POLYPUBLIE
Polytechnique Montréal

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ D'INGÉNIERIE

Titre: Title:	Développement d'un fusible ductile pour les diagonales de contreventement faites de profilés W pour la conception parasismique de charpentes lourdes en acier
Auteur: Author:	Olivier Egloff
Date:	2013
Type:	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis
Référence: Citation:	Egloff, O. (2013). Développement d'un fusible ductile pour les diagonales de contreventement faites de profilés W pour la conception parasismique de charpentes lourdes en acier [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/1078/

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: PolyPublie URL:	https://publications.polymtl.ca/1078/
Directeurs de recherche: Advisors:	Robert Tremblay
Programme: Program:	Génie civil

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal

https://publications.polymtl.ca

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

DÉVELOPPEMENT D'UN FUSIBLE DUCTILE POUR LES DIAGONALES DE CONTREVENTEMENT FAITES DE PROFILÉS W POUR LA CONCEPTION PARASISMIQUE DE CHARPENTES LOURDES EN ACIER

OLIVIER EGLOFF

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE CIVIL)

MARS 2013

© Olivier Egloff, 2013.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

DÉVELOPPEMENT D'UN FUSIBLE DUCTILE POUR LES DIAGONALES DE CONTREVENTEMENT FAITES DE PROFILÉS W POUR LA CONCEPTION PARASISMIQUE DE CHARPENTES LOURDES EN ACIER

présenté par : EGLOFF Olivier

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. LÉGER Pierre, Ph. D., président

M. TREMBLAY Robert, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. DUSSAULT Serge, M. Sc. A., membre

DÉDICACE

À Céline, et à ma mère

« Quelle que soit la branche que vous avez choisie, dans votre vie future, appliquez-vous à développer un progrès aussi minime soit-il. Vous en ferez un bien général »

Gustave EIFFEL
(1832-1923)

REMERCIEMENTS

Je tiens par la présente à exprimer ma profonde gratitude envers toutes les personnes qui ont contribué à la réalisation de ce projet.

Je remercie, tout d'abord, mon directeur de recherche, M. Robert Tremblay, d'avoir si généreusement partagé son savoir et son expérience. Ses conseils sur le plan technique et méthodologique, sa minutie, de même que sa confiance et son soutien, m'ont permis de progresser et de mieux appréhender la discipline du génie des structures.

Je désire également remercier l'entreprise partenaire, le Groupe Canam, pour son soutien financier ainsi que la fourniture des spécimens pour les essais. En particulier, je souhaite exprimer ma reconnaissance envers MM. Richard Vincent à l'origine du projet, Serge Dussault pour sa disponibilité et son suivi, et Martin Boisclair. Ils ont contribué à faire de mes stages une expérience très enrichissante. Mes remerciements vont également à celles et ceux qui, au sein de l'entreprise, ont été impliqués dans la production des spécimens.

Un grand merci à tout le personnel du laboratoire de structures de l'École Polytechnique, dont les connaissances pratiques et l'enthousiasme indéfectible ont permis et accompagné la réalisation de la phase expérimentale. Je pense notamment à MM. Martin Leclerc, Patrice Bélanger, David Ek, et Guillaume Cossette qui n'a pas ménagé sa peine pour que les délais puissent être tenus. Je n'oublie pas les stagiaires et auxiliaires qui ont travaillé sur mes spécimens, en particulier Mme Marie-Ève Lemoine.

Également, je souhaite remercier le programme de stages Mitacs d'avoir permis la conduite de ce projet en lien étroit avec l'industrie, ainsi que pour sa contribution financière. Merci aux membres du jury pour l'examen ce mémoire et l'attention qu'ils portent à mon travail.

Ma pensée va enfin à ma famille et mes amis, pour leur patience et leur soutien qui m'a été précieux.

RÉSUMÉ

La notion de fusible a émergé durant les deux dernières décennies à la suite de l'adoption du principe de conception sismique par capacité dans les principales normes en vigueur. Dans le cadre de la conception parasismique des charpentes d'acier dont le système de résistance aux charges latérales est formé d'une ossature à contreventement concentrique, cette pratique s'avère particulièrement pénalisante. En effet, malgré la réduction de l'effort sismique de calcul permise par la réponse inélastique de la structure via la ductilité des diagonales, les éléments non dissipateurs doivent être surdimensionnés afin de résister à la capacité maximale probable des diagonales. Les diagonales travaillant en tension-compression sont sélectionnées par rapport à leur résistance pondérée en compression et présentent, de ce fait, une capacité maximale probable en tension qui peut être largement excédentaire. Il en résulte une augmentation des efforts sollicitant les assemblages ainsi que les éléments de la structure porteuse.

Lorsqu'il est formé le long d'une membrure diagonale, le fusible a pour rôle de rapprocher ses capacités axiales en tension et compression et ainsi de modérer le surcoût engendré par les contraintes précédemment citées. Plusieurs modèles développés pour les bâtiments légers d'un seul étage ont démontré leur efficacité. Il apparaît ainsi tout à fait pertinent de transposer ce concept pour les charpentes lourdes dont les diagonales sont généralement faites de profilés W. L'objectif de ce projet était donc d'étudier, à la demande de l'industrie, la faisabilité de cette variante en élaborant une méthode de dimensionnement.

Des analyses par éléments finis ont été effectuées dans le but d'examiner le comportement d'un tel fusible qui est formé en réduisant localement la section du profilé selon une géométrie permettant de préserver sa capacité en compression. Toutefois, à l'instar des modèles précédemment mis au point, le fusible a présenté des problèmes de stabilité locale préjudiciables au comportement de la diagonale. Un système de retenue a été progressivement élaboré sur la base d'analyses paramétriques, et l'observation des différents modes de ruptures a permis d'établir des critères nécessaires à l'obtention de la performance requise, notamment en matière de ductilité. Il est apparu que le moment fléchissant auquel le fusible est soumis lorsque la diagonale flambe peut altérer le comportement du fusible en induisant des contraintes de compression supplémentaires. Ainsi, il est souhaitable que le système de retenue soit conçu à la

fois pour la stabilisation du voilement local et pour la reprise d'une partie du moment fléchissant dans la zone du fusible.

La stabilisation contre le voilement local est un défi récurrent pour de tels fusibles. Cependant, il n'existe pas de règle de calcul claire permettant de déterminer la résistance et la rigidité que le système de retenue doit apporter pour supporter adéquatement le fusible. En conséquence, une approche similaire à celle établie pour les diagonales ductiles confinées a été choisie. La force de poinçonnement qui apparaît lorsque le fusible vient à voiler est reprise par des plaques dont le comportement a été assimilé à celui d'un système de poutres équivalent. De la même façon, la contribution des différentes pièces du confinement en flexion a été idéalisée dans le but d'aboutir à une méthode pratique et systématique de dimensionnement. L'approche adaptée est du côté de la sécurité, mais permet tout de même d'aboutir à un confinement peu encombrant, dont les pièces ont une épaisseur inférieure à celle des parois du profilé. La procédure, qui est itérative, a été automatisée à l'aide d'un logiciel développé sous Excel-VBA.

Un programme d'essais sur des spécimens à pleine échelle a été réalisé en vue de mettre le raisonnement établi à l'épreuve. Deux configurations ont été testées : premièrement celle où deux fusibles courts sont formés à proximité de chacun des assemblages d'extrémité, puis une diagonale munie d'un seul fusible long. Dans les deux cas, les fusibles ont montré une performance satisfaisante, dans la mesure où la résistance maximale probable en tension a pu être sensiblement réduite, tout en conservant la résistance en compression pratiquement inchangée. La contribution du système de retenue à la reprise du moment fléchissant s'est avérée efficace, si bien qu'aucune instabilité n'a été à déplorer. En outre, les fusibles ont montré une réserve de ductilité bien supérieure aux attentes, et leur capacité s'est avérée conforme aux prévisions s'appuyant sur la réduction de la section ainsi que sur l'écrouissage de l'acier.

Les études effectuées ont aussi montré qu'il était pertinent de former un fusible sur les membrures dont l'élancement est supérieur à 60, seuil à partir duquel la disparité entre les capacités axiales de la membrure devient particulièrement prononcée. À partir d'un élancement de 70, il est possible de réduire la capacité en tension d'au moins 15 %, et d'atteindre un gain de 30 % pour les diagonales dont l'élancement excède 100.

L'étude s'est principalement concentrée sur la performance des diagonales isolées, qui s'avèrent fiables et transposables pour l'analyse des bâtiments d'un étage. Les recherches futures

permettront de déterminer leur impact sur le comportement des bâtiments multi-étagés, application pour laquelle le système a été initialement pensé.

ABSTRACT

In the last two decades, the concept of ductile fuses appeared as a consequence of the adoption of capacity design principle in code seismic design provisions. For steel frames, these new design rules have generally resulted in cost increases compared to past practice. The impact has been particularly severe for steel concentrically braced frames when bracing members are selected according to their factored compressive resistance. In that case, brace connections, beams, columns and other connections must be designed to resist lateral load effects that correspond to the probable tensile and compressive resistances of the braces, which are much higher than those induced by the specified seismic loads. The reduction of the seismic design forces associated to ductile inelastic response are therefore partially or completely offset.

The role of ductile fuses shaped along bracing members is to keep the brace yield tensile resistance strength close to the brace compressive resistance, so that extra costs can be mitigated. Several effective ductile models have been developed for light single-storey steel buildings. Hence, it is relevant to transpose the concept for heavy steel frames where W-shapes are commonly used for the bracing members. The objectives of the project were to examine the feasibility of this variant and establish design guidelines for the system.

Finite elements analysis was carried out to assess the performance of fuses shaped by locally reducing the cross section area of the member in such a way that the brace compressive strength would not be affected. However, as was observed in previous similar studies, local buckling is likely which may detrimentally impact on the brace behaviour. A buckling restraining mechanism was progressively developed and the analysis of the successive failure modes enabled to set criteria to achieve the required performance, especially the system ductility. The bending moment that develops upon overall buckling of the brace turned out to be more harmful for the fuse due to the resulting additional compressive stresses induced in the fuse. It is therefore desirable that the confinement be designed to also resist part of the bending moment acting in the fuse zone.

Restraining local buckling still represents a challenge when implementing ductile fuses in bracing members. However, no comprehensive design rules have been established yet to determine the required strength and stiffness that must be provided by the confinement. As a consequence, an approach similar to the one used for buckling restrained braces has been chosen. The out-of-plane force caused by the local buckling of the fuse is resisted by steel plates assumed to form an

equivalent beam system. Along this line, the contribution of these components to flexural stiffness has been idealized to obtain a practical and systematic design method. Although the approach that was adopted is conservative, the dimensions of the confinement system as designed remains generally small, with plate thicknesses usually smaller than that of the flat elements of the brace cross-sections. The procedure is iterative but it has been automated by means of an Excel-VBA software.

A full-scale test program was performed to validate the design assumptions. Two brace specimens with two short fuses shaped near the end connections were tested, as well as a one brace with a longer fuse located at one end only. In both cases, the fuses showed satisfactory performance, as the tensile capacity significantly reduced while the compressive remained nearly unchanged. The restraining system components seemed to work well in bending so that local instabilities were avoided. The fuses showed a higher ductility than expected, and their capacity matched those calculated according to the Canadian design standard, including the effect of the reduction of the cross section area and strain hardening effects.

The study also showed that the fuse would be advantageous for braces with a slenderness ratio exceeding 60, as the disparity between the tensile and compressive capacities becomes significant. The tensile capacity reduction is generally higher than 15 % when the slenderness ration is about 70, and can raise up to 30 % for the range above 100.

This research project focused on the performance of isolated bracing members, which would be applicable to single-storey buildings. Further research is needed to assess the impact of ductile brace fuses on the behaviour of multi-storey structures for which the system has been initially proposed.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE III

REMERCIEMENTS IV

RÉSUMÉ V

ABSTRACT VIII

TABLE DES MATIÈRES X

LISTE DES TABLEAUX XIV

LISTE DES FIGURES XV

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS XXII

LISTE DES ANNEXES XXVII

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 1

1.1 Contexte des normes 1

1.2 Utilisation de fusibles ductiles 3

1.3 Fusible proposé par le Groupe Canam 5

1.4 Problématique 7

1.5 Objectifs, méthodologie, et organisation du mémoire 9

CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE 11

2.1 Travaux antérieurs 11

2.1.1 Modèles de fusibles développés par le passé 11

2.1.2 Diagonale non dissipative 23

2.2 Outils méthodologiques 30

2.2.1 Formulaire 30

2.2.2 Réponse inélastique d'une diagonale de contreventement classique 31

2.2.3 Stabilisation d'une paroi voilée 34

2.3 Enseignements et observations 39
CHAPITRE 3 MODÉLISATION NUMÉRIQUE ET MODES DE RUPTURE 41
3.1 Analyse numérique de la diagonale munie de fusibles 41
3.1.1 Construction du modèle 41
3.1.2 Analyse et résultats 48
3.2 Stabilisation au moyen d'un système de retenue 51
3.2.1 Forme proposée 51
3.2.2 Modélisation 52
3.2.3 Analyse paramétrique 53
3.2.4 Effets des défauts d'ajustement 55
3.3 Amélioration du système de retenue 59
3.3.1 Catégorisation des modes de rupture 59
3.3.2 Solutions apportées 60
3.4 Forme finale du système de retenue 66
3.5 Justification de la forme du fusible 67
CHAPITRE 4 PROCÉDURE DE DIMENSIONNEMENT DU FUSIBLE ET DE SON SYSTÈME DE RETENUE 71
4.1 Réduction de la capacité maximale probable en tension 71
4.1.1 Réduction de la section 72
4.1.2 Effets de l'écrouissage 74
4.1.3 Seuil de mise en œuvre 76
4.2 Déplacement inter-étage et longueur de fusible 79
4.2.1 Cas général 79
4.2.2 Bâtiments de faible hauteur 81
4.2.3 Limitation de la longueur de section réduite 82

4.2.4 Impact de la longueur sur le gain 86
4.3 Position du fusible et sollicitations globales 89
4.3.1 Position du fusible le long de la membrure 89
4.3.2 Conséquences sur les sollicitations au niveau du fusible 92
4.4 Stabilité des segments de fusible 95
4.4.1 Géométrie de la section réduite et répartition des efforts 95
4.4.2 Stabilisation des segments vis-à-vis du voilement local 97
4.4.3 Adaptation du modèle de DDC 102
4.4.4 Modèle de rigidité simplifié du confinement 104
4.4.5 Critères de résistance pour le poinçonnement 111
4.5 Amélioration de la résistance et de la rigidité flexionnelle 115
4.5.1 Contribution des profilés en C 116
4.5.2 Contribution des plaques extérieures 121
4.5.3 Association des contributions et moment réduit 124
4.6 Assemblage du système de retenue 127
4.6.1 Dimensionnement des boulons 127
4.6.2 Dimensionnement des soudures 129
4.7 Procédure globale de dimensionnement 132
4.7.1 Séquence de calcul 132
4.7.2 Automatisation de la procédure 133
CHAPITRE 5 MISE À L'ÉPREUVE DE LA MÉTHODE DE DIMENSIONNEMENT PAR UN PROGRAMME EXPÉRIMENTAL 135
5.1 Caractérisation de l'acier 135
5.2 Description des spécimens 138
5.2.1 Dimensionnement 138

5.2.2 Observation des spécimens produits 142
5.3 Programme d'essais 145
5.3.1 Conditions des essais 145
5.3.2 Résultats et interprétation 148
5.3.3 Modélisation par éléments finis 178
5.4 Retour sur la méthode de dimensionnement 189
CHAPITRE 6 CONCLUSION 191
6.1 Récapitulatif 191
6.2 Recommandations 195
BIBLIOGRAPHIE 198
ANNEXES 204

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1-1: Ductilité et sur-résistance des contreventements concentriques selon le CNB (CNRC, 2005).....2

Tableau 2-1: Coefficients à utiliser dans l'équation (2.9) (Tremblay, 2002) 33

Tableau 2-2: Équations relatives aux différents modèles analytiques (Korzekwa, 2009).....38

Tableau 3-1: Propriétés du métal pour les analyses préliminaires (Korzekwa, 2009).....44

Tableau 3-2: Résistance calculée de la diagonale (Egloff et Tremblay, 2012) 46

Tableau 3-3: Résistances maximales de la diagonale obtenues de l'analyse 48

Tableau 5-1: Synthèse des essais sur éprouvettes.....136

Tableau 5-2: Dimensionnement des spécimens.....139

Tableau 5-3: Synthèse des cas testés.....148

Tableau 5-4: Comparaison du spécimen #1 aux valeurs théoriques 152

Tableau 5-5: Comparaison du spécimen #2 aux valeurs théoriques 169

Tableau 5-6: Comparaison du spécimen #3 aux valeurs théoriques 174

Tableau 5-7: Capacités comparées Essai vs. Éléments finis - Spécimen #3 180

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1: Principe de conception par capacité 4

Figure 1-2: Renforcement de l'aire nette au niveau de l'assemblage (Vincent, 2008) 5

Figure 1-3: Forme de la découpe proposée (Vincent, 2008) a) Vue de dessous b) Vue de dessus 6

Figure 1-4: Voilement des semelles du fusible et impact sur le flambement de la diagonale[1] 7

Figure 2-1: Fusible placé à l'intersection d'un contreventement en X : a) vue d'ensemble ; b) instabilité sous effort de compression (Tremblay et Bouatay, 1999) 12

Figure 2-2: Réduction de la section des HSS (Rezai et al., 2000) 13

Figure 2-3: HSS découpé avec pièce de remplissage et manchon : a) vue lors du montage ; b) rupture par fatigue après l'essai (Tremblay et Bouatay 1999) 13

Figure 2-4: Ouverture ovale dans la paroi d'un HSS circulaire (Bonetti, 2008) 14

Figure 2-5: Voilement local dans un HSS circulaire avec ouvertures ovales (Bonetti, 2008) 15

Figure 2-6: Mode de rupture des cornières pour différentes réductions de section (Desjardins et Légeron, 2010) 16

Figure 2-7: HSS coupé raccordé par des cornières a) voilement local, b) tentative de stabilisation, c) rupture fragile (Rezai et al. 2000) 17

Figure 2-8: Modèle de fusible proposé par Kassis et Tremblay (2008) 18

Figure 2-9: Fusible formé de plaques : a) géométrie b) allure après essai (St-Onge, 2012) 19

Figure 2-10: Modèle théorique de diagonale à section réduite 20

Figure 2-11: Réductions de section proposées pour les profilés W ou HSS circulaires (Giugliano et al. 2010) 21

Figure 2-12: Schéma de l'assemblage INERD (Vayas et Thanopoulos, 2005) 24

Figure 2-13: Comportement hystérétique du système INERD pour une goupille rectangulaire (Vayas et Thanopoulos, 2005) 25

Figure 2-14: Déformations de la goupille et des plaques, effets d'encastrement 26

Figure 2-15: Connexion YBS et détail du bras (Gray et al. 2012) 26

Figure 2-16: Mode de travail et comportement hystérétique (Gray et al. 2012) 27

Figure 2-17: Configuration du fusible BCE (Bonetti, 2008) 28

Figure 2-18: Comportement hystérétique du fusible BCE (Bonetti, 2008) 29

Figure 2-19: Réponse inélastique d'une structure (Tremblay, 2002) a) contreventement concentrique en tension-compression b) chevron avec poutre faible 32

Figure 2-20: Illustration des capacités post-flambement à une ductilité donnée dans le cas d'un chargement symétrique et non symétrique (Tremblay, 2002) 33

Figure 2-21: Exemples de sections de DDC (Korzekwa, 2009) 35

Figure 2-22: Section de la DDC étudiée par Korzekwa (2009) 35

Figure 2-23: Flambement du noyau dans un mode élevé (Korzekwa, 2009) 36

Figure 2-24: Flambement inélastique d'une plaque (Korzekwa, 2009) 36

Figure 2-25: Modèles analytiques considérés et modes gouvernés par k_e (Korzekwa, 2009)..... 38

Figure 3-1: Modèle géométrique de la diagonale..... 42

Figure 3-2: Propriétés reconstituées du métal..... 43

Figure 3-3: Maillage de la section du profilé W310x129..... 45

Figure 3-4: Protocole de chargement (déplacement normalisé) pour les analyses préliminaires. 47

Figure 3-5: Comportement de la diagonale avec et sans fusible (F_y = 439 MPa)..... 48

Figure 3-6: Réponse inélastique des fusibles a) Voilement lors de la première phase de compression b) Striction (à gauche) et voilement en compression durant le second cycle 49

