pression plus élevée entraîne une diminution de la rigidité en cisaillement. En revanche, pour les isolateurs à haut taux d'amortissement, constitués d'une fusion de NR et d'élastomère synthétique, l'influence de la pression sur la rigidité est négligeable. Yura et al. (2001) ont, au contraire, montré une augmentation de G avec la pression lors des tests sur pans inclinés. Ces divergences montrent qu'il est nécessaire d'identifier une méthode de test fiable. Kelly et Konstantinidis (2011) ont identifié un lien entre la rigidité post-élastique horizontale et la charge appliquée normalisée avec la charge critique supportée par l'appui.

$$K_d' = \frac{GA_s}{h} \frac{\frac{\pi}{2}\frac{P}{P_{crit}}}{\tan\left(\frac{\pi}{2}\frac{P}{P_{crit}}\right) - \frac{\pi}{2}\frac{P}{P_{crit}}\frac{GA_S}{P}} \qquad \text{(A I-9)}$$

Avec $A_S = A(h/T_r)$ et $\frac{GA_s}{h} = K_d$, défini à l'équation (1.5).

Kelly et Konstantinidis (2011) ont introduit le facteur dissipateur du caoutchouc définit par $\tan\delta$, où δ correspond à l'angle de perte du matériau. Définissant la stabilité dynamique :

$$\begin{aligned} P_E^* &= P_E(1 + i\tan\delta) \\ P_S^* &= P_S(1 + i\tan\delta) \end{aligned} \qquad \text{(A I-10)}$$

La rigidité horizontale post-élastique dynamique est alors :

$$K_D = |K_D^*| = \left| \frac{P_S^*}{h} \frac{P_S^* P_E^* - P P_S^* - P^2}{P_S^* P_E^* + P P_S^* + P_S^{*2}} \right| \qquad \text{(A I-11)}$$

Selon l'équation (A I-11), la rigidité horizontale serait donc dépendante du chargement vertical comme présenté à la Figure A I-14 ainsi que de l'angle de perte du caoutchouc.

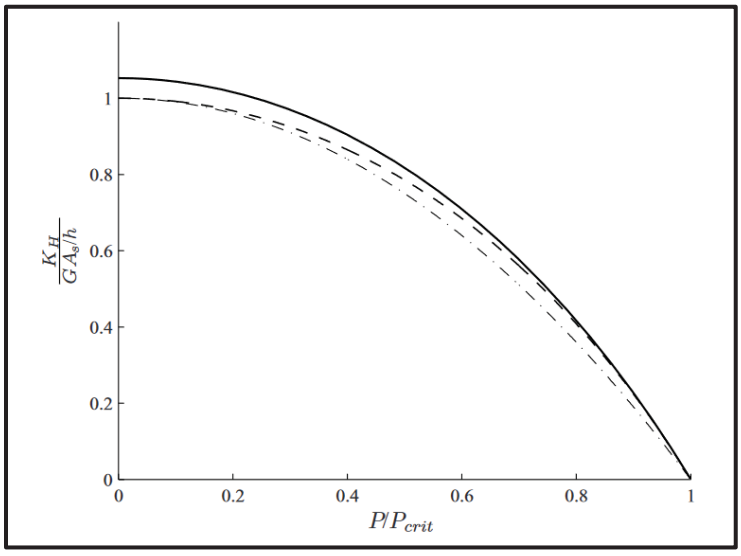


Figure A I-14 Influence de la charge axiale sur la rigidité horizontale. Ligne continue : "exacte", équation (A I-9) avec GA_S/P = 0.05
Tirée de Kelly et Konstantinidis (2011)

A I.1.7 Les conditions initiales

La flexion d'une poutre de pont entraîne généralement une rotation d'extrémité autour d'un axe horizontal perpendiculaire à l'axe longitudinal du pont, obligeant la surface supérieure de l'appui à tourner par rapport à la tête de la pile. Cette rotation relative peut également être causée par des charges permanentes si le dessous de la poutre n'est pas parfaitement parallèle à la tête de pile, ou par le fluage du béton. Une telle sollicitation induit une rotation des surfaces extérieures de l'appui.

La déformation par rotation de l'appui est l'une des charges les plus sévères pouvant être appliquées (Stanton & Roeder, 1982). Les modèles utilisés pour la prédiction des contraintes induites par la rotation sont généralement des extensions des modèles de compression (A. N. Gent & Meinecke, 1970 ; Stanton & Roeder, 1982).

Le Code canadien sur le calcul des ponts routiers impose des tolérances géométriques strictes pour la fabrication des appuis et l'orientation des interfaces de contact afin de limiter la rotation initiale. Il faut considérer une rotation minimale de 0,005 rad lors de la conception des appareils d'appui en raison de la tolérance de fabrication, et une rotation minimale de 0.0035 rad en raison de la tolérance de construction, sauf si des mesures spécifiques sont prises pour éliminer cette possibilité (Goodco Z-Tech, 2022 ; Groupe CSA, 2019a).

La version antérieure du code exigeait que, si une rotation se produit, l'appareil d'appui soit dimensionné pour éviter tout soulèvement pour une déformation maximale équivalente à 0,14 de la hauteur totale de l'élastomère (T_r) se produit sur le bord de l'appui à l'ÉLUT. De plus, la déformation en cisaillement ne devait pas dépasser $0{,}5t_r$ à l'ÉLUT (Groupe CSA, 2014). La version plus récente du code prend en compte une combinaison des déformations, qui sont additionnées pour obtenir une déformation totale pondérée majorée (Groupe CSA, 2019a).

A I.1.8 L'aspect géométrique

Le comportement des appuis frettés est fortement influencé par leur géométrie, notamment par le facteur de forme, le ratio de l'élancement et l'épaisseur des frettes d'acier.

- Le facteur de forme ou *Shape factor*

Le facteur de forme, qui correspond au ratio entre la surface soumise à la charge et la surface latérale d'une couche interne de caoutchouc, est essentiel pour caractériser le comportement en compression (Busson, 2014 ; Goodco Z-Tech, 2022 ; Groupe CSA, 2019a ; James M. Kelly & Konstantinidis, 2011). Il est déterminé comme suit :

$$S = \begin{cases} \dfrac{bl}{t \times (l + 2b)} & pour\ un\ appui\ rectangulaire\ de\ coté\ l\ et\ 2b \\ \dfrac{R}{2t} & pour\ un\ appui\ ciculaire\ de\ rayon\ R \\ \dfrac{b - a}{2t} & pour\ un\ apui\ annulaire\ de\ rayon\ interne\ a \\ & et\ de\ rayon\ externe\ b \end{cases} \quad \text{(A I-12)}$$

Avec t l'épaisseur d'une couche de caoutchouc interne.

Un *S* élevé indique une meilleure rétention du caoutchouc par les plaques d'acier, réduisant le phénomène de bugling (James M. Kelly & Konstantinidis, 2011). Bien que ce facteur soit principalement lié à la stabilité, son influence sur le comportement hystérétique est moins significative.

- L'élancement et le ratio de l'aspect

L'élancement, el, définit par Busson et al. (2015) est défini comme le ratio entre la hauteur totale de caoutchouc (T_r) et la longueur caractéristique de l'appui. Il amplifie l'effet $P - \Delta$, diminuant ainsi la stabilité de l'appui et est calculé par :

$$el = \frac{T_r}{2b} \quad \text{(A I-13)}$$

Le ratio de l'aspect (ρ) introduit par Kelly et Konstantinidis (2011) défini par le rapport de la largeur sur la longueur de l'appui, influence la compressibilité et la rigidité verticale de l'appui comme le montre la Figure A I-15.

$$\rho = \frac{2b}{l} \quad \text{(A I-14)}$$

Pour un appui rectangulaire, Kelly et Konstantinidis (2011) donnent la formule suivante pour le module de compressibilité :

$$K = \frac{384}{\pi^4} GS^2(1+\rho)^2 \sum_{m=odd}^{\infty} \frac{1}{m^4}\left(1 - \frac{2\rho}{m\pi}\tanh\left(\frac{m\pi}{2\rho}\right)\right) \qquad \text{(A I.15)}$$

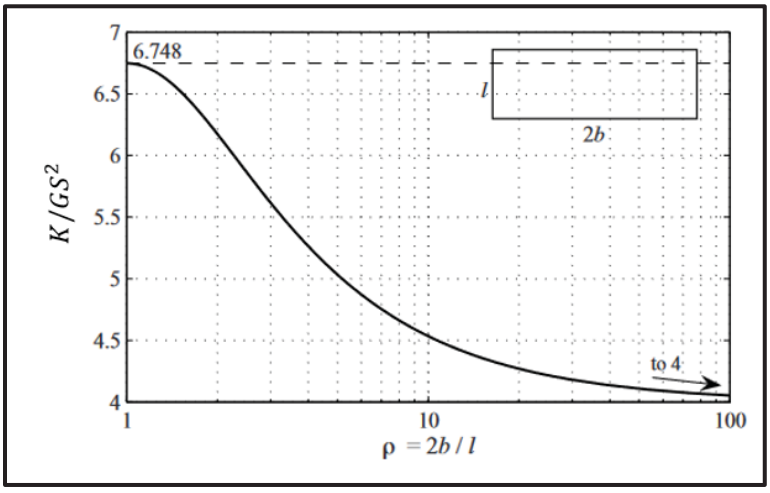


Figure A I-15 Module de compression pour un appui rectangulaire
Adaptée de Kelly et Konstantinidis (2011)

- L'épaisseur des frettes

L'épaisseur des frettes, étudiée analytiquement par Kelly et Konstantinidis (2011), influence la charge critique en flambement des appuis tel que l'illustre la Figure A I-16. Des plaques plus rigides augmentent cette charge critique, surtout pour des appuis avec un facteur de forme élevé. Pour rappel, le Code canadien sur le calcul des ponts routiers exige une épaisseur nominale minimale, t_s, de 3 mm pour les frettes (Groupe CSA, 2019a), réduisant ainsi l'impact de leur flexibilité sur le comportement de l'appui.

Cette revue montre que si la géométrie a un rôle crucial dans la stabilité des appuis, son influence sur le comportement hystérétique est limitée, se concentrant principalement sur la rigidité en compression et la résistance au flambement.

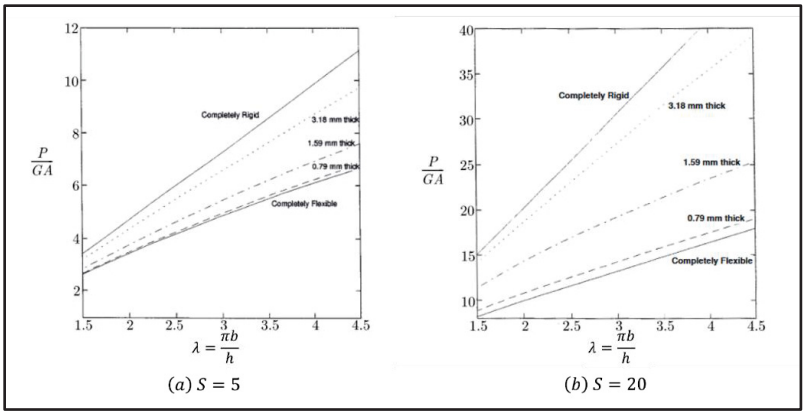


Figure A I-16 Charges critiques de flambement en fonction de la hauteur de l'appui
Adaptée de Kelly et Konstantinidis (2011)

A I.1.9 Les modes de défaillance

- Instabilité

Lorsqu'un appui fretté est soumis à des charges axiales élevées, sa rigidité en cisaillement peut diminuer jusqu'à atteindre un point de rigidité tangentielle nulle, considérée comme la charge maximale admissible pour éviter la défaillance comme vue à la section A I.1.6 (Busson et al., 2015 ; James M. Kelly & Konstantinidis, 2011 ; Roeder, Stanton, & Taylor, 1987). Ce point est défini par l'interaction entre le déplacement latéral et la charge axiale critique. En cas de poussée progressive en cisaillement, un second état limite peut se produire, où l'isolateur se raidit jusqu'à provoquer soit la rupture du matériau, soit le décollement de l'interface acier-caoutchouc, marquant ainsi l'état limite ultime de déchirement de l'appui (Busson et al., 2015 ; Yura et al., 2001).

- Rupture de l'élastomère

La rupture par déchirement de l'élastomère est un état limite crucial pour les appuis frettés, notamment pour ceux à faible élancement. Busson (2014) a montré que les ruptures se produisent principalement dans le caoutchouc, et a préféré utiliser un critère microscopique basé sur la déformation principale, λ_1, pour prédire la rupture du matériau.

Des études précédentes (Rahnavard, Craveiro, & Napolitano, 2020 ; Sanchez, Masroor, Mosqueda, & Ryan, 2013) ont compilé des résultats d'essais montrant que les essais d'instabilité sont plus fréquents que ceux de rupture. Ces résultats provenaient principalement de l'université de Berkeley en Californie (Clark, 1996 ; James M. Kelly, 1991 ; Weisman & Warn, 2012). La Figure A I-17 met en évidence deux zones principales : une zone de rupture, correspondant à des déformations importantes (>300%), et une zone d'instabilité, caractérisée par des déformations plus modérées.

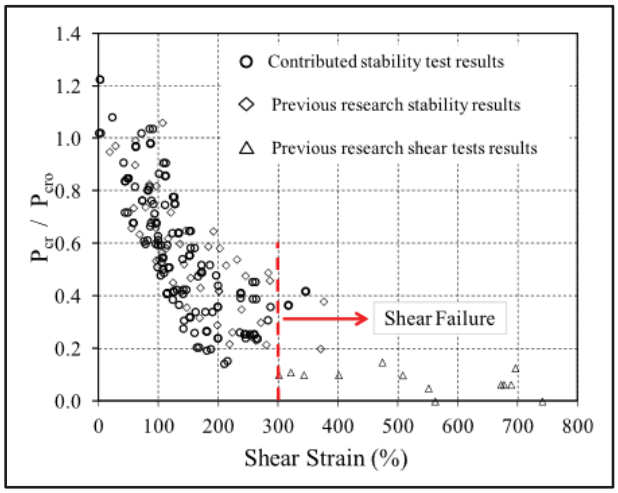


Figure A I-17 Compilation de résultats des tests de défaillance
Tirée de Sanchez et al. (2013)

Busson (2014) a établi des abaques de dimensionnement pour les appuis aux états limites à la Figure A I-18, valables pour des appuis carrés de 900 mm de largeur et à fourni les relations nécessaires à la transplantation de ces abaques à des appuis de tailles différentes. Ces abaques montrent que pour les appuis à faible élancement, la rupture par déchirement de l'élastomère prévaut.

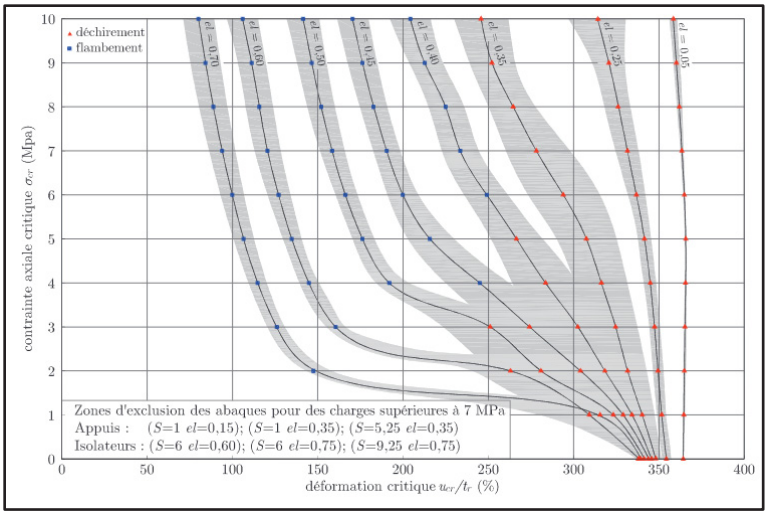


Figure A I-18 Abaques de dimensionnement pour les appuis et isolateurs sismiques
Tirée de Busson (2014)

- Rupture adhésive

La rupture adhésive, rare et généralement liée à un défaut de fabrication, est un type de défaillance où l'adhésif d'un assemblage collé se déchire. Selon la norme ASTM D429 (ASTM International, 2003), un test de pelage à 90 degrés permet d'évaluer la force de pelage et de calculer l'énergie de rupture du joint collé. Lorsque des déformations importantes entraînent des comportements non linéaires du matériau, cette énergie doit être mesurée directement lors des essais expérimentaux.

A I.2 L'influence des basses températures sur les NRB

L'influence des basses températures sur les NRB et les UD est cruciale, notamment dans des régions comme le Canada avec de grandes variations annuelles de température. Les basses températures peuvent affecter significativement les caractéristiques hystérétiques des matériaux, influençant leur performance et leur durabilité sous des sollicitations sismiques.

En conditions de basses températures, les matériaux deviennent plus rigides et moins ductiles, modifiant leur comportement sous chargement cyclique. Pour les amortisseurs en U, cela peut

se traduire par une modification de la limite élastique, de l'énergie dissipée par cycle et du comportement en fatigue. De même, les NRB peuvent voir leur rigidité et les efforts horizontaux augmenter, affectant leur efficacité en tant que dispositifs d'isolation à la base.

A I.2.1 L'effet des basses températures sur les propriétés du NR

La présente partie détaille et présente le comportement du NR soumis à de basses températures ainsi que son régime transitoire comme introduit précédemment à la section A I.1.5 sur le cycle d'hystérésis des NRB ayant déjà été détaillé.

A I.2.1.1 Raidissement thermique instantané

Ce phénomène correspond à une rigidification de l'élastomère lorsqu'il est soumis à des températures négatives et atteint l'équilibre thermique avec l'environnement. La durée nécessaire pour atteindre cet équilibre varie considérablement en fonction de la température ambiante et de l'épaisseur de l'élastomère (Kalpakidis & Constantinou, 2008 ; Maret, 2016). La rigidification est amplifiée à des températures plus basses, comme l'illustre la Figure A I-19. En dessous de la température de transition vitreuse, l'élastomère devient vitreux et cassant. Pour le caoutchouc naturel, cette température est d'environ -60°C, et pour le néoprène, elle est d'environ -50°C selon Roeder et al. (1990).

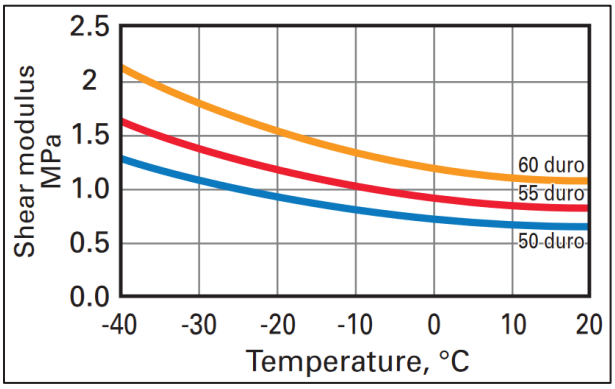


Figure A I-19 Variation du module de cisaillement des appuis NR en fonction de la température
Tirée de Goodco Z Tech (2022)

Le Code canadien impose que les élastomères ne présentent pas une dureté supérieure à trois fois celle mesurée à 20°C lorsqu'ils sont refroidis à -40°C(Groupe CSA, 2019a).

Yaşar et al. (2023) ont montré qu'une plus grande contrainte en cisaillement réduit l'augmentation de la rigidité post-élastique (K_d) induite par les basses températures, sans influencer la résistance caractéristique (Q_d). Les auteurs ont aussi mesuré une diminution de la rigidification avec le nombre de cycles, probablement due au réchauffement du noyau de plomb comme l'a modélisé Maret (2016). Dans les appuis en caoutchouc naturel (NRB), ce réchauffement est de 1°C par cycle, rendant cet impact négligeable (Buckle et al., 2006 ; Constantinou et al., 1999 ; Maret, 2016).

Il semble y avoir une interdépendance des propriétés des appuis en élastomère frettés, des sollicitations et des basses températures, suggérant la nécessité de revoir les coefficients de modification (développés à la section 1.2.3) en fonction de la température extérieure plutôt que de les considérer comme constants (Yaşar et al., 2023).

A I.2.1.2 Cristallisation à basse température

La cristallisation, qui survient à basse température, affecte le comportement mécanique des élastomères soumis à ces conditions sur de longues durées. Après le raidissement instantané, la cristallisation se produit, entraînant un réarrangement moléculaire qui augmente progressivement la rigidité et diminue le volume (3% pour le NR) comme le montre la Figure A I-20. Ce phénomène étant complètement réversible avec la hausse des températures (Buckle et al., 2006 ; Cardone & Gesualdi, 2012 ; Constantinou et al., 2007 ; Fuller, Gough, & Thomas, 2004 ; Kim, Mander, & Chen, 1996 ; Roeder et al., 1989, 1990 ; Yakut & Yura, 2002).

La cristallisation s'opère sur une plage spécifique de basses températures et est influencée par des facteurs tels que la durée d'exposition, la température ambiante, ainsi que le type et la formulation de l'élastomère. Ce processus commence par une étape de nucléation, suivie par la formation de cristallites, ce qui modifie des propriétés clefs de l'élastomère, comme son module d'élasticité et sa dureté (Stevenson, 1983). La durée de la période d'induction varie

selon la température et la composition chimique. Pour le caoutchouc naturel, la cristallisation est la plus rapide à -25°C, comme le montre la Figure A I-21, et pour le néoprène à -10°C (Yura et al., 2001).

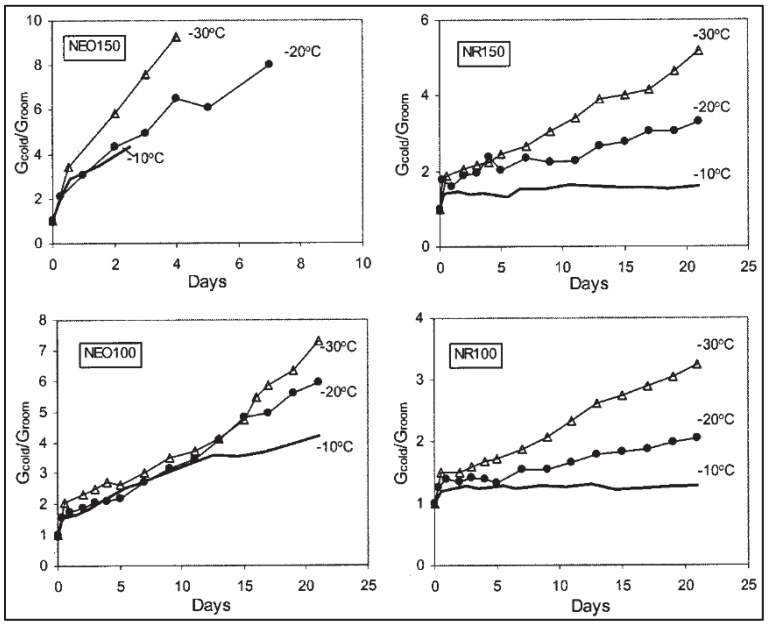


Figure A I-20 Variation du module de cisaillement normalisé selon la température et le temps de conditionnement
Tirée de Yakut et Yura (2002)

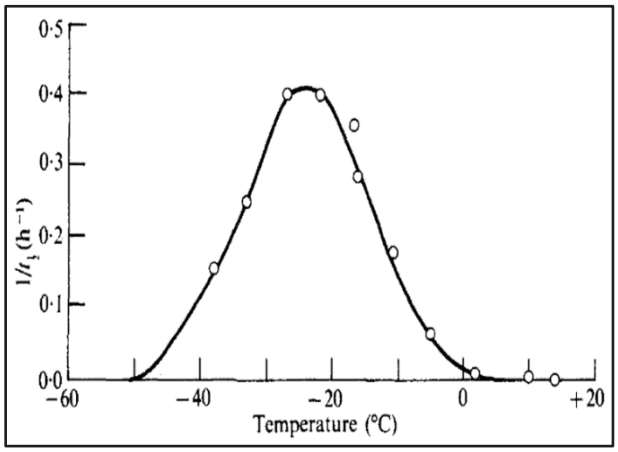


Figure A I-21 Évolution de la vitesse de cristallisation selon la température pour le NR
Tirée de Treloar (1976)

La température à laquelle les cristallites fondent est directement influencée par la température à laquelle ils se sont formés. Par exemple, des cristallites générées à 0°C débutent leur fusion à 6°C et celle-ci est complète à 16°C (Treloar, 1976).

Après la période d'induction, la cristallisation suit les variations de température. Roeder et al. (1990) ont observé que la rigidité du néoprène varie logiquement avec les températures d'exposition constantes ou variables. La Figure A I-22 illustre l'évolution de la rigidité normalisée du néoprène conditionnée à -10°C avec un saut à -30°C sur une période 12 jours. Elle compare également cette évolution à celle d'un élastomère maintenu à une température constante de -30°C durant la même période. Les résultats montrent que la rigidité suit des tendances similaires pour les deux conditions, augmentant lorsque la température baisse et diminuant rapidement lorsque la température remonte, rejoignant ainsi la courbe de cristallisation de 10°C en une journée. Lorsqu'elle redescend de -10°C à -30°C, la rigidité atteint presque celle de l'élastomère maintenu à -30°C après 24 h.

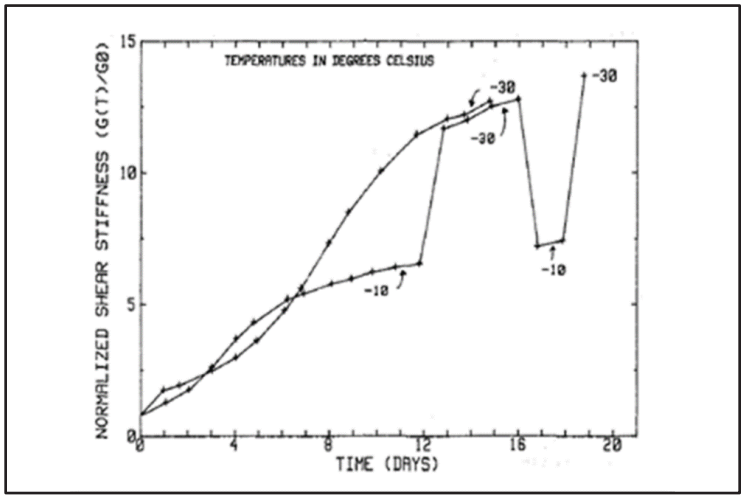


Figure A I-22 Influence des fluctuations de température
sur la rigidité en cisaillement normalisée du néoprène
Tirée de Roeder et al. (1990)

L'ajout de polymères comme le Vinyle-Butadiène rallonge la période d'induction et retarde la cristallisation, mais amplifie le raidissement thermique instantané. Les appuis avec un module

de cisaillement élevé montrent des raidissements plus importants à basse température (Yakut & Yura, 2002).

A I.2.2 Effet des basses températures sur les propriétés de l'acier

Pour la plage d'utilisation thermique des appuis en caoutchouc naturel fretté (-40°C à 40°C), les propriétés mécaniques de l'acier présentent peu de variations. (Maret, 2016 ; Rodriguez-Rendon, 2019 ; Yan, Geng, Xie, & Xie, 2022)

Les frettes d'acier assurent la retenue latérale des couches d'élastomère pour éviter le gonflement latéral, comme présenté en 1.2.1.2, sans impacter le comportement en cisaillement du système. Ainsi, le comportement hystérétique du système n'est pas influencé par les variations mineures des caractéristiques de l'acier.

La dilatation thermique d'une frette d'acier de coefficient de dilatation thermique linéaire $\alpha = 11 \times 10^{-6}\, K^{-1}$, est négligeable. Par exemple, pour une frette de 600 mm de longueur, la variation entre 20°C et -30°C est de -0.33 mm, rendant négligeables les changements de forme à basse température.

A I.2.3 Propriétés et équilibre thermique des NRB

A I.2.3.1 Propriétés thermiques des matériaux composant les NRB

Plusieurs paramètres thermiques des matériaux sont nécessaires pour comprendre leur comportement thermodynamique, notamment pour une étude par conduction du transfert de chaleur au sein d'un appui. Les paramètres clefs sont :

- La conductivité thermique : $\lambda\ [W.m^{-1}.K^{-1}]$ (ou k) : décrit le transfert thermique par conduction et correspond à l'énergie transférée.
- La capacité thermique massique à pression constante : $C_p\ [J.kg^{-1}.K^{-1}]$: caractérise la quantité d'énergie qu'un matériau peut absorber ou restituer par échange thermique

- La masse volumique : $\rho\ [kg.m^{-3}]$
- La diffusivité thermique : $\alpha\ [m^2.s^{-1}]$: représente la capacité d'un matériau à propager un signal thermique : $\alpha = \frac{\lambda}{\rho C_p}$.

Le Tableau A I-2, adapté de Constantinou et al. (2007), repris par Maret (2016) et Rodriguez-Rendon (2019) présente les propriétés thermiques à 25°C de l'acier et du caoutchouc naturel utilisés dans les NRB.

Tableau A I-2 Propriétés thermiques des matériaux d'un appui fretté en caoutchouc naturel

Grandeur thermique	**Symbole [unité S.I.]**	**Matériau de l'isolateur**	
		Acier	**Caoutchouc naturel**
Conductivité thermique	λ [W/(m·K)]	50	0,16
Capacité thermique	C_p [J/(kg·K)]	450	1700
Masse volumique	ρ [kg/m^3]	7 900	1300
Diffusivité thermique	α [m^2/s]	$1{,}41 \cdot 10^{-5}$	$7{,}24 \cdot 10^{-8}$

Une étude antérieure sur la variation de la conductivité thermique du caoutchouc menée par Pilsworth et al. (1971) présente des résultats légèrement inférieurs à ceux du Tableau A I-3.

Tableau A I-3 Conductivité thermique du caoutchouc en fonction de la température, λ [W/(m.°C)]

Température (°C)	**-40**	**-30**	**-20**	**0**	**20**	**40**
Caoutchouc naturel	0.1521	0.1524	0.1520	0.1509	0.1496	0.1501

Le caoutchouc a une conductivité thermique et une diffusivité thermique très faibles, tandis que l'acier a une bonne conductivité thermique. Par conséquent, la chaleur se propage principalement à travers les frettes en acier (Constantinou et al., 2007).

A I.2.3.2 Équilibre thermique d'un appui sous basses températures

Lorsqu'un matériau ou système est soumis à une variation de température sans apport d'énergie externe, il nécessite un certain temps pour atteindre l'équilibre thermique, soit, l'uniformisation de la température interne avec celle de l'environnement.

Dans une étude par éléments finis, Maret (2016) a estimé que des NRB circulaires de 1 m de diamètre atteignent l'équilibre thermique en moins de 48 heures pour des températures cibles de -7°C, -15°C, -21°C et -26°C, à partir d'une température initiale de 20°C.

Rodriguez-Rendon (2019) a établi une formule empirique pour déterminer la constante de temps approximative, τ', correspondant au temps nécessaire pour qu'un appui cylindrique atteigne 63.3% de sa température finale. La température interne de l'isolateur suit une courbe exponentielle, atteignant 95.0% de la consigne en $3\tau'$, et 99.3% en $5\tau'$. La formule est la suivante :

$$\tau' = a'.e^{b' \times A_R} \quad \text{(A I.16)}$$

Avec A_R l'aire radiale de l'élastomère d'un isolateur cylindrique, a' fonction de T_r :

$$a' = C \times T_r^2 + D \times T_r + E \quad \text{(A I.17)}$$

Et b' fonction de a' :

$$b' = J \times (a')^K \quad \text{(A I.18)}$$

Les valeurs de C, D, E. J et K déterminées par l'auteur sont données au Tableau A I-4.

Tableau A I-4 Valeurs de C, D et E pour le calcul de a'; et de J et K pour le calcul de b'

Constante	Épaisseur d'une couche d'élastomère, T_r			Facteur multiplicateur
	7 mm	10 mm	13 mm	
$C =$	13 639	8 397	6 103	$\times 10^{-9}$
$D =$	- 9 871	1 775	7 666	$\times 10^{-7}$
$E =$	132 823	48 859	- 8 065	$\times 10^{-6}$
$J =$	159 661	145 279	137 894	$\times 10^{-10}$
$K =$	- 113 463	- 116 777	- 118 723	$\times 10^{-5}$

L'auteur propose également une approximation à l'heure près :

$$\tau' \pm 1\,h \approx 0{,}4646 \cdot 10^{-4} \cdot A_R + 0{,}6331 \qquad \text{(A I.19)}$$

Cette formule permet une estimation précise du temps nécessaire à un isolateur en caoutchouc naturel cylindrique pour atteindre l'équilibre thermique dans les limites géométriques suivantes :

- NRB ou LRB circulaires jusqu'à un rayon maximal de 150 mm
- Hauteur d'isolateur comprise entre 147 mm et 557 mm
- Rapport hauteur/rayon compris entre 73% et 91%
- Recouvrement par la couche extérieure de l'élastomère de 10 mm

A I.2.4 Réchauffement des NRB au cours d'un cycle de chargement

Le réchauffement des appuis en élastomère pendant un cycle de déplacement est une conséquence directe de la dissipation d'énergie dans la boucle hystérétique. Cette énergie dissipée est convertie en chaleur dans les composants dissipatifs de l'appui.