Figure 3-7: Forme du système de retenue..... 52

Figure 3-8: Loi de Coulomb avec contrainte limite 53

Figure 3-9: Résultats de l'analyse paramétrique des diagonales munies de fusibles confinés 54

Figure 3-10: Flambement de la diagonale (fusibles confinés 12 mm) 55

Figure 3-11: Allure du confinement de 6 mm en fin d'analyse (contrainte de Von Mises, kPa). 55

Figure 3-12: Défauts d'ajustement considérés 56

Figure 3-13: Réponse des diagonales dont le confinement des fusibles présente des défauts 56

Figure 3-14: Flexion localisée dans le fusible en cas de mauvais ajustement de part et d'autre de l'âme (vue globale et éclatée) 57

Figure 3-15: Effet de levier qui sollicite les profilés en C en flexion et tend à les écarter (contrainte de Von Mises, kPa) 57

Figure 3-16: Variation de la géométrie de la section selon les tolérances de laminage de la norme CSA-G40.21 58

Figure 3-17: Ouverture du système de retenue sous la charge de poinçonnement (épaisseur 12 mm, boulons 3/4") 59

Figure 3-18: Glissement des systèmes de retenue lors de l'allongement plastique des fusibles .. 60

Figure 3-19: Section confinée avec boulonnage à travers l'âme 61

Figure 3-20: Maintien des C par les boulons lorsque la diagonale flambe 61

Figure 3-21: Position initiale et finale des boulons à l'âme (vue éclatée)..... 62

Figure 3-22: Soudure de la plaque extérieure sur les semelles du côté de l'assemblage 63

Figure 3-23: Cheminement des efforts à travers la plaque extérieure a) Vue éclatée sans plaque b) Système plaque + épissures..... 63

Figure 3-24: Efforts dus au moment fléchissant dans le système de retenue a) Contrainte σ_{11} dans la plaque extérieure b) Mise en évidence de la butée (Von Mises, kPa) 64

Figure 3-25: Réponse du fusible avec un système de retenue participant à la reprise du moment fléchissant (épaisseur 12 mm, défauts extérieurs et intérieurs)..... 65

Figure 3-26: Forme finale du système de retenue (dimensions dépendantes du profilé) 66

Figure 3-27: Forme alternative de la section réduite a) vue globale de la diagonale b) découpe des semelles 68

Figure 3-28: Aspect visuel de la diagonale munie du fusible alternatif a) première phase de compression b) phase de tension suivante..... 68

Figure 3-29: Réponse cyclique de la diagonale munie du fusible alternatif 69

Figure 4-1: Réduction de section pour $T_u = C_u$ en fonction de l'élancement (R_yF_y = 385 MPa) . 73

Figure 4-2: Géométrie d'une baie contreventée 74

Figure 4-3: Allure de $R_{sh}(\varepsilon)$ pour $\varepsilon_{sh} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_u$ (C = 96, A =-21) 75

Figure 4-4: Seuil de mise en œuvre et domaine d'élancement et d'élongation pour un gain donné (R_yF_y = 385 MPa, C = 96, A = -21). 77

Figure 4-5: Influence de l'élancement et de la déformation maximale sur le gain (R_yF_y = 385 MPa, C = 96, A = -21). 78

Figure 4-6: Déplacement inter-étages inélastique avec la diagonale développant T_{uF} 80

Figure 4-7: Variation de L_F et L_F/L_H pour différents élancements et déformations maximales (R_yF_y = 385 MPa, C = 96, A =-21, r_y = 80 mm L_{cc}/L_H = 1.3). 83

Figure 4-8: Synthèse des isovaleurs du gain et des domaines de restriction (R_yF_y = 385 MPa, C = 96, A =-21, $L_F \leq 0.15 \cdot L_H$) 87

Figure 4-9: Réduction de la capacité en tension par rapport à C_u (R_yF_y = 385 MPa, C = 0.96, A =-21, $L_F \leq 0.15 \cdot L_H$) 88

Figure 4-10: Déformée et diagramme des moments avant et après plastification en flexion 90

Figure 4-11: Longueur de l'assemblage d'extrémité 91

Figure 4-12: Position du fusible et du système de retenue 91

Figure 4-13: Allure du moment fléchissant maximal sur la demi-longueur de la diagonale 93

Figure 4-14: Géométrie de la section réduite 96

Figure 4-15: Allure de la répartition P-M sur la section du fusible 96

Figure 4-16: Voilement du segment sous la forme continue (1er mode) 99

Figure 4-17: Équilibre d'un segment voilé 99

Figure 4-18: Position des plis/appuis du segment avant et après élongation 100

Figure 4-19: Systèmes de poutres équivalents a) plaque extérieure b) profilé en C 101

Figure 4-20: Sollicitation de la plaque extérieure 105

Figure 4-21: Sections du système de poutre associé à la plaque extérieure 107

Figure 4-22: Zones périphériques participant à la rigidité de la poutre transversale 107

Figure 4-23: Contribution des poutres longitudinales et transversale 108

Figure 4-24: Sollicitation de la semelle du profilé en C 109

Figure 4-25: Contribution longitudinale et transversale de la semelle du profilé en C 110

Figure 4-26: Allure du moment fléchissant dans le système de poutres extérieur 112

Figure 4-27: Allure du moment fléchissant dans le système de poutres intérieures 113

Figure 4-28: Participation des profilés en C à la résistance du moment de flexion 116

Figure 4-29: Sollicitation du système de profilés en C 118

Figure 4-30: Section réduite raidie par les profilés en C 119

Figure 4-31: Profondeur d'ouverture dans l'âme 121

Figure 4-32: Participation de la plaque extérieure en flexion 122

Figure 4-33: Moment fléchissant réduit dans les zones confinées 125

Figure 4-34: Sollicitation du cordon de soudure 129

Figure 4-35: Force de butée ramenée à la soudure 131

Figure 4-36: Procédure itérative de dimensionnement 134

Figure 5-1: Courbe contrainte-déformation moyenne obtenue des éprouvettes et contrainte réelle 137

Figure 5-2: Encombrement du système de retenue (cas du fusible long) 140

Figure 5-3: Assemblage des composantes du système de retenue sur le profilé (Spécimen #1) 141

Figure 5-4: Ouverture du système de retenue, découpe dans le profilé, encastrement des plaques extérieures 141

Figure 5-5: Découpe du segment d'âme - Spécimen #1 a) à la réception du spécimen b) après correction au laboratoire 143

Figure 5-6: Mâchoires pour la mise en place des diagonales (Tremblay et al. 2008) a) sans spécimen avec la presse en position basse b) gousset maintenu par les mâchoires145

Figure 5-7: Protocoles de chargement symétrique et asymétrique, allongement théorique du fusible 147

Figure 5-8: Aspect visuel du spécimen #1 en cours de test a) Premier flambement (cycle #8) b) Rotule plastique (cycle #14) 150

Figure 5-9: Réponse du spécimen #1 sous chargement symétrique 151

Figure 5-10: Endommagement et rupture du spécimen #1 a) et b) Voilement local en compression au niveau de la rotule plastique c) Déchirure en tension (cycle #29) 153

Figure 5-11: Déformation des fusibles du spécimen #1 154

Figure 5-12: Fusible inférieur du spécimen #1 a) Allongement en cours d'essai b) Aspect final 156

Figure 5-13: Déplacement transversal de la diagonale au cours des différents cycles 158

Figure 5-14: Instrumentation du système de retenue a) Profilés en C b) Plaques extérieures ... 160

Figure 5-15: Sollicitations mesurées au niveau du système de retenue inférieur du spécimen #1 163

Figure 5-16: Origine de la courbure résiduelle - Spécimen #1 : a) mise en évidence de l'allongement relatif des segments lors d'un redressement quelconque ; b) Déformation résiduelle après avoir atteint la tension maximum (Δ_s = 4.0 %).. 165

Figure 5-17: Modération de la courbure brusque au niveau du fusible lors du redressement de la diagonale a) Cas des essais b) Solution proposée 167

Figure 5-18: Réponse du spécimen #2 sous chargement asymétrique 169

Figure 5-19: Déformation des fusibles du spécimen #2 170

Figure 5-20: Comparaison des maxima en tension pour les spécimens #1 et #2 171

Figure 5-21: Rupture du fusible - Spécimen #2 a) Segments de semelle 172

Figure 5-22: Réponse du spécimen #3 sous chargement asymétrique 173

Figure 5-23: Sollicitations mesurées au niveau du système de retenue du spécimen #3 175

Figure 5-24: Décalage de la rotule plastique - Spécimen #3 176

Figure 5-25: Déformation du fusible du spécimen #3..... 177

Figure 5-26: Rupture du fusible long - Spécimen #3 178

Figure 5-27: Comparaison des réponses Essai vs. Éléments finis - Spécimen #1 180

Figure 5-28: Voilement local au niveau de la rotule plastique - Analyse EF du spécimen #1 ... 182

Figure 5-29: Comparaison des réponses Essai vs. Éléments finis - Spécimen #2 183

Figure 5-30: Analyse EF : striction et rupture dans l'un des fusibles du spécimen #2 183

Figure 5-31: Réaction du fusible en fonction du déplacement de l'extrémité de la zone d'étude 185

Figure 5-32: Voilement local des segments de semelle à l'intérieur du SR (Von Mises, kPa) .. 186

Figure 5-33: Allure du système de retenue à la compression ultime du fusible (Contrainte de Von Mises en kPa, déformations x3)..... 188

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

AISC	*American Institute of Steel Construction*
b	largeur d'un profilé W, facteur de caractérisation de l'écrouissage isotrope
b_0	ouverture dans les semelles au niveau de la section réduite
b_f	largeur d'un segment de semelle
C	facteur de caractérisation de l'écrouissage cinématique
C_{aile}	charge de compression dans un segment de semelle
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
CC	Construction Conventionnelle
C_E	compression induite dans la diagonale par le séisme de calcul
CEN	*Comité Européen de Normalisation*
C_f	compression induite dans la diagonale par une combinaison de charges
CNB	Code National du Bâtiment (du Canada)
C_r	résistance pondérée d'une membrure en compression
CSA	ACNOR (*Association Canadienne de Normalisation*)
C_u	capacité maximale probable d'une membrure en compression
C_u'	capacité post-flambement d'une membrure en compression
$C_u'_i$	capacité post-flambement à une ductilité de i
D	charge morte dans une combinaison de charges
d	profondeur d'un profilé W
d_0	profondeur d'ouverture dans l'âme au niveau de la section réduite
DDC	Diagonale Ductile Confinée
$D_{x/y}$	grosseur du cordon de soudure pour lier la pièce x sur la pièce y
E	module d'Young

E	charge sismique dans une combinaison de charges
e_0	abscisse du point d'inflexion par rapport à la rotule plastique dans un gousset
EF	Éléments Finis
FDB	Fusible Découpé par les Bords
FDC	Fusible à Découpe Centrale
F_e	contrainte induite par la charge critique d'Euler
$f_{\#}$	force linéique appliquée à un cordon de soudure
F_u	contrainte ultime de l'acier
F_y	limite élastique de l'acier
G	gain obtenu par la mise en place du fusible
h_s	hauteur d'étage
HSS	Sections Structurales Creuses, profilés tubulaires (Hollow Structural Sections)
I	inertie d'une section, généralement considérée selon son axe faible
ICCA	*Institut Canadien de la Construction en Acier*
I_E	facteur lié à la fonction du bâtiment dans le calcul de la charge sismique
K	facteur d'élancement
$k_{\#\#}$	rigidité de la poutre équivalente associée à une plaque du système de retenue
k_e	rigidité nécessaire à la stabilisation du noyau de DDC
k_e'	rigidité nécessaire à limiter l'ouverture du système de retenue d'une DDC
L	longueur d'une diagonale, généralement égale à sa longueur de flambement
L_a	longueur/emprise de l'assemblage d'extrémité d'une diagonale
L_{cc}	longueur d'une diagonale entre les points de travail
L_{cp}, L_0	longueur déformée et initiale d'un coupon de caractérisation de l'acier
LD	SRFS présentant une ductilité limitée

L_F	longueur totale de section réduite le long d'une membrure
L_H	longueur de flambement de la diagonale
L_p	longueur du profilé
L_{rs}	longueur du système de retenue
m	mode de flambement d'un noyau de DDC
m_{cr}	mode critique de flambement d'un noyau de DDC
MD	SRFS présentant une ductilité modérée
M_F	Moment à l'abscisse du fusible dans la diagonale classique
M_p	moment plastique de la membrure
M_{pg}	moment plastique du gousset
M_v	facteur de considération de l'effet des modes supérieurs
n	facteur lié aux contraintes résiduelles (profilés laminés à chaud 1.34 ; plaques 2.50)
n_F	nombre de fusibles formés le long d'une membrure
P_{cr}	charge critique élastique
$P_{cr,e}$	charge critique équivalente d'un noyau de DDC
$P_{cr,EI}$	charge critique liée à la rigidité flexionnelle d'un noyau de DDC
$P_{cr,k}$	charge critique liée à la rigidité du système de retenue
PGA	Accélération au Sol (Peak Ground Acceleration)
P_y	capacité élastique d'une section
Q	moment statique
Q_∞	facteur de caractérisation de l'écrouissage isotrope
$q_{r,\#\#}$	résistance linéique d'un cordon de soudure sollicité selon l'angle ##
r, r_y	rayon de giration (selon l'axe faible)
R_d	facteur lié à la ductilité d'un SFRS

$r_{douille}$	rayon de la douille de serrage pour un boulon donné
R_o	facteur lié à la sur-résistance d'un SFRS
R_{sh}	facteur d'amplification de la capacité du fusible tenant compte de son écrouissage
R_y	facteur affecté à la limite élastique pour obtenir sa limite maximale probable
S	charge de neige dans une combinaison de charges
$S(T_a)$	accélération spectrale liée à la période fondamentale empirique de la structure
SRFS	Système de Résistance aux Forces Sismiques
t	épaisseur des semelles d'un profilé W
T_b	tension d'un boulon
t_c	épaisseur de la plaque servant à former les profilés en C
t_e	épaisseur de la plaque extérieure
T_f	tension induite dans la diagonale par une combinaison de charges
T_r	résistance pondérée en tension
T_u	capacité maximale probable en tension
V	cisaillement à la base d'un bâtiment dû au séisme de calcul
$v_{\#\#}$	flèche de la poutre équivalente associée à une plaque du système de retenue
V_p	charge de poinçonnement contre le système de retenue
W	poids d'un bâtiment, profilé en I
w	épaisseur de l'âme d'un profilé W
$X_{\#\#}$	propriété X relative à la poutre équivalente ## du système de retenue
X_F	propriété X relative au fusible
α	localisation transversale de la charge de poinçonnement sur la plaque extérieure
β	localisation transversale de la charge de poinçonnement sur la semelle du profilé en C, facteur de marge pour le déplacement inter-étages inélastique
γ	facteur de caractérisation de l'écrouissage cinématique

Δ	déplacement transversal à mi-portée d'une diagonale qui flambe
Δ_b	ouverture du système de retenue sous la charge de poinçonnement
Δ_{b0}	espace initial entre le système de retenue et le segment supporté
Δ_f	déplacement inter-étages élastique
δ_{Fp}	allongement plastique du fusible
η	largeur effective les poutres transversales équivalentes du système de retenue
ν	coefficient de Poisson
ρ	facteur d'efficacité du système de retenue en flexion
ϕ	facteur de pondération associé à l'acier
ϕ_b	facteur de pondération associé aux boulons
λ	élancement adimensionnel d'une diagonale
λ_{eff}	élancement effectif d'un noyau de DDC stabilisé
θ	inclinaison d'une diagonale par rapport à l'horizontale
ε_F	déformation du fusible
ε_{max}	déformation maximale permise dans le fusible
ε_{rupt}	déformation du métal à rupture
ε_{sh}	déformation du métal à l'amorce de la phase d'écrouissage
ε_u	déformation du métal atteignant sa contrainte ultime
ε_y	déformation du métal atteignant sa limite élastique

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE 1 - Résultats des tests de caractérisation de l'acier et corrélation avec un modèle théorique 204

ANNEXE 2 - Distribution des contraintes de flexion modifiée par la présence du fusible 208

ANNEXE 3 - Mode de flambement d'un segment de fusible supporté latéralement 212

ANNEXE 4 - Flexion d'une plaque maintenue par des boulons 216

ANNEXE 5 - Mode d'emploi du logiciel de dimensionnement 220

ANNEXE 6 - Exemple de calcul pour le dimensionnement du fusible et de son système de retenue 225

ANNEXE 7 - Plan de construction de la diagonale pour les analyses numériques préliminaires 229

ANNEXE 8 - Description des mâchoires pour la mise en place des spécimens sous la presse .. 231

ANNEXE 9 - Dessins d'atelier des spécimens testés en laboratoire 234

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte des normes

Les dispositions techniques relatives à la conception des bâtiments au Canada sont recueillies dans le Code National du Bâtiment (CNB). Les principes énoncés dans celui-ci sont à appliquer en accord avec la norme qui touche particulièrement un type de structure ou un mode de construction. Dans le cas des charpentes d'acier, c'est la norme S16 (CSA, 2009) qui s'applique. Les notations de cette dernière ont été harmonisées avec celles du CNB (CNRC, 2005) afin d'assurer la complémentarité des deux ouvrages.

Lorsque le bâtiment est situé dans une zone dont la sismicité dépasse un seuil donné, il est nécessaire de considérer la combinaison de charges qui en tient compte :

$$1.0\ D + 1.0\ E\ (+\ 0.5\ L + 0.25\ S) \qquad (1.1)$$

Dans cette combinaison, D est la charge morte, L la charge vive, S la charge de neige, et E la charge résultante de l'accélération sismique de calcul. Cette dernière est pondérée avec une valeur de 1.0, car le séisme est considéré comme un événement exceptionnel, pour lequel les dommages sont tolérés du moment que l'effondrement du bâtiment est évité, et que la sécurité des occupants est préservée jusqu'à leur évacuation. La structure peut être amenée à réagir hors de son domaine d'élasticité, ce qui inclut dans les dommages d'éventuels déplacements latéraux résiduels. Lorsque la combinaison (1.1) est la plus contraignante du point de vue des charges, elle doit être considérée pour le dimensionnement de la structure selon les règles du calcul aux états limites.

La charge sismique peut être calculée par plusieurs méthodes. Dans le cas où la structure est dite régulière, c'est à dire présentant par exemple une répartition de masse et de rigidité relativement uniforme, il est possible d'utiliser la méthode simplifiée dite méthode de la force statique équivalente, qui déduit d'un spectre de calcul l'accélération associée à la période fondamentale $S(T_a)$ de la structure. Le spectre de calcul est une simplification du spectre de réponse d'une structure élastique selon le contenu fréquentiel des secousses associé à la région ainsi qu'une analyse probabiliste de l'aléa sismique.

Le cisaillement à la base du bâtiment est donné par :

$$V = \frac{S(T_a) M_v I_E W}{R_d R_o} \tag{1.2}$$

Dans cette équation, M_v est un facteur tenant compte de l'effet des modes supérieurs, I_E est relatif à la fonction du bâtiment, W est la masse de ce dernier. Le cisaillement élastique est réduit par le facteur R_d qui est le niveau de ductilité, et R_o la sur-résistance des éléments. Une distribution triangulaire détermine l'affectation de la force induite à chaque étage.

Dans le cas où la structure est irrégulière, on note une contribution importante des modes supérieurs, et il est nécessaire de procéder à une analyse dynamique telle que l'analyse linéaire modale en association avec la méthode du spectre de réponse, ou encore une analyse temporelle non linéaire effectuée à l'aide d'accélérogrammes synthétiques.

Afin de dimensionner les éléments de la structure étudiée, il est premièrement nécessaire de connaître le système de résistance aux forces sismiques (SRFS). Pour les structures en acier, il existe différents types de SRFS, parmi lesquels les structures à contreventements concentriques ou en chevron. Ceux-ci ont pour rôle de résister au cisaillement induit à un étage donné et peuvent développer différents degrés de ductilité quantifiée par le facteur R_d précédemment introduit. Le facteur de sur-résistance R_o tient compte, par exemple, du fait que la membrure soit sélectionnée dans une collection discrète de profilés, ce qui la rend généralement plus résistante que le minimum requis. Le tableau 1-1 présente les valeurs de ductilité et de sur-résistance associées aux SRFS formés par les ossatures à contreventements concentriques.