Dans les appuis en élastomère sans noyau de plomb, la dissipation de chaleur s'effectue dans tout le volume de caoutchouc. Selon Buckle et al. (2006), en s'appuyant sur les travaux de Constantinou et al. (1999), une sollicitation sismique avec une pression de 7 MPa et $\gamma = 150\%$ entraîne une élévation de température limitée à seulement 1°C par cycle. Cette variation, qui

reste indépendante de la vitesse de sollicitation, est insuffisante pour altérer de manière significative les propriétés mécaniques des NRB.

Pour les appuis à noyau de plomb, les augmentations de température sont beaucoup plus importantes. Buckle et al. (2006) ont observé des augmentations de température de 10 à 20°C par cycle dans le noyau, qui est l'élément dissipatif principal.

Une étude par éléments finis menée par Maret (2016), basée sur les résultats de Cardone et Gesualdi (2012), a confirmé ces observations. Dans des essais de 15 cycles pour six températures initiales, les résultats de la simulation sur un caoutchouc à amortissement élevé concordent avec ceux de Buckle et al. (2006). La température initiale à l'intérieur de l'isolateur influence son comportement global, tandis que l'augmentation de température dans l'élastomère reste quasiment uniforme.

Pour les LRB, Maret (2016) a négligé l'augmentation de température au sein de l'élastomère en raison des faibles variations constatées.

ANNEXE II

DÉTAILS DU MONTAGE EXPÉRIMENTAL POUR LA MISE EN ESSAIS DES UD

Cette annexe présente une description détaillée du montage expérimental utilisé pour les essais des amortisseurs métalliques en forme de U (UD). Elle comprend la liste des équipements ainsi que des photos et le dimensionnement du montage. Ce niveau de détail est essentiel pour garantir la reproductibilité des expériences et pour permettre une compréhension complète des conditions expérimentales ayant conduit aux résultats présentés dans le mémoire. Les schémas, photographies, et descriptions techniques inclus dans cette annexe offrent une vue d'ensemble exhaustive des configurations testées.

A II.1 Mise en plan du montage expérimental

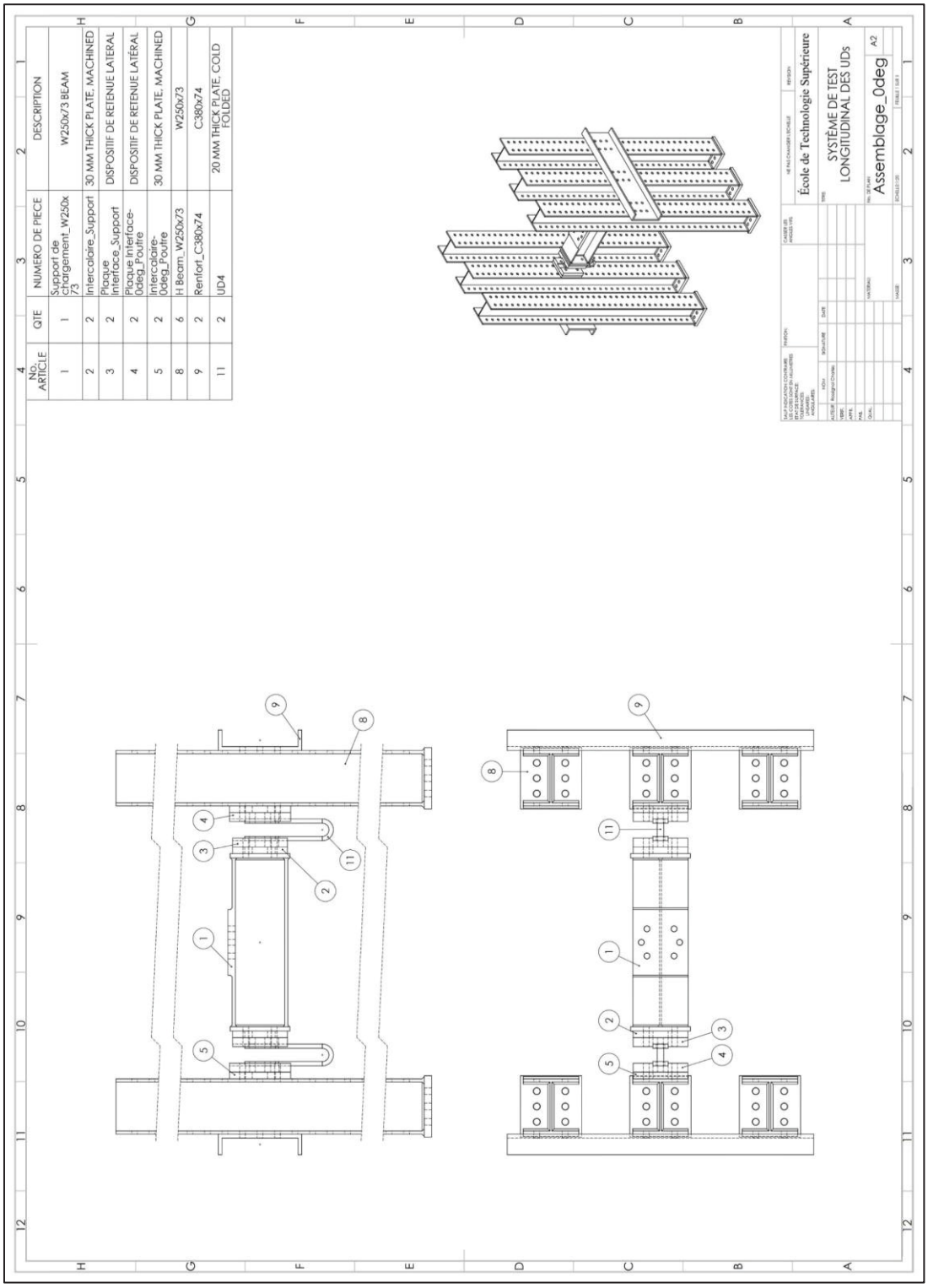


Figure A II-1 Assemblage et nomenclature pour le chargement dans le plan des UD

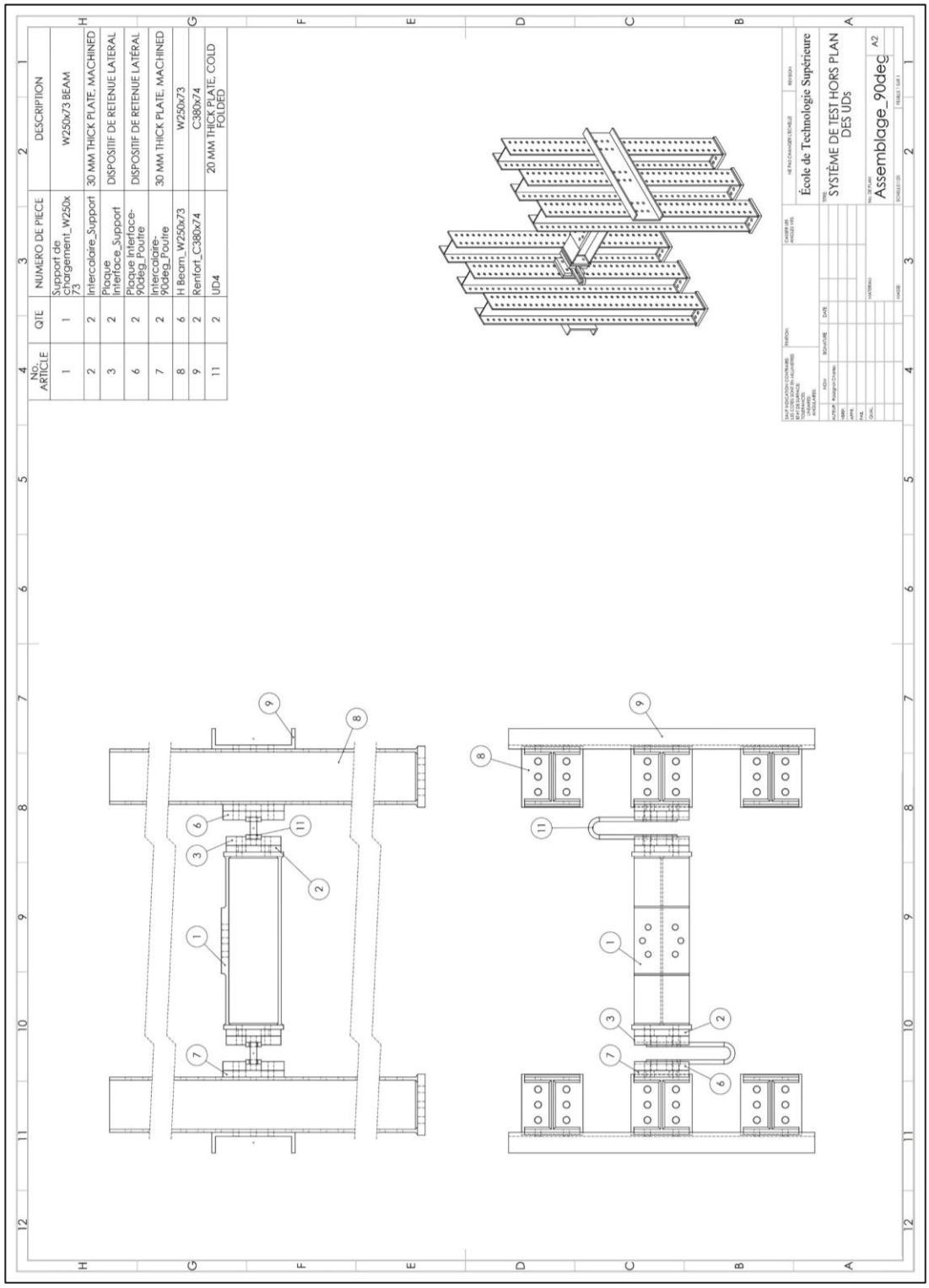


Figure A II-2 Assemblage et nomenclature pour le chargement hors plan des UD

A II.2 Dimensionnement du montage

Pour garantir la fiabilité et la précision des essais sur les amortisseurs en forme de U (UD), le dimensionnement du montage expérimental a été rigoureusement conçu en s'appuyant sur une approche combinant des calculs analytiques et des simulations numériques. L'objectif principal était de minimiser les déformations des poutres intermédiaires sur lesquelles les UD sont fixés, afin d'assurer une amplitude de déplacement inférieure à 1 mm et reproduire le plus fidèlement les conditions limites réelles des UD en services. Les UD étant installés en parallèles des NRB entre les piles de ponts et la superstructure, ils sont donc encastrés à l'une de leurs extrémités et la seconde se déplace parallèlement au plan de fixation sans rotation.

A II.2.1 Résultats numériques et pré-dimensionnement analytique

Pour assurer un dimensionnement sécuritaire du montage, les efforts considérés ont été estimés à partir de modélisations numériques dont les résultats ont été préalablement validés par la littérature. Ainsi le modèle numérique de L'UD4 de Nguyen (2021) en acier SN490B a servi de référence. L'UD4 de Nguyen (2021) a repris la géométrie de l'auteur avec une épaisseur d'UD, $t = 20mm$. Cette géométrie d'UD associé à cet acier correspond aux simulations ayant retourné les plus grands efforts, en plus d'être un modèle décrit et validé dans la littérature.

Ces simulations numériques ont donc permis de déterminer les charges appliquées pour chaque amplitude de déformation des UD sur le montage et de prévoir les déplacements correspondants. La Figure A II-4 et la Figure A II-5 présentent les forces et moments générés sous les charges cycliques proposées par le plan expérimental de ce mémoire par l'UD4 de Nguyen (2021) en acier SN490B au niveau de son encastrement. La Figure A II-3 présente le modèle numérique de l'UD4 de Nguyen (2021) et son orientation dans le repère.

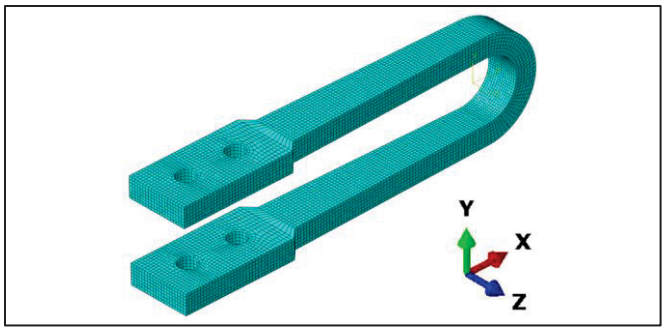


Figure A II-3 Modèle de l'UD4 de Nguyen (2021)

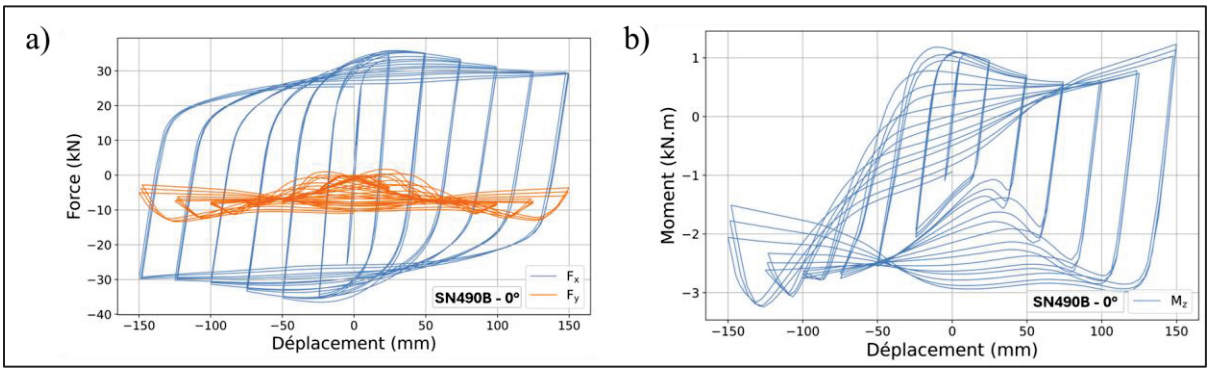


Figure A II-4 Force et moments générés numériquement par l'UD4 de Nguyen (2021) en acier SN490B en chargement dans le plan

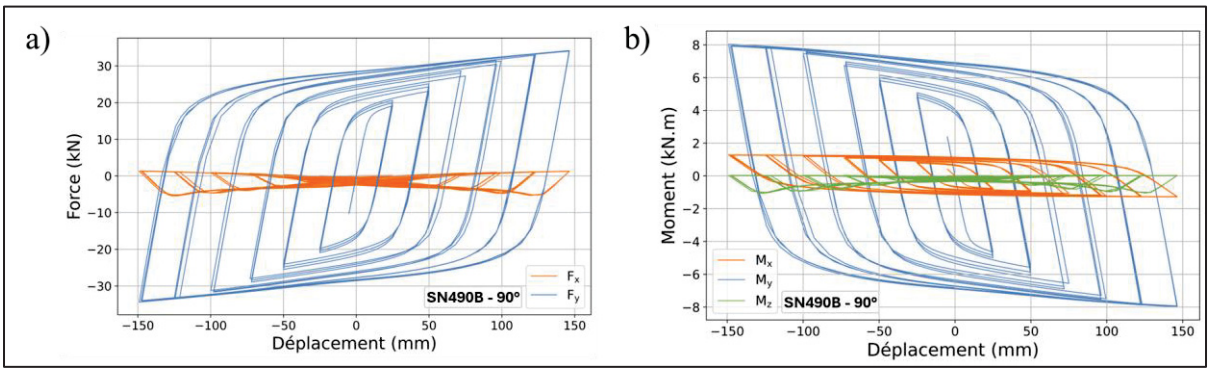


Figure A II-5 Force et moments générés numériquement par l'UD4 de Nguyen (2021) en acier SN490B en chargement hors du plan

Pour évaluer la flèche des colonnes sur lesquelles sont installées les UD lors du chargement de ces derniers, l'hypothèse des petits déplacements est supposée valide et permet d'utiliser le

principe de superposition. La composante générée par les UD en chargement dans le plan et hors plan est décomposée en sollicitations simples qui permettent de calculer la flèche des colonnes grâce aux formules de la résistance des matériaux (RDM). La flèche de la composante étant alors la somme des flèches générées par les sollicitations simples. Un coefficient de sécurité de 1.5 sur les forces de dimensionnement a été appliqué pour le calcul de la flèche résultante.

Plusieurs sections standards W ont été considérées. La section retenue répondant au critère de la flèche est la section W250x73. La Figure A II-6 et la Figure A II-7 présente la flèche résultante de la colonne pour le chargement dans le plan et hors plan du UD4 de Nguyen (2021) en SN490B.

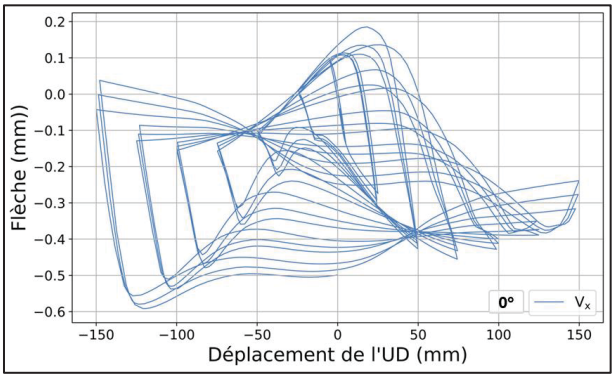


Figure A II-6 Flèche de la colonne support de l'UD pour le chargement de l'UD4 de Nguyen (2021) en SN490B en chargement dans le plan

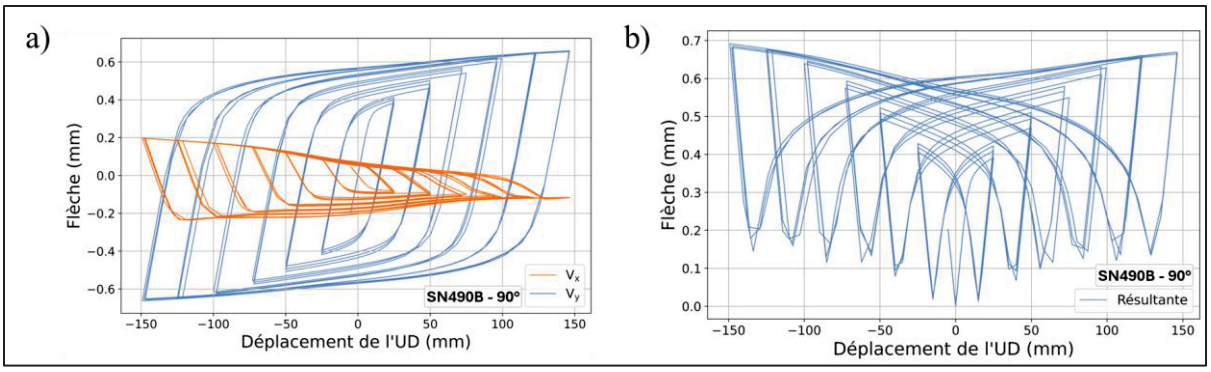


Figure A II-7 Flèche de la colonne support de l'UD pour le chargement de l'UD4 de Nguyen (2021) en SN490B en chargement hors du plan (a) Flèche (b) Norme du déplacement

A II.2.2 Validation par modélisation numérique

Une modélisation complète du montage a été réalisée sous Abaqus pour évaluer les déformations réelles des colonnes sous les charges prévues. Les résultats ont confirmé que les déplacements restaient inférieurs à l'objectif de 1 mm, tout en maintenant une répartition uniforme des contraintes. Cette validation est illustrée par la Figure A II-8.

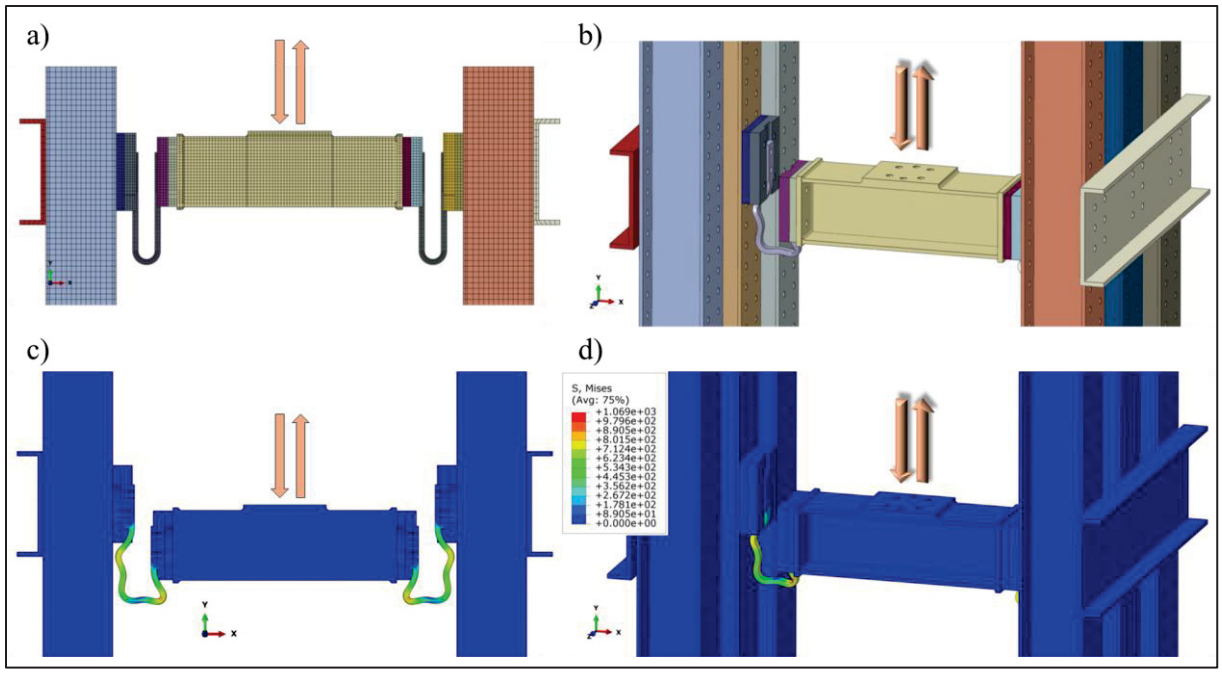


Figure A II-8 Détails du modèle numérique Abaqus du montage des UD dans le plan (a) vue en coupe et détail du maillage (b) Vue isométrique du montage (c) Vue en coupe et contraintes pour $\gamma = 150\%$ (d) Vue isométrique et représentation des contraintes pour $\gamma = 150\%$

Enfin, la Figure A II-9 compare les efforts obtenus numériquement pour le chargement des UD au sein du montage expérimental et la valeur de deux UD modélisés avec un chargement idéal et des conditions aux frontières parfaites. Les flèches illustrent la direction du vérin. Les résultats montrent qu'il n'y a aucun écart significatif dans le plan, tandis que hors du plan, des écarts légèrement plus notables ont été observés sur la rigidité de déchargement sans que cela n'ait d'influence majeure sur le comportement hystérétique et inélastique des UD.

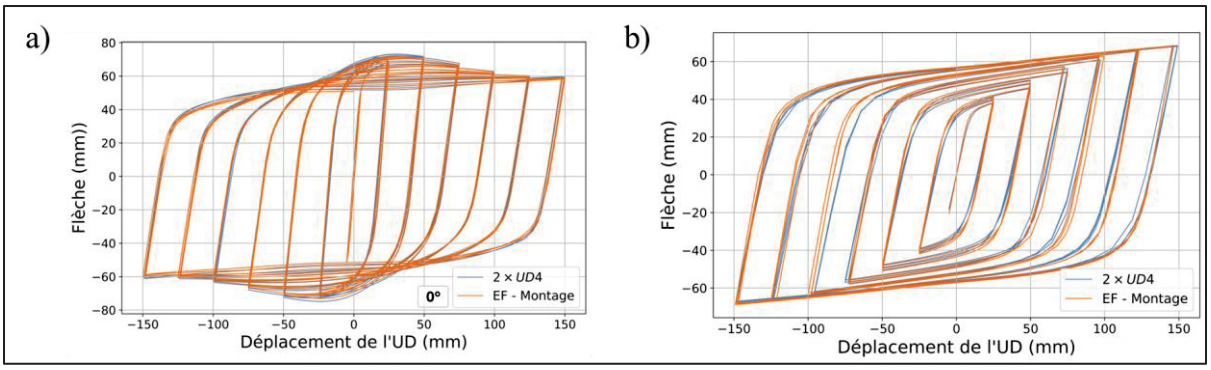


Figure A II-9 Comparaison des courbes force-déplacement pour 2 UD4 aux conditions limites idéales et pour la configuration du montage (a) en chargement dans le plan (b) en chargement hors plan

A II.2.3 Considérations sur les boulons d'assemblage

Bien que l'accent ait été mis dans cette annexe sur le dimensionnement des colonnes, le choix des boulons et des éléments d'assemblage constitue un aspect critique pour garantir la stabilité globale du montage et des courbes forces-déplacement mesurées. Le dimensionnement a été réalisé conformément aux indications de la 12ème version du *Handbook of Steel* (CISC, 2023), incorporant la norme CSA S6 : 19 pour assurer le maintien du système selon un mode de contact sans glissement (slip-critical). Les calculs ont identifié des boulons de 1 pouce en classe A325 comme solution optimale. Bien que la condition de glissement critique ait guidé le dimensionnement des boulons dans le plan, elle n'a pas pu être validée avec seulement deux boulons pour les charges hors du plan. En réponse, une rainure spécifique a été conçue pour compenser cette limitation et reprendre efficacement les charges hors du plan, en assurant un ajustement glissant juste aux UD.

A II.3 Photos du montage expérimental

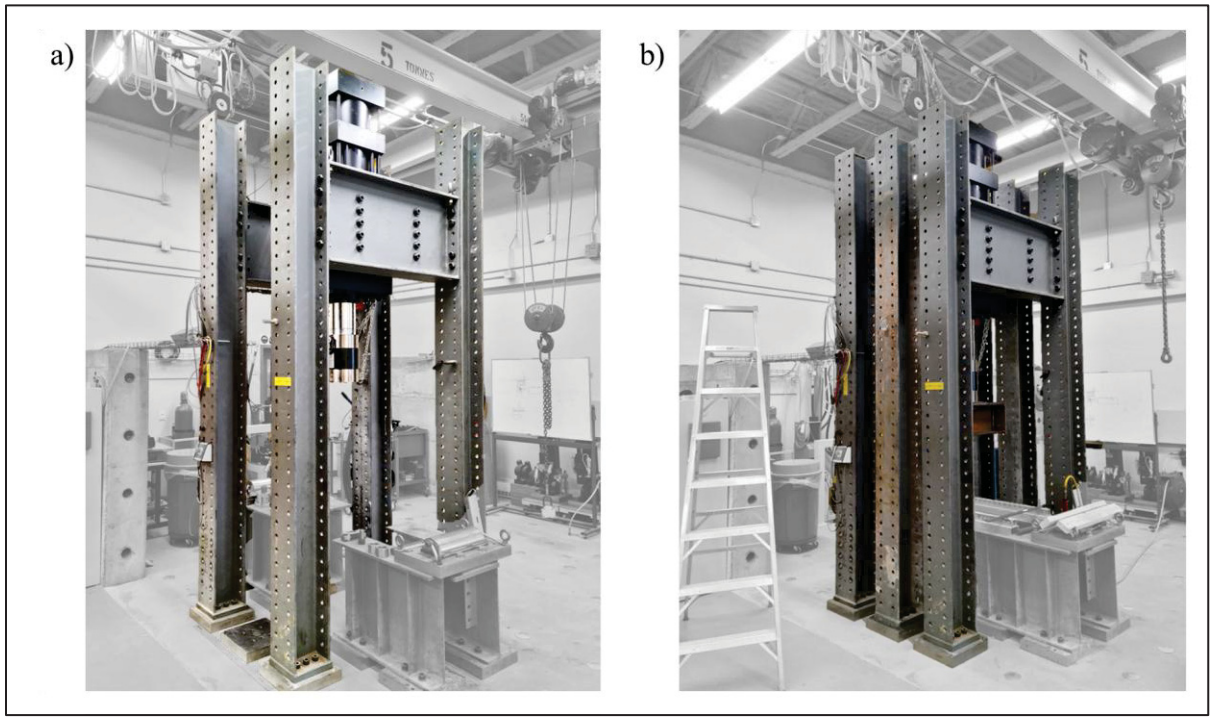


Figure A II-10 Prise de vue globale (a) banc d'essai de base (b) ajout des colonnes support des UD

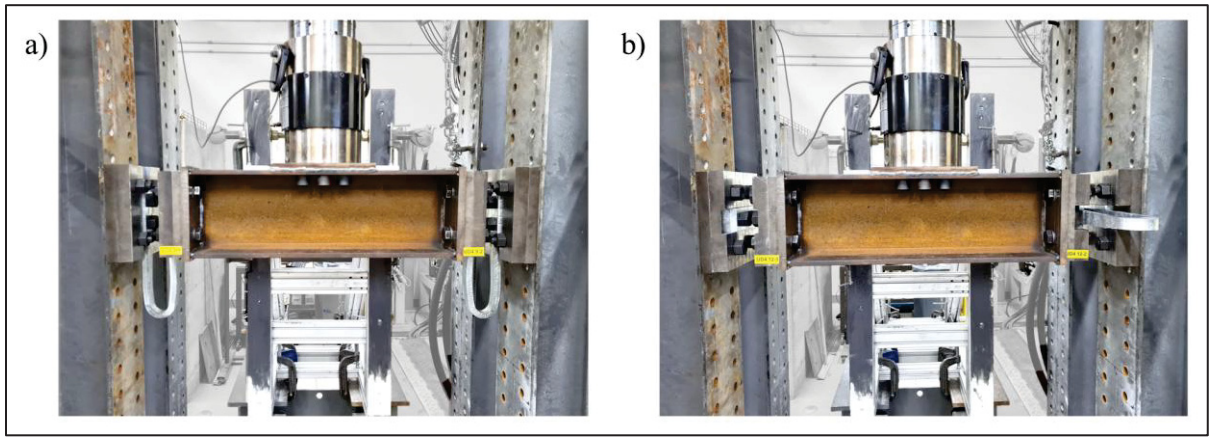


Figure A II-11 Montage des UD (a) dans le plan (b) hors du plan

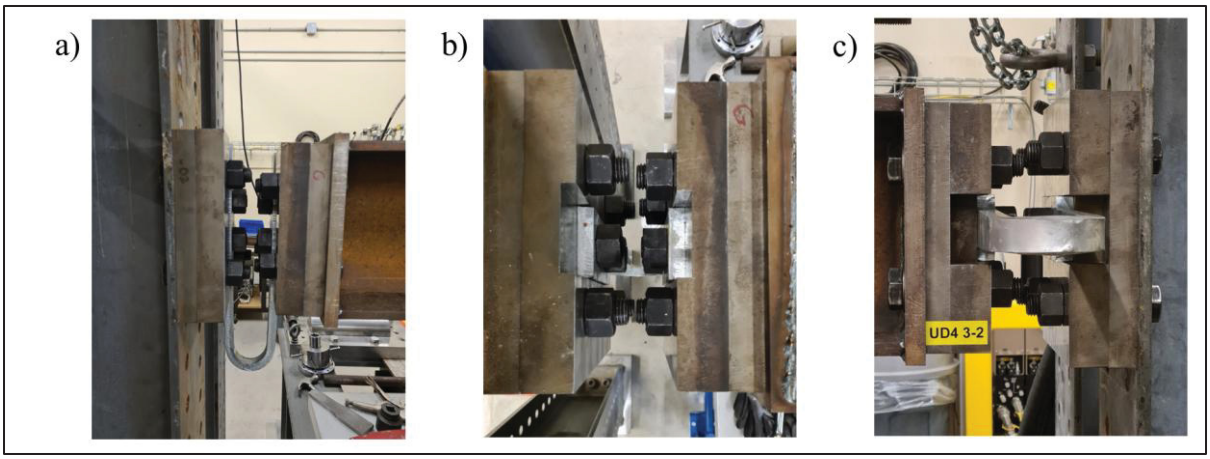


Figure A II-12 Vue de détail (a) montage dans le plan (b) rainure accueillant les UD (c) montage hors du plan

ANNEXE III

ILLUSATIONS DES ESSAIS EXPÉRIMENTAUX ET DÉTAILS DES DÉFORMATIONS DES UD1 ET UD4

La présente annexe regroupe des illustrations issues des essais expérimentaux réalisés sur les amortisseurs métalliques en U (UD1 et UD4). Elle inclut des photographies, de la géométrie des UD, des phénomènes de déformation observés sous différentes amplitudes et conditions de chargement ainsi que les déformées et sections de ruptures obtenues après les essais de chargement. Ces éléments visuels complètent l'analyse présentée dans le mémoire en offrant une perspective claire sur les mécanismes de déformation, les zones de concentration de contraintes, et les modes de défaillance des dispositifs testés. Cette documentation est essentielle pour appuyer les conclusions et enrichir la compréhension des résultats expérimentaux.

A III.1 Illustrations de la géométrie et aspect des UD

A III.1.1 Illustrations de la géométrie et aspect des UD1

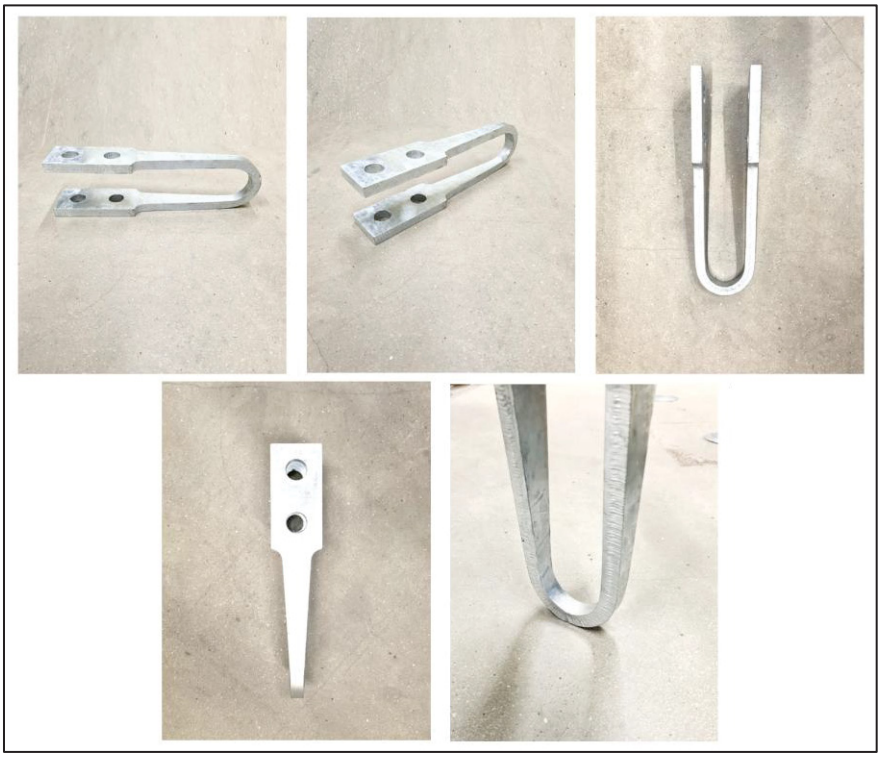


Figure A III-1 Géométrie et aspect de l'UD1 9-2 B400 - Galvanisé

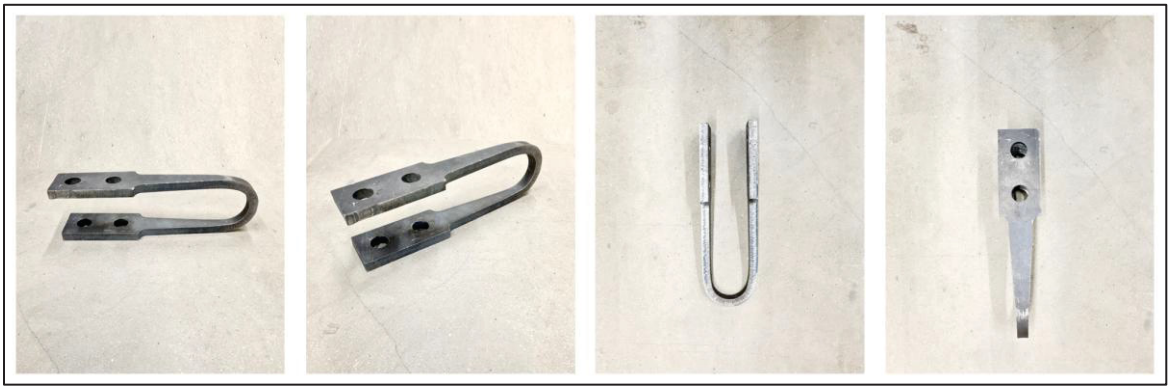


Figure A III-2 Géométrie et aspect de l'UD1 10-2 B400 - Non galvanisé

A III.1.2 Illustrations de la géométrie et aspect des UD4

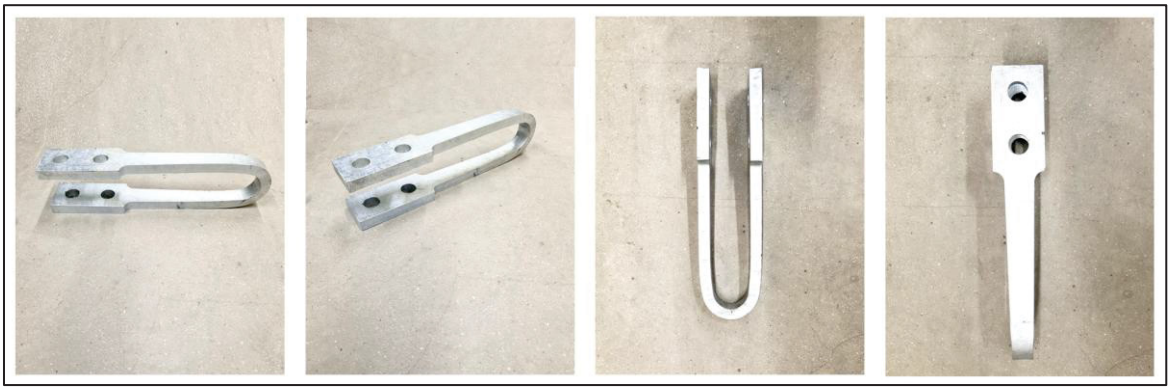


Figure A III-3 Géométrie et aspect de l'UD4 8-1 350W - Galvanisé



Figure A III-4 Géométrie et aspect de l'UD4 10-1 350W - Non galvanisé

A III.2 Déformées des UD en chargement

A III.2.1 Déformées pour chaques premiers cycles en chargement cyclique

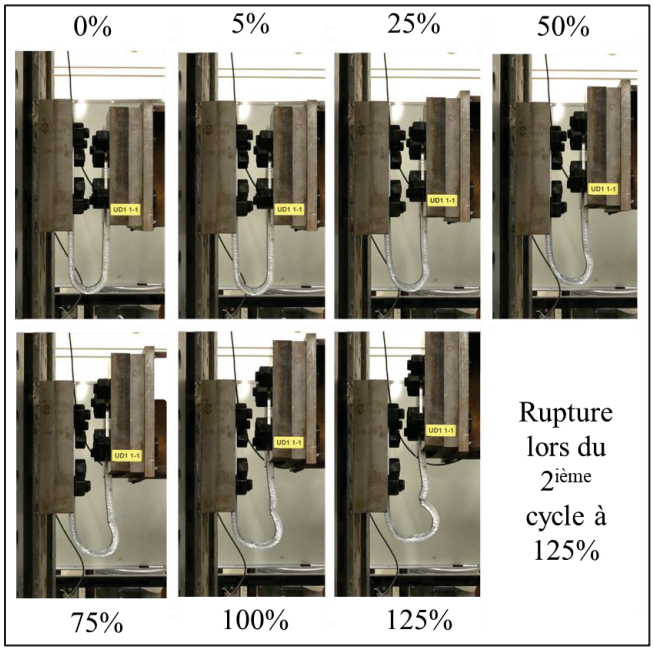


Figure A III-5 Déformée de l'UD1 à chaque premier cycle de déformation dans le plan : UD1 1-1 B400

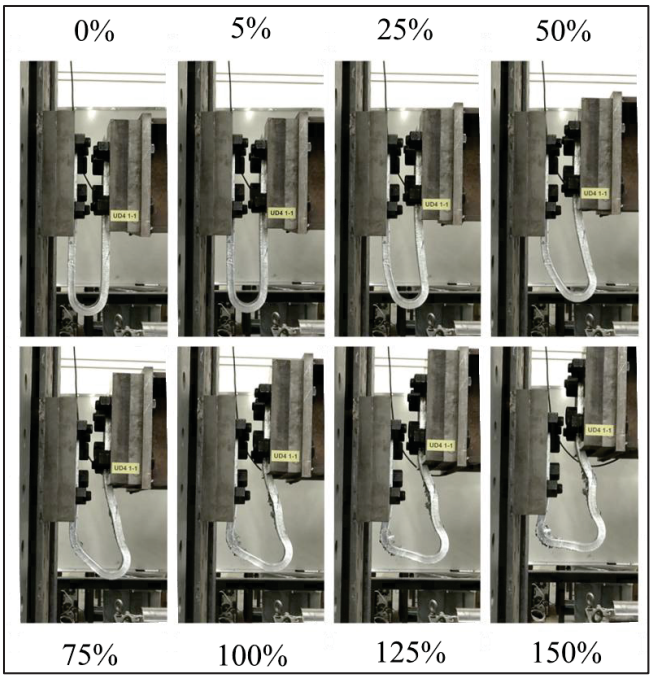


Figure A III-6 Déformée de l'UD4 à chaque premier cycle de déformation dans le plan : UD4 1-1 350W

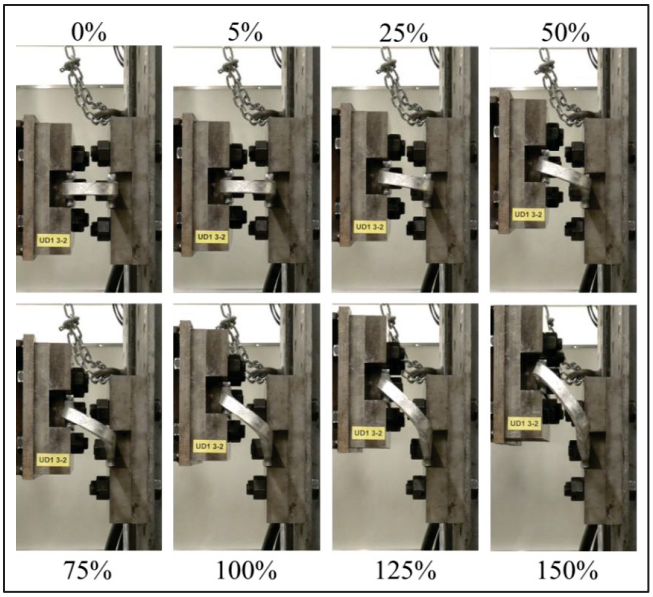


Figure A III-7 Déformée de l'UD1 à chaque premier cycle de déformation hors plan : UD1 3-2 B400

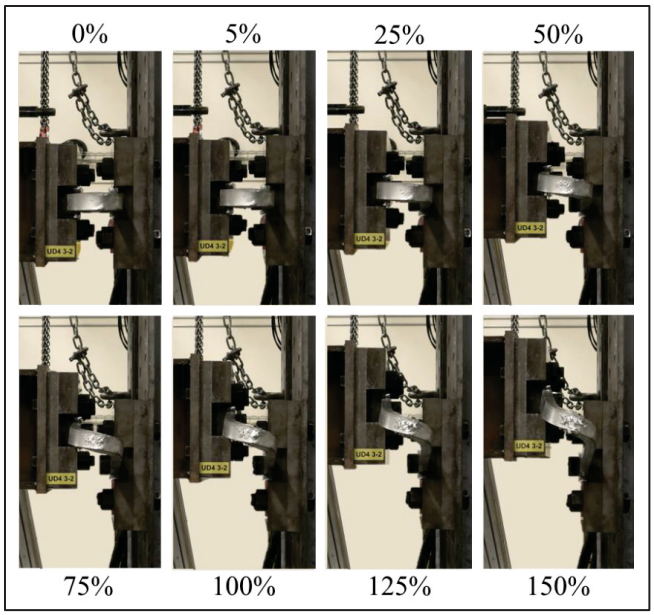


Figure A III-8 Déformée de l'UD4 à chaque premier cycle de déformation hors plan : UD4 3-2 350W

A III.2.2 Déformées des UD en chargement monotone

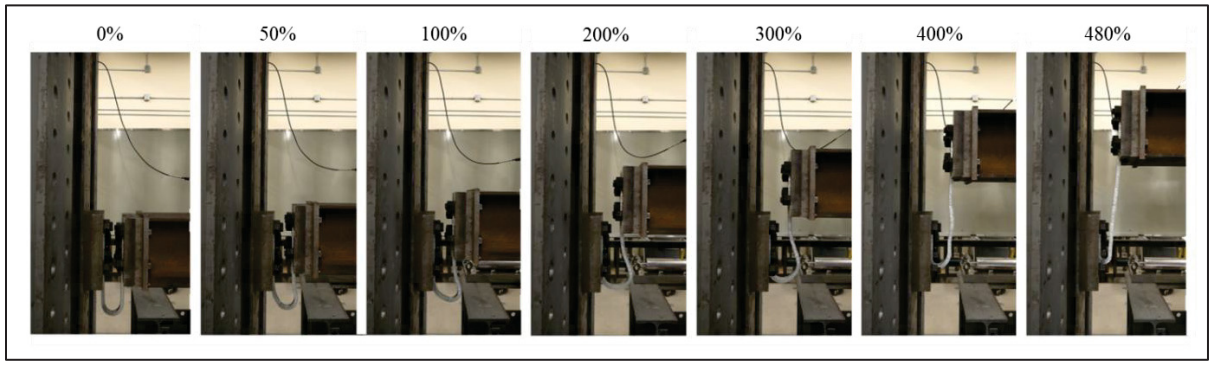


Figure A III-9 Déformée de l'UD1 en sollicitation monotone dans le plan : UD1 5-1 B400

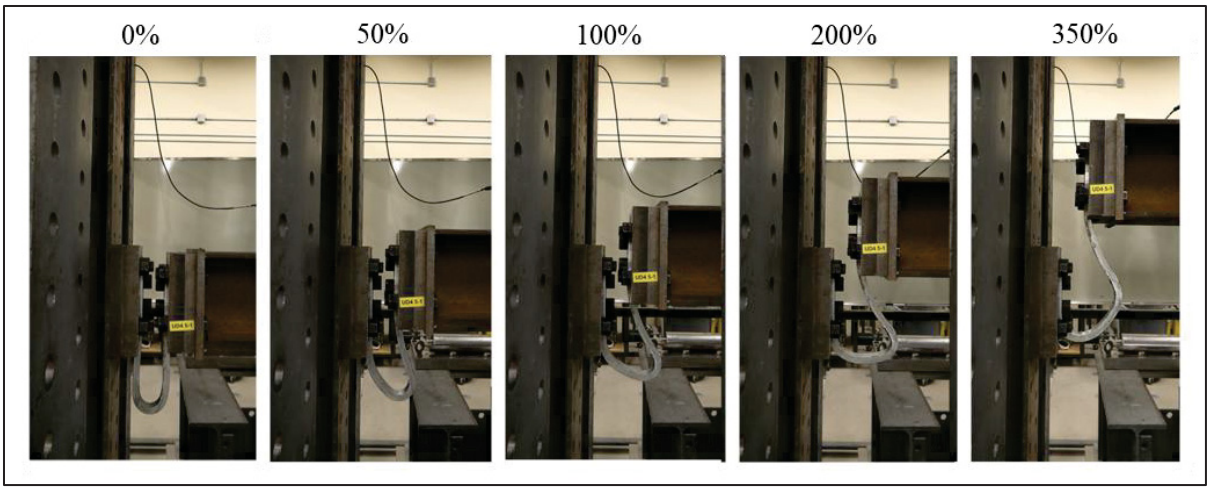


Figure A III-10 Déformée de l'UD4 en sollicitation monotone dans le plan : UD4 5-1 350W

A III.3 Déformées des UD après les essais

A III.3.1 Chargement cycliques

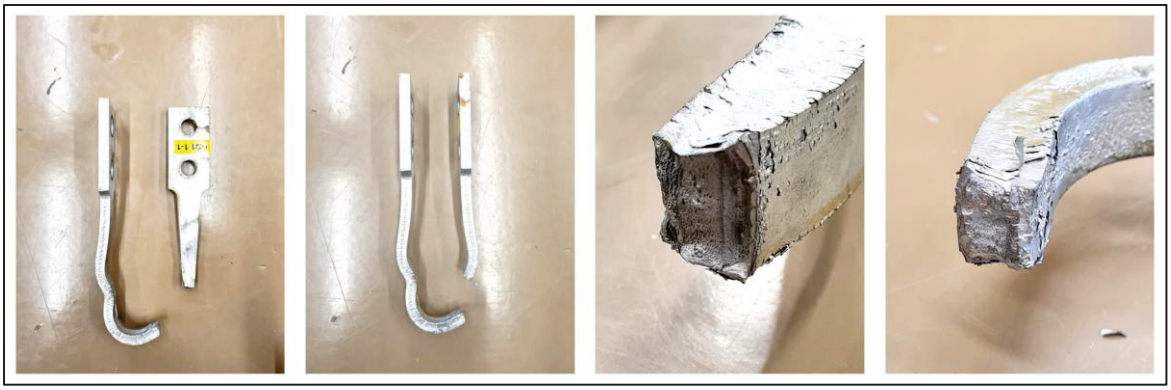


Figure A III-11 Déformée de l'UD1 1-1 B400 - Chargement cyclique, dans le plan



Figure A III-12 Déformée de l'UD1 1-2
B400 - Chargement cyclique, dans le plan

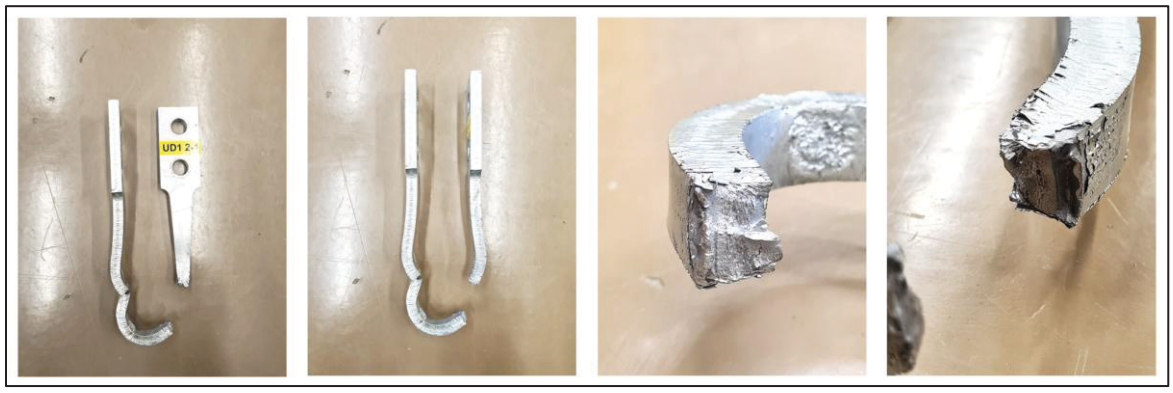


Figure A III-13 Déformée de l'UD1 2-1 B400 - Chargement cyclique, dans le plan



Figure A III-14 Déformée de l'UD1 2-2 B400 - Chargement cyclique, dans le plan



Figure A III-15 Déformée de l'UD1 3-1 B400 - Chargement cyclique, hors du plan



Figure A III-16 Déformée de l'UD1 3-2 B400 - Chargement cyclique, hors du plan



Figure A III-17 Déformée de l'UD1 3B-1 B400 - Chargement cyclique, hors du plan



Figure A III-18 Déformée de l'UD1 3B-2 B400 - Chargement cyclique, hors du plan



Figure A III-19 Déformée de l'UD1 4-1 B400 - Chargement cyclique, hors du plan



Figure A III-20 Déformée de l'UD1 4-2 B400 - Chargement cyclique, hors du plan

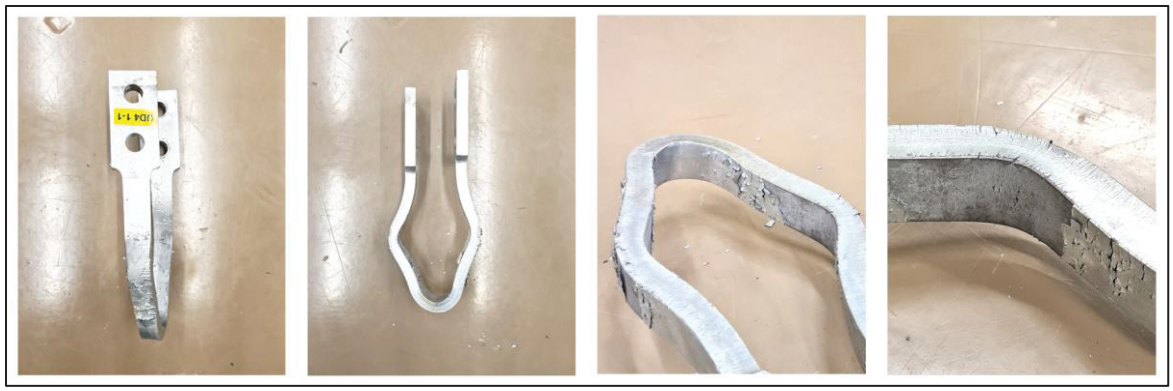


Figure A III-21 Déformée de l'UD4 1-1 350W - Chargement cyclique, dans le plan



Figure A III-22 Déformée de l'UD4 1-2 350W - Chargement cyclique, dans le plan



Figure A III-23 Déformée de l'UD4 2-1 350W - Chargement cyclique, dans le plan

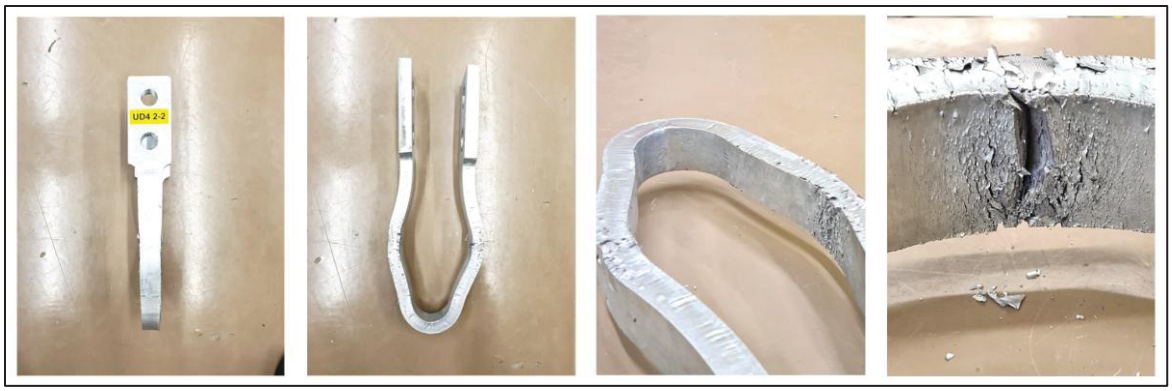


Figure A III-24 Déformée de l'UD4 2-2 350W - Chargement cyclique, dans le plan



Figure A III-25 Déformée de l'UD4 3-1 350W - Chargement cyclique, hors du plan



Figure A III-26 Déformée de l'UD4 3-2 350W - Chargement cyclique, hors du plan



Figure A III-27 Déformée de l'UD4 3B-1 350W - Chargement cyclique, hors du plan

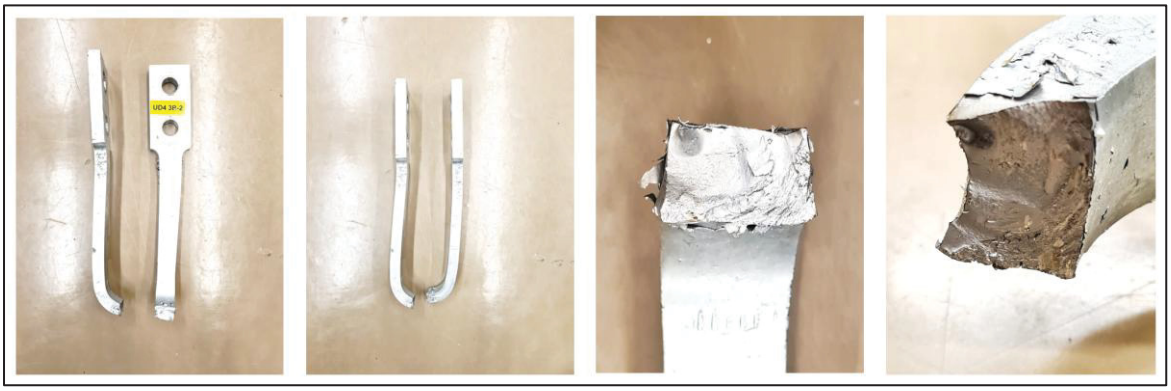


Figure A III-28 Déformée de l'UD4 3B-2 350W - Chargement cyclique, hors du plan



Figure A III-29 Déformée de l'UD4 4-1 350W - Chargement cyclique, hors du plan



Figure A III-30 Déformée de l'UD4 4-2 350W - Chargement cyclique, hors du plan

A III.3.1 Chargement monotone



Figure A III-31 Déformée de l'UD1 5-1 B400 - Chargement monotone, dans le plan (déformation de 480%)



Figure A III-32 Déformée de l'UD1 5-2 B400 - Chargement monotone, dans le plan (déformation de 480%)



Figure A III-33 Déformée de l'UD1 7-1 B400 - Chargement monotone, dans le plan



Figure A III-34 Déformée de l'UD1 7-2 B400 - Chargement monotone, dans le plan

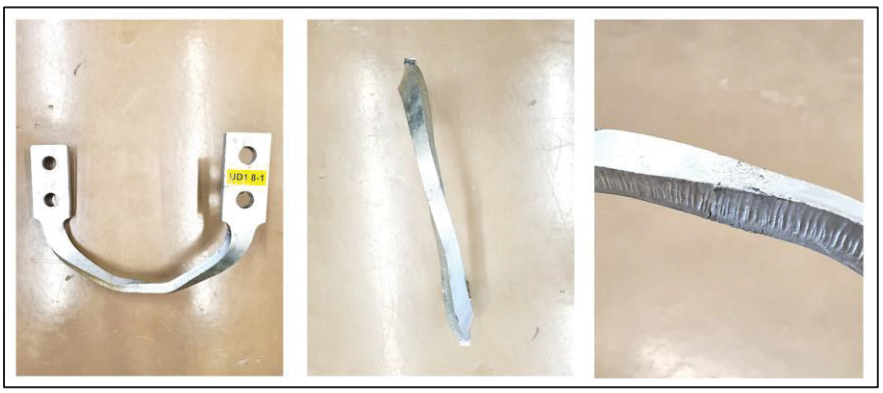


Figure A III-35 Déformée de l'UD1 8-1 B400 - Chargement monotone, hors du plan

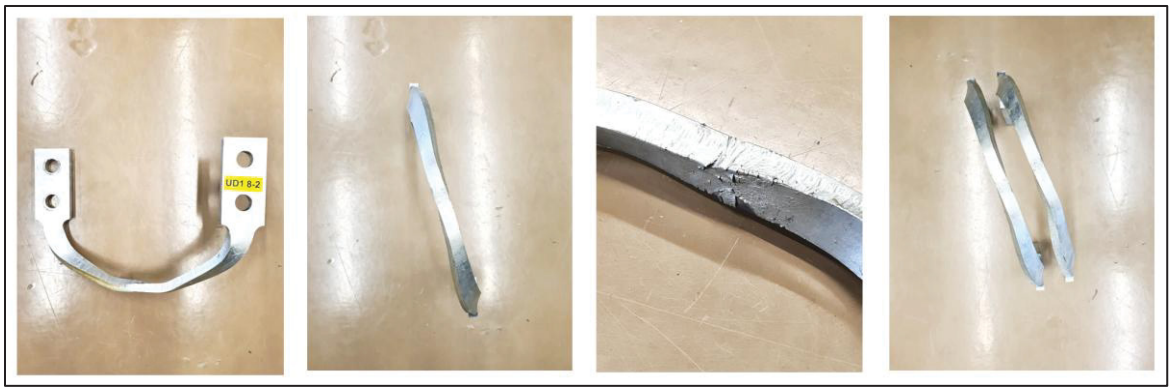


Figure A III-36 Déformée de l'UD1 8-2 B400 - Chargement monotone, hors du plan et comparaison avec l'UD1 8-1 B400



Figure A III-37 Déformée de l'UD4 5-1 350W - Chargement monotone, dans le plan



Figure A III-38 Déformée de l'UD4 5-2 350W - Chargement monotone, dans le plan



Figure A III-39 Déformée de l'UD4 7-1 350W - Chargement monotone, dans le plan



Figure A III-40 Déformée de l'UD4 7-2 350W - Chargement monotone, dans le plan



Figure A III-41 Déformée de l'UD4 8-1 350W - Chargement monotone, hors du plan



Figure A III-42 Déformée de l'UD4 8-2 350W - Chargement monotone, hors du plan

A III.3.1 Essais de fatigue

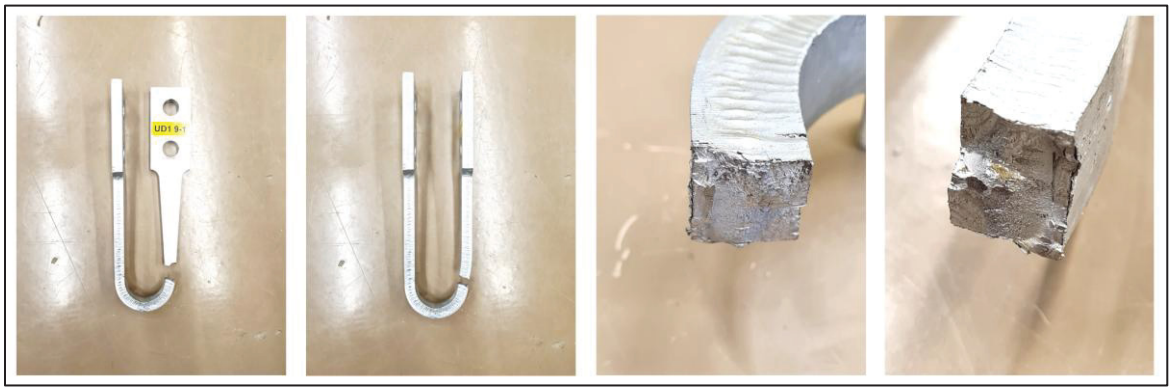


Figure A III-43 Déformée de l'UD1 9-1 B400 - Chargement en fatigue, dans le plan



Figure A III-44 Déformée de l'UD1 9-2 B400 - Chargement en fatigue, dans le plan

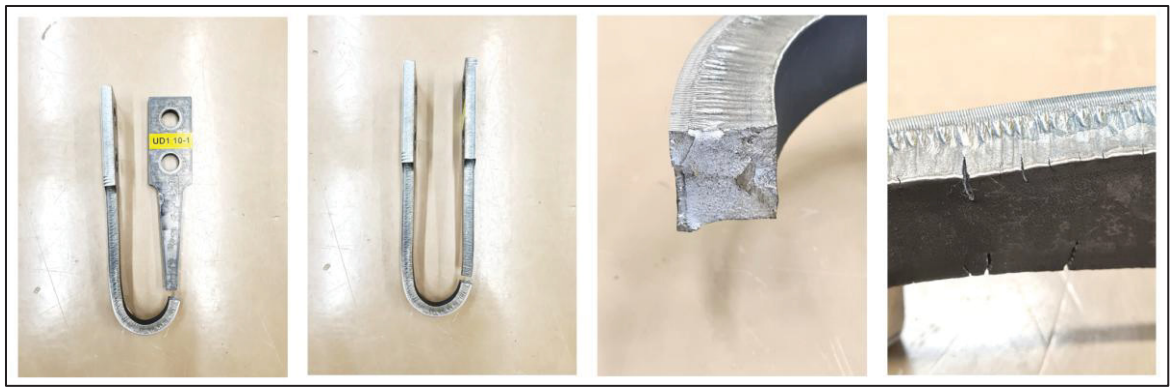


Figure A III-45 Déformée de l'UD1 10-1 B400 - Chargement en fatigue, dans le plan