Tableau 1-1: Ductilité et sur-résistance des contreventements concentriques selon le CNB (CNRC, 2005)

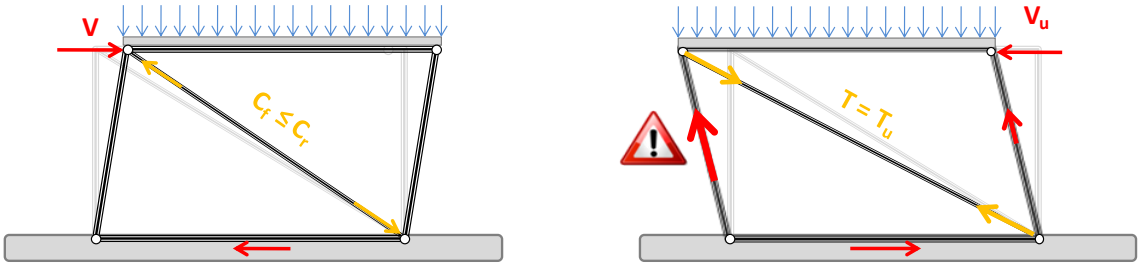
Type de SFRS	R_d	R_o
Ossature à contreventement concentrique de ductilité modérée (MD) Contreventement en traction-compression Contreventement en traction seulement	3.0	1.3
Ossature à contreventement concentrique de ductilité limitée (LD) Contreventement en traction-compression Contreventement en traction seulement	2.0	1.3

La position de R_d au dénominateur de l'expression (1.2) indique que plus le système choisi est ductile, plus la charge sismique de calcul peut être réduite. Cette propriété est particulièrement intéressante pour les concepteurs, car cela a pour effet de réduire la sollicitation des diagonales pour les contreventements concentriques, et des poutres pour les chevrons. Toutefois, un niveau de ductilité élevé s'accompagne de contraintes plus sévères concernant notamment la hauteur du bâtiment et la classe des profilés employés (CSA-S16-09).

1.2 Utilisation de fusibles ductiles

Pour les structures à contreventement concentriques, la réduction de la charge sismique permet certes une économie sur les membrures diagonales, mais on ne peut pourtant conclure à une pratique moins onéreuse à l'échelle du bâtiment. En effet, les structures présentant une ductilité R_d supérieure ou égale à 2.0 sont soumises au principe de conception par capacité qui se compose de deux principales étapes. Dans un premier temps, les éléments dissipatifs du SRFS sont dimensionnés selon la charge sismique de calcul. Une diagonale travaillant en tension-compression sera donc sélectionnée par rapport à sa résistance pondérée la plus faible, c'est à dire sa résistance en compression puisque celle-ci se voit limitée par le phénomène de flambement. Dans un second temps, les éléments non dissipatifs ne sont plus à dimensionner selon la charge sismique, mais pour une force résultant de la résistance probable des diagonales. Cette capacité est celle de la membrure en tension, qui selon son élancement peut être largement supérieure à la résistance pour laquelle la diagonale avait été sélectionnée. Ainsi, ce principe nécessite de surdimensionner les assemblages, de même que les poutres et poteaux de la structure porteuse, car ceux-ci doivent demeurer élastiques pour permettre la dissipation d'énergie dans les diagonales. En particulier, l'effort induit dans les colonnes lorsque les diagonales sont amenées à plastification est considérable, et vient s'ajouter à l'effet des charges gravitaires.

Les prescriptions concernant le calcul par capacité ont été adoptées dans les principales normes de conception des charpentes en acier, parmi lesquelles la norme canadienne S16 (CSA, 2009), américaine AISC 341 (2010), et européenne avec l'Eurocode 8 (CEN, 2004). Les coûts additionnels engendrés par cette méthode comparativement à la pratique passée réduisent fortement le bénéfice apporté par la ductilité, et l'effacent complètement dans certains cas.



a) Sélection de la diagonale en compression selon la charge sismique de calcul

b) Dimensionnement des éléments non dissipatifs pour la capacité maximale probable de la diagonale

Figure 1-1: Principe de conception par capacité

D'après le mode de travail des diagonales, c'est la disparité entre les capacités axiales de tension et de compression qui s'avère pénalisante. Ce constat a poussé à l'émergence du fusible qui permet de modérer cet écart, en réduisant la capacité maximale probable en tension tout en préservant la capacité en compression. La limitation des efforts communiqués à la structure porteuse laisse entrevoir de substantielles économies du point de vue de la quantité d'acier requise pour construire la structure. De la même façon, les assemblages moins sollicités pourront être réduits, d'où une économie sur la fabrication en atelier et l'installation au chantier. L'allégement de la structure qui en découle devrait également permettre une économie sur les engins de levage et de manutention à employer, incluant le transport.

Ainsi, dans le cadre des applications sismiques, le SFRS doté de fusibles se verrait optimisé. Le coût global du bâtiment serait abaissé au-delà du domaine de la structure d'acier elle-même, car l'économie s'étendrait jusqu'aux fondations. En effet, le fusible permettrait également de réduire le cisaillement maximal qui leur est transmis par rapport à une structure classique.

1.3 Fusible proposé par le Groupe Canam

Les bâtiments de grande hauteur ou les installations industrielles lourdes qui sont exposés à un risque sismique n'ont à ce jour pas fait l'objet d'études approfondies concernant la possibilité de les doter de fusibles. Pour ces charpentes lourdes, les forces de calcul induites dans les diagonales dépassent souvent la capacité des cornières et des profilés HSS disponibles, qui sont des sections de choix pour les structures contreventées les plus courantes. Une proposition a ainsi été faite par le Groupe Canam (Vincent, 2008) afin d'explorer la viabilité de former un fusible sur les profilés W.

La capacité de telles membrures requiert des assemblages dont la dimension devient considérable lorsque le principe de conception par capacité s'applique. Le coût de la main-d'œuvre sur le chantier ainsi que les délais imposés conduisent souvent les fabricants de charpentes à opter pour des assemblages boulonnés plutôt que soudés. Il est alors nécessaire de renforcer l'aire nette du profilé à l'extrémité afin de permettre la plastification de la section brute en évitant une rupture fragile au niveau de l'assemblage. La plaque de recouvrement utilisée à cet effet doit être prolongée au-delà de l'aire d'assemblage afin d'assurer un transfert de charge adéquat, comme illustré à la figure 1-2. Les boulons n'y ont pas été représentés pour plus de clarté. La complexité de l'assemblage se trouve ainsi augmentée, de même que son coût. La mise en place d'un fusible permettrait ainsi de simplifier l'assemblage en permettant de se passer de ce renfort, et ceci en plus de réduire les charges de conception sur la structure porteuse.

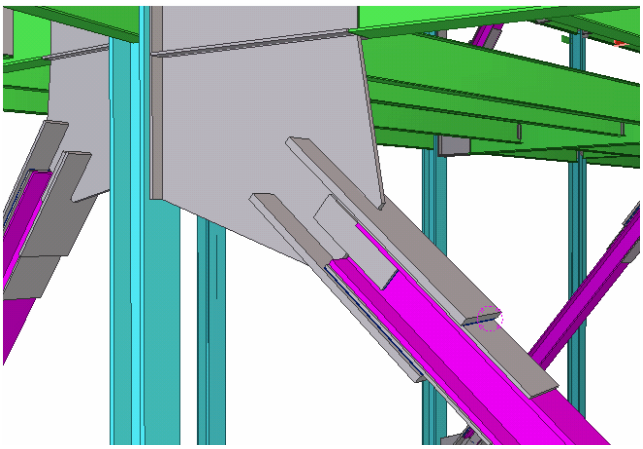


Figure 1-2: Renforcement de l'aire nette au niveau de l'assemblage (Vincent, 2008)

Le fusible proposé est formé par la réduction de la section du profilé aux jonctions de l'âme et des semelles. De cette façon, la découpe n'a qu'un impact négligeable sur les propriétés de section selon l'axe faible. En conservant la rigidité flexionnelle le long de la membrure, la charge critique demeure égale à celle de la diagonale classique, ce qui permet de conserver sa capacité maximale en compression. Une estimation préliminaire de l'économie réalisable au niveau de l'assemblage a conclu à des gains potentiels conséquents.

La découpe illustrée à la figure 1-3 a) fait l'objet de tests en usine en vue d'étudier sa faisabilité. La procédure préconisée commence par le perçage de trous au niveau des coins de la future ouverture avant que leurs tangentes ne soient reliées. Cette technique a permis d'obtenir des résultats satisfaisants.

a) b)

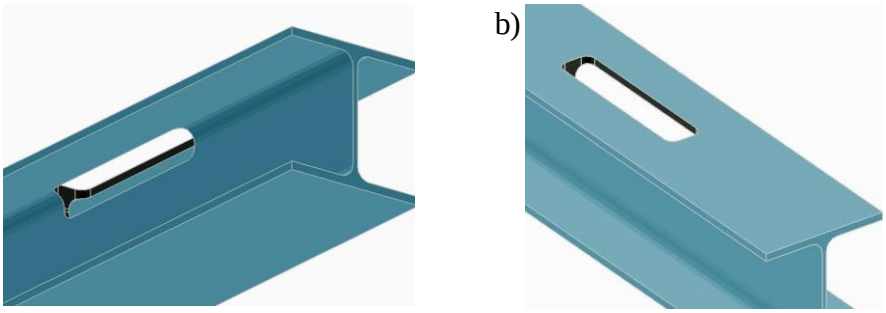


Figure 1-3: Forme de la découpe proposée (Vincent, 2008)
a) Vue de dessous b) Vue de dessus

Une première piste de dimensionnement a été suggérée. Celle-ci s'appuie principalement sur la réduction de la capacité maximale en tension à atteindre pour éliminer la plaque de renfort. Pour ce faire, l'exemple d'un profilé W360x347 ayant un élancement d'environ 90 a été étudié. En réduisant la section de 31 % sur une longueur permettant à la diagonale d'accommoder un déplacement inter-étages de 2 % tout en limitant la déformation des fusibles à 10 %, la capacité pouvait être réduite de 20 % compte tenu de l'écrouissage. En effet, puisque l'allongement de la diagonale sera principalement concentré au niveau de la section réduite, il est nécessaire de permettre une déformation importante du fusible afin de limiter sa longueur. Dans le cas contraire, le fusible serait trop vulnérable au voilement local ou affaiblirait la diagonale en compression. La capacité du fusible est ainsi estimée avec une contrainte maximale évaluée à mi-chemin entre la limite élastique et la limite ultime du métal lorsqu'il est déformé à 10 %. Pour cette raison, la réduction de capacité effective ne peut égaler la réduction de section.

1.4 Problématique

La découpe qui est proposée au paragraphe 1.3 permet de préserver en grande partie la rigidité en flexion de la diagonale et ainsi de minimiser l'impact du fusible sur la résistance au flambement global de la diagonale en compression. Cependant, cette hypothèse n'est valable que si les parties des semelles situées de part et d'autre de l'entaille ne subissent pas de voilement sous les contraintes de compression. Les deux bords de ces éléments sont libres de se déformer dans la direction normale au plan des semelles du profilé, ce qui constitue une condition favorable au flambement lorsque la diagonale résiste à des efforts de compression et/ou de flexion. Une analyse préliminaire[1] réalisée sur une diagonale faite d'un profilé W310x129 a révélé que ce voilement était possible et pourrait éventuellement affecter le comportement en compression de la diagonale (figure 1-4). De cette première étude, on a conclu qu'il fallait confiner le fusible pour prévenir ce phénomène et développer le comportement inélastique cyclique souhaité pour la diagonale.

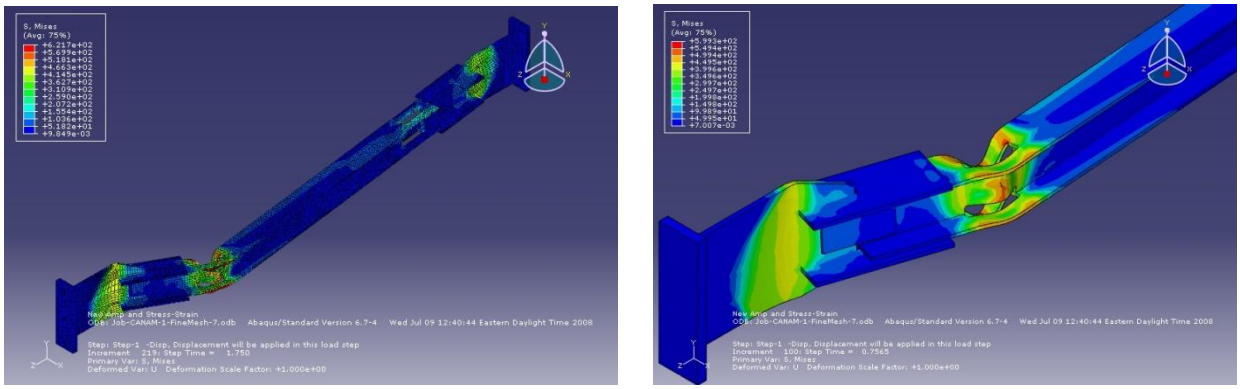


Figure 1-4: Voilement des semelles du fusible et impact sur le flambement de la diagonale[1].

Lors de la conception de la structure, la section des diagonales est choisie de telle sorte que les diagonales puissent résister en compression aux charges sismiques prescrites par les codes. Pour éviter d'augmenter la section des diagonales, il est donc essentiel que la présence d'un fusible n'affecte pas leur résistance en compression. De plus, la diagonale avec fusible doit pouvoir maintenir une résistance post-flambement en compression qui est comparable à celle d'une diagonale sans fusible. Enfin, le fusible doit être conçu pour atteindre et maintenir la résistance en

[1] Roufegarinejad et Tremblay, 2008. Communication personnelle.

tension requise, sans rupture prématurée, sur toute la plage des déformations inélastiques qui sont anticipées pour la structure.

1.5 Objectifs, méthodologie, et organisation du mémoire

Les paragraphes précédents ont permis d'exposer de façon exhaustive le potentiel de fusibles ductiles pour la conception parasismique. Le fusible proposé par Canam semble représenter une solution efficace pour les diagonales de contreventement faites de profilés W utilisées dans les grandes structures. On peut effectivement prévoir un comportement adéquat en tension pour ce fusible, mais une incertitude demeure quant à sa résistance lorsqu'il est sollicité par une charge de compression ou un effort de compression combiné à un moment fléchissant. C'est le cas, en particulier, lorsque la diagonale est amenée à flamber. Cette condition est nécessaire dans la mesure où la résistance de la diagonale en compression ne doit pas être affectée, et que dans le cas d'un séisme, plusieurs cycles de chargement sont attendus.

Le premier objectif consiste donc à évaluer la performance du fusible selon les critères précédemment énoncés, ainsi que l'impact que sa mise en place peut avoir sur le comportement de la diagonale. Une attention particulière sera portée à la ductilité qui peut être atteinte comparativement aux prescriptions issues des normes en vigueur, ceci en vue de dissiper adéquatement l'énergie sismique.

Pour répondre à cet objectif, on s'appuiera premièrement sur les différents modèles de fusibles et dispositifs dissipatifs précédemment développés dont la littérature fait état. Les travaux antérieurs permettront de délimiter un domaine d'applicabilité du concept, et de mieux cerner les facteurs influençant la performance de la diagonale ainsi que son impact sur le comportement d'un bâtiment. Puis, le fusible proposé sera analysé au cours d'un large programme d'analyses par éléments finis. Nous verrons que la forme du fusible, si elle préserve les propriétés de la section initiale, devient toutefois très sensible au voilement local. Ce constat conduira à la mise au point d'un système de retenue dont la forme sera progressivement ajustée à l'aide des modèles numériques.

En second lieu, il convient de mettre au point une méthode de dimensionnement complète et systématique qui puisse être utile au concepteur en vue de tirer le meilleur profit de la mise en place des fusibles, tout en assurant leur fiabilité. Plusieurs hypothèses issues de la compréhension des phénomènes mis en évidences par les analyses numériques seront formulées à cet effet.

Enfin, cette méthode sera mise à l'épreuve par un programme d'essais à pleine échelle sur des diagonales munies de fusibles. Par la même occasion, il sera possible d'évaluer la fidélité des modèles numériques à la réalité et leur aptitude à reconstituer les phénomènes locaux et globaux qui ont été observés durant les essais.

CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE

Le contexte normatif présenté en introduction a permis de donner un aperçu des cas dans lesquels la mise en place du fusible proposé est profitable. Dans ce chapitre, nous analyserons quelques exemples de fusibles déjà développés pour les structures à contreventement concentriques, ce qui permettra de préciser la place du modèle présenté dans ce mémoire parmi ceux-ci. Nous nous doterons également d'outils méthodologiques permettant d'évaluer le comportement d'une diagonale munie de fusibles, ainsi que de résoudre les problèmes d'instabilité susceptibles d'affecter le fusible à l'étude.

2.1 Travaux antérieurs

2.1.1 Modèles de fusibles développés par le passé

2.1.1.1 Émergence du concept de fusible

Le concept de fusible est apparu au Canada vers la fin des années 1990, à la suite de l'adoption de la méthode de conception par capacité dans la norme S16.1 (CSA, 1994). Comme il a été énoncé en introduction, le surcoût dû à la nouvelle pratique est principalement attribuable à la disparité entre les capacités axiales de tension et de compression d'une diagonale dans un système de contreventement concentrique ou en chevrons. Un projet pilote a alors été lancé par l'École Polytechnique en collaboration avec l'Université de Colombie-Britannique, avec le partenariat de l'industrie. Le but était d'étudier la faisabilité de la mise en place de fusibles en vue de rapprocher les capacités axiales des diagonales faites de profilés creux (HSS) majoritairement utilisés pour des bâtiments de faible hauteur (Tremblay et Bouatay, 1999 ; Rezai et al. 2000), et pour lesquels les nouvelles règles de conception s'avéraient particulièrement pénalisantes.

Le projet a été réalisé en trois phases expérimentales consistant à affiner successivement la sélection de configurations possibles pour les fusibles, selon le comportement visé. Les propriétés de stabilité, de ductilité, et de dissipation d'énergie ont été considérées en particulier.

En premier lieu, des essais cycliques sur des contreventements en X à pleine échelle ont été réalisés dans le cadre illustré à la figure 2-1 a). Les possibilités de placer un fusible à la jonction des deux diagonales ont été explorées. Celui-ci était formé par des plaques munies de raidisseurs,

ou stabilisées par des cornières, et leur section était adaptée en fonction de la capacité désirée. Les différentes configurations testées ont pour certaines montré une dissipation réduite d'énergie due aux problèmes de stabilité engendrés par la sollicitation bi-axiale (figure 2-1 b)). Dans d'autres cas, lorsque le fusible était adéquatement supporté, des ruptures soudaines ont été constatées.

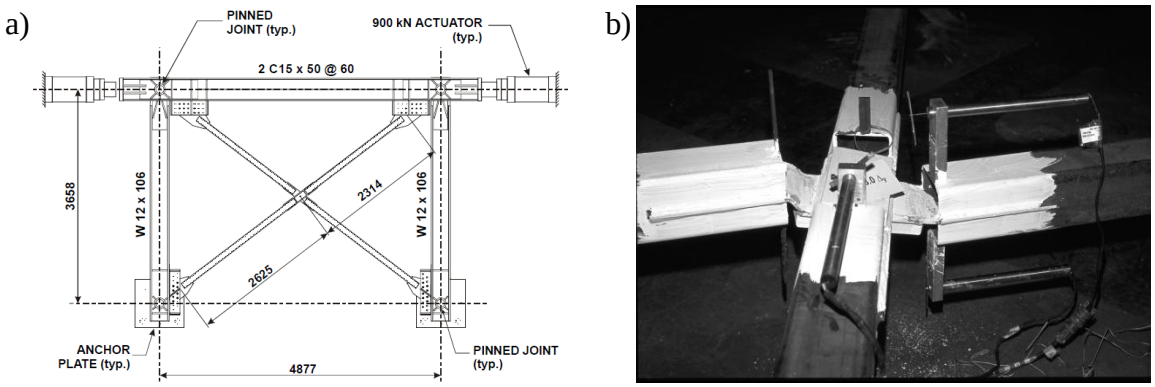


Figure 2-1: Fusible placé à l'intersection d'un contreventement en X : a) vue d'ensemble ; b) instabilité sous effort de compression (Tremblay et Bouatay, 1999)

2.1.1.2 Membrure de section réduite

Les bénéfices potentiels rendus possibles par la mise en œuvre de fusibles dans le cadre de la conception par capacité ont par la suite servi d'idée directrice pour plusieurs projets, qui ont exploré la possibilité de leur application pour différents types de profilés. Ceux-ci ont visé premièrement à la conception d'un fusible sous sa forme la plus simple, c'est-à-dire une réduction locale de la section de la membrure diagonale en vue de rapprocher ses capacités axiales en tension et en compression.