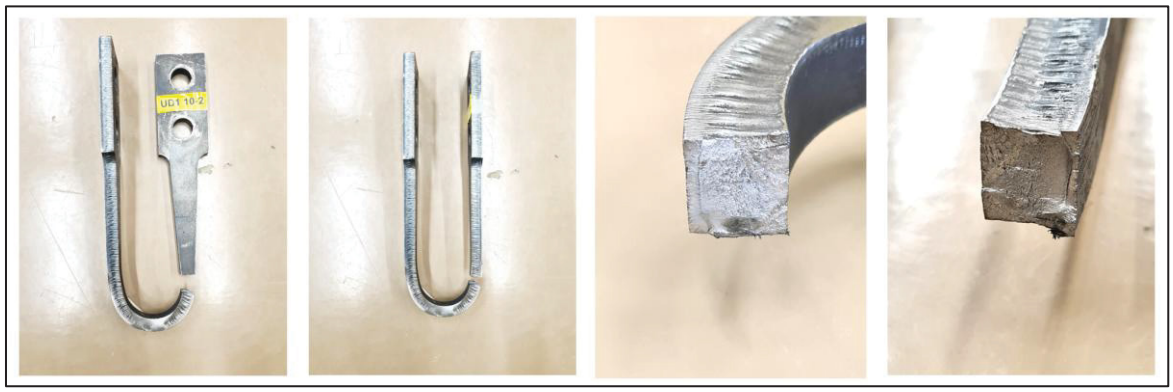


Figure A III-46 Déformée de l'UD1 10-2 B400 - Chargement en fatigue, dans le plan

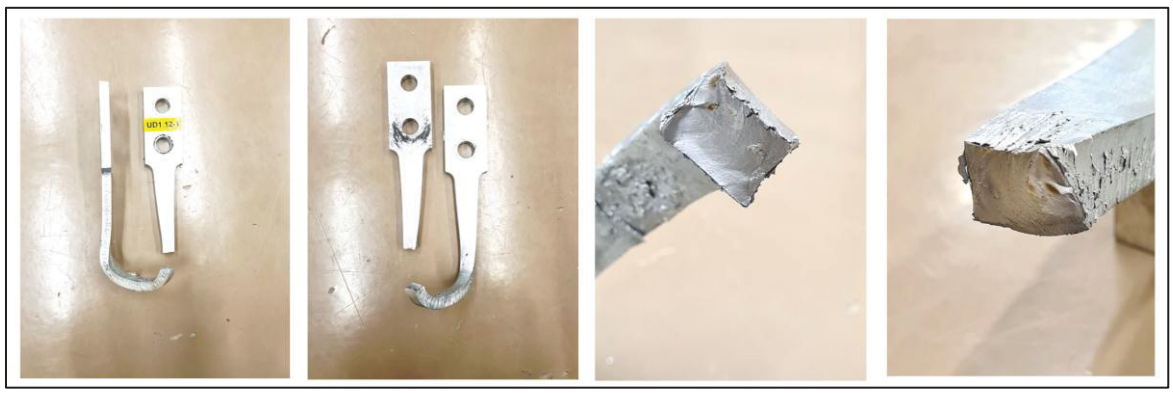


Figure A III-47 Déformée de l'UD1 12-1 B400 - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, hors du plan



Figure A III-48 Déformée de l'UD1 12-2 B400 - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, hors du plan



Figure A III-49 Déformée de l'UD1 9-1 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, dans le plan



Figure A III-50 Déformée de l'UD1 9-2 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, dans le plan



Figure A III-51 Déformée de l'UD1 10-1 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, dans le plan

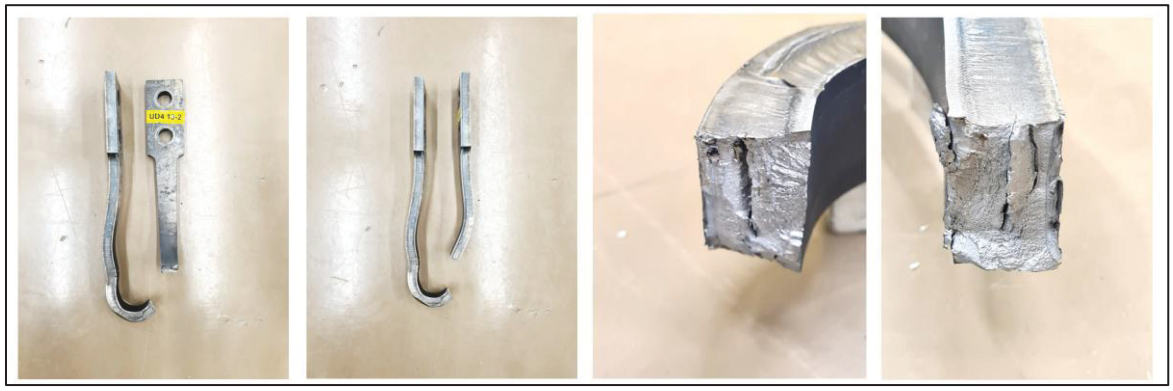


Figure A III-52 Déformée de l'UD1 10-2 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, dans le plan

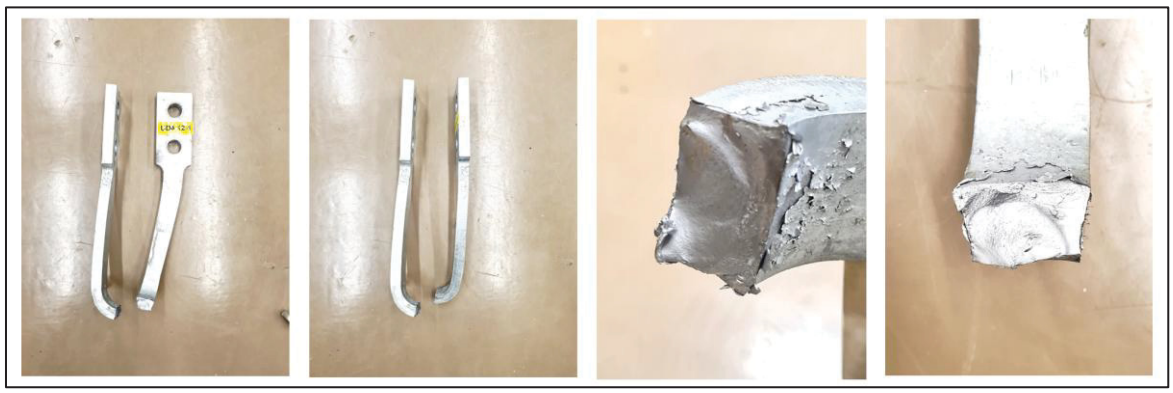


Figure A III-53 Déformée de l'UD1 12-1 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, hors du plan



Figure A III-54 Déformée de l'UD1 12-2 350W - Chargement en fatigue puis cyclique post-fatigue, hors du plan

ANNEXE IV

COMPARASION DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET NUMÉRIQUES

La présente annexe présente une comparaison visuelle entre les résultats numériques et expérimentaux obtenus dans le cadre de cette étude. Les figures incluses illustrent les superpositions des déformées obtenues expérimentalement avec celles prédites numériquement, permettant d'évaluer la cohérence et la précision des simulations. Ces comparaisons offrent un aperçu des performances des modèles numériques pour représenter les comportements mécaniques des UD, en mettant en évidence les similitudes et les écarts éventuels observés dans les deux approches.

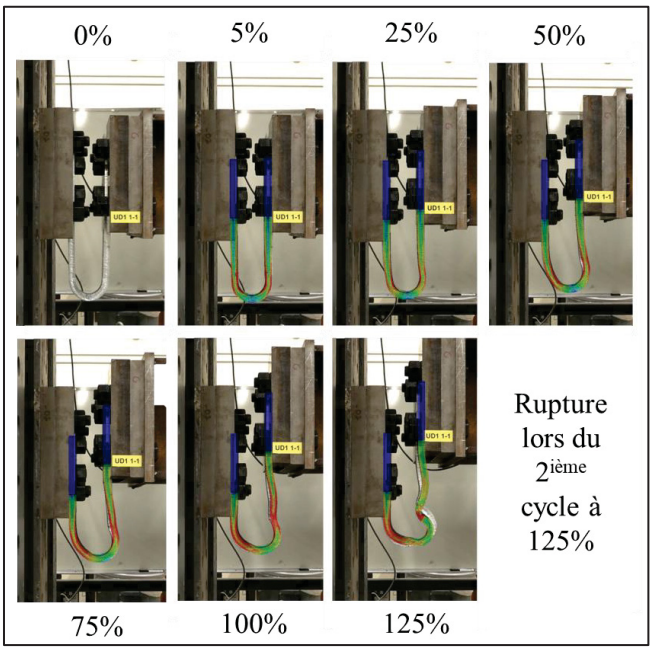


Figure A IV-1 Superposition de la déformée numérique et expérimentale cyclique dans le plan pour l'UD1 260W (b)

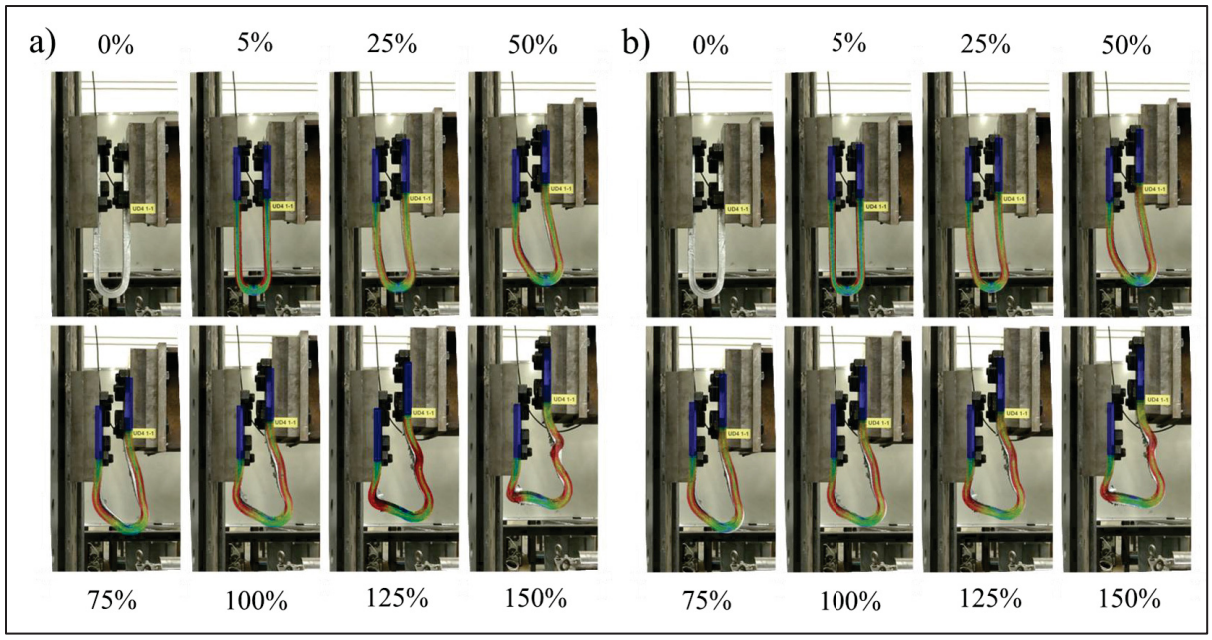


Figure A IV-2 Superposition de la déformée numérique et expérimentale cyclique dans le plan (a) UD4 260W (b) UD4 350W

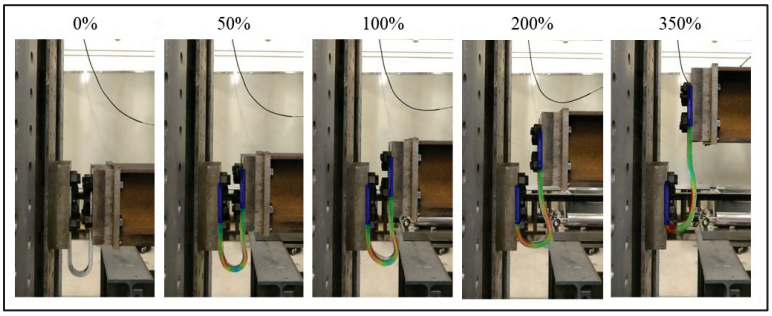


Figure A IV-3 Superposition de la déformée numérique et expérimentale monotone dans le plan pour l'UD1

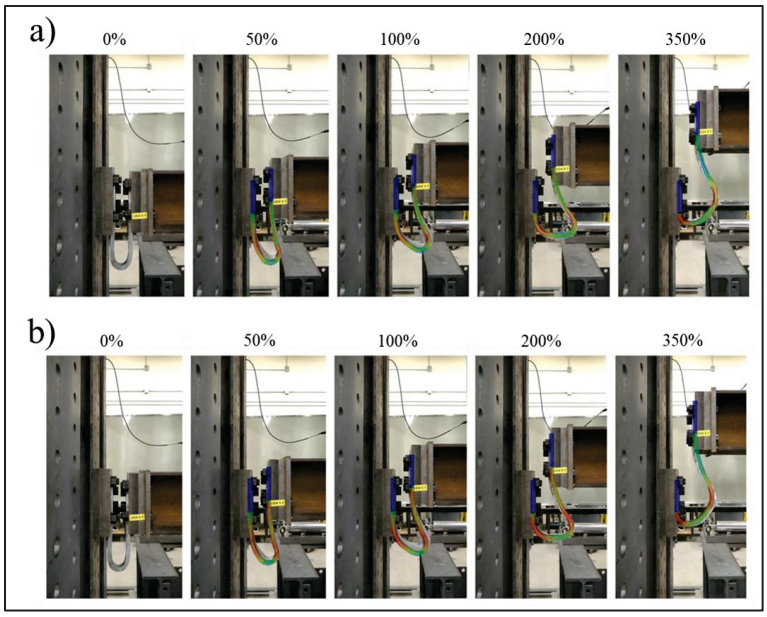


Figure A IV-4 Superposition de la déformée numérique et expérimentale monotone dans le plan pour (a) UD4 260W (b) UD4 350W

ANNEXE V

PROPOSITION D'UN PLAN D'EXPÉRIENCE POUR LES ESSAIS DES NRB ET NRB-UD COMBINÉS

Cette annexe détaille le programme expérimental proposé pour étudier les performances des appuis en caoutchouc naturel (NRB) et les performances combinées NRB et des amortisseurs métalliques en forme de U (UD). Ce programme s'inscrit dans le cadre global de la recherche visant à améliorer les dispositifs d'isolation sismique, en tenant compte des besoins spécifiques des régions à sismicité modérée comme le Québec.

L'objectif principal est de valider l'efficacité des NRB et les combinaisons NRB-UD pour répondre aux exigences croissantes des codes sismiques, tout en optimisant leur capacité de dissipation d'énergie et leur comportement mécanique. Les résultats attendus permettront de contribuer à l'avancement des connaissances sur les facteurs de modifications des propriétés des NRB et serviront au développement de solutions hybrides adaptées aux contextes nord-américains, en particulier pour les infrastructures sensibles comme les ponts.

Les sections suivantes présentent les spécifications des appuis reçus et proposés pour l'étude, la méthodologie expérimentale, ainsi que le montage et les paramètres de test. Elles visent à offrir une vue complète du plan expérimental et de son rôle dans la validation des hypothèses de recherche formulées dans ce mémoire.

A V.1 Contexte et objectifs de l'étude

Les objectifs suivants sont poursuivis par le programme expérimental proposé :

1. Étudier le comportement hystérétique des appuis en caoutchouc naturel (NRB) neufs et vieillis à température ambiante et à basse température ;

2. Caractériser le comportement hystérétique dans le plan et hors du plan des amortisseurs en acier en forme de U (UD), fabriqués avec des aciers domestiques à faible teneur en carbone utilisés pour les ponts au Canada et en Amérique du Nord, et valider les expressions analytiques et numériques de la littérature. Plus précisément, vérifier la validité des expressions développées pour la prédiction de la rigidité initiale et de la limite d'élasticité pour les deux directions de chargement et vérifier la stabilité du comportement post-élastique ;

3. Étudier la capacité de déformation ultime et la résistance à la fatigue des UD avec un acier national rentable ;

4. Étudier le comportement hystérétique de la combinaison NRB-UD à température ambiante et à basse température en utilisant des matériaux locaux.

Les études expérimentales de cette proposition s'inscrivent dans le cadre d'un programme expérimental et d'un programme d'études numériques plus vastes visant à renforcer l'utilisation des appuis en élastomère et à améliorer leurs performances pour l'isolation sismique des ponts. Par conséquent, les objectifs 1) et 4) mentionnés ci-dessus qui n’ont pas pu être traités dans ce mémoire dû à la disponibilité des laboratoires de recherche et des contraintes de production des éléments nécessaires au montage seront partagés avec une prochaine thèse de master.

Le plan d’expérience et le montage expérimental découlant de ces objectifs seront tout de même introduits et détaillés dans ce mémoire, en parallèle de ceux issus des objectifs 2) et 3). De plus, cette proposition de master bénéficiera des données sur le comportement hystérétique du caoutchouc naturel à basse température obtenues grâce à des travaux expérimentaux récents sur des éprouvettes à quadruple cisaillement réalisés par Ankik (2019) et à un programme d'essais complémentaires similaires, en cours, dans le cadre d'une autre thèse de master. Ainsi, comme présentée dans ce mémoire, cette proposition se concentrera sur le comportement des appuis entiers pour valider leur cohérence avec les résultats obtenus sur les petits spécimens.

Enfin, de récents travaux analytiques et numériques ont été réalisés par l'équipe de recherche sur la possibilité d'améliorer les performances des NRB en les combinant avec des UD à des fins d'isolation sismique (Nguyen, 2021). Ces travaux récents doivent être validés et complétés en ce qui concerne les comportements hystérétiques dans le plan et hors du plan avec des aciers locaux au Canada (et en Amérique du Nord).

A V.2 Paramètres de l'étude

Les principaux paramètres étudiés qui varient dans le cadre des programmes expérimentaux proposés sont les suivants :

- L'état et notamment le vieillissement du caoutchouc naturel composant les NRB ;
- L'amplitude et la vitesse de déformation imposées aux NRB ;
- La température d'essai des NRB.
- La géométrie et l'orientation des amortisseurs métalliques en U

Ces paramètres étudiés sont examinés dans les sections suivantes.

A V.3 Les appuis frétés en caoutchouc naturel

Les appuis étudiés dans cette annexe se composent de deux types principaux : des NRB et des dispositifs hybrides combinant NRB et UD. Ces deux configurations visent à explorer des solutions d'isolation sismique adaptées aux infrastructures nord-américaines, en répondant aux exigences des nouvelles normes sismiques.

Les NRB proviennent d'une sélection d'appuis neufs ainsi que d'échantillons récupérés de la déconstruction du pont Champlain. En effet grâce au programme de recherche initiée par l'entreprise Les Ponts Jacques Cartier et Champlain Incorporée (PJCCI) une partie des appuis du pont Champlain dont la déconstruction a commencé en juillet 2020 ont pu être récupérés, initiant ainsi le présent projet de recherche. Ces appuis offrent une opportunité unique d'étudier des dispositifs ayant subi des conditions de service prolongées, permettant ainsi de mieux comprendre les mécanismes d'altération et les variations de propriétés liées au vieillissement

en service. Les spécimens neufs neufs aux dimensions et caractéristiques similaires servent de référence pour évaluer les performances comparatives et valider les hypothèses de recherche.

Pour les systèmes combinés NRB-UD, les amortisseurs métalliques en U ont été conçus pour renforcer la capacité de dissipation d'énergie des NRB, tout en préservant leur flexibilité essentielle. Les spécifications géométriques et matérielles des UD, identiques à celles étudiées dans ce mémoire, sont adaptées pour répondre aux sollicitations sismiques prévues dans ce programme expérimental.

A V.3.1 Les appuis du pont Champlain

Ce sont quatorze (14) appuis qui ont servi entre août 2014 et septembre 2019 puis qui ont été fournis à l'École de Technologie Supérieure (ÉTS). Ils sont depuis entreposés à l'abri des intempéries et au sec dans le Laboratoire de Structures Lourdes (LSL) du campus.

1) Dimensions des appuis

Les appuis récupérés sont classés en 2 catégories selon leur nombre de couches d'élastomère. En effet, 6 des 14 appuis sont composés de 3 couches internes et de 2 couches extérieures de protection, alors que les 8 autres appuis ne contiennent que 2 couches internes. Toutes les frettes internes ont pour épaisseur nominale $t_s = 3.2\ mm$. Un seul appui se distingue dans la seconde catégorie puisqu'il a été livré avec une plaque de 6 mm d'épaisseur vulcanisés sur l'une de ses faces extérieures.

Les appuis constitués de 3 couches internes ont pour dimensions extérieures nominales $650 \times 550 \times 100\ mm$, tandis que les appuis composés de 2 couches ont pour dimensions $600 \times 500 \times 75\ mm$. Les dimensions extérieures pour chaque appui sont présentées au Tableau A V-1. Les dimensions détaillées des appuis D4#27.1 et D4#28.3 sont présentées respectivement à la Figure A V-1 et à la Figure A V-2.

Tableau A V-1 Dimensions extérieures des appuis prélevés sur le pont Champlain

Numéro d'appui	Code d'identification	Longueur			Largeur			Hauteur		
		Dimension (mm)	Moyenne	Écart type	Dimension (mm)	Moyenne	Écart type	Dimension (mm)	Moyenne	Écart type
1	D4#27.1	653	652.83	2.787	554	553.67	0.516	98	98	0
2	D4#27.2	651			553			98		
3	D4#27.3	652			554			98		
4	D4#27.4	658			554			98		
5	D4#27.5	650			553			98		
6	D4#27.7	653			554			98		
7*	D4#27.6*	603	603	1.414	504	503.81	0.372	81 (75)	75	0
8	D4#28.1	602			503			75		
9	D4#28.2	603			504			75		
10	D4#28.3	603			504			75		
11	D4#28.4	601			503.5			75		
12	D4#28.5	606			504			75		
13	D4#28.6	603			504			75		
14	D4#28.7	603			504			75		

* : Cet appui possède une plaque en acier de 6 mm vulcanisés sur une de ses faces d'appui

Comme présenté au Tableau A V-1, les dimensions individuelles des appuis varient autour de la cote de référence, témoignage des intervalles de tolérance en vigueur lors de la fabrication des appuis en 2014.

Les Figure A V-1 (b) et Figure A V-2 (b) ont pu être produites à la suite d'une coupe transversale puis longitudinale des appuis D4#27.3 et D4#28.2 afin de révéler leur composition interne. Les résultats subséquents à cette coupe sont présentés à la sous-section 3), État des appuis. La coupe des appuis a permis la mesure de la dureté du caoutchouc des couches internes. La dureté extérieure s'est révélée uniforme avec une valeur de 60 ± 1°Shore A.
Ces valeurs sont donc situées à la limite des tolérances, mais respectent tout de même le critère établi par la norme.

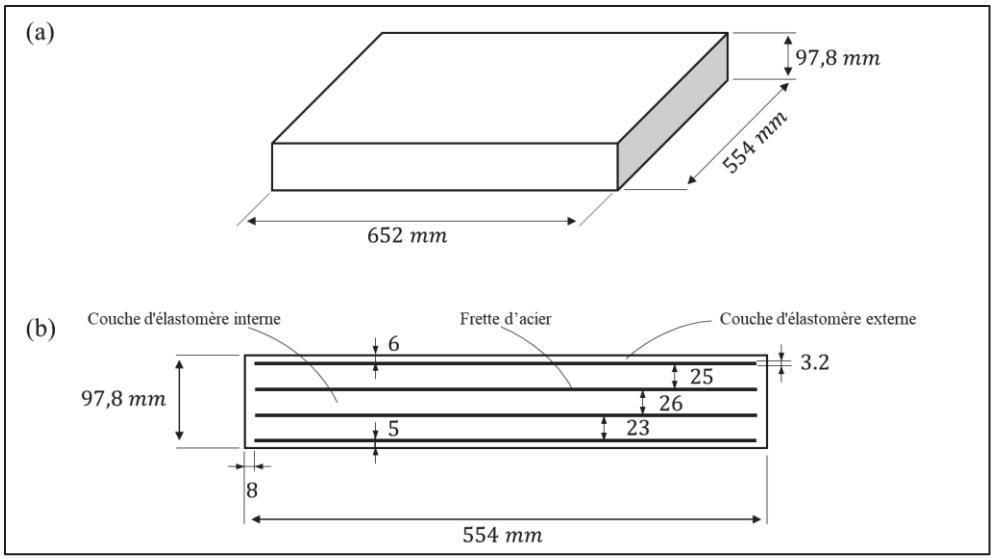


Figure A V-1 Dimensions générales de la série D4#27 (a) Vue isométrique (b) Composition intérieure

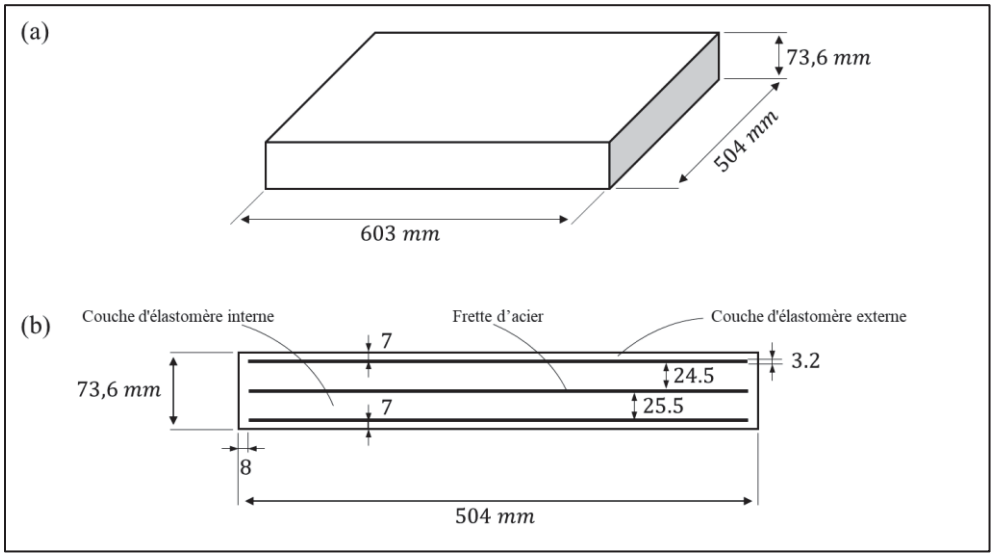


Figure A V-2 Dimensions générales de la série D4#28 (a) Vue isométrique (b) Composition intérieure

2) Caractéristiques des appuis

Les appuis du pont Champlain dimensionnés en 2014 selon le Code en vigueur, soit l'édition 2006 du Code canadien sur le calcul des ponts routiers (Groupe CSA, 2006a), ont été produits par la société Produits Hévéa Inc. à Richmond au Québec. Tous les appuis sont constitués de

caoutchouc naturel de composition standard. Le caoutchouc utilisé était de dureté Shore A 55 ± 5 et est conforme aux exigences de 2014 du code CSA-S6-06 énoncés au Tableau 11.5 de la norme (Groupe CSA, 2006a). Ces exigences sont rappelées au Tableau A V-2.

Tableau A V-2 Exigences sur les propriétés physiques du polyisoprène et du polychloroprène
Tiré de Groupe CSA (2006a)

		Exigences	
Propriété	**Essai**	**Polyisoprène**	**Polychloroprène**
Dureté, °Shore A	ASTM D 2240	55 ± 5	55 ± 5
Résistance en traction, MPa	ASTM D 412	Minimum 17,0	Minimum 17,0
Allongement à la rupture, %	ASTM D 412	Minimum 400	Minimum 400
Résistance à la chaleur	ASTM D 573	70 h à 70 °C	70 h à 100 °C
Variation de la dureté, °Shore A		Maximum +10	Maximum +15
Variation de la résistance en traction, %		Maximum –25	Maximum –15
Variation de l'allongement à la rupture, %		Maximum –25	Maximum –40
Compression rémanente, %	ASTM D 395, Méthode B	22 h à 70 °C, maximum 25	22 h à 100 °C, maximum 35
Résistance à l'ozone	ASTM D 1149, Procédé d'assemblage A, contrainte de 20 %, 40 ± 2 °C	25 pphm, 48 h, aucune fissure	100 pphm, 100 h, aucune fissure
Adhérence entre les tôles d'acier et l'élastomère, $N \cdot mm^{-1}$	ASTM D 429, Méthode B	Minimum 7,0	Minimum 7,0
Fragilité à –40 °C	ASTM D 746, Procédé B	Sans rupture	Sans rupture
Cristallisation à basse température — accroissement de la dureté, °Shore A	ASTM D 2240	168 h à –25 °C, maximum +15	168 h à –10 °C, maximum +15

Les efforts pour lesquels les appuis ont été dimensionnés ont été extraits des dessins de définition produits pour le projet de remplacement des appuis réalisé en 2014. Les charges et mouvements de conception pour les appuis de la série D4 Goodco 550x650x97mm (550 mm de dimension longitudinale) sont les suivants :

- Charge morte (sans asphalte) : 1475 kN,
- Charge morte due à l'enrobé bitumineux : 125 kN,

- Surcharge : 550 kN,
- Mouvement longitudinal maximal : 26 mm,
- Rotation longitudinale maximale : 0,075 rad.

3) État des appuis

Une inspection visuelle sur les appuis a révélé plusieurs défauts de surface et de forme. Ces défauts ont très probablement été causés lors de l'installation puis du démantèlement du pont. Les principaux défauts relevés sont listés ci-après :

- Surfaces d'appui et faces latérales localement ondulées, bosselées et/ou incurvées
- Fissures capillaires finies et continues
- Déchirures locales sur la surface

Afin d'indiquer clairement les défauts, différentes couleurs ont été choisies pour identifier le défaut par sa couleur. Par exemple, la couleur verte indique la déflexion des bords des appuis. Le rouge représente la rupture et, dans certains cas, la délamination du caoutchouc. La ligne bleue représente la dépression de certaines zones des échantillons. Les lignes noires représentent le côté intact des couches extérieures illustrées de la Figure A V-3 à la Figure A V-6.