2.1.1.2.1 Étude locale de la diagonale munie d'un fusible

- Profilé HSS de section réduite

Les travaux présentés en 2.1.1.1 se sont poursuivis sur les fusibles uniquement, formés sur les diagonales et non plus au niveau des assemblages. Différentes réductions de la section d'un HSS carré ont été testées (Rezai et al., 2000), parmi lesquelles les géométries présentées à la figure 2-2. Ces essais ont permis de mettre en évidence l'influence de la longueur de fusible et de la stabilisation de celui-ci sur la ductilité observée.

a) b) c)

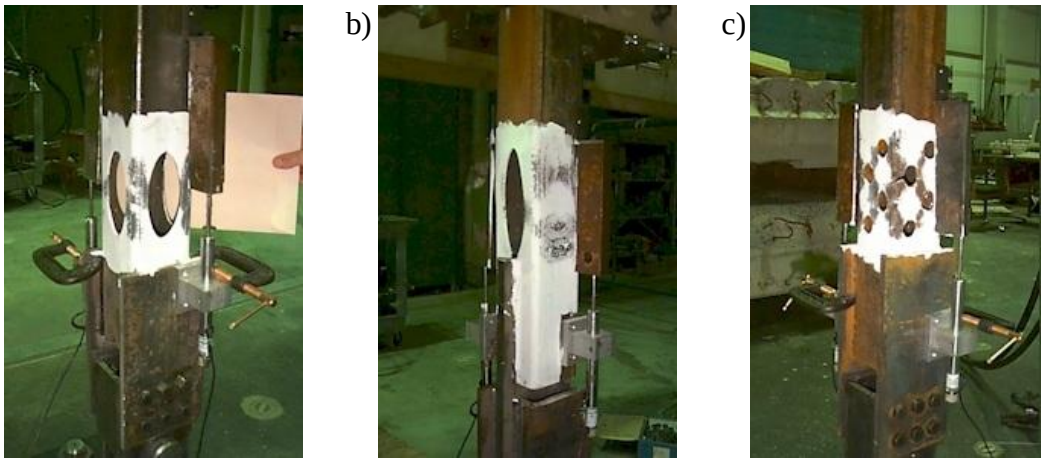


Figure 2-2: Réduction de la section des HSS (Rezai et al., 2000)

Les sections réduites ont toutes été sujettes au voilement local lorsqu'aucun support ne leur était fourni, avec un effet préjudiciable sur la ductilité. Cette dernière a été nettement améliorée en ajoutant une pièce de remplissage ou un tube de section réduite à l'intérieur ainsi qu'un manchon extérieur, de façon à ce que la zone sensible soit entièrement confinée (figure 2-3). Toutefois, la mise en place d'une telle protection peut engendrer un effet de couplage la faisant participer à la reprise de l'effort axial, ce qui n'est pas désiré.

a) b)

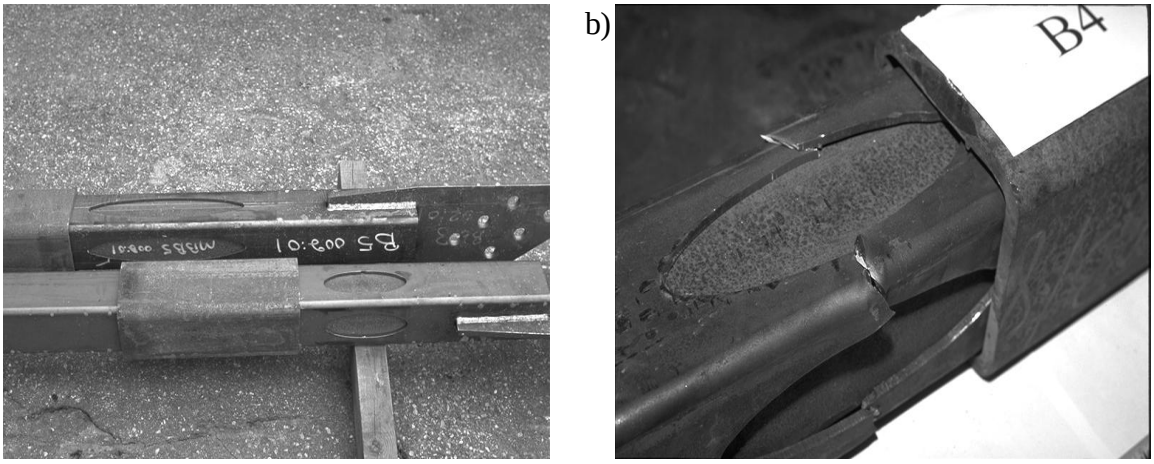


Figure 2-3: HSS découpé avec pièce de remplissage et manchon : a) vue lors du montage ;
b) rupture par fatigue après l'essai (Tremblay et Bouatay 1999)

Bonetti (2008) a proposé de réduire la section des profilés HSS ronds par des ouvertures ovales dans les parois (figure 2-4). Le fait qu'elles soient ovales privilégie la répartition des déformations inélastiques le long de segments de section constante sur la longueur du fusible, ce qui est souhaitable pour atteindre une ductilité élevée. À l'inverse, dans l'approche précédente (Rezai et al., 2000), la découpe elliptique avait tendance à concentrer initialement celles-ci au voisinage de la section la plus faible avant que l'écrouissage ne permette une répartition. La découpe d'un profilé circulaire s'avère toutefois délicate dans la mesure où les ouvertures doivent être soignées, géométriquement identiques, également réparties sur la circonférence pour ne pas introduite d'excentricité, et du fait que ces opérations soient à réaliser sur une surface non-plane.

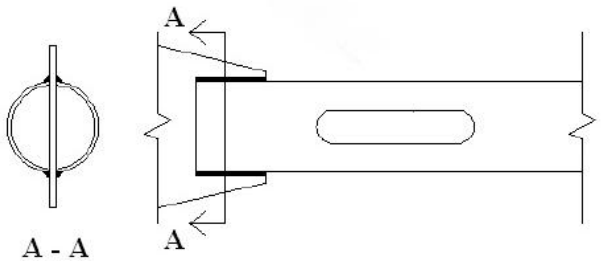


Figure 2-4: Ouverture ovale dans la paroi d'un HSS circulaire (Bonetti, 2008)

Une attention particulière est portée à l'aspect des ouvertures, au rapport de leur longueur et de leur largeur, pour permettre une diffusion optimale des contraintes de la section brute vers la section réduite. Malgré les soins apportés à l'optimisation de la géométrie, les analyses par éléments finis et les tests réalisés ont montré que le voilement local apparaît prématurément au niveau de la section réduite (figure 2-5), ce qui engendre une perte de capacité en compression et réduit la ductilité. En particulier, le fusible est si sensible à l'application d'une charge excentrée que le fusible est incapable de résister au flambement global de la diagonale. Cette solution a ainsi été abandonnée, sans qu'une tentative de stabilisation ait été tentée.

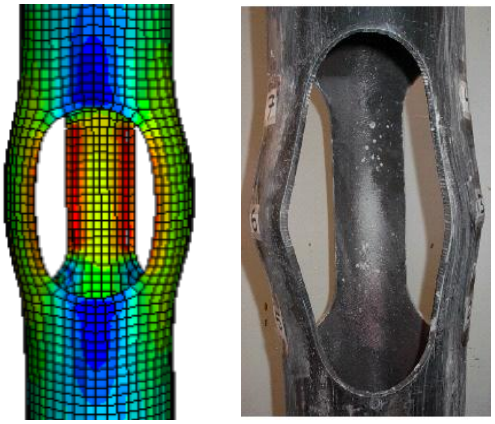


Figure 2-5: Voilement local dans un HSS circulaire avec ouvertures ovales (Bonetti, 2008)

- Cornières à ailes égales

Pour des charges moins élevées, il est courant d'utiliser des cornières en guise de membrure diagonale. Desjardins et Légeron (2010) ont étudié la possibilité de former des fusibles sur celles-ci, partant du constat qu'elles sont généralement sujettes à une rupture fragile au niveau des assemblages, notamment dans la pratique courante lorsqu'une seule des ailes est boulonnée au gousset et que le phénomène de décalage en cisaillement intervient.

L'assemblage est dimensionné par rapport à la capacité du fusible (section réduite) et la longueur est adaptée pour que la diagonale développe une ductilité R_d de 3 lorsque le fusible atteint une déformation inélastique de 5 %. Les différentes réductions de section qui ont été testées sont illustrées à la figure 2-6. Les spécimens numéro 2, 4 et 6 ci-dessous présentent les modes de ruptures acceptables, dans la mesure où l'assemblage a été épargné et que la ductilité s'en est trouvée améliorée.

Figure 2-6: Mode de rupture des cornières pour différentes réductions de section (Desjardins et Légeron, 2010)

Par la suite, les formes de fusibles les plus performantes ont été testées sur une baie contreventée en X, en analysant l'influence de la distribution des fusibles le long des diagonales. Il en est ressorti que le placement le plus judicieux pour atteindre une ductilité élevée consiste à former deux fusibles proches des assemblages d'extrémités. En formant plusieurs fusibles courts sur la diagonale, la dissipation d'énergie est légèrement plus élevée, mais la ductilité est réduite.

La capacité des diagonales dont le fusible a préalablement voilé s'est dégradée considérablement, mais elle a été jugée acceptable pour un contreventement en X travaillant en tension-compression. En effet, la diagonale tendue connaît une rupture ductile dans le fusible, ce qui évite la rupture fragile à l'assemblage. Afin de limiter la perte de capacité de la diagonale en compression et améliorer sa ductilité en retardant l'apparition de fissures dans le fusible redressé, l'élaboration d'un système de retenue pour stabiliser le fusible est recommandée.

- Association de cornières et de HSS

D'autres fusibles ont été formés en coupant un profilé HSS, puis en raccordant les deux portions par une plaque raidie ou des cornières de section adaptée (figure 2-7). Dans ce cas également, il a été montré qu'il fallait fournir un support latéral continu et adéquatement maintenu en place durant la sollicitation du fusible. La ductilité étant améliorée à mesure que la longueur du fusible augmente, une attention particulière doit être portée à l'ajustement des raidisseurs le long de la zone sensible afin de prévenir toute instabilité (Bouatay, 2001).

a) b) c)

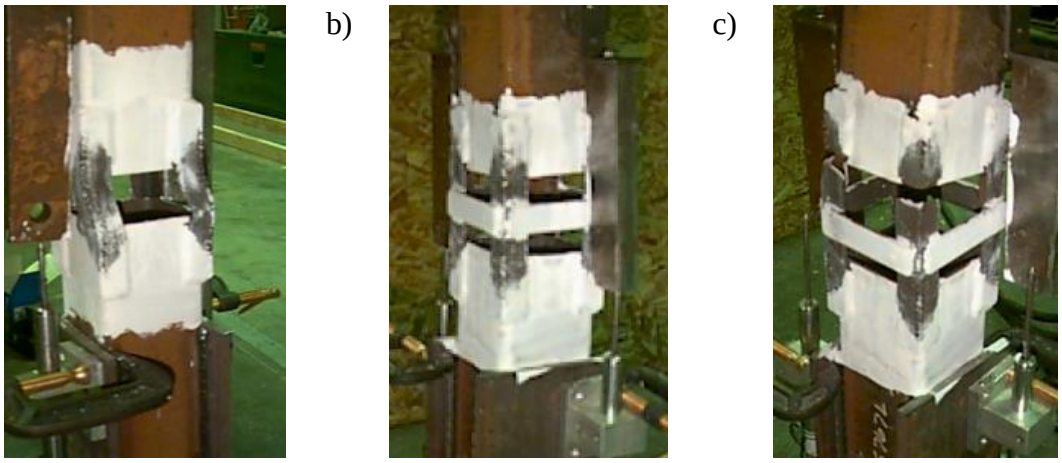


Figure 2-7: HSS coupé raccordé par des cornières a) voilement local,
b) tentative de stabilisation, c) rupture fragile (Rezai et al. 2000)

Ce système proposé par Rezai et al. (2000) a montré un grand potentiel malgré les problèmes liés à la ductilité et à la stabilité qui ont été mis en évidence. En effet, le HSS est un profilé de choix pour les bâtiments de faible hauteur. Ces profilés sont relativement légers pour le module d'inertie qu'ils présentent, ce qui les rend particulièrement économiques pour résister à des efforts de compression. Toutefois, leur métal déjà écroui par le formage à froid ne permet pas une réserve de ductilité adéquate pour la formation de fusibles, d'où la nécessité d'employer un métal plus ductile tel que celui des cornières laminées à chaud.

Le fusible proposé dans cette optique a ainsi été amélioré (Tremblay, 2007 ; Kassis et Tremblay, 2008). La géométrie de celui-ci est obtenue en découpant le profilé et en raccordant les deux segments obtenus par des cornières de section réduite (figure 2-8). Ainsi, la zone où la plastification se produit est maîtrisée. Cette fois, le HSS se prolonge dans la zone du fusible et constitue lui-même le support latéral intérieur des cornières, si bien qu'une seule manche extérieure est requise afin d'éviter le voilement local de ces dernières.

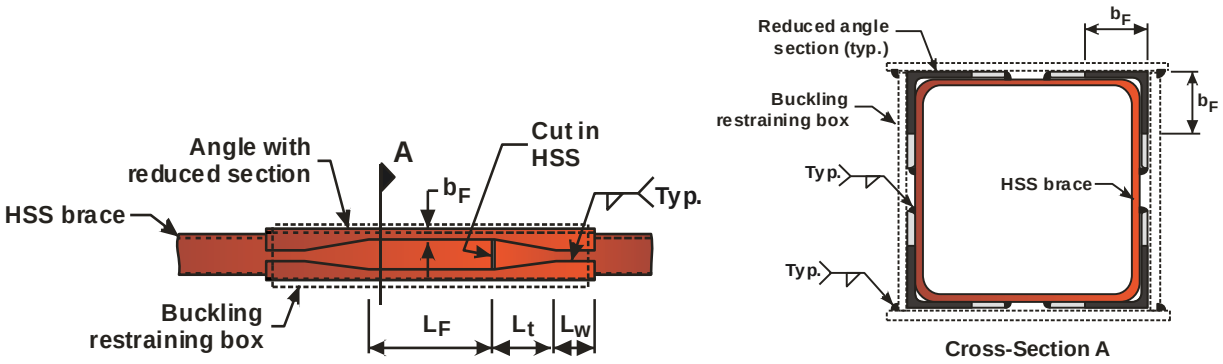


Figure 2-8: Modèle de fusible proposé par Kassis et Tremblay (2008)

Les capacités axiales en tension et en compression du fusible sont voisines, et celui-ci peut être dimensionné de telle sorte que le flambement global de la diagonale précède l'atteinte de sa charge de plastification en compression. Par ailleurs, sa capacité en tension doit être plus importante que l'effort induit T_f dans la diagonale. Ces conditions sont exprimées dans les équations suivantes :

$$T_{rF} = \phi A_F F_{yF} \geq \max\left(C_u; T_f\right) \tag{2.1}$$

$$T_{uF} \geq A_F R_{shF} R_{yF} F_{yF} \tag{2.2}$$

T_{rF} est ici la résistance pondérée du fusible, qu'on suppose égale pour la tension et la compression. Sa résistance ultime T_{uF} est exprimée en fonction de la section réduite A_F, de l'écrouissage R_{shF} dans le fusible qui concentrera les déformations inélastiques, et sa longueur est ajustée pour accommoder l'extension de la diagonale tout en demeurant en deçà de l'écrouissage spécifié. On distingue ici les propriétés de la diagonale et celles qui sont propres au fusible étant donné que le métal des cornières est différent de celui des profilés HSS.

Les essais réalisés sur le fusible ont permis de valider sa géométrie, notamment par le fait qu'elle ait permis de résoudre les problèmes de stabilité locale des cornières rencontrés initialement (Rezai et al. 2000).

Les travaux ont été poursuivis par St-Onge (2012) qui a analysé en particulier l'influence des défauts de fabrication dus à la découpe des cornières et la géométrie des zones de transition. Une méthode de dimensionnement complète du fusible a été établie, en s'appuyant sur un vaste programme expérimental. Celui-ci a permis de mettre en évidence la friction entre les cornières et

le confinement extérieur qui se doit d'être assemblé par des soudures continues pour pouvoir résister adéquatement au voilement.

Les essais sur les cornières ont par ailleurs montré que les propriétés du métal n'étaient pas uniformes sur leur section, et la méthode de dimensionnement a été adaptée en conséquence. Ce constat a mené à l'étude d'une alternative présentée à la figure 2-9, dans laquelle les cornières se voient substituées par des plaques. En plus de la boîte de confinement, des supports latéraux sont ajoutés pour prévenir le voilement des plaques dans leur plan.

a)

b)

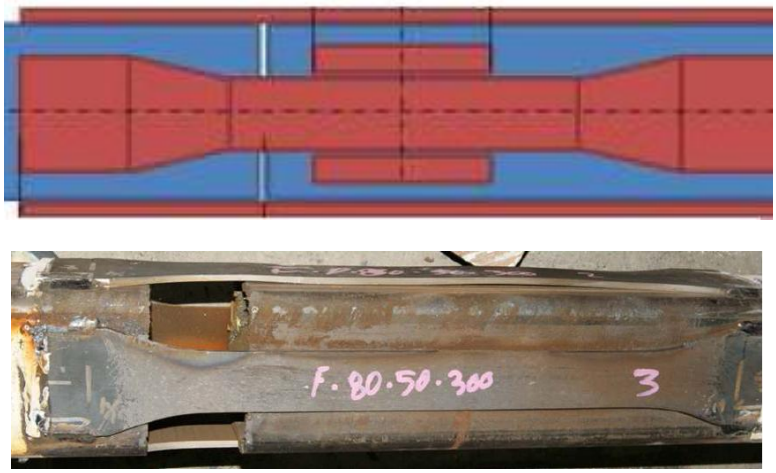


Figure 2-9: Fusible formé de plaques : a) géométrie b) allure après essai (St-Onge, 2012)

Le fusible est dimensionné pour résister à la capacité en compression de la diagonale lors du second flambement. Cela revient à tolérer un cycle de plastification axiale en compression, dans la mesure où il a été montré que la ductilité n'était pas affectée. Les essais ont montré une bonne performance de cette configuration également, bien qu'elle soit légèrement plus souple en flexion lorsque le fusible a été allongé. En l'occurrence, une réduction de la capacité en compression a été constatée lorsqu'un fusible est mis en place. Celle-ci est de l'ordre de 16 % de la capacité au premier flambement, et de 35 % au second flambement. Un désaxement des deux portions de HSS a été quelquefois constaté, malgré la présence de la boîte de confinement. La conception de cette dernière reste quant à elle approximative.

2.1.1.2.2 Comportement global à l'échelle du bâtiment

Des études ont également été menées pour évaluer le bénéfice que peut apporter une (des) diagonale(s) de section réduite introduite dans un bâtiment. L'économie réalisable reste bien entendu sous la réserve d'une analyse locale permettant de montrer que le fusible formé a un comportement stable, ductile, et dissipant l'énergie sismique de manière efficace.

- Mécanisme de rupture et accélération critique

Afin de réduire les déformations plastiques dans les assemblages d'extrémités lorsque la diagonale flambe, et éviter un impact soudain lorsque la diagonale est redressée en tension, l'Eurocode 8 (CEN, 2004) limite l'élancement de la diagonale à $\lambda = 2$. Cette limite correspondrait approximativement à $KL/r = 150$ avec un acier ayant une limite élastique nominale de $F_y = 350$ MPa. À titre de comparaison, la norme S16 (CSA, 2009) permet d'aller jusqu'à $KL/r = 200$ et même au-delà dans certains cas particuliers. La limite de l'Eurocode 8 oblige ainsi à surdimensionner les diagonales longues pour satisfaire ce critère, ce qui favorise une disparité des sur-résistances à chaque étage. Ainsi, des mécanismes de rupture par étage faible peuvent survenir alors qu'un mécanisme global serait souhaitable. En effet, le déplacement inter-étages se concentrera au niveau dont la sur-résistance est la plus faible.