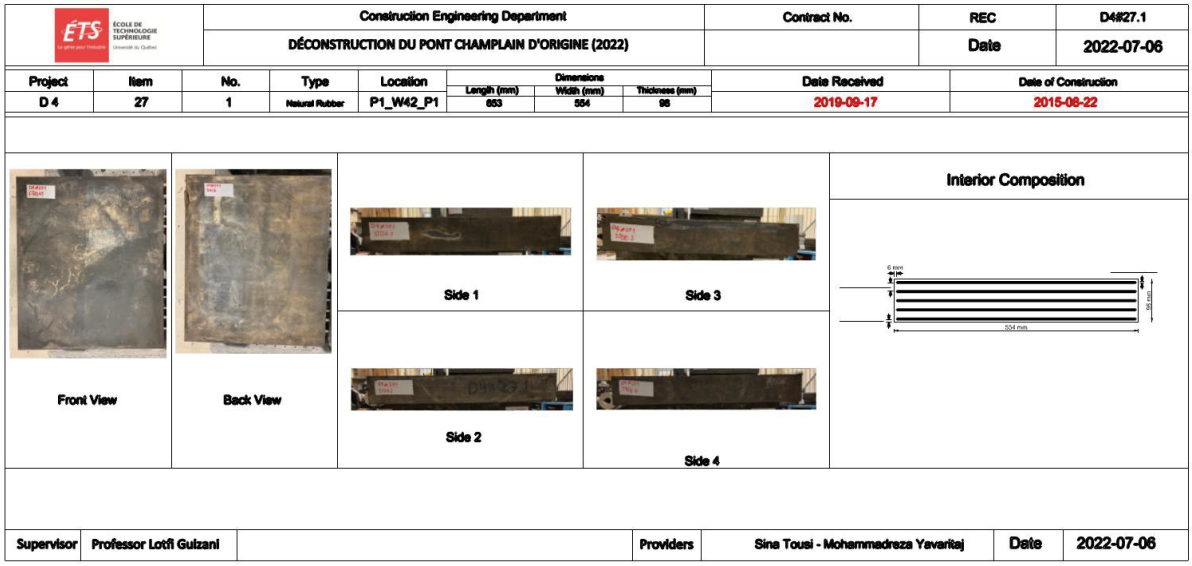


Figure A V-3 Fiche technique du lot D4#27.1 (Images et composition intérieure)
Tiré de Guizani (2024)



Figure A V-4 Fiche technique du lot D4#27.1 (Défauts et dimensions)
Tiré de Guizani (2024)

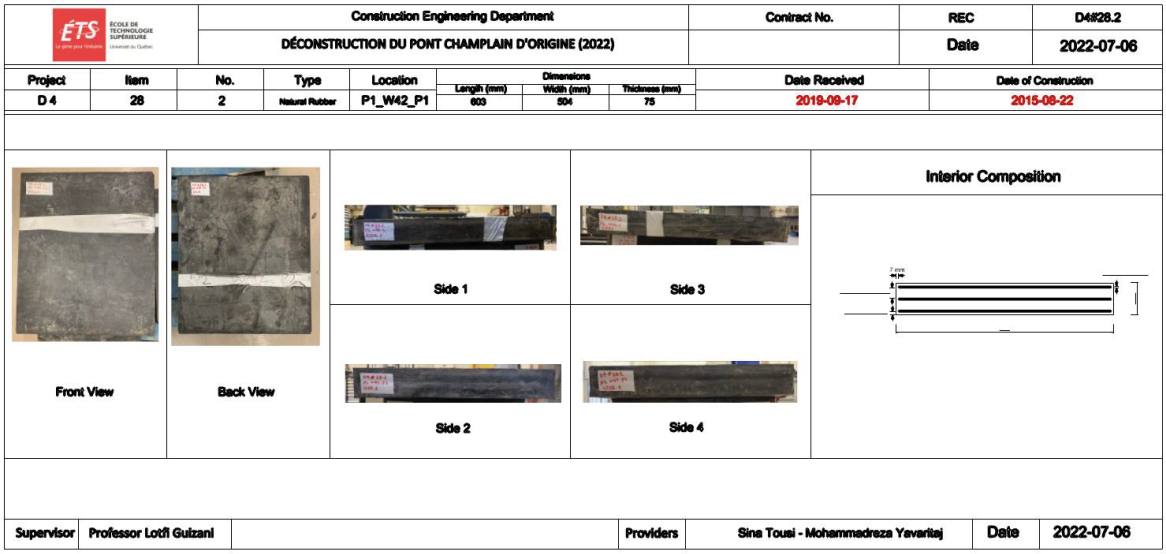


Figure A V-5 Fiche technique du lot D4#28.2 (Images et composition intérieure)
Tiré de Guizani (2024)

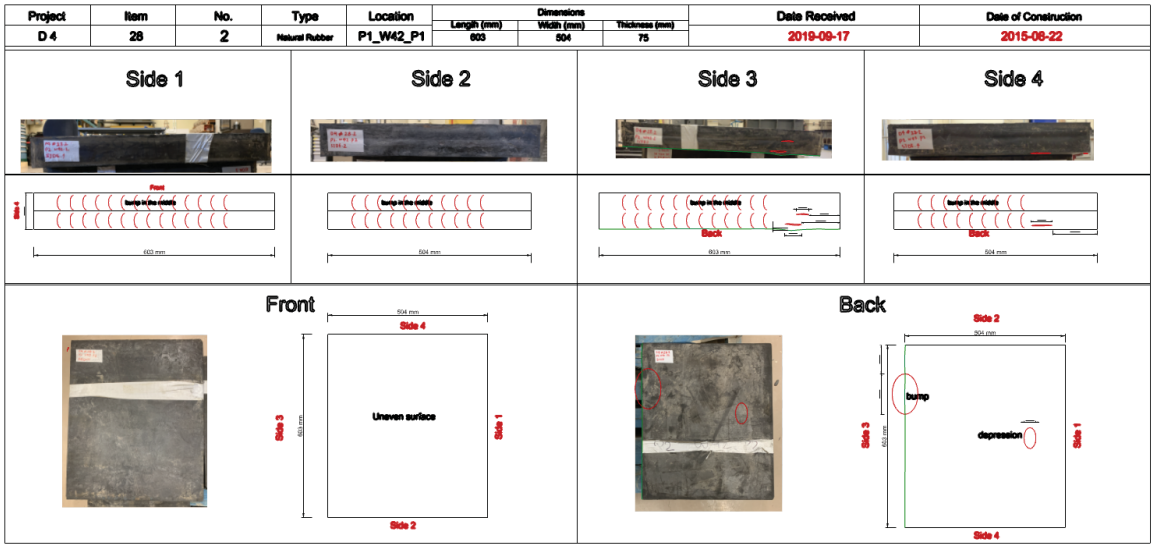


Figure A V-6 Fiche technique du lot D4#28.2 (Défauts et dimensions)
Tiré de Guizani (2024)

4) Production des échantillons

Compte tenu des capacités des machines de tests disponibles, les appuis du pont Champlain ont été coupés en 4. Le Tableau A V-3 présente les dimensions internes des échantillons

produits à parti des appuis D#27.1, D#27.3 et D#28.2. Chaque échantillon a été numéroté et sa position identifiée dans l'appui complet.

Afin de permettre le test des appuis du pont Champlain, il est nécessaire de réaliser un support pour assurer la liaison complète de la frette supérieure de l'appui avec le vérin horizontal. Ce support assurera aussi la mise et le maintien en position de la frette inférieure.

Tableau A V-3 Dimensions internes des échantillons issus des appuis du pont Champlain

Appui	Block	# Frette	Longueur (mm)			Largeur (mm)			Épaisseur totale (mm)
			Dimension	Moyenne	Écart type	Dimension	Moyenne	Écart type	
D4#27.1	AB	1	427	427.0	0.00	265	265.0	0.00	97.8
		2	427			265			
		3	427			265			
		4	427			265			
	DC	1	423	423.0	0.00	247	246.8	0.50	97.8
		2	423			247			
		3	423			247			
		4	423			246			
D4#27.3	A	1	320	319.0	1.41	269	268.5	0.58	97.8
		2	320			268			
		3	319			268			
		4	317			269			
	B	1	320.5	319.5	1.68	268	268.5	0.58	97.8
		2	320.5			269			
		3	320			269			
		4	317			268			
	C	1	317	317.5	1.29	268	267.3	0.50	97.8
		2	318			267			
		3	319			267			
		4	316			267			
	D	1	317	316.8	0.50	270	270.3	0.96	97.8
		2	317			271			
		3	317			271			
		4	316			269			
D4#28.2	I	1	293	293.3	0.58	249	246.3	3.79	73.6
		2	294			242			
		3	293			248			
	II	1	293	292.7	0.58	238	240.3	3.21	73.6
		2	293			244			
		3	292			239			
	III	1	294	294.0	1.00	248	246.0	3.46	73.6
		2	293			242			
		3	295			248			
	IV	1	266	267.0	1.73	239	241.3	3.21	73.6
		2	266			245			
		3	269			240			

Afin de réaliser cette fonction, les couches latérales de caoutchouc seront retirées afin de mettre à nu les frettes. Deux plaques d'acier de hauteur 36 mm dans lesquelles seront usiné un évidemment de profondeur 9 mm permettront de recouvrir les faces supérieures et inférieures de l'appui jusqu'aux premières frettes permettant leur installation sur le montage et la solidarité de la frette supérieure avec le vérin comme le montre la vue en coupe de la Figure A V-7. Afin de combler les éventuels jeux dans le montage, une résine époxy sera injectée, assurant un transfert des sollicitations latérales sans glissement.

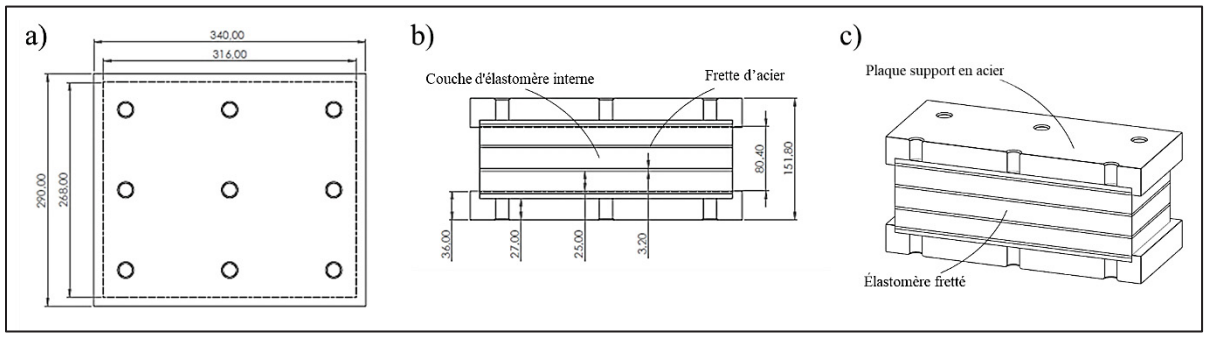


Figure A V-7 Dimensions générales du quart d'appui D4-27.3-A et du système de retenu latéral (a) Vue de dessus (b) Composition intérieure (c) Vue isométrique en coupe

A V.3.2 Les appuis neufs

Les appuis neufs sont aux dimensions des ¼ d'appuis de la série D4#27 du pont Champlain. Soit composés de 3 couches d'élastomère interne de 25 mm et des frettes d'acier de $320 \times 267 \times 3.2$ mm. Les couches latérales de caoutchouc sont de 6 mm d'épaisseur. Les dimensions sont données à la Figure A V-8.

Afin de faciliter le montage et réduire une potentielle erreur expérimentale induite par le glissement du montage, des plaques en acier sont vulcanisées sur les couches internes extrêmes. Selon le chapitre 11 du manuel de conception des structures publié par le Ministère des Transport du Québec (MTQ), édition 2021, les plaques en acier vulcanisées doivent mesurer au moins 25 mm (Direction générale des structures, 2021).

Pour permettre l'installation des UD et permettre de tester le comportement combiné NRB-UD, les plaques vulcanisées seront usinées de manière à accueillir les UD pour un chargement dans le plan et hors plan. Les usinages permettent dans un premier temps de dégager la hauteur nécessaire au passage des UD, mais aussi d'assurer le système de retenue latéral.

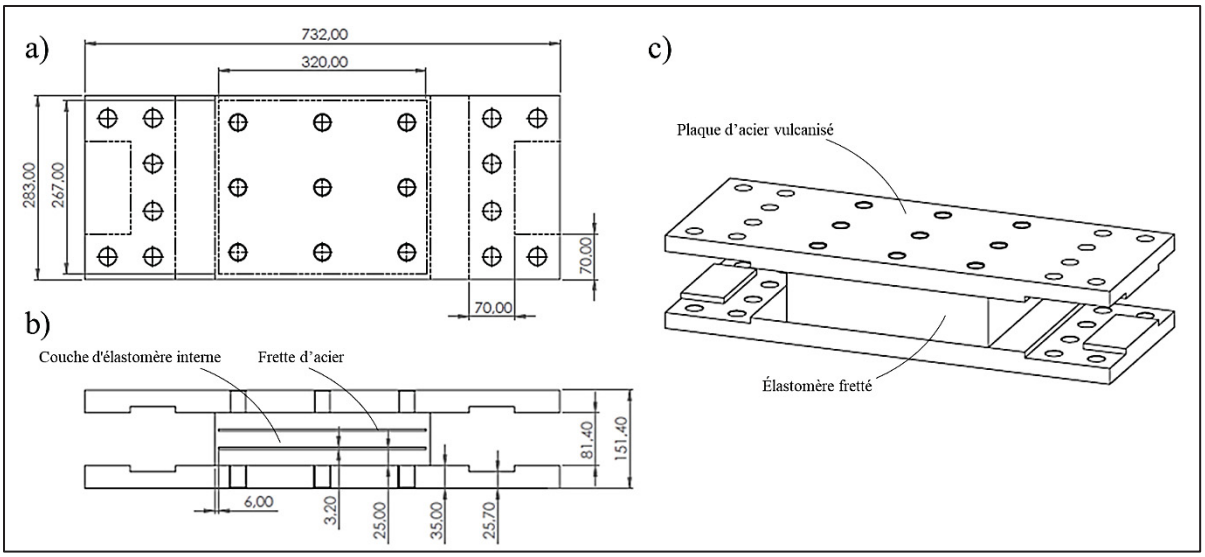


Figure A V-8 Dimensions générales des appuis neufs (a) Vue de dessus (b) Composition intérieure (c) Vue isométrique

L'association avec les UD est présentée en section suivante.

A V.3.3 Association des amortisseurs en U et des appuis frétés neufs

L'association UD et des NRB a pour objectif principal de vérifier les prédictions numériques et de valider l'intégration éventuelle de ces deux dispositifs lorsqu'ils sont sollicités en parallèle. Cette approche vise à évaluer la synergie entre les NRB et les UD, et à déterminer s'il n'y a pas d'effet d'interaction que les modèles prédictifs ne reproduisent pas encore. La Figure A V-9 présente les 2 montages pour le chargement dans le plan et hors plan des UD.

Les plaques extérieures des NRB présentant des rainures pour l'intégration des UD conformément aux résultats de ANNEXE II sur le dimensionnement des boulons du montage.

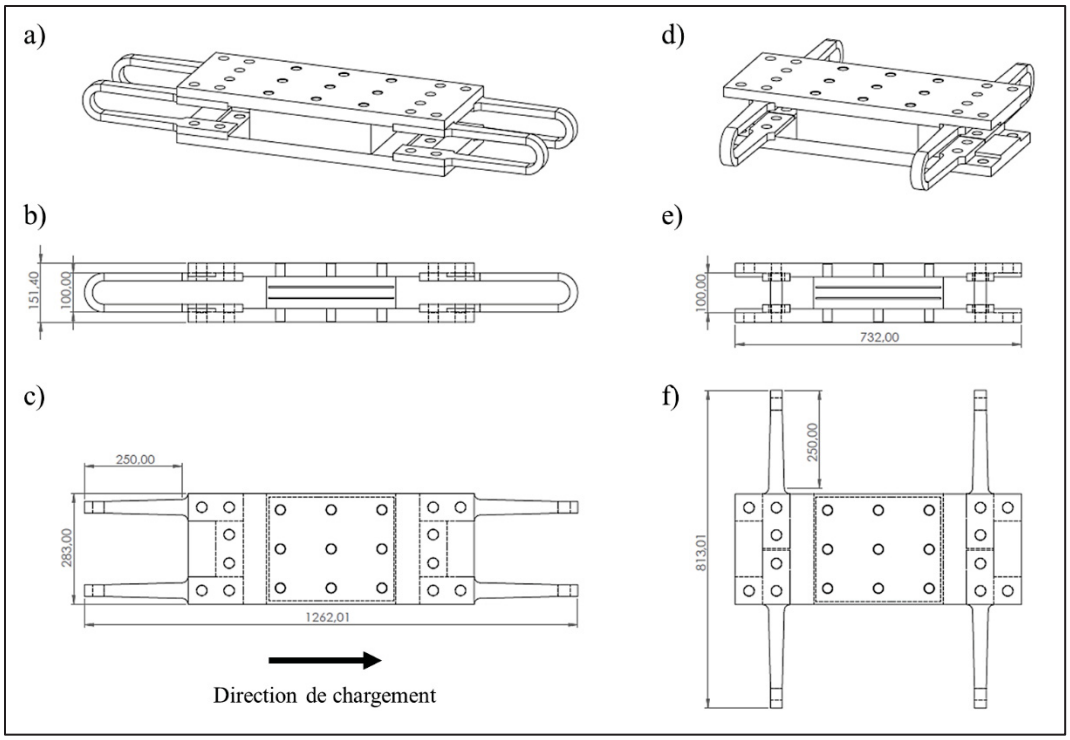


Figure A V-9 Dimensions générales des montages NRB-UD4 – Chargement dans le plan (a) Vue Isométrique (b) Vue de profil (c) Vue de dessus – Chargement hors plan (d) Vue Isométrique (e) Vue de profil (f) Vue de dessus

A V.4 Test standard et normalisé selon le code CSA 2019

Dans le but de contribuer à la base de données et d'assurer une continuité avec les travaux précédents, les expérimentations respecteront le cadre fixé par le Code canadien sur le calcul des ponts routiers CSA 2019. Les exigences pour les essais de déplacement sismique et les essais de déplacement à basse température sont respectivement décrites aux articles 4.10.9.2.4 et 4.10.9.2.5 de la version 2019 du Code (Groupe CSA, 2019a, 2019b).

A V.4.1 Chargement et fréquence

A.V.4.1.1 Chargement vertical

1) Chargement normalisé des appuis lors d'un aléa sismique

Le chargement vertical à considérer pour les appuis est déterminé selon les coefficients de pondération de charges et combinaisons de charges selon le CSA S6-19 (Groupe CSA, 2019a). Lors d'un aléa sismique, les charges verticales à considérer correspondent uniquement au poids de la charge permanente sans surcharge.

Dans le cas du pont Champlain, les appuis ont été conçus pour une charge morte totale de 1 600 kN. Rapportée à la surface de chaque appui, la pression résultante à considérer est présentée au Tableau A V-4.

Tableau A V-4 Résultantes de pression pour les appuis du pont Champlain dans le cas d'un aléa sismique

Charge morte	**1475 kN**
Charge asphalte	**125 kN**
Pression D#27.3	4.68 MPa
Pression D#28.2	5.59 MPa

C'est donc une pression de $5 \pm 0.1\ MPa$ qui sera retenu pour les tests afin de se placer dans une situation proche de celle calculée par le code lors d'un aléa sismique (Groupe CSA, 2019a).

2) Instabilité des appuis

Une étude d'instabilité a été conduite sur les échantillons afin de vérifier leur sensibilité au flambement ainsi que leur capacité en cisaillement. La même étude a été réalisée sur les appuis complets afin de vérifier leur conformité avec les normes actuelles. La démarche détaillée est proposée en ANNEXE VI avec l'emploi de la formule (A I-3) issue du modèle de Haringx. Deux cas de chargement ont été créés.

1- L'appui est soumis à une sollicitation combinée en compression et en cisaillement. Les états de déformation en cisaillement, correspondant à 100%, 150% et 200% de la hauteur totale de l'appui.
2- Les conditions sont similaires au cas de chargement 1), mais une rotation de 0,02 rad est imposée à la plaque supérieure.

Le Tableau A V-5 présente les résultats des calculs pour le pire des cas dans chaque groupe d'échantillons.

Tableau A V-5 Charge critique applicable aux échantillons issus des appuis du pont Champlain

Appui	Cas de chargement	Conditions de chargement			Charge critique au flambement (kN)		Critère de cisaillement (kN)	Pression ultime applicable (MPa)
		Compression	Déplacement	Rotation	Non déformé	Cisaillé		
Échantillons D4#27.1	1-1	OUI	100%	-	4247	2797	1212	10.71
	1-2	OUI	150%	-	4247	2072	1078	9.52
	1-3	OUI	200%	-	4247	1347	943	8.33
	2-1	OUI	100%	0.02	4247	2797	952	8.41
	2-2	OUI	150%	0.02	4247	2072	817	7.22
	2-3	OUI	200%	0.02	4247	1347	682	6.03
Échantillons D4#27.3	1-1	OUI	100%	-	2509	1725	921	10.84
	1-2	OUI	150%	-	2509	1334	819	9.64
	1-3	OUI	200%	-	2509	942	717	8.43
	2-1	OUI	100%	0.02	2509	1725	812	9.56
	2-2	OUI	150%	0.02	2509	1334	710	8.35
	2-3	OUI	200%	0.02	2509	942	607	7.15
Échantillons D4#28.2	1-1	OUI	100%	-	1477	1080	580	9.16
	1-2	OUI	150%	-	1477	881	515	8.14
	1-3	OUI	200%	-	1477	683	451	7.12
	2-1	OUI	100%	0.02	1477	1080	504	7.96
	2-2	OUI	150%	0.02	1477	881	439	6.94
	2-3	OUI	200%	0.02	1477	683	375	5.92

Ainsi, chacun des échantillons produits semblent supporter la pression de $5 \pm 0.1\,MPa$ sélectionnée pour les tests. Une pression de 5 MPa correspond aussi aux conditions d'expériences précédentes sur la détermination des états limite sous chargement d'isolateurs en élastomère fretté (Busson, 2014 ; Gauron et al., 2018 ; Siqueira et al., 2014).

A V.4.1.2 Fréquences de sollicitation en cisaillement

Conformément à la norme CSA-S6, les appuis ainsi que les NRB-UD combinés seront soumis à des séries de 3 cycles sinusoïdaux complètement inversés d'amplitudes, γ, croissantes. Les amplitudes sélectionnées varient de 5% à 150% de déformation avec un incrément de 25%. Ces tests permettront de caractériser indépendamment le comportement hystérétique des 2 systèmes, puis la réaction globale lorsque les 2 systèmes seront installés conjointement.

Cette étude propose 2 fréquences de chargement pour les appuis qui sont 0.5 Hz et 0.1 Hz. Selon CSA S6-19, la fréquence de test doit correspondre à la période effective T_{eff} du pont. Dans l'est du Canada et spécifiquement au Québec, la période fondamentale des ponts isolés se situe aux alentours de 2 s moyennant une dispersion statistique, ceci correspondant à une fréquence de 0.5 Hz (Busson et al., 2015 ; Nguyen, 2021 ; Siqueira et al., 2014).

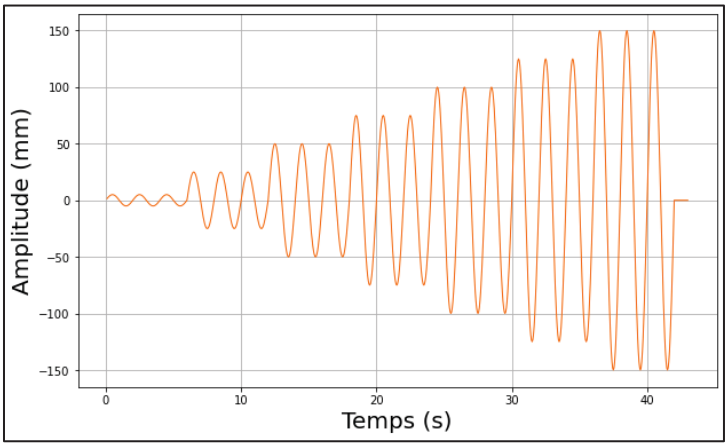


Figure A V-10 Déformations imposées pour les tests en cisaillement avec une fréquence de 0.5 Hz

Ainsi, la fréquence de 0.5 Hz représente les conditions de sollicitations dynamiques des ponts les plus communs au Québec, la fréquence d'excitation de 0.1 Hz correspondant à une sollicitation quasi statique. Ces essais quasi statiques visent principalement à évaluer l'impact potentiel de la fréquence de sollicitation sur le comportement hystérétique des appuis en caoutchouc naturel fretté. Ils permettent également de développer des protocoles d'essais simplifiés et plus économiques.

La Figure A V-10 représente le profil des déformations imposées pour une fréquence de 0.5 Hz.

A V.4.2 Températures d'essais

Pour l'ensemble des appuis parasismiques utilisés au Canada, les tests à basse température sont obligatoires et normalisés par le code CSA S6 en vigueur (Groupe CSA, 2019a).

Ces tests ont pour but d'identifier le comportement des appuis lors de leur rigidification au froid et de quantifier ces changements. Les tests doivent être réalisés à différentes températures spécifiées par le code. Ces trois températures étant, la température ambiante, la température moyenne minimale de service de la localité considérée. De plus, afin d'assurer la performance pour un séisme avec une probabilité de retour de 2% en 50 ans, il convient de considérer une température moyenne. Celle-ci est calculée à partir de la température minimale moyenne de service et de 15°C, toutes deux associées à la même probabilité de retour.

La localité considérée par ce rapport est la localité de Montréal. Les températures considérées seront comme indiqué à la Figure A V-11 seront :

- Température minimale de service : $-32℃$
- Température de conception concomitante : $-8.5℃$

Dû à la vitesse de cristallisation maximale du NR se situant à $-25℃$ et pour coïncider avec des rapports antérieurs du MTQ utilisant une température de service minimale de $-30℃$, c'est cette température qui sera retenue pour les tests à basse température. Les différentes températures de tests proposées sont donc :

- Température ambiante : $20℃ \pm 2℃$
- Température de conception concomitante : $-8.5℃ \pm 1℃$
- Température minimale de service : $-30℃ \pm 1℃$

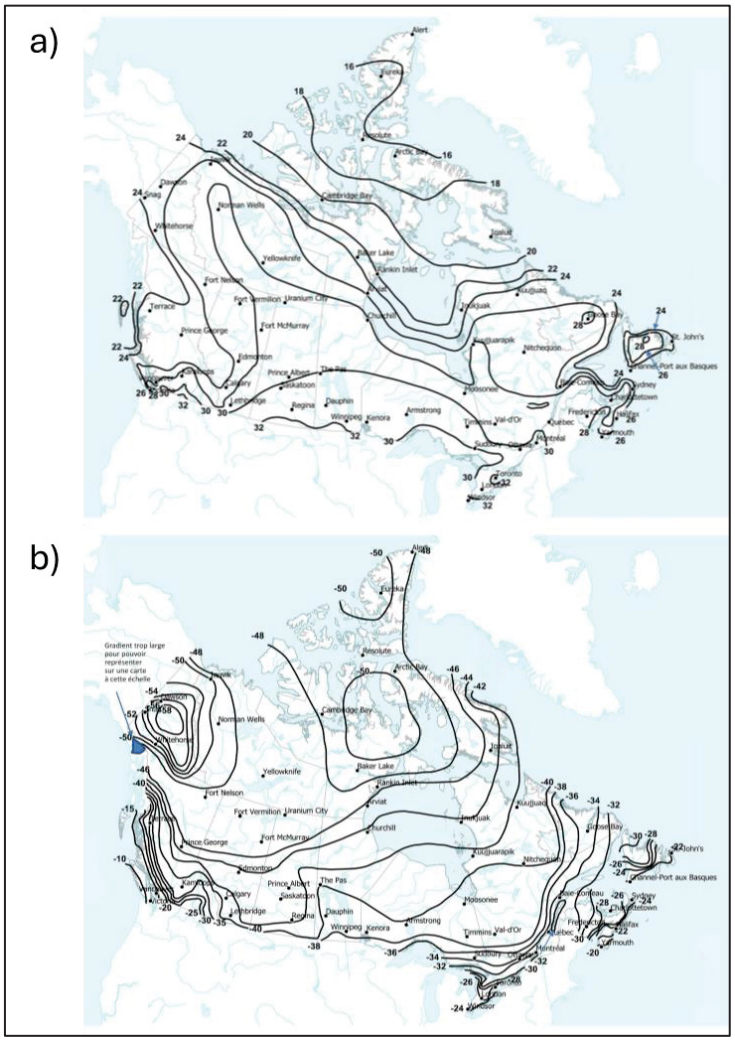


Figure A V-11 Cartographie des températures (a) moyennes journalières maximales (b) moyennes journalières minimales du Canada
Adaptée de CSA (2019)

A V 4.3 Temps de conditionnement à basse température

Le caoutchouc cristallisant après un certain temps à basse température, il apparaît nécessaire de déterminer précisément le temps nécessaire au conditionnement des appuis afin de tester seulement le raidissement thermique.

De plus, une des températures d'essais choisie est de -30°C ce qui est très proche de la température de cristallisation la plus rapide comme constaté à la Figure A I-21 de l'ANNEXE

I.Afin de déterminer le temps de conditionnement, un modèle éléments finis sera développé. Le logiciel choisi pour cette analyse est le logiciel Abaqus (Abaqus, 2019).

A V.4.3.1 Modélisation et analyse thermique par éléments finis

La modélisation et l'analyse thermique par éléments finis sont basées sur les travaux de Maret (2016) et Rodriguez-Rendon (2019). La caractérisation et l'étude de convergence de ce modèle ont été vérifiées en ANNEXE VII.

Pour simplifier les modélisations, des modèles en 2D de la largeur des appuis ont été considérés. Les géométries ont été définies en accord avec les dimensions réelles des appuis comme présentées en Figure A V-7 et Figure A V-8. Les propriétés thermiques des matériaux (conductivité thermique, capacité thermique massique et masse volumique) ont été intégrées au modèle, conformément aux données disponibles au Tableau A I-2 et largement validées dans la littérature (Kalpakidis & Constantinou, 2008 ; Maret, 2016 ; Rodriguez-Rendon, 2019).

Les conditions aux limites ont été définies pour simuler un environnement à -30°C en considérant les échanges avec l'environnement selon le modèle de la convection thermique avec un coefficient de convection $h = 250\ W.m^{-2}.K^{-1}$ (Maret, 2016). Enfin, le maillage a été réalisé avec des éléments DC2D8 de 1 mm pour garantir la précision des résultats (Abaqus, 2019). La convergence du maillage ayant été vérifiée et les résultats sont présentés en ANNEXE VII. La Figure A V-12 représente le maillage considéré pour l'appui neuf.

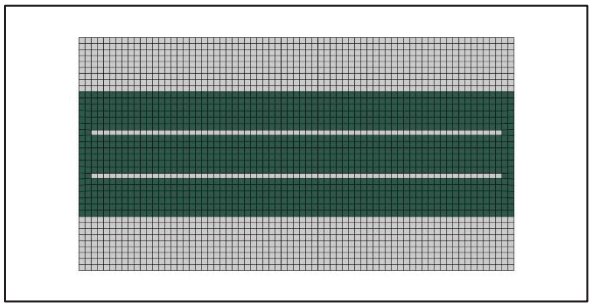


Figure A V-12 Maillage de l'appui neuf

A V.4.3.2 Résultats

Les résultats de l'analyse thermique par éléments finis sont présentés à la Figure A V-13. Les graphiques et tableaux illustrent l'évolution de la température dans le caoutchouc uniquement des appuis en fonction du temps, jusqu'à l'atteinte de l'équilibre thermique à -30°C.

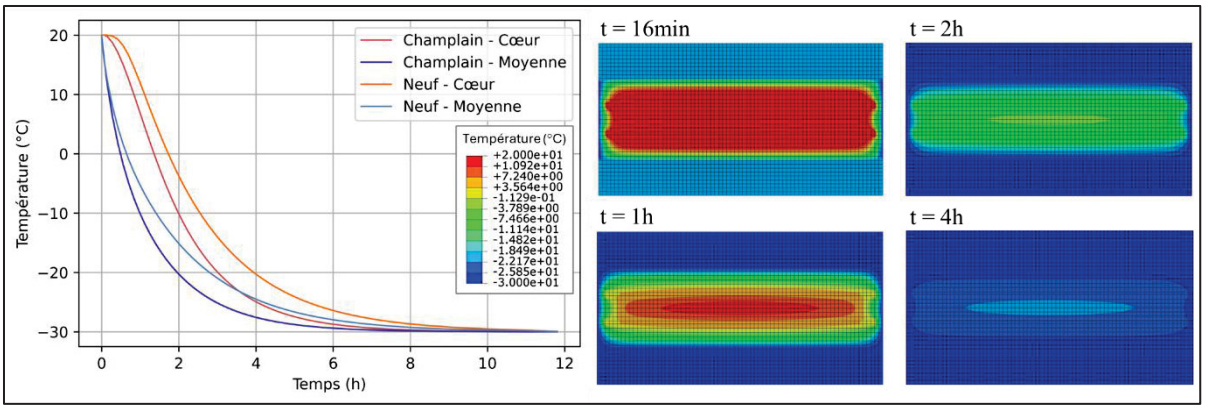


Figure A V-13 Évolution de la température interne des appuis en fonction du temps et répartition de la température au sein de l'appui neuf

Les courbes indiquent que les deux types d'appuis atteignent l'équilibre thermique après environ 10 à 12 heures. Même si la température est globalement uniforme après 6 à 8 h de conditionnement à -30°C.

A V.4.4 Vieillissement

Le vieillissement des appuis en élastomère est susceptible d'entraîner une augmentation de la rigidité et de la résistance caractéristique (Clark, 1996 ; T. Morgan et al., 2001 ; Yue Li et al., 2021 ; Zhao et al., 2017). Dans le cas d'appuis mal polymérisés et de matériaux ayant un module d'amortissement élevé ou un module de cisaillement faible, ces changements sont susceptibles d'être importants. Par conséquent, les appuis vieillissants doivent être testés pour déterminer leurs caractéristiques mécaniques. Dans ce projet, en raison de la disponibilité des appuis ayant été en service pendant 5 ans du pont Champlain, certains essais seront effectués pour comparer ces derniers à des appuis neufs aux caractéristiques initiales similaires.

La comparaison portera sur les changements de chaque propriété physique ainsi que sur les caractéristiques hystérétiques.

A V.5 Plan d'expérience et méthodologie

Compte tenu de ce qui précède, le Tableau A V-6 liste les expériences et l'ordre de réalisation prévu pour les expérimentations.

Le programme expérimental vise à évaluer les performances des NRB et des systèmes combinés NRB-UD dans des conditions représentatives des sollicitations sismiques et climatiques typiques du Québec. Les essais sont conçus pour caractériser les propriétés mécaniques, hystérétiques et en fatigue des appuis, tout en comparant les comportements des NRB seuls et des systèmes hybrides.

Les essais comprennent deux volets principaux :

1) Essais sur NRB seuls : Ces essais visent à analyser les variations des propriétés mécaniques entre les appuis neufs et ceux récupérés, en tenant compte de leur état initial et des éventuels effets du vieillissement en service. Les paramètres mesurés incluent la rigidité initiale, la dissipation d'énergie par cycle et les limites élastiques.