Pour limiter cette tendance tout en satisfaisant les prescriptions de l'Eurocode 8, Giugliano et al. (2012) ont proposé l'utilisation de diagonales dont la section a été localement réduite pour permettre d'uniformiser la sur-résistance sur la hauteur du bâtiment. De cette façon, un mécanisme de rupture global est favorisé tout en réduisant la sollicitation des colonnes. Un modèle simplifié de comportement de la diagonale est proposé, de façon à ce que la réduction de la section n'engendre qu'une réduction négligeable de la charge critique. La figure 2-10 montre le modèle de diagonale à section variable adopté. La charge critique et l'élancement équivalent associé sont donnés aux équations (2.3) et (2.4).

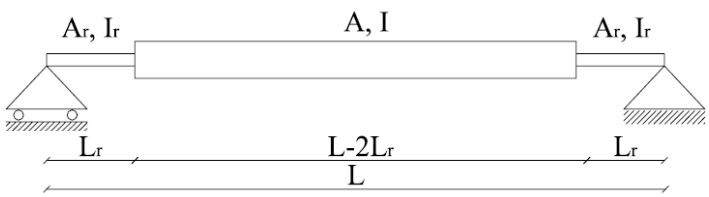


Figure 2-10: Modèle théorique de diagonale à section réduite

$$P_{cr,r} = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \frac{1}{1+\left(\frac{I}{I_r}-1\right)\left\{2\frac{L_r}{L}-\frac{1}{\pi}\sin\left(\frac{\pi\left(L-2L_r\right)}{L}\right)\right\}} \tag{2.3}$$

$$\lambda_{eq} = \lambda\sqrt{1+\left(\frac{I}{I_r}-1\right)\left\{2\frac{L_r}{L}-\frac{1}{\pi}\sin\left(\frac{\pi\left(L-2L_r\right)}{L}\right)\right\}} \tag{2.4}$$

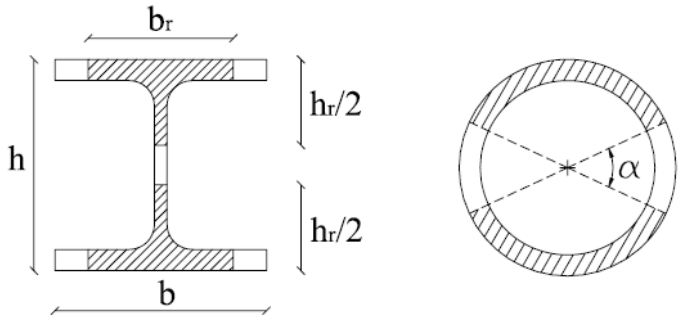


Figure 2-11: Réductions de section proposées pour les profilés W ou HSS circulaires (Giugliano et al. 2010)

La section est réduite selon les modèles présentés à la figure 2-11 pour atteindre la sur-résistance visée lorsque des profilés HSS circulaires ou des profilés W (profilées en I) sont utilisés. L'inertie réduite I_r correspondante est introduite dans les équations (2.3) et (2.4), et la longueur de section réduite est déterminée à l'aide de considérations relatives à la sollicitation de la section réduite en flexion. Si l'augmentation de l'élancement estimée avec l'équation (2.4) ne dépasse pas le critère spécifié par l'Eurocode 8, le dimensionnement est validé.

Un bâtiment type a été dimensionné à l'aide de ce raisonnement, et une comparaison a été réalisée. Cette dernière est basée sur l'accélération admissible au sol (PGA) à laquelle survient la rupture du premier élément. En particulier, il a été mis en évidence que le dimensionnement classique conduisait au flambement prématuré des colonnes dans les structures considérées. La mise en œuvre d'une zone de section réduite permettait quant à elle une rupture dans les diagonales selon le mécanisme global visé, et ce sous des conditions sismiques largement plus sévères, soit un PGA admissible augmenté de près de 70 %. Une étude de la fiabilité de contreventements munis de ce type de fusibles a été réalisée par Giugliano et al. (2011). Le comportement de ce fusible n'a cependant pas été vérifié expérimentalement.

- Influence du type de système de reprise des charges latérales

Dans le cadre des normes canadiennes (CNBC 2005 et S16-01), Kassis et Tremblay (2008) ont proposé un fusible pour réduire le coût des structures de faible hauteur, en particulier celles de 5 à 12 m dont le cisaillement issu des charges latérales est repris au niveau du toit par un tablier métallique. De ce fait, le gain que peut procurer la mise en place de fusibles sur les diagonales a été analysé à la fois pour l'effort tranchant au niveau du diaphragme de toit et pour les efforts communiqués aux assemblages. Les structures de ce type sont tout particulièrement affectées par l'augmentation des charges dues au procédé de conception par capacité, ce qui encourage généralement les concepteurs à opter pour un SRFS présentant une ductilité réduite ou de type CC.

Un gain est possible uniquement si la capacité du fusible est inférieure à celle de la diagonale classique T_u. Un compromis est donc à trouver entre la réduction de section et l'écrouissage attendu dans le fusible. Dans la mesure où un gain a pu être réalisé, une analyse paramétrique a été menée sur des bâtiments de faible hauteur se trouvant à Montréal et Vancouver, des villes dont la sismicité est représentative respectivement de l'est et de l'ouest du Canada. Les SFRS de type CC, LD, MD ont été comparés, tels qu'ils sont définis par la norme S16 (CSA 2009). Dans le cas du type CC, la conception par capacité n'étant pas requise, le fusible n'a pas lieu d'être. Toutefois, la comparaison avec ce type de système permet clairement d'identifier si un fusible peut être plus profitable qu'une conception avec une ductilité réduite.

L'étude a montré que l'introduction de fusibles dans les diagonales travaillant en tension-compression pour les systèmes de type LD et MD permet de réduire l'effort communiqué aux assemblages par rapport aux diagonales classiques dont l'élancement est supérieur à 80. La réduction de la résistance de l'assemblage en deçà de celle requise pour un système CC n'est cependant possible que pour un système de type MD. Dans le cas de diagonales travaillant en tension seulement, aucun gain n'est possible à moins que la sélection de la membrure n'ait été gouvernée par les conditions minimales.

La mise en place de fusibles dans les systèmes de type MD s'est finalement avérée être la solution permettant d'obtenir la sollicitation la plus faible à l'assemblage lorsque les diagonales travaillent en tension-compression. Lorsque les diagonales deviennent très élancées, cette sollicitation devient similaire à celle obtenue dans un système de type MD dont les diagonales

travaillent en tension seulement sans fusible, c'est pourquoi une fourchette d'élancement de 80 à 120 est recommandée pour l'emploi de ces derniers.

Les fusibles de cette forme peuvent, lorsqu'ils sont correctement dimensionnés, atteindre voire dépasser les déformations inélastiques anticipées. C'est pourquoi St-Onge (2012) ouvre sur la perspective de pouvoir dimensionner les bâtiments de faible hauteur dont les diagonales sont munies de fusibles avec un facteur de ductilité R_d augmenté de 3.0 à 4.0. Ceci permettrait de réduire encore les charges sismiques de calcul.

2.1.2 Diagonale non dissipative

Les fusibles dans cette partie présentent une approche quelque peu différente de celle précédemment présentée. Dans le SRFS des structures à contreventement concentriques, les éléments spécifiques où la dissipation d'énergie est supposée se produire sont généralement les diagonales. Des alternatives sont toutefois possibles, dans le cas où l'on souhaite que celles-ci demeurent élastiques pour assurer la dissipation d'énergie dans un élément spécifique qui concentre les déformations inélastiques. L'objectif est d'améliorer la dissipation d'énergie pour laquelle le flambement d'une diagonale en compression est un handicap. L'élément ajouté est ainsi conçu pour reprendre les charges sismiques de calcul, et la diagonale passe dans la catégorie des éléments à dimensionner en second lieu. Sa résistance est à l'image de la structure porteuse assez élevée pour que la dissipation puisse se produire de façon adéquate dans l'élément en question.

2.1.2.1 Assemblage inélastique

Le système INERD (Vayas et Thanopoulos, 2005), de l'anglais *Innovative Earthquake Resistant Design System,* est développé dans le cadre d'une collaboration entre les universités d'Athènes, de Lisbonne, de Milan et de Liège. Il permet de dissiper l'énergie sismique par l'intermédiaire de déformations inélastiques dans les assemblages par la flexion d'une goupille, comme illustré à la figure 2-12.

L'assemblage est constitué d'une ou deux plaques intérieures solidaires de la membrure diagonale, et de deux plaques extérieures solidaires de la colonne. Une goupille traverse ces différentes plaques afin de réaliser l'assemblage. Lorsque le bâtiment est soumis à une charge latérale, la diagonale soumise à des efforts de tension et compression sollicite la goupille en

flexion. Selon le nombre de plaques intérieures, la goupille est fléchie en trois ou quatre points. Celle-ci a une section de forme oblongue ou rectangulaire, pour éviter un effet de charnière dans l'assemblage. Un léger jeu est ménagé au niveau des trous dans les différentes plaques afin d'éviter l'effet d'encastrement sur l'épaisseur de la plaque.

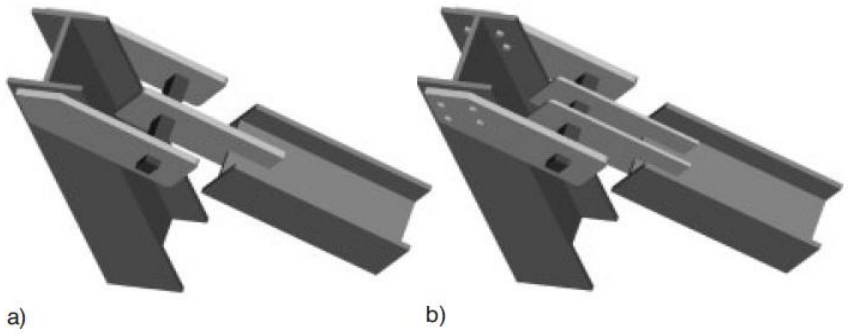


Figure 2-12: Schéma de l'assemblage INERD (Vayas et Thanopoulos, 2005)

Lors de la conception par capacité, seule la goupille est dissipatrice d'énergie. Elle est donc conçue en fonction des charges sismiques de calcul. Les plaques et la membrure diagonale sont conçues pour la capacité de la goupille, si bien qu'aucun flambement en compression n'est attendu.

L'un des principaux avantages de ce système est qu'il localise les dommages structuraux dans un élément de taille réduite, ce qui permet un remplacement aisé et à moindres frais après le séisme. L'analogie est faite avec le domaine de la mécanique et la notion de pièce de rechange. Cet argument est largement mis en avant dans la mesure où les modèles classiques d'ossatures résistant aux moments, structures à contreventement concentriques ou excentriques, sont difficilement réparables, voire pas du tout. Par ailleurs, la goupille conçue adéquatement n'offre aucune capacité excédentaire pour le dimensionnement de la structure porteuse dans la mesure où elle se comporte de façon similaire que la diagonale soit tendue ou comprimée. En cela, le système permet d'allier la ductilité et la dissipation d'énergie que l'on reconnait aux cadres rigides à la rigidité des structures à contreventement concentrique.

La mise au point du concept a été réalisée au moyen d'analyses par éléments finis et de tests en laboratoires. Ceux-ci ont permis d'optimiser la forme de la goupille, d'évaluer l'influence du jeu à travers les plaques sur la ductilité, et d'aboutir à une méthode de dimensionnement. Le comportement hystérétique est donné à la figure 2-13, en comparant les résultats d'analyse par éléments finis et les résultats d'essais pour un chargement cyclique et un chargement monotone.

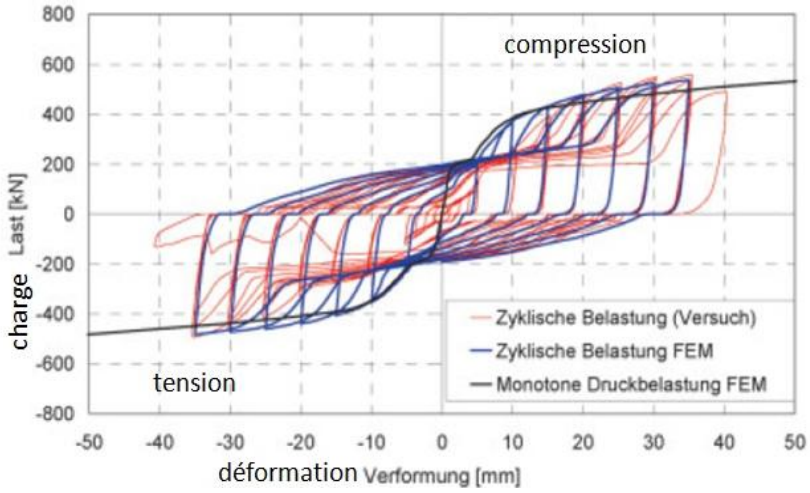


Figure 2-13: Comportement hystérétique du système INERD pour une goupille rectangulaire (Vayas et Thanopoulos, 2005)

La méthode de dimensionnement qui a été proposée est divisée en deux phases : dans la première, le jeu ménagé dans les trous permet de considérer la goupille comme étant simplement appuyée à la rencontre des plaques. Dans la seconde, alors que celle-ci a subi de larges déformations plastiques, il se crée malgré le jeu un effet d'encastrement. Les trous sont déformés par effet de levier et les plaques sont fléchies, comme montré à la figure 2-14. La résistance de l'assemblage est basée sur les propriétés flexionnelles de la goupille dont les conditions d'appuis varient, le tout étant assorti de coefficients provenant d'une étude statistique qui prend en compte l'incertitude sur le matériau.

La performance de ce système en fait une solution attrayante qui est encore sous investigation. Un modèle similaire est étudié à l'université Concordia (Tirca et al. 2011).

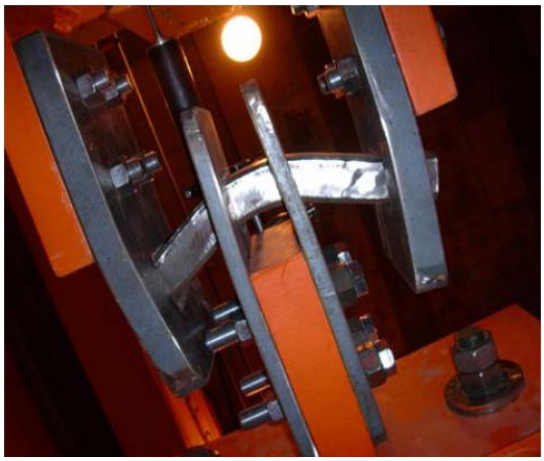


Figure 2-14: Déformations de la goupille et des plaques, effets d'encastrement (Vayas et al. 2005)

2.1.2.2 Fusible en acier moulé

Le système de fusible en acier moulé, adapté de *Cast Steel Yielding Brace System* (Gray et al., 2010) se trouve dans le même registre au sens du mode de travail. Dans ce système, des bras élastiques en acier moulé sont liés à la diagonale, comme illustré à la figure 2-15. Lorsque la diagonale est sollicitée axialement, les bras demeurent élastiques, de même que la diagonale qui ne flambe pas. Cette dernière est comme précédemment, dimensionnée par capacité par rapport au composant. L'élongation de la diagonale résulte de la déformation en flexion des doigts dont les bras sont munis. Ceux-ci agissent comme des consoles dont la géométrie est adaptée pour qu'ils soient déformés selon une courbure constante, ce qui maximise la ductilité du système par répartition des déformations.

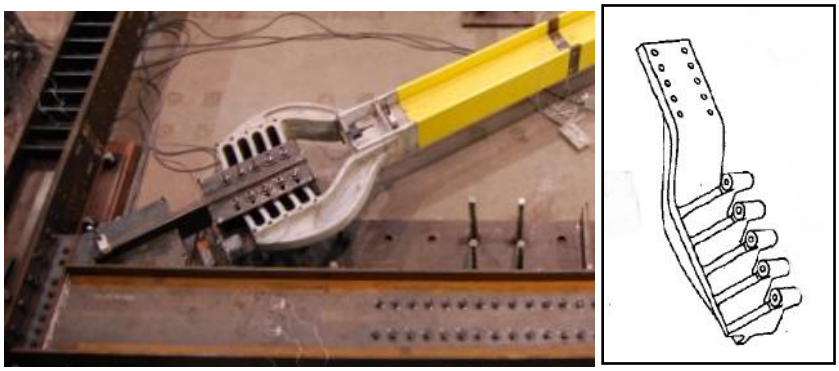


Figure 2-15: Connexion YBS et détail du bras (Gray et al. 2012)

Ce système profite des avantages de l'acier moulé, notamment le fait qu'il soit adaptable à différents types de profilés utilisés pour la diagonale, en particulier avec les HSS ronds, et les profilés W. De plus, la composition et donc la qualité de l'acier sont maîtrisées.

Pour ce qui est du comportement, la plastification en flexion permet ici encore un comportement hystérétique symétrique stable, et une dissipation d'énergie plus élevée que les contreventements concentriques classiques. La rigidité accrue dans la phase post-plastification sous de larges amplitudes permet par ailleurs l'activation des autres diagonales dans un bâtiment, ce qui répartit les déformations inter-étage et évite le phénomène d'étage faible.

Enfin, de la même façon que précédemment, la concentration des déformations inélastiques dans un élément permet un remplacement aisé après un séisme, et en fait un système adapté aux travaux de réhabilitation et de mise à niveau de structures existantes.

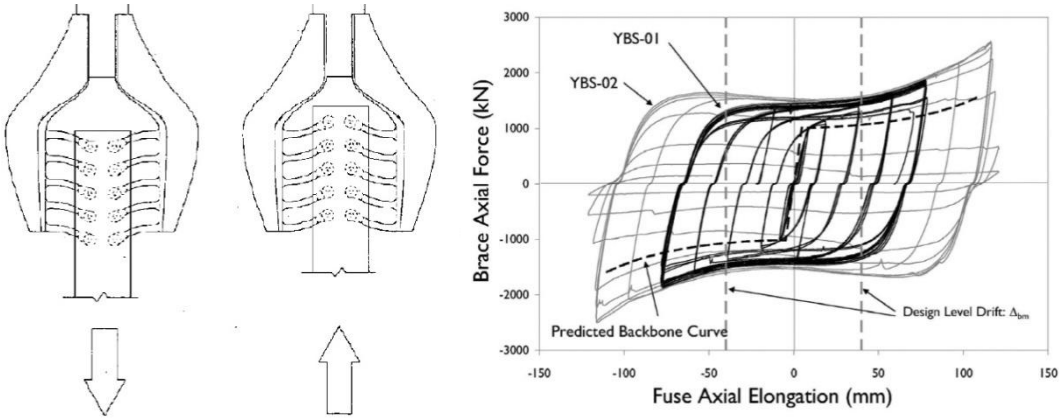


Figure 2-16: Mode de travail et comportement hystérétique (Gray et al. 2012)

2.1.2.3 Plastification axiale de barres confinées

Comme il a été montré au paragraphe 2.1.1.2, les recherches menées sur les sections réduites de profilés creux circulaires n'ont pas permis d'atteindre un comportement dissipatif satisfaisant du fait de la sensibilité du fusible aux renversements de charges ainsi qu'au moment fléchissant. C'est pourquoi une autre solution a été proposée par Bonetti et Matamoros (2008). Ils ont également opté pour une solution de fusible qui concentre les déformations inélastiques dans des éléments isolés en écartant le flambement global de la diagonale. À la différence des deux approches précédentes qui préconisent des déformations inélastiques en flexion, celle-ci propose de former le fusible en associant des barres d'acier à haute ténacité travaillant axialement. Le

profilé HSS est découpé, et une plaque de bout est soudée à chaque portion afin de recevoir l'extrémité des barres (figure 2-17) Ces dernières sont confinées par une matrice à base de polymères qui a pour rôle de les stabiliser en compression. Le fusible ainsi formé est appelé BCE (*Brace Composite Element*).

La longueur du fusible nécessaire à atteindre une ductilité satisfaisante requiert des barres très élancées, d'où la nécessité d'un support latéral pour prévenir l'instabilité de celles-ci. La matrice à base de polymères est elle-même maintenue par une enveloppe à base de fibres de carbone pour augmenter son efficacité. Cependant le confinement ainsi obtenu ne peut être prolongé sur toute la longueur du fusible sous peine de participer à la reprise de l'effort axial.

Le fusible a été analysé par éléments finis avant d'avoir été soumis à des essais cycliques qui ont montré une bonne corrélation, tant pour le comportement des barres que pour le matériau de confinement. Ceux-ci ont permis de montrer que le support latéral apporté par la matrice à base de polymères n'est pas parfait, et que le flambement des barres se produit. Cependant, l'efficacité du fusible est jugée satisfaisante dans la mesure où le confinement impose un flambement selon des modes supérieurs dont la charge critique est assez élevée pour permettre d'atteindre la plastification axiale des barres sans dégradation de capacité au fil des cycles. Ce type de fusible est néanmoins sensible aux charges qui ne sont pas parfaitement centrées dans la mesure où les barres ne travaillent plus de façon égale. Le comportement hystérétique est illustré à la figure 2-18.

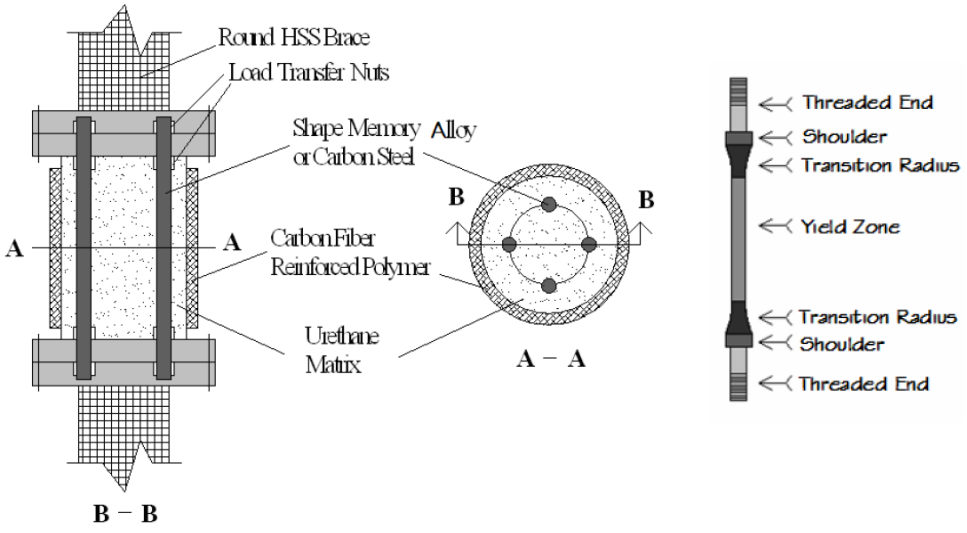


Figure 2-17: Configuration du fusible BCE (Bonetti, 2008)

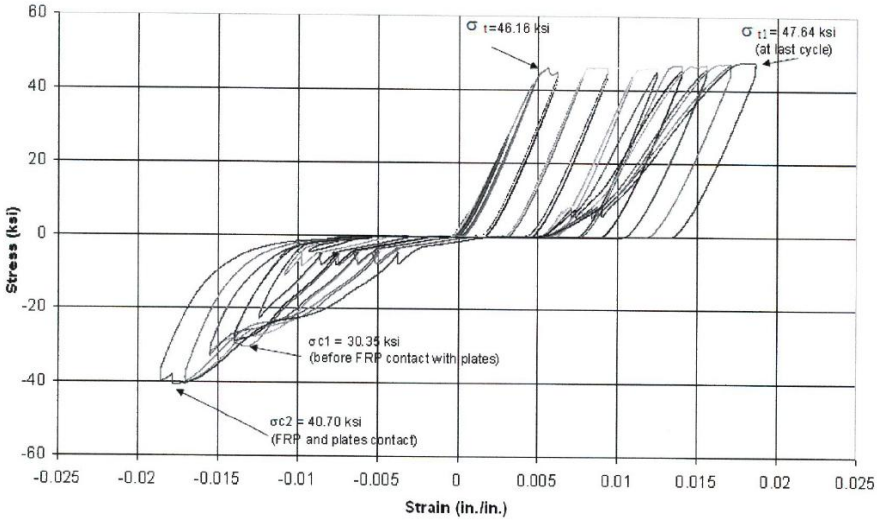


Figure 2-18: Comportement hystérétique du fusible BCE (Bonetti, 2008)

2.2 Outils méthodologiques

Dans ce paragraphe, on se propose de se doter des outils nécessaires à l'évaluation du comportement de la diagonale munie d'un fusible par rapport à une membrure classique sous chargement sismique. On rappellera premièrement les principales équations de la norme S16 (CSA, 2009) qui seront couramment utilisées au cours de ce mémoire. Puis, une étude plus détaillée de la littérature sera ici menée, dans la mesure où elle pose des bases de calcul qui serviront directement au dimensionnement établi au chapitre 4.

2.2.1 Formulaire

Pour établir la méthode de dimensionnement du chapitre 4, on se référera fréquemment aux équations de la norme S16 (CSA, 2009) relatives au dimensionnement d'une diagonale. Celles-ci sont synthétisées ci-dessous.

$$C_r = \phi A F_y \left(1+\lambda_r^{2n}\right)^{-1/n} \text{ où } \lambda_r = \frac{kL}{r}\sqrt{\frac{F_y}{\pi^2 E}} \tag{2.5}$$

$$C_u = 1.2 A R_y F_y \left(1+\lambda_u^{2n}\right)^{-1/n} \leq A R_y F_y \text{ où } \lambda_u = \frac{kL}{r}\sqrt{\frac{R_y F_y}{\pi^2 E}} \tag{2.6}$$

$$T_u = A R_y F_y \tag{2.7}$$

$$M_{ry} = \phi Z_y F_y \tag{2.8}$$

Les équations précédentes donnent la résistance pondérée d'une membrure en compression, sa capacité maximale probable en compression, sa capacité maximale probable en tension, et son moment résistant selon l'axe faible lorsqu'elle est de classe 1 ou 2. $\phi = 0.9$ est le facteur de pondération associé à l'acier, F_y est la limite élastique de l'acier et $R_y = 1.1$ est le facteur associé à cette dernière pour obtenir la limite élastique maximale probable $R_y \cdot F_y$. Cette dernière doit être d'au moins 385 MPa pour les profilés W. La longueur L est posée égale à L_H, c'est-à-dire la longueur séparant les rotules plastiques dans les goussets d'extrémité. r est le rayon de giration de la membrure selon l'axe le plus faible. Les notations λ_r et λ_u diffèrent de celles de la norme pour permettre de mieux distinguer ces deux paramètres et éviter de les confondre lorsqu'il y sera fait référence. La valeur de n spécifiée pour les profilés laminés à chaud est de 1.34.

2.2.2 Réponse inélastique d'une diagonale de contreventement classique

L'emploi de fusibles sur la membrure de contreventement ne peut prétendre à améliorer la dissipation d'énergie sismique dans la mesure où l'instabilité globale, c'est-à-dire le flambement de la diagonale, est toujours possible sous l'effet d'une sollicitation sismique. Dans le cas d'une diagonale travaillant en tension-compression, la dissipation d'énergie est tout particulièrement liée à sa capacité en compression, ainsi qu'à ses capacités post-flambement rencontrées au fil des cycles de chargement. Pour cette raison, et parce que le but recherché est de rapprocher les capacités axiales de tension et de compression, il conviendrait que la présence du fusible n'affecte que d'une façon minime le comportement de la diagonale en compression.

La capacité en compression des diagonales conventionnelles sous chargement cyclique a fait l'objet d'études approfondies menées par Tremblay (2002). En se basant sur une étude théorique ainsi que de nombreux résultats expérimentaux, des équations ont été proposées pour évaluer les capacités des diagonales à divers niveau de ductilité. De cette façon, les cas de charge critiques des colonnes peuvent être identifiés dans le cadre de la conception par capacité.

C'est souvent lorsque la capacité post-flambement d'une diagonale en compression est réduite que le chargement est critique sur les éléments structuraux adjacents. Des exemples sont illustrés à la figure 2-19. En particulier, dans le cas a), la colonne doit résister à l'effort de compression induit par les charges gravitaires qui lui sont tributaires, auquel s'ajoute l'effort provenant des diagonales. Alors que l'une des diagonales n'oppose plus que sa capacité résiduelle en compression, l'autre développe sa pleine capacité en tension. Le cas b) représente la configuration en chevron avec poutre faible, dans laquelle la poutre supérieure est particulièrement affectée par cette disparité. La diagonale comprimée ayant flambé, elle ne peut plus opposer un effort de compression équivalent à l'effort dans la diagonale tendue. Ainsi, la poutre doit reprendre la différence et fléchit.

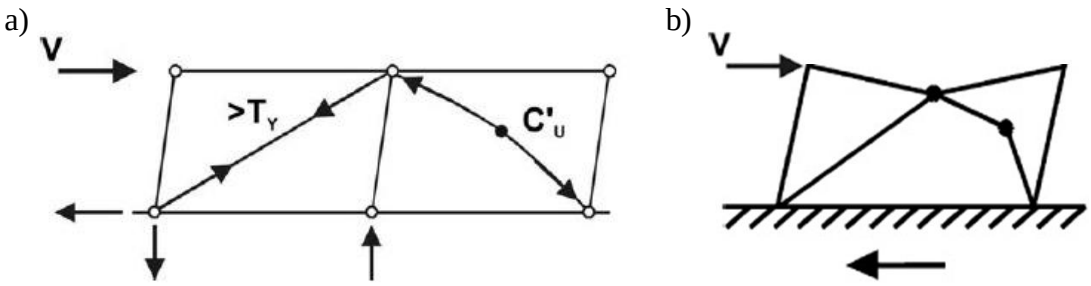


Figure 2-19: Réponse inélastique d'une structure (Tremblay, 2002) a) contreventement concentrique en tension-compression b) chevron avec poutre faible

La capacité en tension de la diagonale n'est pas dégradée au cours des cycles si sa ductilité est suffisante, et demeure égale à la valeur donnée à l'équation (2.7). Dans le cas d'une structure à contreventement concentrique, cette capacité peut être légèrement dépassée lorsque l'écrouissage intervient. Évaluer l'effort maximal dans la colonne centrale ou la surcharge à mi-portée de la poutre pour un chevron revient à évaluer la capacité de la diagonale comprimée à une ductilité donnée. Cette dernière est définie telle qu'illustrée à la figure 2-20. Dans le cas d'un chargement symétrique, la charge de compression minimale que la diagonale peut reprendre à un niveau de ductilité donné est atteinte après qu'un niveau de ductilité égal ou légèrement supérieur ait été atteint en tension. La capacité post-flambement est notée C'_{ui}, i étant le niveau de ductilité. Pour le cas du chevron, la diagonale voit un chargement non symétrique, et il se peut qu'un niveau de ductilité donné ne soit pas atteint en tension avant que la diagonale atteigne un niveau équivalent en compression. Dans ce cas, si l'élongation en tension a au moins permis d'atteindre la plastification (ductilité de 1.0), la capacité post-flambement associée est évaluée au cours d'une excursion en compression atteignant une ductilité qui excède d'au moins 0.5 unité l'amplitude de la phase de compression précédente.

La régression effectuée sur les résultats expérimentaux a permis d'aboutir à l'équation (2.9) pour laquelle les coefficients du tableau 2-1 sont proposés. La limite élastique mentionnée dans l'équation est la valeur réelle associée à l'acier utilisé, qui est généralement plus élevée que la valeur nominale. Afin de pouvoir utiliser l'équation sans connaissance précise du métal, on utilisera la limite élastique maximale probable, soit $R_y F_y$.

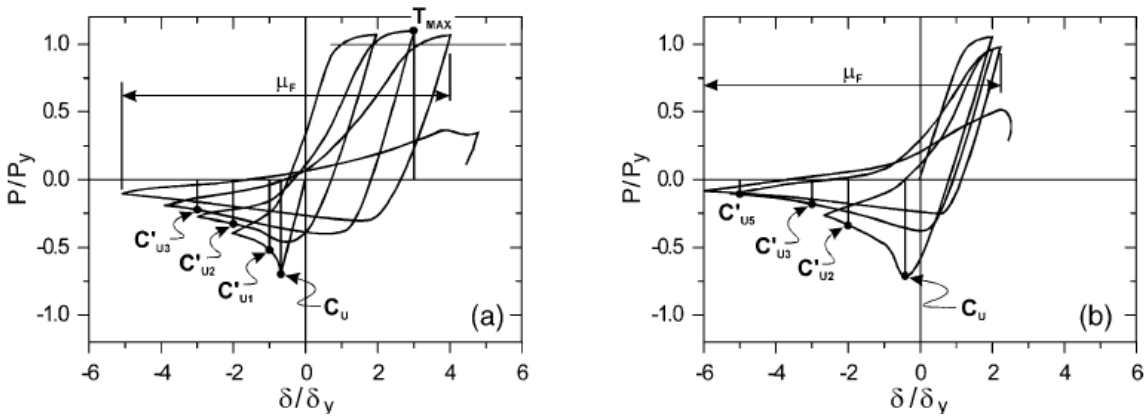


Figure 2-20: Illustration des capacités post-flambement à une ductilité donnée dans le cas d'un chargement symétrique et non symétrique (Tremblay, 2002)

$$C'_{u,i} = AF_y(a_i + b_i\lambda^{-c_i}) \tag{2.9}$$

Tableau 2-1: Coefficients à utiliser dans l'équation (2.9) (Tremblay, 2002)

Ductilité	**Coefficients associés**		
	a	b	c
2	0.058	0.230	1.400
3	0.084	0.120	1.610
5	0.095	0.046	2.220

Par ailleurs, au fil du protocole de chargement, la réduction de la capacité post-flambement est principalement due au déplacement transversal résiduel apparu puis amplifié dans les cycles précédents. Afin d'évaluer celui-ci, une équation simplifiée a été déterminée, en s'inspirant des modèles élastiques. L'équation (2.10) donne le déplacement transversal Δ à mi-portée en fonction de l'amplitude de l'excursion en compression. Celle-ci est exprimée en fonction de la ductilité en compression μ_c : $\delta_c=\mu_c\varepsilon_y$. Il est également nécessaire d'y faire intervenir l'élongation permanente due à la précédente excursion en tension $\mu_t\varepsilon_y$ qui évalue la longueur de la membrure avant que celle-ci ne subisse la compression.

$$\Delta = 0.7\sqrt{(\mu_c + \mu_t - 1)\delta_y L_H} \tag{2.10}$$

La longueur L_H représente la longueur de flambement de la diagonale, soit la distance initiale entre les rotules plastiques aux extrémités de la diagonale qui flambe. Le suivi de ce déplacement transversal permettra de juger de l'influence de la présence des fusibles sur la capacité post-flambement de la diagonale par l'intermédiaire des effets P-δ.

2.2.3 Stabilisation d'une paroi voilée

Lorsque la diagonale est soumise à un effort de compression et subit le flambement, les fusibles formés le long de la membrure sont susceptibles de connaître des problèmes d'instabilité liés au voilement local d'un ou plusieurs de leurs éléments. Les principales conséquences mises en évidence dans la partie 2.1 sont la perte de capacité en compression de la diagonale, ainsi qu'un endommagement prématuré du fusible réduisant fortement sa ductilité. La stabilisation de la zone a fait l'objet de plusieurs essais (Rezai et al. 2000). Le système de retenue le plus abouti a été proposé dans le cas du fusible formé par des cornières ou des plaques liant deux segments de HSS (Kassis et Tremblay, 2008, St-Onge, 2012), en garantissant le support intérieur par la présence du profilé le long des cornières et l'ajout d'un manchon extérieur (figure 2-8). Le calcul de la résistance de cette manche formée de plaques soudées entre elles reste toutefois approximatif. Il est notamment recommandé d'assembler ces plaques au moyen de soudures continues, et leur épaisseur doit être approximativement de celle des parois du profilé HSS afin de garantir la résistance en flexion de la zone affaiblie. Pour ce type d'application, aucun dimensionnement rigoureux n'a à ce jour été mis au point. Ainsi, la mise en place d'un fusible revêt en partie une dimension qualitative laissée au jugement du concepteur.

Selon la forme du fusible étudié pour les profilés W présenté au chapitre 1, il est fort probable que nous ne puissions négliger ce phénomène d'instabilité locale, car la réduction de la section forme des segments plats non supportés. Ainsi, dans le but de proposer une méthode complète pour le dimensionnement d'un système de retenue, on se propose de s'inspirer de celui des diagonales ductiles confinées (DDC) faites entièrement en acier (Korzekwa, 2009).

Ce type de diagonales a fait l'objet de nombreuses études au cours des trois dernières décennies. Elles sont composées d'un noyau d'acier formé le plus souvent par une plaque dont la section est réduite sur une longueur déterminée pour atteindre la résistance et la rigidité visées. Ce noyau peut être retenu latéralement de plusieurs façons, dont quelques exemples sont donnés à la figure

2-21. On distingue les formes où le noyau est maintenu par la géométrie d'un profilé ayant un rayon de giration plus élevé, ou encore ceux dont le remplissage de ces profilés par un coulis de mortier assure le maintien continu du noyau. Dans les deux cas, le système de retenue est désolidarisé du noyau, de sorte qu'il ne participe pas à la reprise des efforts axiaux. Les DDC faites entièrement en acier entrent dans la première catégorie décrite ci-avant, et le modèle à l'étude est illustré à la figure 2-22.

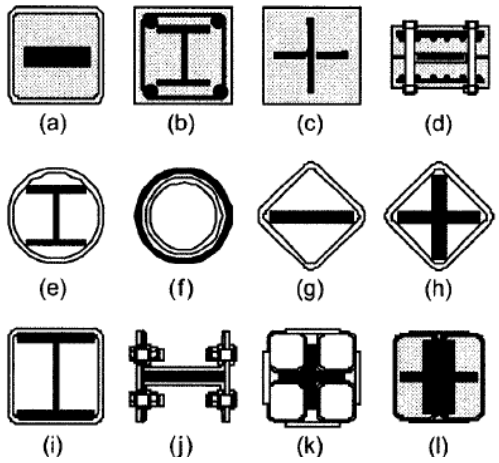


Figure 2-21: Exemples de sections de DDC (Korzekwa, 2009)

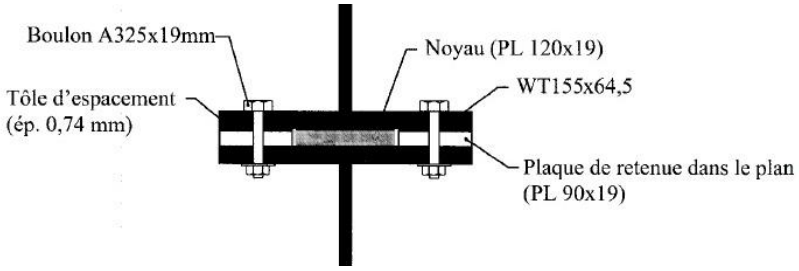


Figure 2-22: Section de la DDC étudiée par Korzekwa (2009)

Le noyau, de par sa conception, est très élancé et sa résistance en compression serait négligeable s'il n'était pas confiné. Le flambement élastique se produirait immédiatement selon le premier mode. Ainsi, le rôle du système de retenue est de fournir un support latéral qui permette au noyau de flamber dans un mode suffisamment élevé pour atteindre la capacité en compression désirée. Cette dernière ne peut toutefois pas dépasser celle de l'acier du noyau, c'est pourquoi un critère de section minimale s'impose.

En flambant selon des modes plus élevés, plusieurs points de contact se forment entre le noyau et le système de retenue. Si ce dernier est suffisamment rigide et résistant, le mode de flambement du noyau augmente à mesure que la charge axiale est importante. Les points d'appui se multiplient et les segments du noyau qui a flambé sont de plus en plus inclinés par rapport à son axe. Ceci induit un poinçonnement croissant qui tend à ouvrir le système de retenue.