2) Essais combinés NRB-UD : Ces tests ont pour but d'évaluer l'efficacité des UD à renforcer la dissipation d'énergie des NRB, en étudiant leur comportement dans le plan et hors du plan. Les interactions entre les deux dispositifs sont également examinées pour identifier les synergies potentielles.

Tableau A V-6 Liste des expériences proposées pour les appuis

Ordre d'exécution	Expérience N°	Appui Concerné	Température (°C)	Vieillissement	Fréquence (Hz)	Temps d'exposition	Conditionnement à 20°C - Arrêt de la cristallisation	Total d'itérations
			3	2	2			
1	7	N1	20	News	0.1	1 h	Non	1
2	7	N2						1
3	7	N1-UD [1]						2 [3]
4	7	N2-UD [1]						2 [3]
5	9	C1	20	Champlain	0.1	1 h	Non	1
6	9	C2						1
7	3	C1	-30	Champlain	0.1	3 j	Non	1
8	3	C2						1
9	7	N3	20	News	0.1	1 h	Non	1
10	9	C3	20	Champlain	0.1			1
11	3	C3	-30	Champlain	0.1	3 j		1
12	7	N3-UD [1]	20	News	0.1	1 h		2 [3]
13	5	N1	-8	News	0.1	3 j	Non	1
14	5	N2						1
15	5	N3						1
16	6	C1	-8	Champlain	0.1	3 j	6 j [2]	1
17	6	C2						1
18	6	C3						1
19	1	N1	-30	News				1
20	1	N2						1
21	1	N3						1
22	8	N1	20	News	0.5	1 h	6 j [2]	1
23	8	N2						1
24	8	N3						1
25	10	C1	20	Champlain				1
26	10	C2						1
27	10	C3						1
28	2	N1	-30	News	0.5	3 j	Non	1
29	2	N2						1
30	2	N3						1
31	4	Cx [4]	-30	Champlain				1

Spécimens	Neufs [1]	N1	Champlain	C1
		N2		C2
		N3		C3

Notes : *[1] Notation UD si couplé avec Amortisseurs métalliques en U*
[2] 3 j pour équilibre thermique puis 3 j pour conditionnement à 20°C
[3] Itération de l'expérience pour les 2 sens de chargement des UD (In-plane & Out-of-plane)
[4] Appui du pont Champlain qui sera dans le meilleur état structural à la fin des expériences

L'ordre de réalisation proposé prend en compte les temps de conditionnement pour optimiser le temps nécessaire à la réalisation du programme expérimental dans son ensemble.

A V.6 Montage expérimental

Afin de s'adapter au montage de test existant, les deux montages (les appuis du pont Champlain et les appuis neufs) doivent être situés entre deux plaques de boulonnerie, assurant le lien avec le montage et le vérin horizontal. Entre les plaques de boulonneries et les appuis, une plaque intermédiaire doit aussi être installée pour assurer une marge de déformation verticale sans

frottement suffisante aux UD. Une étude préliminaire par éléments finis a permis d'estimer que cette déformation est limitée à 45 mm pour une amplitude, γ, de 150% de l'UD4. Une épaisseur de plaque de 25 mm s'ajoute alors aux 25.7 mm de la plaque vulcanisée des appuis neufs et autorise alors un déplacement vertical jusqu'à 50.7 mm comme présenté à la Figure A V-14.

Cette configuration assure non seulement la stabilité des appuis pendant les tests, mais également une transmission efficace des forces de sollicitation et une déformation libre des UD. Une vue schématique en élévation de l'ensemble du montage est présentée à la Figure A V-15. Les appuis sont placés sous une presse de 12 MN. Le vérin horizontal développe une force de +/- 1000 kN et offre une course de +/- 375 mm.

Les efforts seront enregistrés grâce à la cellule de charge du vérin horizontal et à la cellule de charge de la presse. Enfin, un capteur de déplacement sera positionné dans l'axe du vérin horizontal.

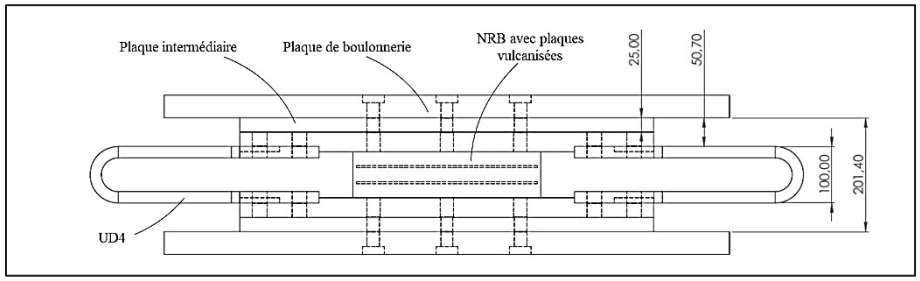


Figure A V-14 Dimensions en élévation du montage NRB-UD avec les plaques de boulonneries

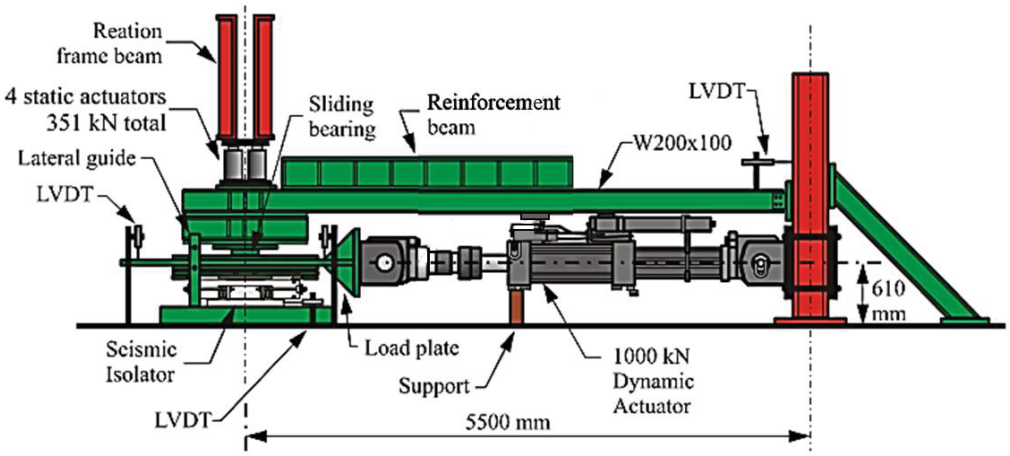


Figure A V-15 Schéma du montage des NRB et NRB-UD
Tiré de Dion (2010)

ANNEXE VI

ÉTATS LIMITES DES ISOLATEURS EN ÉLASTOMÈRE ET DIMENSIONNEMENT PRÉLIMINAIRE

La présente annexe introduit les calculs réalisés pour la détermination des états ultimes autorisés par les appuis testés selon la version en vigueur (2019) du Code canadien sur le Calcul des Pont Routiers (Groupe CSA, 2019a). Une vérification des résultats à l'aide de la bibliographie sera aussi réalisée.

Afin d'établir les capacités ultimes des appuis ainsi que des échantillons produits, les calculs porteront sur la vérification de la capacité en cisaillement des appuis en état déformé ainsi que sur leur tendance au flambement. Pour cela, le facteur de forme des appuis sera préalablement déterminé et les propriétés du caoutchouc seront déterminées selon le Code de l'époque de conception (Groupe CSA, 2006b).

A VI.1 Données nécessaires au calcul

Les appuis ont été réalisés en caoutchouc naturel à faible amortissement de dureté $55°Shore\ A$ comme précisé dans le Commentaire sur Code CSA S6-06 (Groupe CSA, 2006b). Les propriétés physiques d'un tel caoutchouc sont données au Tableau A VI-1 par le fabricant :

Tableau A VI-1 Propriétés locales du caoutchouc naturel
utilisé pour les appuis du pont Champlain
Adaptée de Goodco Z-Tech (2022)

Dureté ($°Shore\ A$)	**55**
G à 20°C (MPa)	0.81
E (MPa)	2.52
K (MPa)	1090

Pour l'évaluation du facteur de forme, la valeur moyenne de l'épaisseur des couches intérieure a été retenue. En effet dû aux tolérances dimensionnelles de fabrication, toutes les couches ne présentent pas les mêmes caractéristiques. De plus, la couche de caoutchouc extérieure

assurant le recouvrement des frettes d'acier a été déduite puisque cette dernière n'augmente pas la résistance structurale de l'appui. Le Tableau A VI-2 présente les caractéristiques retenues pour les appuis D4#27.1 et D4#28.1 ainsi que des échantillons issus des appuis D#27.1 et D#28.2.

Tableau A VI-2 Composition interne et facteur de forme des appuis

Appui	Longueur (mm)	Largeur (mm)	Épaisseur totale (mm)	Couche intérieure d'élastomère		Couche externe d'élastomère		Frette d'acier		Facteur de Forme (S)	SLS (0.22*S²) (MPa)
				t (mm)	n	t (mm)	n	t (mm)	n		
D4#27.1-AB	427	265	97.8	24.33	3	6	2	3.2	4	3.36	2.48
D4#27.1-DC	423	246	97.8	24.33	3	6	2	3.2	4	3.20	2.25
D4#27.1	636	538	97.8	24.33	3	6	2	3.2	4	5.99	7.89
D4#27.3-A	317	268	97.8	24.33	3	6	2	3.2	4	2.98	1.96
D4#27.3-B	317	268	97.8	24.33	3	6	2	3.2	4	2.98	1.96
D4#27.3-C	316	267	97.8	24.33	3	6	2	3.2	4	2.97	1.95
D4#27.3-D	316	269	97.8	24.33	3	6	2	3.2	4	2.99	1.96
D4#28.3	587	488	73.6	25	2	7	2	3.2	3	5.33	6.25
D4#28.2-I	293	242	73.6	25	2	7	2	3.2	3	2.65	1.55
D4#28.2-II	292	238	73.6	25	2	7	2	3.2	3	2.62	1.51
D4#28.2-III	293	242	73.6	25	2	7	2	3.2	3	2.65	1.55
D4#28.2-IV	266	238	73.6	25	2	7	2	3.2	3	2.51	1.39

Le produit $0.22 \times S^2$ étant le critère de l'article 11.6.6.7 du code CSA S6-14 permettant la vérification de la conformité des appuis. Celui-ci représentant la pression moyenne maximale admissible à l'ÉLUT sans rotation (Groupe CSA, 2014), il n'a ici qu'une valeur indicative puisqu'il n'est pas réutilisé dans la version de 2019 du Code (Groupe CSA, 2019a).

A VI.2 Capacité en cisaillement selon le code CSA S6-19

La limite sur la déformation en cisaillement totale maximale sous l'effet d'un phénomène sismique à l'ÉLUL est introduite à l'article 4.10.10.3 du code CSA S6-19 (Groupe CSA, 2019a) et est la suivante :

$$P_{crit}^{0} = \sqrt{P_E P_S} \qquad \text{(A VI-1)}$$

$$\gamma_C + \gamma_d + \gamma_r \leq 5.5 \quad \text{(A VI-2)}$$

Avec γ_c, la contrainte en cisaillement induite par les charges de verticales du poids propre et de la charge sismique, γ_d la contrainte de cisaillement induite par le déplacement total du système, et γ_r, la contrainte de cisaillement induite par la rotation sous charge morte et charges de construction.

Les expressions de γ_c, γ_d et γ_r étant :

$$\gamma_C = \frac{D_c \sigma_c}{GS} \quad \text{(A I-2)}$$

Avec :

D_c, le facteur de forme pour la compression, fixé à 1.0 pour les appuis circulaires et rectangulaires.

σ_c, la contrainte de compression axiale moyenne induite par les charges axiales sur l'appui.

$$\gamma_d = \frac{d_t}{T} \quad \text{(A VI-3)}$$

Avec

d_t, déplacement total du système

T, l'épaisseur totale d'élastomère, notée T_r dans ce rapport

$$\gamma_r = \frac{D_r B^2 \theta}{t_i T} \quad \text{(A VI-4)}$$

Avec :

D_r, le facteur de forme pour la rotation, fixé à 0.55 pour les appuis rectangulaires.

B, la dimension du plan lié dans la direction de la charge

θ, la rotation de calcul sous l'effet de la charge morte et de la charge de construction

t_i, l'épaisseur de la i-ème couche d'élastomère

Ce qui permet d'isoler la charge de compression critique en fonction des autres paramètres :

$$\sigma_c \leq \frac{GS(5.5 - \gamma_d - \gamma_r)}{D_c} \quad \text{(A VI-5)}$$

Les résultats liés aux calculs de cisaillements seront présentés au Tableau A VI-4 en ANNEXE VI.

A VI.3 Charge critique au flambement

A VI.3.1 Selon le code CSA S6-19

Le Code canadien sur le calcul des ponts routiers requiert que les appuis soient dimensionnés pour résister au flambement à l'ÉLUT. Les appuis doivent respecter le critère $2A \leq B$ avec :

$$A = \frac{1.92\frac{h_e}{L_e}}{\sqrt{1 + \frac{2.0L_e}{W_e}}} \; et \; B = \frac{2.67}{(S + 2.0)\left(1 + \frac{L_e}{4.0W_e}\right)} \quad \text{(A VI-6)}$$

Avec h_e, l'épaisseur totale effective d'élastomère, notée T_r dans le reste de ce rapport, W_e la dimension des frettes d'acier parallèle à l'axe de rotation considéré, et L_e prenant la moindre des dimensions ente la dimension des frettes d'acier perpendiculaire à l'axe de rotation considéré et W_e.

Dans le cas où la condition $2A \leq B$ ne serait pas respectée, ceci veut dire que l'appui n'est pas inconditionnellement résistant au flambement. Dans ce cas, la contrainte de compression due à la charge totale à l'ÉLUT, f_s, doit être inférieure à la limite du flambage.
Pour les appuis mobiles dans une direction quelconque du plan horizontal

$$f_s \leq \frac{GS}{2A - B} \qquad \text{(A VI-7)}$$

Avec f_s la contrainte de compression due à la charge morte plus 1.75 fois la surcharge.

Le Tableau A VI-3 présente la vérification du critère de flambement imposé par la version 2019 du Code canadien sur le Calcul des Ponts Routiers.

Tableau A VI-3 Vérification du critère de flambement à l'ÉLUL selon CSA S6-19

Appui	Longueur (mm)	Largeur (mm)	T_r (mm)	Facteur de Forme (S)	Critère A	Critère B	2A<B	f_s (MPa)	$fs \leq \frac{GS}{2A-B}$
D4#27.1-AB	427	265	84	3.36	0.35	0.40	NON	7.49	OUI
D4#27.1-DC	423	246	84	3.20	0.38	0.41	NON	7.49	NON
D4#27.1	636	538	84	5.99	0.17	0.27	NON	7.49	OUI
D4#27.3-A	317	268	84	2.98	0.35	0.43	NON	7.49	OUI
D4#27.3-B	317	268	84	2.98	0.35	0.43	NON	7.49	OUI
D4#27.3-C	316	267	84	2.97	0.35	0.43	NON	7.49	OUI
D4#27.3-D	316	269	84	2.99	0.35	0.43	NON	7.49	OUI
D4#28.3	587	488	64	5.33	0.15	0.29	OUI	8.95	S/O
D4#28.2-I	293	242	64	2.65	0.29	0.46	NON	8.95	OUI
D4#28.2-II	292	238	64	2.62	0.30	0.46	NON	8.95	OUI
D4#28.2-III	293	242	64	2.65	0.29	0.46	NON	8.95	OUI
D4#28.2-IV	266	238	64	2.51	0.30	0.47	NON	8.95	OUI

Ainsi, les appuis D#27.1 et D#28.3 respectent les exigences du Code en vigueur au regard du flambement. De plus, les échantillons produits assurent ce critère sécuritaire permettant des expérimentations en accord avec les exigences du CSA S6-19.

A VI.3.2 Selon la littérature

Le modèle de Haringx qui décrit le flambement des colonnes faibles en cisaillement a été présenté par Gent (1964) et repris par de nombreux auteurs a conduit à la formule suivante pour la charge verticale critique supportée par les appuis à l'état non déformé :

$$P_{crit}^{0} = \frac{1}{2} GA \frac{h}{T_r} \left[\left(1 + \frac{4\pi^2 E_r I}{GAh^2} \right)^{1/2} - 1 \right] \qquad \text{(A VI-8)}$$

Avec, A l'aire des frettes d'acier, G le module de cisaillement du caoutchouc, E_r le module de compression du caoutchouc définit par $E_r = E(1 + 0.742S^2)$ et T_r la hauteur totale d'élastomère.

En appliquant la correction A_r/A il est possible d'étendre le modèle précédent aux états déformés (Gauron et al., 2018 ; Nguyen, 2021 ; Saidou, 2012), ainsi :

$$P_{crit} = P_{crit}^{0} \left(\frac{A_r}{A} \right) \qquad \text{(A VI-9)}$$

Avec, A_r l'aire de projection de la surface supérieure de l'appui sur la surface inférieure à l'état déformé. Ainsi à l'état non déformé, $A_r = A$ ce qui donne $P_{crit} = P_{crit}^{0}$.

A.VI.4 Capacités ultimes

Afin de déterminer la capacité des appuis récupérés ainsi que des échantillons produits, 2 cas de chargement ont été créés.

1) L'appui est soumis à une sollicitation combinée en compression et en cisaillement. Les états de déformation en cisaillement, correspondant à 100%, 150% et 200% de la hauteur totale de l'appui.

2) Les conditions sont similaires au cas de chargement 1), mais une rotation de 0,02 rad est imposée à la plaque supérieure.

Les résultats de ces 2 cas de charge est présenté au Tableau A VI-4, les capacités des échantillons issus des appuis D#27.1, D#27.3 et D#28.2 étant relativement similaires, elles sont regroupées sous le pire des cas pour chaque groupe d'échantillons.

Tableau A VI-4 Capacités ultimes des appuis

Appui	Cas de chargement	Conditions de chargement			Charge critique au flambement (kN)		Critère de cisaillement (kN)	Pression ultime applicable (MPa)
		Compression	Déplacement	Rotation	Non déformé	Cisaillé		
Échantillons D4#27.1	1-1	OUI	100%	-	4247	2797	1212	10.71
	1-2	OUI	150%	-	4247	2072	1078	9.52
	1-3	OUI	200%	-	4247	1347	943	8.33
	2-1	OUI	100%	0.02	4247	2797	952	8.41
	2-2	OUI	150%	0.02	4247	2072	817	7.22
	2-3	OUI	200%	0.02	4247	1347	682	6.03
D4#27.1	1-1	OUI	100%	-	26679	22514	7470	21.83
	1-2	OUI	150%	-	26679	20431	6640	19.41
	1-3	OUI	200%	-	26679	18348	5810	16.98
	2-1	OUI	100%	0.02	26679	22514	3904	11.41
	2-2	OUI	150%	0.02	26679	20431	3074	8.99
	2-3	OUI	200%	0.02	26679	18348	2244	6.56
Échantillons D4#27.3	1-1	OUI	100%	-	2509	1725	921	10.84
	1-2	OUI	150%	-	2509	1334	819	9.64
	1-3	OUI	200%	-	2509	942	717	8.43
	2-1	OUI	100%	0.02	2509	1725	812	9.56
	2-2	OUI	150%	0.02	2509	1334	710	8.35
	2-3	OUI	200%	0.02	2509	942	607	7.15
D4#28.3	1-1	OUI	100%	-	19398	16854	5565	19.43
	1-2	OUI	150%	-	19398	15582	4946	17.27
	1-3	OUI	200%	-	19398	14310	4328	15.11
	2-1	OUI	100%	0.02	19398	16854	2635	9.20
	2-2	OUI	150%	0.02	19398	15582	2017	7.04
	2-3	OUI	200%	0.02	19398	14310	1399	4.88
Échantillons D4#28.2	1-1	OUI	100%	-	1477	1080	580	9.16
	1-2	OUI	150%	-	1477	881	515	8.14
	1-3	OUI	200%	-	1477	683	451	7.12
	2-1	OUI	100%	0.02	1477	1080	504	7.96
	2-2	OUI	150%	0.02	1477	881	439	6.94
	2-3	OUI	200%	0.02	1477	683	375	5.92

ANNEXE VII

ÉTUDE DE CONVERGENTE ET DE SENSIBILITÉ DU MODÈLE ÉLÉMENTS FINIS POUR LE CALCUL DES TEMPS DE CONDITIONNEMENTS DES NRB

La présente annexe introduit les calculs réalisés pour l'estimation du temps de conditionnement à basse température nécessaire pour atteindre l'équilibre thermique des échantillons du plan expérimental introduit en ANNEXE V. Afin d'établir la constante de temps du système, les calculs seront essentiellement basés sur les travaux de Maret (2016) et de Rodriguez-Rendon (2019) et porteront sur la reproduction de leurs résultats et la validation de leur méthode de calcul. Pour cela, les caractéristiques thermiques des appuis seront supposées similaires à celles considérées par les auteurs susmentionnés.

A.VII.1 Caractéristiques physiques des appuis

Les données utilisées par Rodriguez-Rendon sont présentées au Tableau A VII-1. Ces données ont été établies le caoutchouc naturel à faible amortissement et sont elles-mêmes issues de l'étude expérimentale de Kalpakidis et Constantinou (2008) et des travaux de Maret (2016).

Tableau A VII-1 Propriétés des matériaux considérée pour un isolateur
Adapté de Rodriguez-Rendon (2019)

Description	**Symbole [*unités*]**	**Matériau de l'isolateur**	
		Acier	**Caoutchouc naturel**
Masse volumique	$\rho\ [kg/m^3]$	7 900	1300
Conductivité thermique	$k\ [W/(m \cdot K)]$	50	0,16
Capacité thermique	$c\ [J/(kg \cdot K)]$	450	1700
Diffusivité thermique	$\alpha\ [m^2/s]$	$1{,}41 \cdot 10^{-5}$	$7{,}24 \cdot 10^{-8}$

A.VII.2 Modèles numériques et tests de validation

Maret (2016) et Rodriguez-Rendon (2019) ont tous deux travaillé sur des appuis parasismiques cylindriques en caoutchouc naturel frété avec et sans cœur de plomb. Ces études constituent

une preuve solide de la capacité prédictive du comportement thermodynamique des appuis et isolateurs parasismiques.

Afin de valider le modèle et la méthode de construction, une reproduction de leurs résultats a été réalisée sous Abaqus, la Figure A VII-1 présente les géométries des isolateurs de Maret (2016) et Rodriguez-Rendon (2019) considérées.

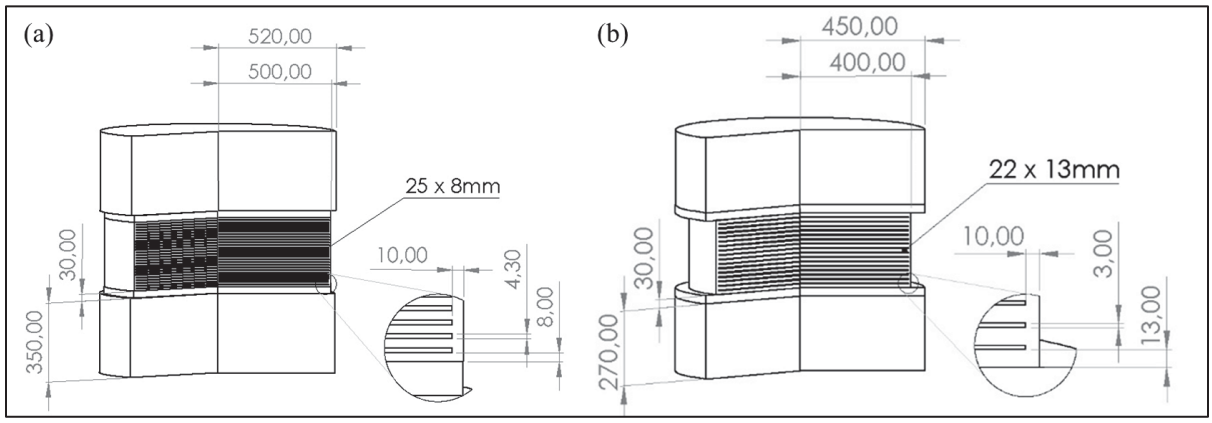


Figure A VII-1 Dimensions considérées pour les modèles numériques d'isolateurs (a) Maret R500 T8 N25 (b) Rodriguez-Rendon R400 T13 N22

Les tests consistent en des chocs thermiques de 20°C à -26°C. Les conditions aux limites des systèmes ont été dans un premier temps prises identiques aux modélisations de références. Un coefficient de convection $h = 250\ W.m^{-2}.K^{-1}$ à été appliqué à toute la surface extérieure de l'isolateur Maret R500 T8 N25, tandis qu'une température de -26°C fut appliquée directement à la surface radiale de l'isolateur Rodriguez-Rendon R400 T13 N22. À la suite d'une étude de sensibilité, Rodriguez-Rendon (2019) a identifié un écart inférieur à 5% sur le temps de réponse entre les 2 conditions frontières. Une étude comparative a permis de constater et valider un écart de seulement 3.85% sur le temps de réponse à 99.3% de la consigne en température.

A.VII.3 Tests de convergence

Du fait de la complexité du modèle 3D et du caractère axisymétrique du système, une simplification en modèle 2D a été expérimentée. Un écart sur le temps de réponse du système à 99.3% de la consigne inférieur à 4% a été constaté et le modèle axisymétrique s'est avéré plus précis, car plus simple et rapide.

Ainsi, les modèles construits pour la validation du modèle sont axisymétriques et permettent un temps de calcul fortement réduit pour de meilleurs résultats. Afin de déterminer le maillage nécessaire, une étude de convergence a été réalisée sur les 2 modèles précédents.

Dans son étude, Maret (2016) a récupéré les données de températures de 2 points à mi-hauteur du système, le premier au cœur de l'isolateur et le second situé à $^{2}/_{5}$ du rayon. Afin de permettre la comparaison des résultats, les mêmes points seront sélectionnés.

4 maillages ont été réalisés allant de grossier à extrêmement fin. Le Tableau A VII-2 présente les temps de réponse à 99.3% de la consigne pour l'isolateur Maret R500 T8 N25 ainsi que l'écart constaté avec la valeur précédente.

Tableau A VII-2 Temps de convergences des maillages pour la réponse à 99.3% de l'isolateur Maret R500 T8 N25

Taille du maillage	**10 mm**		**4 mm**		**1 mm**		**1 mm avec affinage aux coins**	
Nœud	Cœur	2R/5	Cœur	2R/5	Cœur	2R/5	Cœur	2R/5
Temps de conditionnement pour 99.3%	49.309	49.031	50.559	50.420	51.254	50.976	51.254	51.115
Écart avec la valeur précédente			2.54%	2.83%	1.37%	1.10%	0.09%	0.27%

Ainsi un maillage de 4 mm semble être un bon compromis entre précision et temps de calcul. La même étude a été menée sur l'appui Rodriguez-Rendon R400 T13 N22 et a retournée des résultats sensiblement similaires.

A.VII.4 Résultats des simulations de validation

A.VII.4.1 Sur l'isolateur Maret R500 T8 N25

La réponse temporelle en température de la sonde située au cœur de l'isolateur est donnée à la Figure A VII-2. Les courbes sont très proches, pour un temps donné, il y a un maximum de 1.91% d'écart relatif entre les températures simulées.

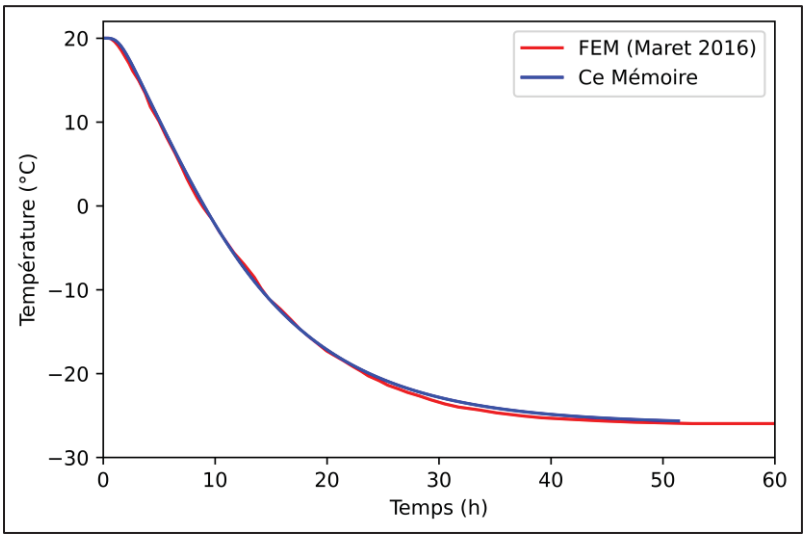


Figure A VII-2 Évolution de la température au cœur de l'appui Maret R500 T8 N25 pour un choc thermique à -26°C

Ainsi la reproduction du modèle de l'isolateur de Maret (2016) est satisfaisante et permet de valider la méthode de construction ainsi que les paramètres matériaux utilisés.

A.VII.4.2 Sur l'isolateur Rodriguez-Rendon R400 T13 N22

La technique d'analyse des données de Rodriguez-Rendon (2019) diffère de celle de Maret (2016). L'auteur a calculé la température moyenne du caoutchouc du système afin d'obtenir la température effective grâce à une sonde sur domaine intégrale en intégrant sur toute la surface de l'élastomère. Cette méthode n'a pas révélé de différence significative avec une mesure de température moyenne sur l'ensemble des nœuds du maillage (Rodriguez-Rendon, 2019).

C’est le calcul de moyenne qui a été sélectionné pour comparer les résultats. Du fait de la complexité et de la redondance des modélisations, un script python a été rédigé afin de modéliser puis extraire les automatiquement données du logiciel Abaqus. Ce script est retrouvé en ANNEXE VIII.

En se basant sur le principe de la constante de temps pour qu’un système thermodynamique atteigne l’équilibre thermique, l’auteur a établi un test pour établir la constante de temps de chaque système permettant ainsi leur comparaison. En effet, indépendamment de la valeur en température de la consigne, le système aura toujours le même profil de réponse temporel et présentera une constante de temps τ définit au Tableau A VII-3.

Tableau A VII-3 Correspondance entre la constante de temps d'un système et sa réponse

Valeur de t	**0 τ**	**1 τ**	**2 τ**	**3 τ**	**4 τ**	**5 τ**
% de la consigne en température atteint	00,0%	63,3%	86,5%	95,0%	98,2%	99,3%

L’auteur ayant réalisé un grand nombre de modélisations aux géométries similaires à l’isolateur présenté en Figure A VII-1, le Tableau A VII-4 présente ses résultats et les compare avec ceux issus des modélisations sous Abaqus.

Comme exposé, les écarts sont généralement inférieurs à 3% à l’exception des isolateurs R200-T7-N15 et R500-T13-N28 qui malgré un affinage important du maillage convergent vers la valeur indiquée dans le Tableau A VII-5. Comme pour l’appui Maret R500 T8 N25, ceci valide donc le modèle Abaqus réalisé.

Tableau A VII-4 Comparaison des constantes de temps des isolateurs avec les résultats de Rodriguez-Rendon (2019)

Modèle			Résultats Rodriguez-Rendon 1τ par EF (h)	Temps à 63.3% (1τ) par EF (h)	Écart relatif
R (mm)	T (mm)	N			
200	7	15	2.38	2.52	-5.96%
200	10	12	2.57	2.63	-2.49%
200	13	10	2.68	2.76	-2.82%
300	7	25	4.6	4.55	1.09%
300	10	19	4.73	4.71	0.33%
300	13	16	5.03	5.01	0.36%
400	7	35	7.03	7.08	-0.70%
400	10	27	7.35	7.23	1.63%
400	13	22	7.68	7.67	0.15%
500	7	45	9.65	9.45	2.04%
500	10	35	10.13	9.97	1.58%
500	13	28	10.58	9.64	8.85%
600	7	55	12.45	12.30	1.19%
600	10	43	13.17	12.76	3.14%
600	13	35	13.88	13.47	2.96%

A.VII.5 Méthode de détermination de la constante de temps de notre système

Dans son mémoire, Rodriguez-Rendon (2019) détermine τ par la lecture du temps lorsque la réponse passe par 63.3% de la consigne. Cependant, l'auteur a utilisé une hypothèse afin de simplifier ses calculs et ne prend pas en compte l'hétérogénéité du système ce qui implique que la loi de comportement suivie par les appuis n'est pas exactement de la forme

$$\frac{T(t) - T_\infty}{T_i - T_\infty} = e^{-t/\tau} \qquad \text{(A VII-1)}$$

Avec T_i la température initiale, T_∞ la température imposée et T la température du système.