Figure 2-23: Flambement du noyau dans un mode élevé (Korzekwa, 2009)

La courbe de flambement inélastique d'une section plate obtenue à l'aide d'analyse par éléments finis est similaire à la courbe donnée dans la norme S16 (CSA, 2009) avec un coefficient n = 2.5

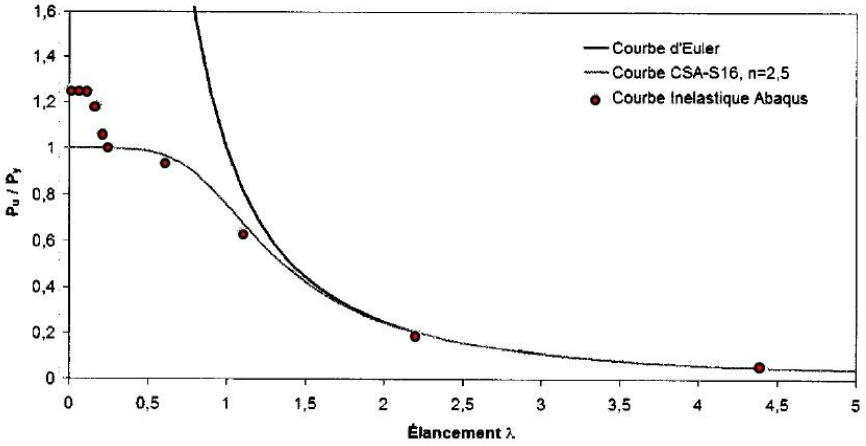


Figure 2-24: Flambement inélastique d'une plaque (Korzekwa, 2009)

On remarque que lorsque la section est très trapue, soit un élancement, λ, inférieur à 0.25, il est possible d'atteindre une charge de compression, P_u, égale à $1.25 \cdot P_y$, charge qui correspond à la capacité du métal écroui à une déformation de 4 %. La résistance d'une plaque confinée est exprimée de façon similaire, où $P_{cr,e}$ représente la charge critique équivalente du système donnée à l'équation (2.12). Celle-ci tient compte de la rigidité flexionnelle du noyau par sa charge critique $P_{cr,EI}$, ainsi que de la rigidité apportée par le système de retenue à laquelle correspond la charge critique $P_{cr,k}$.

$$\begin{cases} P_u = \dfrac{P_y}{\left(1+\lambda_{eff}^{2n}\right)^{1/n}} \quad \text{si } \lambda_{eff} \geq 0.25 \quad \text{avec} \quad P_y = AR_yF_y \\ P_u = 1.25P_y \qquad \text{si } \lambda_{eff} \leq 0.25 \quad \text{et} \quad \lambda_{eff} = \sqrt{\dfrac{P_y}{P_{cr,e}}} \end{cases} \tag{2.11}$$

$$P_{cr,e} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{1}{P_{cr,EI}}\right)^2 + \left(\frac{1}{P_{cr,k}}\right)^2}} \tag{2.12}$$

La charge critique du noyau augmente en fonction du mode, mais celle du système de retenue diminue, car un mode élevé le sollicite plus fortement. $P_{cr,k}$ est ainsi la charge appliquée sur le noyau à partir de laquelle le système de retenue cède. Lorsque les deux charges critiques sont égales en fonction du mode m, le système se trouve dans un état d'énergie minimal et le mode associé est appelé mode critique m_{cr}.

Le but étant de charger la section à son maximum, si le noyau est retenu latéralement, il convient d'augmenter la rigidité k_e du système de retenue afin d'augmenter $P_{cr,e}$. Ainsi, l'élancement effectif λ_{eff} peut être réduit.

Par ailleurs, la résistance du système de retenue est déterminée en considérant la force élastique qui s'applique sur celui-ci. Cette force est fonction de l'ouverture élastique Δ_b sous la charge de poinçonnement, ainsi que de l'ouverture initiale. Cette dernière, notée Δ_{b0}, représente le défaut d'ajustement du système de retenue autour du noyau, c'est-à-dire l'espace dans lequel le noyau peut flamber librement avant de s'appuyer contre le système de confinement.

$$\Delta_b = \Delta_{b0}\left(\frac{P/P_{cr,k}}{1-P/P_{cr,k}}\right) \tag{2.13}$$

Les différents modèles analytiques proposés sont présentés à la figure 2-25. Le tableau 2-2 donne le mode critique de voilement d'après les propriétés du système, les charges critiques relatives au noyau et au système de retenue, ainsi que l'ouverture du support lorsque le noyau flambe. Ces modèles peuvent être adaptés à la zone d'un fusible susceptible de voiler en remplaçant la longueur de la diagonale L_d par la longueur du fusible étudié.

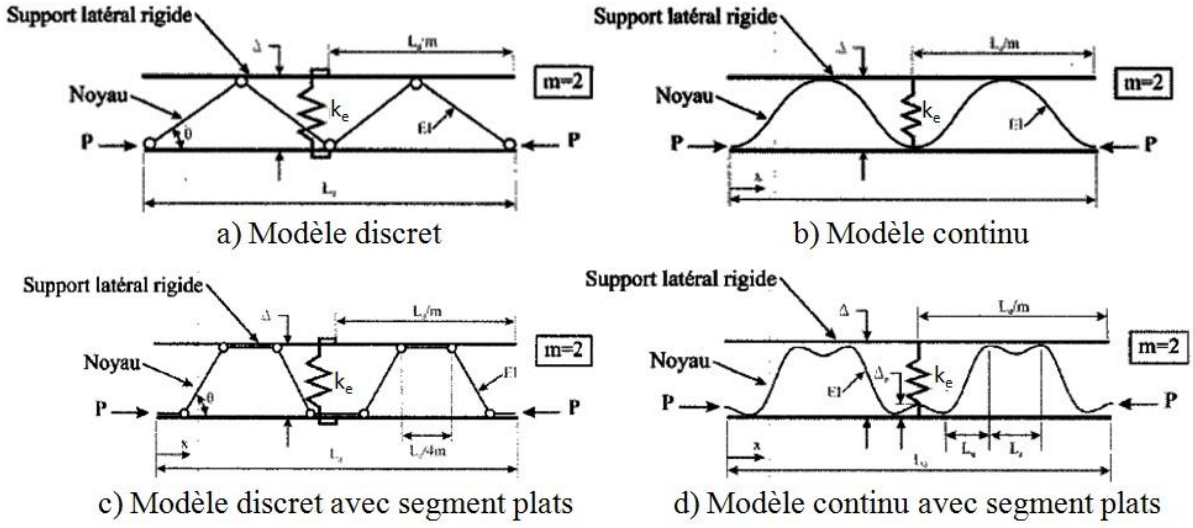


Figure 2-25: Modèles analytiques considérés et modes gouvernés par k_e (Korzekwa, 2009)

Tableau 2-2: Équations relatives aux différents modèles analytiques (Korzekwa, 2009)

Modèle	Discret	Continu	Discret avec segments plats	Continu avec segments plats
m_{cr}	$\frac{1}{2}\sqrt[4]{\frac{k_e L_d^3}{\pi^2 EI}}$	$\frac{1}{2}\sqrt[4]{\frac{2k_e L_d^3}{\pi^4 EI}}$	$\frac{1}{2}\sqrt[4]{\frac{k_e L_d^3}{8\pi^2 EI}}$	$\frac{1}{2}\sqrt[4]{\frac{k_e L_d^3}{4\pi^2 EI}}$
$P_{cr,e}$	$\sqrt{\frac{k_e \pi^2 EI}{2L_d}}$	$4\sqrt{\frac{k_e EI}{L_d}}$	$\sqrt{\frac{k_e \pi^2 EI}{L_d}}$	$4\sqrt{\frac{2k_e EI}{L_d}}$
$P_{cr,EI}$	$\frac{4m^2\pi^2 EI}{L_d^2}$	$\frac{16m^2\pi^2 EI}{L_d^2}$	$\frac{16m^2\pi^2 EI}{L_d^2}$	$\frac{64m^2\pi^2 EI}{L_d^2}$
$P_{cr,k}$	$\frac{k_e L_d}{4m^2}$	$\frac{2k_e L_d}{m^2\pi^2}$	$\frac{k_e L_d}{8m^2}$	$\frac{k_e L_d}{m^2\pi^2}$
Δ_b	$\frac{4P\Delta_{b0}m^2}{L_d k_e - 4m^2 P}$	$\frac{2P\Delta_{b0}m^2\pi^2}{4L_d k_e - 2m^2\pi^2 P}$	$\frac{8P\Delta_{b0}m^2}{L_d k_e - 8m^2 P}$	$\frac{P\Delta_{b0}m^2\pi^2}{L_d k_e - m^2\pi^2 P}$

2.3 Enseignements et observations

Les modèles étudiés dans ce chapitre permettent premièrement de conclure que la mise en place de fusibles est viable en vue de tirer le meilleur bénéfice de la ductilité des structures à contreventement concentrique. En effet, ce concept permet de tirer profit de la réduction des forces sismiques de calcul en minimisant les surcoûts liés à la conception par capacité. L'analyse de Kassis et Tremblay (2008) a permis de montrer que les fusibles permettaient de rendre ce mode de dimensionnement optimal pour les diagonales travaillant en tension-compression dans les contreventements de type MD, en particulier pour des élancements de 80 à 120. Nous verrons que la méthode de dimensionnement proposée au chapitre 4 confirme cette tendance pour des charpentes plus lourdes.

La mise en place de fusibles le long de la diagonale engendre inévitablement des problèmes de stabilité locale qui peuvent se traduire par une réduction de sa capacité en compression (St-Onge, 2012), et sont donc à prévenir. Si les phénomènes locaux constatés dans les essais antérieurs peuvent être retrouvés par des analyses numériques, la réalisation d'une phase expérimentale fournit un bon aperçu de l'aspect pratique.

Ce dernier fait par exemple défaut dans les formes de fusible proposées par Giugliano et al. (2010). En effet, l'étude est faite à l'échelle du bâtiment, et le comportement de la diagonale modifiée paraît idéalisé. L'écrouissage n'est pas considéré dans le fusible, et les équations sont dérivées pour une réduction de section à l'extrémité de la membrure. De ce fait, le fusible serait formé en lieu et place de l'assemblage, avec une réduction considérable de l'aire nette. Par ailleurs, la réduction de section proposée pour les profilés HSS laisse peu d'espoir quant à sa stabilité d'après les études de Bonetti (2008).

Enfin, il est important de mentionner que l'emploi de fusibles le long d'une membrure ne peut prétendre à améliorer sa capacité à dissiper l'énergie sismique par rapport à une diagonale classique. Si flambement est toujours susceptible de se produire, il est néanmoins nécessaire de faire en sorte que celui-ci ne soit pas favorisé. Dans cette optique, une amélioration a été proposée en faisant du fusible un élément isolé, et en dimensionnant la membrure par capacité de sorte qu'elle ne flambe pas. Le comportement hystérétique de ces dispositifs est amélioré, mais les charges limites acceptables pour de telles approches ne sont toutefois pas mentionnées. Par

ailleurs, le prix de tels fusibles peut les rendre moins attractifs, notamment si le fabricant de charpentes ne peut les produire lui-même.

CHAPITRE 3 MODÉLISATION NUMÉRIQUE ET MODES DE RUPTURE

Dans ce chapitre seront exposés les résultats des simulations numériques préliminaires qui ont permis d'identifier les modes de ruptures susceptibles d'apparaître au niveau du fusible. Ceux-ci ont conduit aux critères de dimensionnement et méthodes de calcul exposés au chapitre 4. On se propose premièrement d'étudier le comportement du fusible tel qu'il a été décrit en introduction. Nous confirmerons que le voilement local de celui-ci gouverne la réponse de la diagonale et que l'ajout d'un système de retenue est nécessaire. Une étude paramétrique est alors réalisée afin d'évaluer l'influence de différents paramètres sur la tenue du fusible.

Les modèles numériques ont été construits et analysés à l'aide du logiciel ABAQUS (Dassault Systèmes, 2010) qui intègre de nombreux modèles de matériaux non linéaires et est doté d'une interface de visualisation et de modélisation particulièrement appropriée pour les assemblages complexes. Le comportement d'une seule diagonale a été étudié sous un historique de déplacement axial cyclique simplifié. Le modèle a été progressivement modifié pour inclure graduellement les diverses composantes du système de retenue. À chaque étape, nous veillerons à préciser les techniques et décrire les outils qui ont été employés pour la modélisation des diagonales, et ce en vue d'obtenir un modèle qui reconstitue fidèlement les phénomènes qui peuvent être observés dans la réalité.

La matière de ce chapitre a fait l'objet d'un article présenté à la 15e Conférence Mondiale sur le Génie Parasismique (Egloff et Tremblay, 2012).

3.1 Analyse numérique de la diagonale munie de fusibles

3.1.1 Construction du modèle

La création du modèle commence par la conception des pièces de l'assemblage global. L'interface est en cela très proche des logiciels de CAO 3D, en fonctionnant notamment par croquis et extrusion. Les pièces brutes peuvent ensuite être percées et découpées suivant la même méthode. Une fois la géométrie individuelle fixée, les pièces crées sont répliquées puis placées

relativement à leurs homologues de sorte que l'assemblage des pièces ne soit que géométrique dans un premier temps.

Un outil de détection intégré à l'interface permet de repérer automatiquement les surfaces des différentes pièces qui sont vis-à-vis, délimite celles-ci sur les pièces afin d'intercepter les nœuds du futur maillage dans la région concernée, et permet d'attribuer des propriétés à chaque interface. Il est ainsi possible de définir différentes interactions ou contraintes de liaison. Dans les modèles qui seront présentés dans les paragraphes suivants ainsi qu'au chapitre 5, on aura couramment recours à la liaison pour modéliser les soudures ainsi qu'éviter la modélisation complexe des assemblages boulonnés à l'extrémité de la diagonale. La géométrie du modèle de diagonale proposé en introduction est présentée à la figure 3-1.

Les modèles présentés dans ce chapitre sont différentes déclinaisons du spécimen présenté à l'Annexe 7. Il s'agit d'un profilé W310x129 ayant une longueur de flambement L_H de 6000 mm. Un défaut de rectitude de L/1000 a été introduit en décalant légèrement le profilé par rapport aux goussets. Celui-ci sera plus fidèlement reconstitué lors de la simulation des essais réalisés en laboratoire, en imposant une déformée initiale au profilé conformément à son premier mode de flambement élastique.

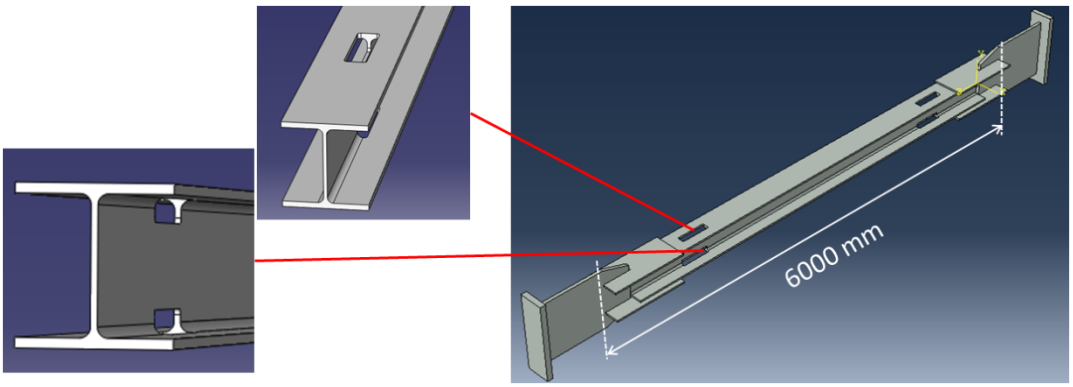


Figure 3-1: Modèle géométrique de la diagonale

Afin de réduire la capacité maximale probable en tension, la section du profilé a été réduite de 30 %. Le métal a été retiré aux jonctions âme-semelles sur une longueur totale L_F de 680 mm divisée en deux fusibles formés près des assemblages d'extrémité (340 mm par fusible).

3.1.1.1 Matériau et éléments

Le matériau utilisé dans les analyses préliminaires du présent chapitre est un acier reconstitué. En effet, les analyses ont été réalisées préalablement à la phase expérimentale qui comprenait la caractérisation des coupons d'acier. Les propriétés de l'acier ont ainsi été approchées à l'aide du certificat d'aciérie fourni avec le profilé qui avait été acquis pour la fabrication des spécimens d'essais. La phase expérimentale sera présentée au chapitre 5. Parmi les informations résumées à la figure 3-2, les éléments non mentionnés sur le certificat ont été estimés. Il a ainsi été supposé que l'écrouissage débutait à une déformation de $10 \cdot \varepsilon_y$ et que la contrainte ultime était atteinte à $90 \cdot \varepsilon_y$. L'étendue des domaines ainsi calculée correspond à des valeurs généralement rencontrées durant les essais de caractérisation des aciers de construction (Tremblay, 2012). La variation de la contrainte dans le domaine d'écrouissage est déterminée à l'aide de la forme exponentielle présentée à l'équation (4.3). N'ayant pas d'informations plus précises sur le matériau à ce stade, les analyses préliminaires présentées dans ce chapitre ne prétendront pas indiquer des valeurs précises, mais plutôt à fournir des ordres de grandeur et exposer les phénomènes indésirables.

$E =$	205 000	MPa	
$F_y =$	439	MPa	
$F_u =$	534.9	MPa	
$\varepsilon_y =$	2.142E-03	mm/mm	
$\varepsilon_{sh} =$	2.142E-02	mm/mm	$(=10\varepsilon_y)$
$\varepsilon_u =$	1.927E-01	mm/mm	$(=90\varepsilon_y)$
$\varepsilon_{rupt} =$	2.368E-01	mm/mm	

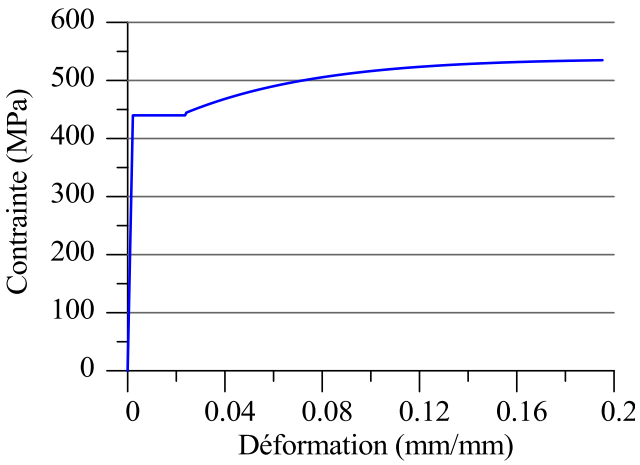


Figure 3-2: Propriétés reconstituées du métal

La diagonale allant être chargée de façon cyclique pour évaluer son comportement en compression ainsi qu'en tension, il est nécessaire de fournir un modèle de matériau qui soit adapté. Les propriétés de plasticité et d'écrouissage cyclique ont été tirées de la littérature (Korzekwa, 2009), la limite élastique ayant toutefois été adaptée aux données de la figure 3-2. Les coefficients utilisés figurent dans le tableau 3-1.

Tableau 3-1: Propriétés du métal pour les analyses préliminaires (Korzekwa, 2009)

Propriété	Paramètre	Valeur utilisée
Élasticité	E	205 000 MPa
	F_y	439 MPa
	ν	0.3
Écrouissage cinématique	C	8000 MPa
	γ	75
Écrouissage isotrope	Q_∞	110 MPa
	b	4

Rappelons que dans l'espace des contraintes, l'écrouissage isotrope mesure l'extension de la surface de plastification et l'écrouissage cinématique le déplacement du centre de cette surface par rapport à l'origine. Ce dernier aspect permet de prendre en compte l'effet de Bauschinger, qui se caractérise par un abaissement de la limite élastique en compression lorsque l'élément a précédemment plastifié en tension. ABAQUS (Dassault Systèmes, 2010) utilise le critère de Von Mises pour la plastification.

Les pièces du modèle sont maillées à l'aide d'éléments tridimensionnels de forme cubique. Nous avons fait le choix d'éléments du premier ordre ou à interpolation linéaire, bien que les éléments de second ordre soient réputés plus performants. Deux raisons ont principalement guidé ce choix. Premièrement, nous avons opté pour la forme linéaire (C3D8, 8 nœuds) afin de limiter le poids le l'analyse, en appliquant un maillage fin dans les zones d'intérêt (fusibles, rotule plastique à mi-portée...) tandis qu'un maillage plus grossier a été appliqué en dehors de celles-ci. Les éléments de premier ordre sont recommandés lorsque de fortes distorsions sont attendues dans certains éléments, ainsi que sous de forts gradients de contraintes (Bursi et Jaspart, 1998). Toutefois, du fait de leur formulation, ces éléments ne peuvent supporter certains modes de déformation. Il en résulte une rigidité artificielle apportée au modèle due au phénomène de verrouillage en cisaillement. Pour y remédier, on a ainsi recours aux éléments linéaires à intégration réduite (C3D8R), ou encore aux éléments incluant les modes incompatibles (C3D8I).