Ainsi la relation entre τ et la réponse du système ne correspond pas à celle donnée au Tableau A VII-4. Le temps de réponse à 99.3% de la consigne permet toujours d'obtenir une très bonne estimation du temps nécessaire pour atteindre l'équilibre thermique de l'appui, mais celui-ci ne peut pas être extrapolé à partir de la lecture du temps au passage par 63.3% de la consigne. Le Tableau A VII-5 présente les écarts mesurés avec les extrapolations du temps.

Tableau A VII-5 Temps de conditionnement à 99.3% de la réponse en température

Modèle			Résultats Rodriguez-Rendon		Mesure à 99.3% (5τ) par EF (h)	Écart relatif
R (mm)	T (mm)	N	1τ par EF (h)	Extrapolation à 5 T (h)		
200	7	15	2.38	11.90	14.19	-12.51%
200	10	12	2.57	12.85	15.01	-13.95%
200	13	10	2.68	13.40	15.76	-14.42%
300	7	25	4.6	23.00	26.13	-14.86%
300	10	19	4.73	23.65	26.92	-14.21%
300	13	16	5.03	25.15	28.50	-13.71%
400	7	35	7.03	35.15	39.07	-10.38%
400	10	27	7.35	36.75	40.45	-11.90%
400	13	22	7.68	38.40	42.51	-10.88%
500	7	45	9.65	48.25	52.18	-10.39%
500	10	35	10.13	50.65	54.63	-9.60%
500	13	28	10.58	52.90	56.60	-17.38%
600	7	55	12.45	62.25	66.32	-7.82%
600	10	43	13.17	65.85	69.15	-8.42%
600	13	35	13.88	69.40	73.99	-9.87%

Ces résultats mettent en évidence que la projection des temps de conditionnement à 1τ ne permet pas d'obtenir une estimation suffisamment précise du temps de conditionnement et sous-estime ce dernier d'une valeur allant de 9.60% à 17.38% ce qui peut représenter jusqu'à 4 h 35 min

Ainsi, le temps de conditionnement à 99.3% de la réponse sera celui sélectionné pour l'estimation du temps à appliquer à nos appuis en ANNEXE V.

ANNEXE VIII

CODE PYTHON UTILISÉ POUR LA MODÉLISATION DES APPUIS ET LE CALCUL DES TEMPS DE CONDITIONNEMENTS

```
# -*- coding: mbcs -*-
# Do not delete the following import lines
from abaqus import *
from abaqusConstants import *
import __main__

import section
import regionToolset
import displayGroupMdbToolset as dgm
import part
import material
import assembly
import step
import interaction
import load
import mesh
import optimization
import job
import sketch
import visualization
import xyPlot
import displayGroupOdbToolset as dgo
import connectorBehavior
import time
import csv
import numpy as np
from odbAccess import *
from datetime import datetime

# Importation des bibliothèques nécessaires pour exporter vers Excel
import sys
    # Chemin d'accès au répertoire d excelUtilities
abq_module_path =
"c:/SIMULIA/CAE/2019/win_b64/code/python2.7/lib/abaqus_plugins/excelUti
lities"
sys.path.append(abq_module_path)
import abq_ExcelUtilities.excelUtilities




"""
Ceci est un Script Python pour la génération et le traitement et
l'extraction
```

```
des données de températures d'un modèle d'isolateur circulaire sous
Abaqus.

Ce script crée le modèle, lance le calcul puis retourne dans un tableur
Excel les
température des nœuds au sein de l'élastomère puis recommence pour tous
les
isolateurs donc la géométrie est précisée dans la matrice M.

Les colonnes de la matrice M correspondent respectivement à Rayon
externe de
l'isolateur, épaisseur d'une couche d'élastomère interne, nombre de
couche
d'élastomère.

"""




# Heure de début du process
heure_debut = datetime.now()
print("Heure de début :", heure_debut)

# Création des variables

M = [[0.2,  0.007,  15],
     [0.2,  0.010,  12],
     [0.2,  0.013,  10],
     [0.3,  0.007,  25],
     [0.3,  0.010,  19],
     [0.3,  0.013,  16],
     [0.4,  0.007,  35],
     [0.4,  0.010,  27],
     [0.4,  0.013,  22],
     [0.5,  0.007,  45],
     [0.5,  0.010,  35],
     [0.5,  0.013,  28],
     [0.6,  0.007,  55],
     [0.6,  0.010,  43],
     [0.6,  0.013,  35]]


# Création de la boucle qui va parcourir toute la matrice M
for k in range (len(M)) :
    Riso, Tr, Nr = M[k]

    Rss = Riso + 0.05
    Tss = 0.3
    Ns = Nr-1
    Ts = 0.003
```

```
    Tp = 0.03
    Rs = Riso - 0.01
    Hiso = Ts*Ns + Nr*Tr

# Création de la pièce
    # Définition de l'environnement
    mdb.Model(name='Model-{}'.format(k), modelType=STANDARD_EXPLICIT)
    s = mdb.models['Model-
{}'.format(k)].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=1.0)
    g, v, d, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
    s.sketchOptions.setValues(viewStyle=AXISYM)
    s.setPrimaryObject(option=STANDALONE)

    # Création de la feuille de sketch
    s.ConstructionLine(point1=(0.0, -0.5), point2=(0.0, 0.5))
    s.FixedConstraint(entity=g[2])

    # Définition des contours
        # Dessin
    s.Line(point1=(0.0, 0.0), point2=(Rss, 0.0))
    s.HorizontalConstraint(entity=g[3], addUndoState=False)
    s.Line(point1=(Rss, 0.0), point2=(Rss, Tss))
    s.VerticalConstraint(entity=g[4], addUndoState=False)
    s.PerpendicularConstraint(entity1=g[3], entity2=g[4],
addUndoState=False)
    s.Line(point1=(Rss, Tss), point2=(Riso, Tss))
    s.HorizontalConstraint(entity=g[5], addUndoState=False)
    s.PerpendicularConstraint(entity1=g[4], entity2=g[5],
addUndoState=False)
    s.Line(point1=(Riso, Tss), point2=(Riso, Tss+Hiso))
    s.VerticalConstraint(entity=g[6], addUndoState=False)
    s.PerpendicularConstraint(entity1=g[5], entity2=g[6],
addUndoState=False)
    s.Line(point1=(Riso, Tss+Hiso), point2=(Rss, Tss+Hiso))
    s.HorizontalConstraint(entity=g[7], addUndoState=False)
    s.PerpendicularConstraint(entity1=g[6], entity2=g[7],
addUndoState=False)
    s.Line(point1=(Rss, Tss+Hiso), point2=(Rss, 2*Tss+Hiso))
    s.VerticalConstraint(entity=g[8], addUndoState=False)
    s.PerpendicularConstraint(entity1=g[7], entity2=g[8],
addUndoState=False)
    s.Line(point1=(Rss, 2*Tss+Hiso), point2=(0.0, 2*Tss+Hiso))
    s.HorizontalConstraint(entity=g[9], addUndoState=False)
    s.PerpendicularConstraint(entity1=g[8], entity2=g[9],
addUndoState=False)
    s.Line(point1=(0.0, 2*Tss+Hiso), point2=(0.0, 0.0))
    s.VerticalConstraint(entity=g[10], addUndoState=False)
    s.PerpendicularConstraint(entity1=g[9], entity2=g[10],
addUndoState=False)

    # Confirmation de la construction
        # Naming de la Part
```

```
    R = int(Riso*1000)
    T = int(Tr*1000)
    part_name = 'Rodriguez-Macro_R'+ str(R) + '_T' + str(T) + '_N' +
str(Nr)
    print(part_name)

    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].Part(name=part_name,
dimensionality=AXISYMMETRIC,
        type=DEFORMABLE_BODY)
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    p.BaseShell(sketch=s)
    s.unsetPrimaryObject()
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    session.viewports['Viewport: 1'].setValues(displayedObject=p)
    del mdb.models['Model-{}'.format(k)].sketches['__profile__']

    # Partition de la pièce
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    f, e, d1 = p.faces, p.edges, p.datums
    t = p.MakeSketchTransform(sketchPlane=f[0], sketchPlaneSide=SIDE1,
origin=(
        0.0, 0.0, 0.0))
    s = mdb.models['Model-
{}'.format(k)].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=2.1,
        gridSpacing=0.05, transform=t)
    g, v, d, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
    s.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s, filter=COPLANAR_EDGES)
    s.rectangle(point1=(Rss, Tss), point2=(0, Tss-Tp))
    s.CoincidentConstraint(entity1=v[9], entity2=g[2],
addUndoState=False)
    s.rectangle(point1=(Rss, Tss+Hiso), point2=(0, Tss+Hiso+Tp))
    s.CoincidentConstraint(entity1=v[12], entity2=g[2],
addUndoState=False)
    s.rectangle(point1=(0, Tss+Tr), point2=(Rs, Tss+Tr+Ts))
    s.CoincidentConstraint(entity1=v[14], entity2=g[2],
addUndoState=False)
    s.DistanceDimension(entity1=g[14], entity2=g[12], textPoint=(0.03,
0.0),
        value=Tp)
    s.DistanceDimension(entity1=g[16], entity2=g[18], textPoint=(0.03,
0.0),
        value=Tp)
    s.DistanceDimension(entity1=g[20], entity2=g[22], textPoint=(0.03,
0.0),
        value=Ts)
    s.DistanceDimension(entity1=g[22], entity2=g[14], textPoint=(
        0.03, 0), value=Tr)
    s.DistanceDimension(entity1=g[21], entity2=g[2], textPoint=(0.001,
0.0),
```

```
        value=Rs)
    s.linearPattern(geomList=(g[20], g[21], g[22]), vertexList=(),
number1=1,
        spacing1=0.21, angle1=0.0, number2=Ns, spacing2=Tr+Ts,
angle2=90.0)
    s.Line(point1=(Rs, Tss), point2=(Rs, Tss+Hiso))
    session.viewports['Viewport: 1'].view.setValues(nearPlane=1.99652,
        farPlane=2.20463, width=1.29115, height=0.661742,
cameraPosition=(
        0.133848, 0.515056, 2.10057), cameraTarget=(0.133848, 0.515056,
0))

    # Validation de la partition
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    f = p.faces
    pickedFaces = f.getSequenceFromMask(mask=('[#1 ]', ), )
    e, d1 = p.edges, p.datums
    p.PartitionFaceBySketch(faces=pickedFaces, sketch=s)
    s.unsetPrimaryObject()
    del mdb.models['Model-{}'.format(k)].sketches['__profile__']



# Définition des matériaux
    # Propriétés d'affichage
    session.viewports['Viewport:
1'].partDisplay.setValues(sectionAssignments=ON,
        engineeringFeatures=ON)
    session.viewports['Viewport:
1'].partDisplay.geometryOptions.setValues(
        referenceRepresentation=OFF)

    # Définition des propriétés des Matériaux
    mdb.models['Model-{}'.format(k)].Material(name='NR')
    mdb.models['Model-
{}'.format(k)].materials['NR'].Density(table=((1300.0, ), ))
    mdb.models['Model-
{}'.format(k)].materials['NR'].Conductivity(table=((0.16, ), ))
    mdb.models['Model-
{}'.format(k)].materials['NR'].SpecificHeat(table=((1700.0, ), ),
        law=CONSTANTPRESSURE)
    mdb.models['Model-{}'.format(k)].Material(name='STEEL')
    mdb.models['Model-
{}'.format(k)].materials['STEEL'].Density(table=((7900.0, ), ))
    mdb.models['Model-
{}'.format(k)].materials['STEEL'].Conductivity(table=((50.0, ), ))
    mdb.models['Model-
{}'.format(k)].materials['STEEL'].SpecificHeat(table=((450.0, ), ),
        law=CONSTANTPRESSURE)
```

```
    # Création des sections
    mdb.models['Model-{}'.format(k)].HomogeneousSolidSection(name='NR
Section', material='NR',
        thickness=None)
    mdb.models['Model-
{}'.format(k)].HomogeneousSolidSection(name='STEEL Section',
        material='STEEL', thickness=None)

    # Assignement des sections
      # Section NR
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    f = p.faces
    NRfaces = f.findAt( ((Riso-(Riso-Rs)/2, Tss + Hiso/2, 0), ), )
# Selection de la couche de recouvrement du caoutchouc
    for i in range (Nr) :
        incremental_NRfaces = (Rs/2, Tss + Tr/2 + i*(Tr+Ts), 0)
# Ajout de toutes les autres faces internes de NR
        NRfaces +=  f.findAt( (incremental_NRfaces,), )
    region = p.Set(faces=NRfaces, name='NR Set')
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    p.SectionAssignment(region=region, sectionName='NR Section',
offset=0.0,
        offsetType=MIDDLE_SURFACE, offsetField='',
        thicknessAssignment=FROM_SECTION)

      # Section STEEL
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    f = p.faces
    STEELfaces = f.findAt( ((Rs/2, Tss/2 , 0),),
                           ((Rs/2, Tss-Tp/2 , 0),),
                           ((Rs/2, Tss + Hiso + Tp/2, 0),),
                           ((Rs/2, Tss + Hiso + Tss/2, 0), ), )
# Selection du support en acier
    for i in range (Nr-1) :
        incremental_STEELfaces = (Rs/2, Tss + Tr + Ts/2 + i*(Tr+Ts), 0)
# Ajout de toutes les autres faces internes de STEEL
        STEELfaces +=  f.findAt( (incremental_STEELfaces,), )
    region = p.Set(faces=STEELfaces, name='STEEL Set')
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    p.SectionAssignment(region=region, sectionName='STEEL Section',
offset=0.0,
        offsetType=MIDDLE_SURFACE, offsetField='',
        thicknessAssignment=FROM_SECTION)




# Assemblage des sections
    a = mdb.models['Model-{}'.format(k)].rootAssembly
    session.viewports['Viewport: 1'].setValues(displayedObject=a)
    session.viewports['Viewport: 1'].assemblyDisplay.setValues(
```

```
        optimizationTasks=OFF, geometricRestrictions=OFF,
stopConditions=OFF)
    a = mdb.models['Model-{}'.format(k)].rootAssembly
    a.DatumCsysByThreePoints(coordSysType=CYLINDRICAL, origin=(0.0,
0.0, 0.0),
        point1=(1.0, 0.0, 0.0), point2=(0.0, 0.0, -1.0))
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    a.Instance(name='{}-1'.format(part_name), part=p, dependent=ON)
    session.viewports['Viewport: 1'].assemblyDisplay.setValues(
        adaptiveMeshConstraints=ON)
    session.viewports['Viewport:
1'].assemblyDisplay.setValues(loads=ON, bcs=ON,
        predefinedFields=ON, connectors=ON,
adaptiveMeshConstraints=OFF)



#Définition des conditions initiales et conditions de chargement
    # Définition de la température initiale
    a = mdb.models['Model-{}'.format(k)].rootAssembly
    f1 = a.instances['{}-1'.format(part_name)].faces
    ALLfaces = f1.findAt( ((Rs/2, Tss/2 , 0),),
                          ((Rs/2, Tss-Tp/2 , 0),),
                          ((Rs/2, Tss + Hiso + Tp/2, 0),),
                          ((Rs/2, Tss + Hiso + Tss/2, 0),),
                          ((Riso-(Riso-Rs)/2, Tss + Hiso/2, 0),), )
# Ajout de toutes les faces isolées
    for i in range (Nr) :
        incremental_ALLfaces = (Rs/2, Tss + Tr/2 + i*(Tr+Ts), 0)
# Ajout de toutes les autres faces internes de NR
        ALLfaces +=  f1.findAt( (incremental_ALLfaces,), )
    for i in range (Nr-1) :
        incremental_ALLfaces = (Rs/2, Tss + Tr + Ts/2 + i*(Tr+Ts), 0)
# Ajout de toutes les autres faces internes de STEEL
        ALLfaces +=  f1.findAt( (incremental_ALLfaces,), )

    region = a.Set(faces=ALLfaces, name='ALL')
    mdb.models['Model-{}'.format(k)].Temperature(name='Température
Initiale',
        createStepName='Initial', region=region,
distributionType=UNIFORM,
        crossSectionDistribution=CONSTANT_THROUGH_THICKNESS,
magnitudes=(20.0,
        ))

    # Définition du 0 Absolu
    mdb.models['Model-{}'.format(k)].setValues(absoluteZero=-273.15)

    # Création de la step1
```

```
    mdb.models['Model-{}'.format(k)].HeatTransferStep(name='Step-1',
previous='Initial',
        timePeriod=1000000.0, maxNumInc=1000000, initialInc=1.0,
minInc=1.0,
        maxInc=500.0, end=5e-06, deltmx=50.0)
    session.viewports['Viewport:
1'].assemblyDisplay.setValues(step='Step-1')
    session.viewports['Viewport:
1'].assemblyDisplay.setValues(loads=ON, bcs=ON,
        predefinedFields=ON, connectors=ON,
adaptiveMeshConstraints=OFF)

    # Définition des Bondary Conditions
    a = mdb.models['Model-{}'.format(k)].rootAssembly
    e1 = a.instances['{}-1'.format(part_name)].edges
    EdgesEXT = e1.findAt( ((Rss/2, 0 , 0),),
                          ((Rss, Tss/2 , 0),),
                          ((Rss, Tss - Tp/2, 0),),
                          ((Rss - (Rss-Riso)/2, Tss , 0),),
                          ((Riso, Tss + Hiso/2, 0),),
                          ((Rss - (Rss-Riso)/2, Tss + Hiso , 0),),
                          ((Rss, Tss + Hiso + Tp/2, 0),),
                          ((Rss, Hiso + 3*Tss/2 , 0),),
                          ((Rss/2 , 2*Tss + Hiso, 0),), )
    region = a.Set(edges=EdgesEXT, name='Surface EXT')
    mdb.models['Model-{}'.format(k)].TemperatureBC(name='BC',
createStepName='Step-1',
        region=region, fixed=OFF, distributionType=UNIFORM,
fieldName='',
        magnitude=-26.0, amplitude=UNSET)




# Maillage de la pièce
    # Définition de la taille du maillage
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    p.seedPart(size=0.004, deviationFactor=0.1, minSizeFactor=0.1)

    # Maillage de la pièce
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    p.generateMesh()

    #Définition du type d'élément
    elemType1 = mesh.ElemType(elemCode=DCAX4, elemLibrary=STANDARD)
    elemType2 = mesh.ElemType(elemCode=DCAX3, elemLibrary=STANDARD)

    #Assignement du type d'élément à tous les éléments du modèle
    p = mdb.models['Model-{}'.format(k)].parts[part_name]
    f = p.faces
    ALLfaces = f.findAt( ((Rs/2, Tss/2 , 0),),
```

```
                                ((Rs/2, Tss-Tp/2 , 0),),
                                ((Rs/2, Tss + Hiso + Tp/2, 0),),
                                ((Rs/2, Tss + Hiso + Tss/2, 0),),
                                ((Riso-(Riso-Rs)/2, Tss + Hiso/2, 0),), )
    for i in range (Nr) :
        incremental_ALLfaces = (Rs/2, Tss + Tr/2 + i*(Tr+Ts), 0)
# Ajout de toutes les autres faces internes de NR
        ALLfaces +=  f.findAt( (incremental_ALLfaces,), )
    for i in range (Nr-1) :
        incremental_ALLfaces = (Rs/2, Tss + Tr + Ts/2 + i*(Tr+Ts), 0)
# Ajout de toutes les autres faces internes de STEEL
        ALLfaces +=  f.findAt( (incremental_ALLfaces,), )
    pickedRegions =(ALLfaces, )
    p.setElementType(regions=pickedRegions, elemTypes=(elemType1,
elemType2))
    a = mdb.models['Model-{}'.format(k)].rootAssembly
    a.regenerate()
```

```
# Création d'une demande de History Output pour obtenir les courbes de
températures des noeuds du set géométrique selectionné
    # Création du set selon taille du modèle
    if Nr < 13 :    # Sélection ALL NR
        a = mdb.models['Model-{}'.format(k)].rootAssembly
        f1 = a.instances['{}-1'.format(part_name)].faces
        NRfaces = f1.findAt( ((Riso-(Riso-Rs)/2, Tss + Hiso/2, 0), ), )
# Selection de la couche de recouvrement du caoutchouc
        for i in range (Nr) :
            incremental_NRfaces = (Rs/2, Tss + Tr/2 + i*(Tr+Ts), 0)
# Ajout de toutes les autres faces internes de NR
            NRfaces +=  f1.findAt( (incremental_NRfaces,), )
        a.Set(faces=NRfaces, name='History Output Request')
    else :          # Sélection HALF NR
        a = mdb.models['Model-{}'.format(k)].rootAssembly
        f1 = a.instances['{}-1'.format(part_name)].faces
        NRfaces = f1.findAt( ((Riso-(Riso-Rs)/2, Tss + Hiso/2, 0), ), )
# Selection de la couche de recouvrement du caoutchouc
        if Nr%4 == 0 :
            NRfaces +=  f1.findAt( ((Rs/2, Tss + Tr/2, 0),),
                                   ((Rs/2, Tss + Hiso- Tr/2, 0),), )
            for i in range (Nr) :
                if i < Nr/2 :
                    if i%2 == 1 :
                        incremental_NRfaces = (Rs/2, Tss + Tr/2 +
i*(Tr+Ts), 0)
                        NRfaces +=  f1.findAt( (incremental_NRfaces,),
)
                else :
                    if i%2 == 0 :
```

```
                        incremental_NRfaces = (Rs/2, Tss + Tr/2 +
i*(Tr+Ts), 0)
                        NRfaces +=  f1.findAt( (incremental_NRfaces,),
)
        elif Nr%4 == 2 :
            for i in range (Nr) :
                if i < Nr/2 :
                    if i%2 == 0 :
                        incremental_NRfaces = (Rs/2, Tss + Tr/2 +
i*(Tr+Ts), 0)
                        NRfaces +=  f1.findAt( (incremental_NRfaces,),
)
                else :
                    if i%2 == 1 :
                        incremental_NRfaces = (Rs/2, Tss + Tr/2 +
i*(Tr+Ts), 0)
                        NRfaces +=  f1.findAt( (incremental_NRfaces,),
)
        elif Nr%4 == 3 :
            NRfaces +=  f1.findAt( ((Rs/2, Tss + Tr/2 +
round(Nr/2)*(Tr+Ts), 0),), )
            for i in range (Nr) :
                    if i%2 == 0 :
                        incremental_NRfaces = (Rs/2, Tss + Tr/2 +
i*(Tr+Ts), 0)
                        NRfaces +=  f1.findAt( (incremental_NRfaces,),
)
        elif Nr%4 == 1 :
            for i in range (Nr) :
                    if i%2 == 0 :
                        incremental_NRfaces = (Rs/2, Tss + Tr/2 +
i*(Tr+Ts), 0)
                        NRfaces +=  f1.findAt( (incremental_NRfaces,),
)
    a.Set(faces=NRfaces, name='History Output Request')

    # Création de la demande
    regionDef=mdb.models['Model-
{}'.format(k)].rootAssembly.sets['History Output Request']
    mdb.models['Model-{}'.format(k)].HistoryOutputRequest(name='H-
Output-1',
        createStepName='Step-1', variables=('NT', ), region=regionDef,
        sectionPoints=DEFAULT, rebar=EXCLUDE)
    session.viewports['Viewport: 1'].assemblyDisplay.setValues(
        adaptiveMeshConstraints=OFF)



# Création du Job
    job_name = 'Rodriguez-Macro_R'+ str(R) + '_T' + str(T) + '_N' +
str(Nr) + '_Maille-4mm'
```

```
    mdb.Job(job_name, model='Model-{}'.format(k),
        description='', type=ANALYSIS, atTime=None, waitMinutes=0,
waitHours=0,
        queue=None, memory=90, memoryUnits=PERCENTAGE,
        getMemoryFromAnalysis=True, explicitPrecision=SINGLE,
        nodalOutputPrecision=SINGLE, echoPrint=OFF, modelPrint=OFF,
        contactPrint=OFF, historyPrint=OFF, userSubroutine='',
scratch='',
        resultsFormat=ODB, multiprocessingMode=DEFAULT, numCpus=1,
numGPUs=0)
    mdb.jobs[job_name].setValues(numCpus=12, numDomains=12)



# Soumission du Job
    mdb.jobs[job_name].submit(consistencyChecking=OFF)

# Monitoring du Job
    # Définir le chemin d'accès au fichier .sta
    file_name = '{}.sta'.format(job_name)
# Remplacez .sta par .log si nécessaire
        # Vérification si le fichier existe
    while not os.path.exists(file_name):
        time.sleep(1)
        # Lecture initiale de la dernière ligne
    with open(file_name, 'r') as file:
        lines = file.readlines()
        previous_line = lines[-1].strip()
        # Boucle pour surveiller l'état du job
    while True:
        with open(file_name, 'r') as file:
            lines = file.readlines()
        last_line = lines[-1].strip()
        if last_line != previous_line:
            print(last_line)
            previous_line = last_line
        # Vérification de l'état du job
        if "COMPLETED" in last_line:
            break

        # Attendre la fin du calcul
    mdb.jobs[job_name].waitForCompletion()



# Récupérer les données de température
    # Ouverture des résulats et affichage de l'onglet de visualisation
    o3 = session.openOdb(name='{}.odb'.format(job_name))
    session.viewports['Viewport: 1'].setValues(displayedObject=o3)
    session.viewports['Viewport: 1'].makeCurrent()
```

```
    # Définition de obd
    odb = session.odbs['{}.odb'.format(job_name)]
    odb_path = '{}.odb'.format(job_name)

    # Supprimer le tracé existant
    for plot_name in session.xyPlots.keys():
        if 'XYPlot-' in plot_name:
            del session.xyPlots[plot_name]
    print ('Récupération des données de température...')

    # Liste des numéros des nœuds pour les courbes
        # Récupération des régions d'historique pour la Step-1
    node_names = odb.steps['Step-1'].historyRegions.keys()

        # Traitement des numéros des noeuds
    node_numbers = []
    for node_name in node_names:
        number = node_name.split('.')[-1]
        node_numbers.append(number)

    # Génération des courbes
    print ('Génération des courbes...')
    curves = []                     # Liste pour stocker les courbe
    for index, node_number in enumerate(node_numbers, 1):
        xy_data = xyPlot.XYDataFromHistory(odb=odb,
            outputVariableName='Nodal temperature: NT11 at Node {} in
NSET History Output Request'.format(node_number),
            steps=('Step-1', ), suppressQuery=True,
__linkedVpName__='Viewport: 1')
        curve = session.Curve(xyData=xy_data)
        curves.append(curve)
        if index % 1000 == 0:
            tot = float(len(node_numbers))
            progress_percentage = float(index) / tot * 100
            print('{:.2f} %'.format(progress_percentage))  # Affiche le
pourcentage de progression toutes les 1000 étapes
    print ('100%')
    print ('{} courbes ont été générées'.format(len(node_numbers)))

    # Définition d'un nouveau tracé
    xyp = session.XYPlot('XYPlot-1')
    chartName = xyp.charts.keys()[0]
    chart = xyp.charts[chartName]

    # Tracage des courbes
    print ('Tracage des courbes')
    chart.setValues(curvesToPlot=tuple(curves))

    # Affichege du tracer
    session.viewports['Viewport: 1'].setValues(displayedObject=xyp)
```

```
    # Exportation vers Excel des courbes affichées dans le plot
    print ('Exportation des courbes vers Excel...')
    sheet =
abq_ExcelUtilities.excelUtilities.XYtoExcel(xyDataNames='From Current
XY Plot',
        trueName='From Current XY Plot')

    print ('L excel se trouve dans le répertoire :',sheet)

    # Fermer le fichier de sortie Abaqus
    odb.close()
    print ('Extraction terminée')



# Heure de fin
heure_fin = datetime.now()

    # Calcul de la différence
difference = heure_fin - heure_debut
print ('Le calcul s est terminé à', heure_fin)
print("en ", difference)
```

BIBLIOGRAPHIE

AASHTO, (American Association of State Highway and Transportation Officials). (2017). *AASHTO LRFD bridge construction specifications: 4th edition* (4th ed). Washington, D.C. : American Association of State Highway and Transportation Officials. Repéré à http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpAASHTO81/aashto-lrfd-bridge

AASHTO, (American Association of State Highway and Transportation Officials). (2020). *LRFD Bridge Design Specifications, SI Units 9th edition* (9th ed). Washington, D.C. : American Association of State Highway and Transportations Officials.

Abaqus. (2019). Abaqus Documentation. Dassault Systemes Simulia Corporation.

Abe, M., Junji, Y., & Yozo, F. (2004). Multiaxial Behaviors of Laminated Rubber Bearings and Their Modeling. I: Experimental Study. *Journal of Structural Engineering*, *130*(8), 1119-1132.

Aiken, I. D., Kelly, J. M., & Tajirian, F. F. (1989). *Mechanics of Low Shape Factor Elastomeric Seismic Isolation Bearings*. (S.l.) : Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California. (Google-Books-ID: EuBHAQAAIAAJ).

Akbari Hamed, A., Mortazavi, S. F., & Saeidzadeh, M. (2023). Evaluation of the seismic performance of structures equipped with novel multi-level TADAS dampers. *Asian Journal of Civil Engineering*, *24*(4), 969-988. https://doi.org/10.1007/s42107-022-00546-5

Ankik, D. (2019). *Comportement sous basses températures des composés en élastomère utilisés dans les isolateurs sismiques de ponts*. Ecole de Technologie Superieure (Canada).

Arditzoglou, Y. J., Yura, J. A., & Haines, 'A. H. (1995). *Test Methods for Elastomeric Bearings on Bridges* (Rapport No. 1304-2). Bureau of Engineering Research the University of Texas at Austin : Center for Transportation Research.

ASCE, (American Society of Civil Engineers), & SEI, (Structural Engineering Institute). (2014). *ASCE/SEI 41-13 Seismic evaluation and retrofit of existing buildings*. Reston, Virginia : American Society of Civil Engineers.

Ashkezari, G. D., Aghakouchak, A. A., & Kokabi, M. (2008). Design, manufacturing and evaluation of the performance of steel like fiber reinforced elastomeric seismic isolators. *Journal of Materials Processing Technology*, *197*(1-3), 140-150. https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.06.023

ASTM International,. (2003). *Standard Specification for Plain and Steel-Laminated Elastomeric Bearings for Bridges* (Rapport No. D4014 − 03 (Reapproved 2018)). ASTM International.

Atasever, K., Celik, O. C., & Yuksel, E. (2017). 11.50: Modelling hysteretic behaviour of U-shaped steel dampers. *ce/papers*, *1*(2-3), 3239-3248. https://doi.org/10.1002/cepa.377

Azizinamini, A., Power, E. H., Myers, G. F., Ozyildirim, H. C., Kline, E. S., Whitmore, D. W., … National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine. (2013). *Design Guide for Bridges for Service Life* (p. 22617). Washington, D.C. : Transportation Research Board. https://doi.org/10.17226/22617

Becker, T. C., & Mahin, S. A. (2012). Experimental and analytical study of the bi-directional behavior of the triple friction pendulum isolator. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *41*(3), 355-373. https://doi.org/10.1002/eqe.1133

Beji, A. (2015). *Effet de la variation des paramètres caractéristiques des isolateurs sismiques affectés par la température sur le comportement des ponts isolés*. masters. École de technologie supérieure, Montréal. Repéré à https://espace.etsmtl.ca/id/eprint/1524/

Berbenni, S. (2002). Elastoviscoplasticité des aciers polycristallins: modélisation micromécanique et physique. Applications au comportement dynamique et à l'effet Bake-Hardening.

Buckle, I. G., Constantinou, M., Dicleli, M., & Ghasemi, H. (2006). Seismic Isolation of Highway Bridges. *MCEER, University at Buffalo, the State University of New York.*

Busson, A. (2014). *Détermination Des États Limites Des Appuis Et Des Isolateurs De Ponts Dans Une Approche Basée Sur La Performance Sismique*. Universite de Sherbrooke (Canada).

Busson, A., Gauron, O., Saidou, A., & Paultre, P. (2015). Détermination des états limites des appuis et isolateurs de ponts dans une approche basée sur la performance sismique. *Université de Sherbrooke*.

Calvi, G. M., Pinto, P. E., & International Federation for Structural Concrete (Éds). (2007). *Seismic bridge design and retrofit: structural solutions* (1. publ). Lausanne : International Federation of Structural Concrete.

Cardone, D., & Gesualdi, G. (2012). Experimental evaluation of the mechanical behavior of elastomeric materials for seismic applications at different air temperatures. *International Journal of Mechanical Sciences*, *64*(1), 127-143. https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2012.07.008

Chaboche, J. L. (1989). Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *International Journal of Plasticity*, *5*(3), 247-302. https://doi.org/10.1016/0749-6419(89)90015-6

Chandak, N. (2013). Base Isolation, Response Spectrum Analysis, RC Building, Elastic Analysis. *Journal of civil engineering Research*, *3*(4), 135-142.

Ciesielski, A. (1999). *An introduction to rubber technology*. Shawbury, Shrewsbury, Shropshire, U.K : Rapra Technology Ltd. Repéré à https://books.google.ca/books?id=RaYnofh9l8wC&printsec=frontcover&source=gbs_ViewAPI&redir_esc=y#v=onepage&q&f=false

CISC. (2023). *Handbook of steel construction* (12th edition, second revised printing). Markham, Ontario : Canadian Institute of Steel Construction.

Clark, P. W. (1996). *Experimental studies of the ultimate behavior of seismically-isolated structures*. Ph.D. University of California, Berkeley, United States -- California. Repéré à https://www.proquest.com/docview/304331389/abstract/52A9248BC7794BA2PQ/1

CNR, C. C. D. C. D. B. E. D. P. D. I. (2020). Code national du bâtiment : Canada : 2020. Conseil national de recherches du Canada. https://doi.org/10.4224/Y3EF-TG80

Constantinou, M. C., Tsopelas, P., Kasalanati, A., & Wolff, E. (1999). Property Modification Factors for Seismic Isolation Bearings. *Technical Report MCEER-99-0012*.

Constantinou, M. C., Whittaker, A., Kalpakidis, I. V., Fenz, D., & Warn, G. (2007). *Performance of seismic isolation hardware under service and seismic loading*. (S.l.) : (s.n.). https://doi.org/10.13140/RG.2.1.4633.8166

Dall'Asta, A., & Ragni, L. (2006). Experimental tests and analytical model of high damping rubber dissipating devices. *Engineering Structure*, *28*(13), 1874-1884. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2006.03.025

Deng, K., Pan, P., Su, Y., & Xue, Y. (2015). Shape optimization of U-shaped damper for improving its bi-directional performance under cyclic loading. *Engineering Structures*, *93*, 27-35. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.03.006

Deng, K., Pan, P., & Wang, C. (2013). Development of crawler steel damper for bridges. *Journal of Constructional Steel Research*, *85*, 140-150. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.03.009

Dicleli, M., & Karalar, M. (2011). Optimum characteristic properties of isolators with bilinear force–displacement hysteresis for seismic protection of bridges built on various site soils. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, *31*(7), 982-995. https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2011.03.005

Dion, C. (2010). *Étude numérique et expérimentation du comportement dynamique des ponts avec isolateurs et amortisseurs sismiques*. École Polytechnique de Montréal.

Direction générale des structures. (2021). Manuel de conception des structures.

Dorfmann, A., & Ogden, R. W. (2004). A constitutive model for the Mullins effect with permanent set in particle-reinforced rubber. *International Journal of Solids and Structures*, *41*(7), 1855-1878. https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2003.11.014

Elkady, A., & Lignos, D. G. (2015). Analytical investigation of the cyclic behavior and plastic hinge formation in deep wide-flange steel beam-columns. *Bulletin of Earthquake Engineering*, *13*(4), 1097-1118. https://doi.org/10.1007/s10518-014-9640-y

Elkady, A., & Lignos, D. G. (2018). Improved Seismic Design and Nonlinear Modeling Recommendations for Wide-Flange Steel Columns. *Journal of Structural Engineering*, *144*(9), 04018162. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002166

Ene, D., Kishiki, S., Yamada, S., Jiao, Y., Konishi, Y., Terashima, M., & Kawamura, N. (2016). Experimental study on the bidirectional inelastic deformation capacity of U-shaped steel dampers for seismic isolated buildings. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *45*(2), 173-192. https://doi.org/10.1002/eqe.2621

Environnement Canada. (2024). Données historiques - Climat - Environnement et Changement climatique Canada. *Environement Canada*. [Fournisseur Service météorologique du Canada]. Repéré à https://climat.meteo.gc.ca/historical_data/search_historic_data_f.html

Fell, B. V. (2008). *Large-scale testing and simulation of earthquake-induced ultra low cycle fatigue in bracing members subjected to cyclic inelastic buckling*. Ph.D. University of California, Davis, United States -- California. Repéré à https://www.proquest.com/docview/304647685/abstract/D74ADB7F06ED484DPQ/1

Fuller, K. n. g., Gough, J., & Thomas, A. g. (2004). The effect of low-temperature crystallization on the mechanical behavior of rubber. *Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics*, *42*(11), 2181-2190. https://doi.org/10.1002/polb.20091

Gai, P.-P., Spencer, B. F., & Xu, Z.-D. (2020). Effect of frequency dependence on the seismic performance of linear viscoelastic base-isolated structures. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, *139*, 106396. https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2020.106396

Galtier, A., Munier, R., Philippot, A., & Weber, B. (2022). Essais de fatigue - Domaines olygocyclique, de la fissuration et des sollicitations complexes. *Étude et propriétés des métaux*. https://doi.org/10.51257/a-v2-m4171

Garivani, S., Aghakouchak, A. A., & Shahbeyk, S. (2016). Numerical and experimental study of comb-teeth metallic yielding dampers. *International Journal of Steel Structures*, *16*(1), 177-196. https://doi.org/10.1007/s13296-016-3014-z

Gauron, O., Saidou, A., Busson, A., Siqueira, G. H., & Paultre, P. (2018). Experimental determination of the lateral stability and shear failure limit states of bridge rubber bearings. *Engineering Structures*, *174*, 39-48. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.07.039

Gent, A N. (1964). Elastic Stability of Rubber Compression Springs. *Journal of Mechanical Engineering Science*, *6*(4), 318-326. https://doi.org/10.1243/JMES_JOUR_1964_006_046_02

Gent, A. N., & Meinecke, E. A. (1970). Compression, bending, and shear of bonded rubber blocks. *Polymer Engineering and Science*, *10*(1), 48-53. https://doi.org/10.1002/pen.760100110

Gent, Alan N. (Éd.). (2012). *Engineering with rubber: how to design rubber components* (3rd ed). Munich ; Cincinnati : Hanser Publishers. Repéré à https://app.knovel.com/web/view/khtml/show.v/rcid:kpERHDRCE2/cid:kt009K9BX4/viewerType:khtml//root_slug:engineering-with-rubber/url_slug:introduction-2?b-toc-cid=kpERHDRCE2&b-toc-root-slug=engineering-with-rubber&b-toc-title=Engineering%20with%20Rubber%20-%20How%20to%20Design%20Rubber%20Components%20%283rd%20Edition%29&b-toc-url-slug=introduction-2&kpromoter=marc&view=collapsed&zoom=1&page=1

Ghaffary, A., & Karami Mohammadi, R. (2018). Framework for virtual hybrid simulation of TADAS frames using opensees and abaqus. *Journal of Vibration and Control*, *24*(11), 2165-2179. https://doi.org/10.1177/1077546316679029

Goodco Z-Tech. (2016). Seismic Isolators. Repéré à https://www.canambridges.com/wp-content/uploads/2015/07/goodco-z-tech-seismicisolators.pdf

Goodco Z-Tech. (2022). Elastomeric bearings. Repéré à https://www.canambridges.com/wp-content/uploads/2015/11/goodco-z-tech-elastomeric-bearings-11-2022.pdf

Groupe CSA. (2006a). Code canadien sur le calcul des ponts routiers, Norme nationale du Canada, CAN/CSA-S6:06. Association canadienne de normalisation et Conseil canadien des normes.

Groupe CSA. (2006b). Commentary on CSA S6-06, Canadian Highway Bridge Design Code. Canadian Standards Association, Mississauga, ON.

Groupe CSA. (2013). *General requirements for rolled or welded structural quality steel/Structural quality steel, CAN/CSA G40.20-F13/G40.21-F13 (C2023)* (Seventh edition). Mississauga, Ont. : CSA Group.

Groupe CSA. (2014). Code canadien sur le calcul des ponts routiers, Norme nationale du Canada, CAN/CSA-S6:14. Association canadienne de normalisation et Conseil canadien des normes.

Groupe CSA. (2019a). Code canadien sur le calcul des ponts routiers, Norme nationale du Canada, CAN/CSA-S6:19. Association canadienne de normalisation et Conseil canadien des normes.

Groupe CSA. (2019b). Commentary on CSA S6-19, Canadian Highway Bridge Design Code. Canadian Standards Association, Mississauga, ON.

Guizani, L. (2003). Sur l'isolation sismique des ponts au Canada. Communication présentée au 10e Colloque sur la progression de la recherche québécoise sur les ouvrages d'art., U. Laval, Québec.

Guizani, L. (2007). Isolation sismique et technologies parasismiques pour les ponts au Québec : Mise au point. Communication présentée au 14e Colloque sur la progression de la recherche québécoise sur les ouvrages d'art.

Guizani, L. (2024). Communications privées sur la réfection de viaducs et l'isolation sismique des ponts au Québec.

Guizani, L., & Chaallal, O. (2011). Mise en conformité sismique des ponts par isolation de la base – Application au pont Madrid au Québec. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *38*(1), 1-10. https://doi.org/10.1139/L10-104

Hamaguchi, H., Aizawa, S., Samejima, Y., Kikuchi, T., Suzuki, S., & Yoshizawa, T. (2009). A Study of Aging Effect on a Rubber Bearing After About Twenty Years in Use. *AIJ Journal of Technology and Design*, *15*(30), 393-398. https://doi.org/10.3130/aijt.15.393

Harrabi, L. (2009). Comportement viscoélastique à grande déformation des composites élastomères - textiles utilisés dans les équipements de protection. *École de technologie supérieure*.

Hong, D., Ma, Y., & Zhao, G. (2023). A study on performance of natural rubber bearings with time under freeze–thaw cycles. *Journal of Rubber Research*. https://doi.org/10.1007/s42464-023-00221-7

Hwang, J. S., & Chiou, J. M. (1996). An equivalent linear model of lead-rubber seismic isolation bearings. *Engineering Structures*, *18*(7), 528-536. https://doi.org/10.1016/0141-0296(95)00132-8

Hwang, J. S., & Sheng, L. H. (1993). Effective Stiffness and Equivalent Damping of Base-Isolated Bridges. *Journal of Structural Engineering*, *119*(10), 3094-3101. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1993)119:10(3094)

Hwang, J. S., Wu, J. D., Pan, T.-C., & Yang, G. (2002). A mathematical hysteretic model for elastomeric isolation bearings. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *31*(4), 771-789. https://doi.org/10.1002/eqe.120

Itoh, Y., Gu, H., Satoh, K., & Yamamoto, Y. (2006). Long-Term Deterioration of High Damping Rubber Bridge Bearing. *Doboku Gakkai Ronbunshuu A*, *62*(3), 595-607. https://doi.org/10.2208/jsceja.62.595

Iwan, W. D. (1980). Estimating inelastic response spectra from elastic spectra. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *8*(4), 375-388. https://doi.org/10.1002/eqe.4290080407

Jangid, R. S. (2004). Seismic Response of Isolated Bridges. *Journal of Bridge Engineering*, *9*(2), 156-166. https://doi.org/10.1061/(ASCE)1084-0702(2004)9:2(156)

Jara, M., Jara, J. M., Olmos, B. A., & Casas, J. R. (2012). Improved procedure for equivalent linearization of bridges supported on hysteretic isolators. *Engineering Structures*, *35*, 99-106. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2011.10.028

Jara, Manuel, & Casas, J. R. (2006). A direct displacement-based method for the seismic design of bridges on bi-linear isolation devices. *Engineering Structures*, *28*(6), 869-879. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2005.10.016

Jiao, Y., Kishiki, S., Yamada, S., Ene, D., Konishi, Y., Hoashi, Y., & Terashima, M. (2015). Low cyclic fatigue and hysteretic behavior of U-shaped steel dampers for seismically isolated buildings under dynamic cyclic loadings. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *44*(10), 1523-1538. https://doi.org/10.1002/eqe.2533

Kalpakidis, I. V., & Constantinou, M. C. (2008). Effects of heating and load history on the behavior of lead-rubber bearings. *MCEER, University at Buffalo, the State University of New York.* Repéré à https://www.eng.buffalo.edu/mceer-reports/08/08-0027.pdf

Kato, S., & Kim, Y.-B. (2006). A finite element parametric study on the mechanical properties of J-shaped steel hysteresis devices. *Journal of Constructional Steel Research*, *62*(8), 802-811. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2005.11.014

Kelly, J. M., Skinner, R. I., & Heine, A. J. (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), 63-88. https://doi.org/10.5459/bnzsee.5.3.63-88

Kelly, James M. (1991). *Dynamic and failure characteristics of Bridgestone isolation bearings*. Berkeley, Calif. : Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering, University of California. Repéré à http://catalog.hathitrust.org/api/volumes/oclc/24489050.html

Kelly, James M., & Konstantinidis, D. A. (2011). *Mechanics of Rubber Bearings for Seismic and Vibration Isolation* (1re éd.). (S.l.) : Wiley. https://doi.org/10.1002/9781119971870

Kelly, James M., & Quiroz, E. (1990). *Mechanical characteristics of neoprene isolation bearings*. Berkeley : Earthquake Engineering Research Center, University of California. Repéré à http://catalog.hathitrust.org/api/volumes/oclc/26877238.html

Kikuchi, M., & Aiken, I. D. (1997). An analytical hysteresis model for elastomeric seismic isolation bearings. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *26*(2), 215-231. https://doi.org/10.1002/(SICI)1096-9845(199702)26:2<215::AID-EQE640>3.0.CO;2-9

Kim, D. K., Mander, J. B., & Chen, S. S. (1996). Temperature and Strain Rate Effects on the Seismic Performance of Elastomeric and Lead-Rubber Bearings. *Symposium Paper*, *164*, 309-322. https://doi.org/10.14359/1391

Kishiki, S., Ohkawara, Y., Yamada, S., & Wada, A. (2008). Experimental Evaluation of Cyclic Deformation Capacity of U-Shaped Steel Dampers for Base-Isolated Structures. *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, *73*(624), 333-340. https://doi.org/10.3130/aijs.73.333

Kishiki, S., Zheng, H., Ishida, T., Tatsumi, N., & Watanabe, A. (2021). Inspection of U-shaped steel dampers based on residual plastic deformation. *Engineering Structures*, *245*, 112915. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112915

Koh, C. G., & Kelly, J. M. (1988). A simple mechanical model for elastomeric bearings used in base isolation. *International Journal of Mechanical Sciences*, *30*(12), 933-943. https://doi.org/10.1016/0020-7403(88)90075-6

Konishi, Y., Kawamura, N., Terashima, M., Kishiki, S., Yamada, S., Aiken, I., … Someya, T. (2012). Evaluation of the fatigue life and behavior characteristics of U-shaped steel dampers after extreme earthquake loading. Communication présentée au 15th World Conference on Earthquake, 15WCEE, Lisboa, Portugal.

Koval, V., Christopoulos, C., & Tremblay, R. (2016). Improvements to the simplified analysis method for the design of seismically isolated bridges in CSA-S6-14. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *43*(10), 897-907. https://doi.org/10.1139/cjce-2015-0427

Kubaschinski, P., Gottwalt, A., Tetzlaff, U., Altenbach, H., & Waltz, M. (2022). Calibration of a combined isotropic-kinematic hardening material model for the simulation of thin electrical steel sheets subjected to cyclic loading. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, *53*(4), 422-439. https://doi.org/10.1002/mawe.202100341

Kulak, R., Coveney, V. A., & Jamil, S. (1998). Recovery characteristics of high damping elastomers used in seismic isolation bearings, *379*, 79-83.

Külcü, İ. D. (2020). A hyperelastic constitutive model for rubber-like materials. *Archive of Applied Mechanics*, *90*(3), 615-622. https://doi.org/10.1007/s00419-019-01629-7

Kumar, M., Whittaker, A. S., & Constantinou, M. C. (2014). An advanced numerical model of elastomeric seismic isolation bearings. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *43*(13), 1955-1974. https://doi.org/10.1002/eqe.2431

Leng, D., Xu, K., Qin, L., Ma, Y., & Liu, G. (2019). A Hyper-Elastic Creep Approach and Characterization Analysis for Rubber Vibration Systems. *Polymers*, *11*(6), 988. https://doi.org/10.3390/polym11060988

Leroux, M., Tremblay, R., & Léger, P. (2017). A simplified method for preliminary assessment of seismic forces in isolated highway bridges with massive piers. Communication présentée au 16th World Conference on Earthquake, 16WCEE, Santiago Chile.

Li, H.-N., & Li, G. (2009). Earthquake-Resistant Design of RC Frame With “Dual Functions” Metallic Dampers (pp. 43-53). Communication présentée au ASME 2007 Pressure Vessels and Piping Conference, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection. https://doi.org/10.1115/PVP2007-26450

Liu, J. H. (2023). *Mathematical modeling of the kinetics of martensite transformation and the thermomechanical properties of a low alloy medium-carbon steel*. phd. École de technologie supérieure. Repéré à https://espace.etsmtl.ca/id/eprint/3404/

Lu, J. (2003). Fatigue des alliages ferreux - Facteurs d’influence. *Fonctions et composants mécaniques*. https://doi.org/10.51257/a-v1-bm5043

Maret, A. (2016). *Étude du comportement thermodynamique d’appuis isolateurs sismiques sous chargements cycliques à basses températures*. masters. École de technologie supérieure, Montréal. Repéré à https://espace.etsmtl.ca/id/eprint/1772/

Masroor, A., Sanchez, J., Mosqueda, G., & Ryan, K. L. (2012). Dynamic Stability of Elastomeric Bearings at Large Displacement. Communication présentée au 15th World Conference on Earthquake, 15WCEE, Lisbon, Portugal.

Matweb. (2024). Overview of materials for High Density Polyethylene (HDPE), Ultra High Molecular Weight. *Matweb.com*. [Material Property Data]. Repéré à https://www.matweb.com/search/datasheet_print.aspx?matguid=f9470672aa5549cb9c7b157677d02062

Minor, J. C., & Egen, R. A. (1970). *Elastomeric bearing research*. Washington : Highway Research Board, National Research Council.

Morgan, T. A. (2007). *The Use of Innovative Base Isolation Systems to Achieve Complex Seismic Performance Objectives*. University of California, Berkeley.

Morgan, T., Whittaker, A., & Thompson, A. (2001). Cyclic behavior of high-damping rubber bearings. Communication présentée au Fifth World Congress on Joints, Bearings and Seismic Systems for Concrete Structures, American Concrete Institute, Rome, Italy.

MTQ, M. des T. du Q. (2024, 10 décembre). Réfection majeure des tunnels Ville-Marie et Viger. *Gouvernement du Québec*. Repéré à https://www.quebec.ca/transports/infrastructures-projets/projets/projets-routiers/montreal/refection-majeure-tunnels-ville-marie-viger

Mullins, L. (1948). Effect of Stretching on the Properties of Rubber. *Rubber Chemistry and Technology*, *21*(2), 281-300. https://doi.org/10.5254/1.3546914

Murakami, Y. (2019). *Metal fatigue: effects of small defects and nonmetallic inclusions* (Second edition). London : Academic Press. Repéré à https://search.ebscohost.com/login.aspx?direct=true&scope=site&db=nlebk&db=nlabk&AN=1789761

Myers, A. T. (2009). *Testing and probabilistic simulation of ductile fracture initiation in structural steel components and weldments*.

Naeim, F., & Kelly, J. M. (1999). *Design of Seismic Isolated Structures*. Hoboken, NJ, USA : John Wiley & Sons, Inc. https://doi.org/10.1002/9780470172742

Nagarajaiah, S., & Ferrell, K. (1999). Stability of Elastomeric Seismic Isolation Bearings. *Journal of Structural Engineering*, *125*(9), 946-954. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1999)125:9(946)

Narendra, P. V. R., Prasad, K., Krishna, E. H., Kumar, V., & Singh, K. D. (2019). Low-Cycle-Fatigue (LCF) behavior and cyclic plasticity modeling of E250A mild steel. *Structures*, *20*, 594-606. https://doi.org/10.1016/j.istruc.2019.06.014

Nguyen, X. D. (2021). *Contributions sur l'optimisation et l'analyse de l'isolation sismique des ponts dans les zones à sismicité modérée*. phd. École de technologie supérieure. Repéré à https://espace.etsmtl.ca/id/eprint/2808/

Nguyen, X. D., & Guizani, L. (2021a). Analytical and numerical investigation of natural rubber bearings incorporating U-shaped dampers behaviour for seismic isolation. *Engineering Structures*, *243*, 112647. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112647

Nguyen, X. D., & Guizani, L. (2021b). Optimal seismic isolation characteristics for bridges in moderate and high seismicity areas. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *48*(6), 642-655. https://doi.org/10.1139/cjce-2020-0058

Nippon Steel. (2024). NS-U^{TM} (U-Shaped Steel Damper) | Nippon Steel Engineering. *Nippon Steel Engineering Co., Ltd.* Repéré à https://www.eng.nipponsteel.com/english/whatwedo/building/response_control_and_seismic_isoloation_devices/nsu/

Oh, S.-H., Song, S.-H., Lee, S.-H., & Kim, H.-J. (2013). Experimental study of seismic performance of base-isolated frames with U-shaped hysteretic energy-dissipating devices. *Engineering Structures*, *56*, 2014-2027. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.08.011

Orfeo, A., Tubaldi, E., Muhr, A. H., & Losanno, D. (2022). Mechanical behaviour of rubber bearings with low shape factor. *Engineering Structures*, *266*, 114532. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.114532

Pang, H., Jiang, T., Dai, J., Yang, Y., & Bai, W. (2024). Experimental Study of the Mechanical Properties of Full-Scale Rubber Bearings at 23 °C, 0 °C, and −20 °C. *Polymers*, *16*(7), 903. https://doi.org/10.3390/polym16070903

Papoulia, K. D., & Kelly, J. M. (1994). *Material characterization of elastomers used in earthquake base isolation*. Berkeley : Earthquake Engineering Research Center, University of California. Repéré à http://books.google.com/books?id=BZo-AQAAIAAJ

Payne, A. R. (1962). The dynamic properties of carbon black-loaded natural rubber vulcanizates. Part I. *Journal of Applied Polymer Science*, *6*(19), 57-63. https://doi.org/10.1002/app.1962.070061906

Payne, T., United States Bureau of Reclamation Denver Office Structural Analysis Group, & United States Bureau of Reclamation Dam Safety Office. (2000). *Nonlinear response of steel beams*. Denver, Colo.], [Springfield, Va. : [U.S. Dept. of the Interior, Bureau of Reclamation, Dam Safety Office] ; [Available through the National Technical Information Service].

Pilsworth, M. N. J., Hoge, H. J., & Robinson, H. E. (1971). The thermal conductivity of natural rubber from 134 to 314°K.

Priestley, M. J. N., Seible, F., & Calvi, G. M. (1996). *Seismic design and retrofit of bridges*. New York : Wiley.

Rahnavard, R., Craveiro, H. D., & Napolitano, R. (2020). Static and dynamic stability analysis of a steel-rubber isolator with rubber cores. *Structures*, *26*, 441-455. https://doi.org/10.1016/j.istruc.2020.04.048

Rodriguez-Rendon, H. I. (2019). *Étude de la variation des températures effectives des isolateurs sismiques en élastomère fretté* (masters). École de technologie supérieure, Montréal.

Roeder, C. W., Stanton, J. F., & Feller, T. (1989). *Low temperature behavior and acceptance criteria for elastomeric bridge bearings*. Washington, D.C : Transportation Research Board, National Research Council.

Roeder, C. W., Stanton, J. F., & Feller, T. (1990). Low-Temperature Performance of Elastomeric Bearings. *Journal of Cold Regions Engineering*, *4*(3), 113-132. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0887-381X(1990)4:3(113)

Roeder, C. W., Stanton, J. F., & Taylor, A. W. (1987). *Performance of elastomeric bearings*. Washington, D.C : Transportation Research Board, National Research Council.

Saadatnia, M., Tajmir Riahi, H., & Izadinia, M. (2019). Hysteretic Behavior of Rubber Bearing with Yielding Shear Devices. *International Journal of Steel Structures*, *19*(3), 747-759. https://doi.org/10.1007/s13296-018-0159-y

Saidou, A. (2012). *Étude du comportement en compression-cisaillement d'isolateurs sismiques en caoutchouc*. Université de Sherbrooke.

Saidou, A., Gauron, O., Busson, A., & Paultre, P. (2021). High-order finite element model of bridge rubber bearings for the prediction of buckling and shear failure. *Engineering Structures*, *240*, 112314. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112314

Sanchez, J., Masroor, A., Mosqueda, G., & Ryan, K. (2013). Static and Dynamic Stability of Elastomeric Bearings for Seismic Protection of Structures. *Journal of Structural Engineering*, *139*(7), 1149-1159. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000660

Sargazi, O. (2023, 22 juin). Phénomène de fatigue dans la conception des structures industrielles en acier – Partie 1. *bba*. Repéré à https://www.bba.ca/ca-fr/publications/phenomene-de-fatigue-dans-la-conception-des-structures-industrielles-en-acier-partie-1

Scawthorn, C., & Chen, W.-F. (2002). *Earthquake Engineering Handbook* (0 éd.). (S.l.) : CRC Press. https://doi.org/10.1201/9781420042443

Shen, Y., Jia, H., Zhao, Y., Zhang, S., & Li, Z. (2024). The cyclic tensile performance of an annular dissipative connector for CLT structures. *Structures*, *69*, 107342. https://doi.org/10.1016/j.istruc.2024.107342

Siqueira, G. H., Sanda, A. S., Paultre, P., & Padgett, J. E. (2014). Fragility curves for isolated bridges in eastern Canada using experimental results. *Engineering Structures*, *74*, 311-324. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.04.053

Skinner, R. I., Kelly, J. M., & Heine, A. J. (1974). Hysteretic dampers for earthquake-resistant structures. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, *3*(3), 287-296. https://doi.org/10.1002/eqe.4290030307

Skinner, R. Ivan, Robinson, W. H., & McVerry, G. H. (1993). *An introduction to seismic isolation*. Chichester ; New York : Wiley.

Stanton, J. F., & Roeder, C. W. (1982). *Elastomeric bearings design, construction, and materials*. Washington, D.C : Transportation Research Board, National Research Council.

Stevenson, A. (1983). The influence of low-temperature crystallization on the tensile elastic modulus of natural rubber. *Journal of Polymer Science: Polymer Physics Edition*, *21*(4), 553-572. https://doi.org/10.1002/pol.1983.180210406

Stevenson, A., & Price, A. (1986). Case Study of Elastomeric Bridge Bearings After 20 Years of Service. *Symposium Paper*, *94*, 113-136. https://doi.org/10.14359/3473

Stiemer, S. F., & Barwig, B. B. (1985). Seismic base isolation for steel structures. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *12*(1), 73-81. https://doi.org/10.1139/l85-008

Suzuki, K., Saeki, E., & Watanabe, A. (2005). Development of U-shaped Steel Damper for Seismic Isolation System, (92).

Symans, M. D., Charney, F. A., Whittaker, A. S., Constantinou, M. C., Kircher, C. A., Johnson, M. W., & McNamara, R. J. (2008). Energy Dissipation Systems for Seismic Applications: Current Practice and Recent Developments. *Journal of Structural Engineering*, *134*(1), 3-21. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2008)134:1(3)

Takayama, M., & Morita, K. (1998). Creep tests of full-scaled laminated rubber bearings. *American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division (Publication) PVP*, *379*, 95-102. https://doi.org/10.3130/aijt.3.57_3

Taylor, A. W., Igusa, T., & ASCE Task Committee on Seismic Isolation (Éds). (2004). *Primer on seismic isolation*. Reston, VA : American Society of Civil Engineers.

Taylor, Andrew W., Lin, A. N., & Martin, J. W. (1992). Performance of Elastomers in Isolation Bearings: A Literature Review. *Earthquake Spectra*, *8*(2), 279-303. https://doi.org/10.1193/1.1585682

Thompson, A. C. T., Whittaker, A. S., Fenves, G. L., & Mahin, S. A. (1999). Property modification factors for elastomeric seismic isolation bearings. Communication présentée au 12th World Conference on Earthquake, 12WCEE.

Toopchi-Nezhad, H., Ghotb, M. R., Al-Anany, Y. M., & Tait, M. J. (2019). Partially bonded fiber reinforced elastomeric bearings: Feasibility, effectiveness, aging effects, and low temperature response. *Engineering Structures*, *179*, 120-128. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.10.043

Treloar, L. R. G. (1976). The Physics of Rubber Elasticity (Third Edition). L. R. G. Treloar, Clarendon Press, Oxford. 1975 pp. xii + 370. *British Polymer Journal*, *8*(1), 39-39. https://doi.org/10.1002/pi.4980080107

Tremblay, D. (2018). *Capacité d'isolation sismique des appareils d'appui à élastomère fretté pour les ponts au Québec selon le Code canadien sur le calcul des ponts routiers S6-14* (Projet). École de technologie supérieure, Montréal.

Tremblay, R., Bolduc, P., Neville, R., & DeVall, R. (2006). Seismic testing and performance of buckling-restrained bracing systems. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *33*(2), 183-198. https://doi.org/10.1139/l05-103

Tubaldi, E., Mitoulis, S. A., & Ahmadi, H. (2018). Comparison of different models for high damping rubber bearings in seismically isolated bridges. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, *104*, 329-345. https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2017.09.017

Velev, N., Fortier, J., & Lemay, C. (2011). Rehabilitation sismique d'un pont existant avec des pendules à friction. Communication présentée au 18e colloque sur la progression de la recherche québécoise sur les ouvrages d'art, Québec, Canada.

Verron, E. (2018). Modèles hyperélastiques pour le comportement mécanique des élastomères. *Plastiques et composites*. https://doi.org/10.51257/a-v1-am8210

Versaillot, P. D. (2017). *Effects of Cyclic Loading on the Mechanical Properties of Steel Politehnica University Timişoara* (master thesis). Politehnica University Timişoara, Pragues.

Weisman, J., & Warn, G. P. (2012). Stability of Elastomeric and Lead-Rubber Seismic Isolation Bearings. *Journal of Structural Engineering*, *138*(2), 215-223. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000459

Wen, Z. (2012). *Modeling of ductile fracture in steel structures for monotonic and cyclic loading*. Doctor of Philosophy. Carleton University, Ottawa, Ontario. Repéré à https://repository.library.carleton.ca/concern/etds/8910jv16t

Xiang, N., Alam, M. S., & Li, J. (2019). Yielding Steel Dampers as Restraining Devices to Control Seismic Sliding of Laminated Rubber Bearings for Highway Bridges: Analytical and Experimental Study. *Journal of Bridge Engineering*, *24*(11), 04019103. https://doi.org/10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0001487

Yakut, A., & Yura, J. A. (2002). Parameters Influencing Performance of Elastomeric Bearings at Low Temperatures. *Journal of Structural Engineering*, *128*(8), 986-994. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2002)128:8(986)

Yan, J.-B., Geng, Y., Xie, P., & Xie, J. (2022). Low-temperature mechanical properties of stainless steel 316L: Tests and constitutive models. *Construction and Building Materials*, *343*, 128122. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.128122

Yaşar, C., Karuk, V., Cavdar, E., & Ozdemir, G. (2023). Variation in Mechanical Properties of a Lead–Rubber Bearing Exposed to Low Temperature. *Journal of Cold Regions Engineering*, *37*(3), 04023012. https://doi.org/10.1061/JCRGEI.CRENG-698

Yue Li, Chongming Gao, Chong Li, & Qian Li. (2021). Study on the Aging Time Variation Law of Mechanical Properties of the Laminated Rubber Bearing in Coastal Bridges considering Frictional Slip. *Shock and Vibration*, *2021*, 1-12. https://doi.org/10.1155/2021/3937362

Yura, J. A., Kumar, A., Yakut, A., Topkaya, C., Becker, E., & Collingwood, J. (2001). *Elastomeric Bridge Bearings: Recommended Test Methods*. Washington, D.C : National Academy Press.

Zhang, B., Wang, K., Lu, G., & Qiu, W. (2020). Seismic response analysis of small-to-medium-span bridges considering aging plate rubber bearing.

Zhao, G., Ma, Y., Li, Y., Luo, J., & Du, C. (2017). Development of a modified Mooney-Rivlin constitutive model for rubber to investigate the effects of aging and marine corrosion on seismic isolated bearings. *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, *16*(4), 815-826. https://doi.org/10.1007/s11803-017-0417-6

Zheng, H., & Kishiki, S. (2023). Application of the Deformation Behavior Evaluation Method for the Quick Inspection of U-Shaped Steel Dampers. *Journal of Earthquake Engineering*, *27*(13), 3807-3826. https://doi.org/10.1080/13632469.2022.2151528

Zhou, L., Wang, X., & Ye, A. (2019). Shake table test on transverse steel damper seismic system for long span cable-stayed bridges. *Engineering Structures*, *179*, 106-119. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.10.073