Chacun de ces éléments présente des avantages et inconvénients qui lui sont propres. L'élément C3D8R permet premièrement de réduire considérablement le poids de l'analyse (un seul point d'intégration au lieu de huit) et élimine le verrouillage en cisaillement. Cependant, il s'avère qu'il en devient trop souple en flexion et un champ de déplacement irréaliste peut-être introduit à énergie nulle car il n'entraine aucune déformation au point d'intégration. Ce

phénomène est appelé « hourglass », et est un facteur majeur d'imprécision. Celui-ci est toutefois maîtrisé dans les logiciels d'éléments finis actuels, dans lesquels un contrôle des déplacements leur est imposé à l'aide d'une rigidité calculée. L'énergie affectée à ce contrôle ne doit toutefois représenter qu'une proportion négligeable de l'énergie interne globale du modèle. Un maillage fin est recommandé pour obtenir une précision satisfaisante avec cet élément. L'élément C3D8I est similaire à l'élément C3D8 à la différence qu'il est doté d'un degré de liberté supplémentaire. De ce fait, il a une meilleure aptitude a représenter un gradient de déplacement et peut se déformer selon certains modes que C3D8 ne peut représenter. Le verrouillage en cisaillement est alors évité, et il n'y a pas besoin de maîtrise de modes singuliers. L'élément C3D8I s'approche donc de la performance d'un élément à interpolation quadratique tout en nécessitant un temps de calcul moindre. Toutefois, il présente une rigidité excessive lorsqu'il est sujet à une distorsion trop importante.

À la lumière de ces considérations basées sur la formulation théorique des éléments (Dassault Systèmes, 2010c ; Bouaanani, 2011 ; Roufegarinejad et Tremblay, 2012), un maillage fin composé d'éléments C3D8R a été choisi pour le profilé dans la mesure où une élongation très importante est attendue dans les fusibles ainsi qu'au niveau de la rotule plastique à mi-portée. La finesse du maillage sera de l'ordre de trois éléments sur l'épaisseur des semelles et deux éléments sur l'épaisseur de l'âme, tel qu'illustré à la figure 3-3. Les pièces des assemblages seront quant à elles formées d'éléments C3D8I.

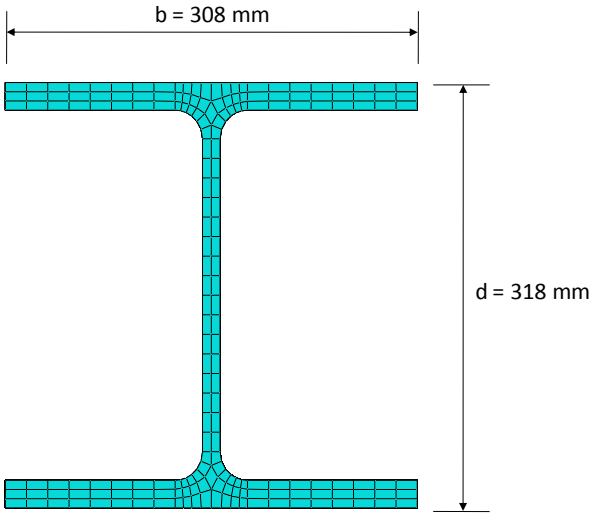


Figure 3-3: Maillage de la section du profilé W310x129

3.1.1.2 Résultats attendus

Les capacités axiales calculées de la diagonale sont indiquées au tableau 3-2, en fonction de la limite élastique maximale probable selon la norme S16 (CSA, 2009), ainsi que selon le certificat d'aciérie. Notons que la limite élastique de 439 MPa qui est mentionnée dans ce dernier est supérieure au maximum de 385 MPa spécifié dans la norme. Toutefois, nous verrons que les tests sur les éprouvettes de ce métal, et dont les résultats sont résumés à l'Annexe 1, permettent d'affirmer que la valeur mentionnée dans le certificat d'aciérie était largement surestimée. Les analyses exposées ayant toutefois été réalisées préalablement aux essais de traction sur les éprouvettes d'acier, la valeur de F_y = 439 MPa y a été utilisée. Pour des raisons de simplicité, les contraintes résiduelles dans le profilé n'ont pas été modélisées.

Tableau 3-2: Résistance calculée de la diagonale (Egloff et Tremblay, 2012)

Résistances anticipées (Tension/Compression)	Contexte		Sans fusible $A = 16\ 500\ mm^2$	Avec fusible $A_F = 11\ 520\ mm^2$
Calcul selon les équations (2.6)et (2.7)	R_yF_y = 385 MPa (CSA S16-09)	T_u (kN)	6353	4435
		C_u (kN)	4216	4216*
	F_y = 439 MPa (certificat)	T_u (kN)	7244	5057
		C_u (kN)	4461	4461*

Note : *Supposé non-altéré par la présence du fusible

Au tableau 3-2, lorsqu'un fusible est formé, des hypothèses sont faites sur les capacités de la diagonale selon le comportement théorique attendu. Premièrement, la capacité maximale en tension T_u de la diagonale est égale à la capacité du fusible T_{uF}, dans la mesure où c'est l'élément le plus faible le long de la membrure. Cette capacité s'exprime en fonction de la section réduite A_F ainsi que de la limite élastique probable $R_y \cdot F_y$:

$$T_{uF} = A_F R_y F_y \leq T_u \tag{3.0}$$

Par ailleurs, il a été supposé que si le fusible ne connaît pas d'instabilité, sa résistance en compression C_{uF} est égale à sa capacité en tension à l'image d'un élément trapu, soit $C_{uF} = T_{uF}$. On suppose finalement que la capacité de la diagonale en compression C_u n'est pas affectée par la présence d'un fusible, et reste donc identique à celle de la diagonale classique. D'après les valeurs calculées pour la diagonale munie du fusible, cela implique que quel que soit le métal considéré, la résistance en compression du fusible est supérieure à la capacité en compression de

la diagonale ($C_{uF} = T_{uF} \geq C_u$). On peut donc penser que le flambement global de la diagonale aura lieu avant la plastification axiale du fusible. Selon ces hypothèses, le comportement supposé pour la diagonale munie d'un fusible serait similaire à celui de la diagonale classique, à savoir un flambement en compression et une plastification en tension. La différence notable est que la plastification serait cette fois concentrée dans les fusibles.

3.1.1.3 Protocole de chargement

Dans la mesure où de nombreuses analyses ont été réalisées lors de cette phase préliminaire, chacun des modèles présentés a été soumis a un protocole de chargement relativement court afin de limiter le temps de calcul. Parmi ces analyses, seules celles présentant les résultats les plus remarquables seront présentées. Le protocole de chargement comprend deux cycles de déplacement imposés à l'extrémité de la diagonale : un cycle dont l'amplitude correspond à 1.35 % de la longueur de la diagonale, et un second cycle dont l'amplitude est égale à 2.70 % de sa longueur. Ces valeurs correspondent respectivement à des niveaux de ductilité de 7 et de 14 pour la diagonale, et à des déformations égales à 9.4 % et 19.7 % dans les fusibles. Ces conditions sont volontairement sévères dans la mesure où le but de ces analyses préliminaires est d'identifier rapidement les modes de ruptures susceptibles de survenir. Le protocole débute par une phase de compression afin d'évaluer premièrement la résistance en compression de la diagonale alors qu'elle n'a pas encore été affectée par la plastification en tension.

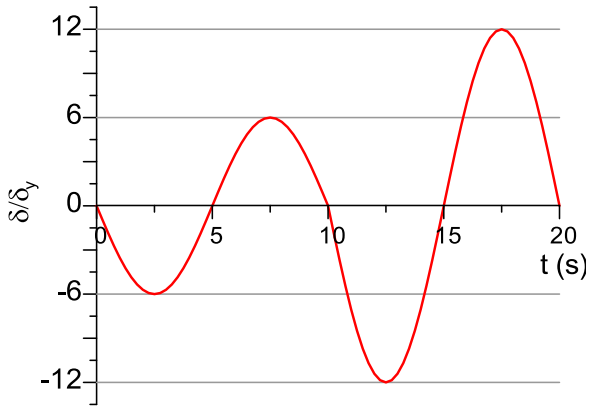


Figure 3-4: Protocole de chargement (déplacement normalisé) pour les analyses préliminaires

3.1.2 Analyse et résultats

La réponse de la diagonale modélisée selon la méthode décrite au paragraphe 3.1.1 est présentée à la figure 3-5 et comparée à la réponse de la diagonale classique. L'aspect visuel de la diagonale au cours de l'analyse est illustré à la figure 3-6. Les graphiques sont présentés sous la forme de données brutes que l'on ne cherchera pas à normaliser, compte tenu des incertitudes sur le métal notamment. Les conclusions qui en sont faites sont ainsi essentiellement qualitatives.

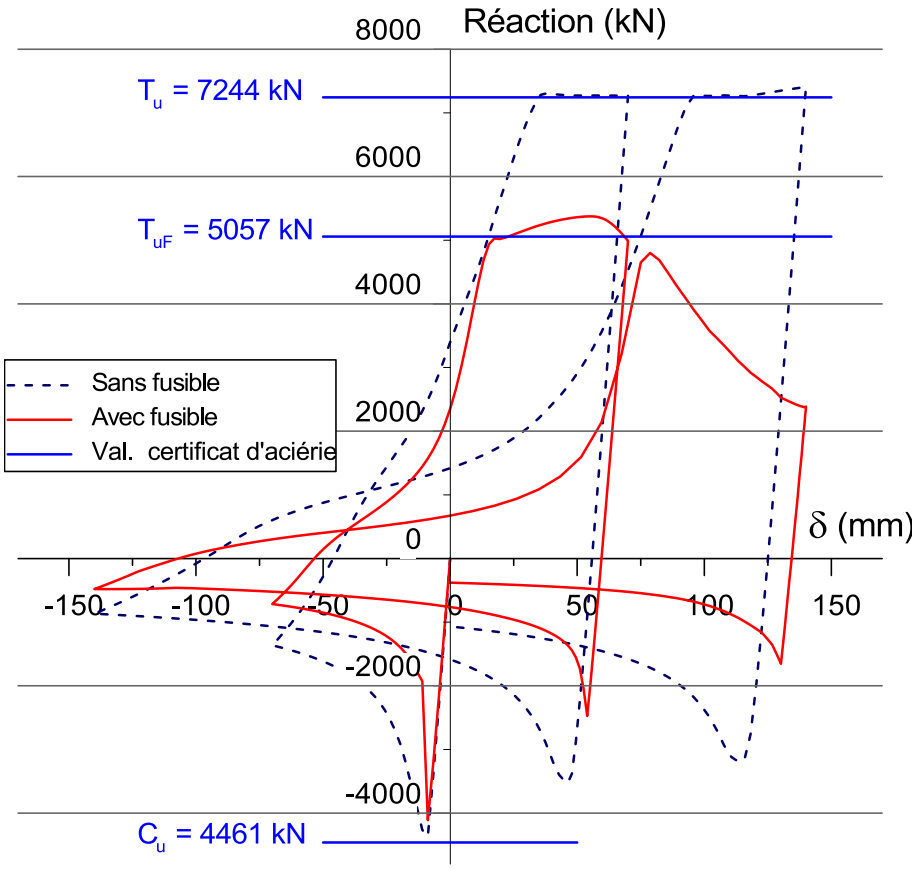
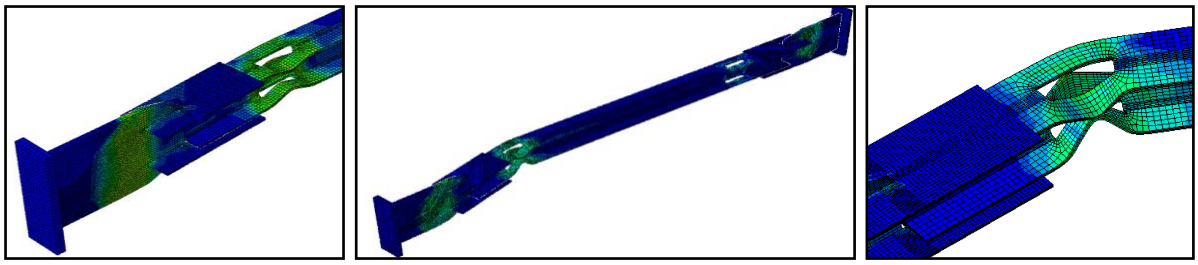


Figure 3-5: Comportement de la diagonale avec et sans fusible (F_y = 439 MPa)

Tableau 3-3: Résistances maximales de la diagonale obtenues de l'analyse

Résultat	Condition		Sans fusible A = 16 500 mm^2	Avec fusible A_F = 11 520 mm^2
Analyse EF : diagonale munie de fusibles	F_y = 439 MPa (certificat)	T_u (kN)	7406	5375
		C_u (kN)	4364	4110

a)



b)

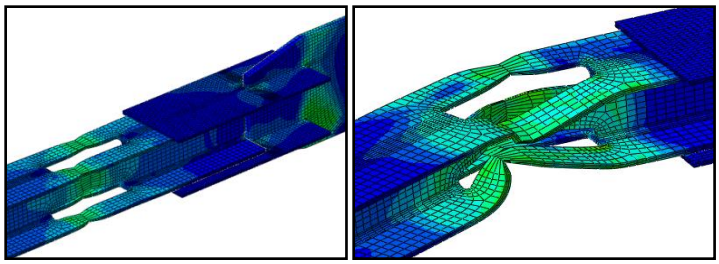


Figure 3-6: Réponse inélastique des fusibles a) Voilement lors de la première phase de compression b) Striction (à gauche) et voilement en compression durant le second cycle

Comparativement à la diagonale classique, on constate à la figure 3-5 que la capacité maximale en tension a été réduite de 27 % (tableau 3-3) pour la diagonale munie de fusibles. La capacité en compression n'a été, quant à elle, que peu affectée par l'ajout de fusibles, avec une réduction de l'ordre de 6 % (4110 kN vs. 4461 kN), restant ainsi proche de la valeur calculée au tableau 3-2. Cela laisse à penser qu'effectivement, la forme des fusibles n'affecte pas significativement la rigidité flexionnelle de la membrure. Toutefois, l'atteinte de la capacité en compression s'est suivie d'une brutale chute de la résistance lors de la première phase de compression. Un voilement local survient alors dans le fusible (figure 3-6 a)). Ce voilement a engendré la formation d'un mécanisme à trois rotules, une dans chacun des goussets et l'une dans l'un des fusibles et ce, préalablement au flambement global de la diagonale.

Durant le premier cycle en tension, on note sur la courbe de la figure 3-5 que la résistance atteint la valeur prédite de T_{uF} puis excède cette valeur. Cette surcapacité est due à l'écrouissage qui a lieu dans les fusibles alors que ceux-ci concentrent la majeure partie des déformations plastiques. La charge maximale en tension est atteinte dès le premier cycle et est suivie par l'amorçage prématuré d'une striction dans les fusibles (figure 3-6 b)). En effet, on remarque la baisse de charge qui en est caractéristique à une élongation de 56 mm, soit moins de la moitié de

l'élongation à laquelle les fusibles étaient censés atteindre la contrainte ultime F_u ($L_F \cdot \varepsilon_u$ = 131 mm). Cette différence peut être expliquée par le voilement local qui a précédemment affecté le fusible en y induisant de larges déformations plastiques, ce qui a eu pour effet d'entamer sa réserve de ductilité.

Dans les phases de compression suivantes, on remarque la même dégradation brusque de la réaction lorsque le fusible, qui a été redressé par l'application d'une amplitude croissante en tension, subit un nouveau voilement. D'une manière générale, la capacité post-flambement en compression se dégrade de façon bien plus significative lorsque les fusibles sont présents.

À la lumière de ces résultats, la réduction de la capacité en tension d'une diagonale faite d'un profilé W, et ce sans affecter sa capacité en compression, semble être un objectif plausible. Néanmoins, le modèle confirme la sensibilité de ce type de fusible en ce qui a trait à la stabilité et à la ductilité, à l'image de ce qui avait été mis en évidence lors des travaux antérieurs présentés au chapitre 2.

3.2 Stabilisation au moyen d'un système de retenue

L'analyse préliminaire dont les résultats ont été présentés au paragraphe 3.1.2 indique de façon claire que le fusible ne peut être mis en œuvre en l'état. Dans le but de prévenir le phénomène de voilement local et ainsi d'améliorer la performance de la diagonale, l'ajout d'un système de retenue, ou de confinement, s'avère inévitable. L'objectif principal est de maintenir la position relative de chacun des segments de la section réduite, de sorte que malgré la découpe, le fusible puisse travailler comme une section pleine. Il sera alors possible de tirer avantage de la forme de la section réduite proposée, dans la mesure où celle-ci n'affecte quasiment pas les propriétés de la section brute.

3.2.1 Forme proposée

Afin de déterminer la forme du système de retenue, plusieurs critères ont été examinés. Le premier concerne la faisabilité, compte tenu du fait que celui-ci doive pouvoir s'adapter à la section réduite et s'ajuster au mieux pour remplir son rôle de maintien. Il est à cet effet souhaitable qu'il puisse être mis en place en usine, avant d'envoyer la diagonale au chantier. Le second considère le coût lié à son ajout, du fait qu'il ne doit pas venir effacer le gain que peut permettre le fusible sur le reste de la structure porteuse. Il est ainsi préférable que le fabricant de charpentes puisse produire lui-même le système, à partir de pièces en inventaire.

La prise en compte de ces différents points à conduit à la forme proposée à la figure 3-7. Le système de retenue est formé de deux profilés en C formés à froid qui sont placés dos à dos de part et d'autre de l'âme du profilé W. Ils assurent le support au niveau de la face intérieure des semelles ainsi que de l'âme. Deux plaques positionnées sur la face extérieure des semelles ont pour rôle de restreindre le voilement des segments de semelle vers l'extérieur. La dimension des pièces excède la largeur du profilé, de sorte qu'elles puissent être assemblées au moyen d'épissures au niveau du bord des semelles, à travers lesquelles prennent place des boulons. Ce concept a été proposé par le groupe Canam en collaboration avec les chercheurs de l'École Polytechnique.

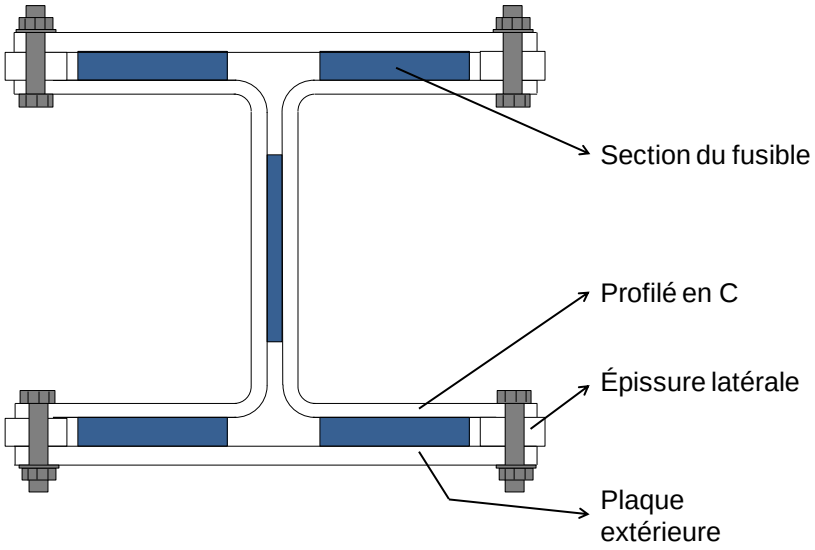


Figure 3-7: Forme du système de retenue

Du fait que le système de retenue se prolonge au-delà du fusible afin d'assurer un support adéquat, celui-ci doit également pouvoir s'adapter à la géométrie de la section pleine. Pour ce faire, le rayon de pliage des profilés en C peut être adapté afin de ne pas interférer avec le congé se trouvant au niveau de la transition âme-semelle du profilé (figure 3-3). Lors des analyses préliminaires, le système de retenue a été prolongé de la moitié de la largeur du profilé de part et d'autre du fusible, en ajoutant une marge correspondant à l'extension inélastique attendue dans ce dernier (ε_F = 10 %). De cette façon, le prolongement initial est conservé alors que le fusible a été allongé.

3.2.2 Modélisation

Dans un premier temps, la modélisation du système de retenue est simplifiée en liant les pièces qui le composent les une aux autres au niveau de leurs surfaces de contact. Cela évite de modéliser les boulons qui seront représentés dans les modèles plus raffinés. Par ailleurs, il est nécessaire de désolidariser le système de retenue du profilé afin qu'il ne participe pas à la reprise de l'effort axial. L'interaction doit ainsi permettre le glissement relatif entre les pièces du confinement solidaires entre elles, et la diagonale. Le comportement normal des surfaces est modélisé sous la forme d'un contact dur, c'est-à-dire empêchant l'interpénétration des pièces en contact. La composante tangentielle de l'interaction est quant à elle caractérisée par un frottement solide suivant la loi de Coulomb représentée à la figure 3-8. Pour celle-ci, un coefficient de

frottement statique μ égal à 0.2 est choisi pour le contact acier sur acier en considérant les effets de l'oxydation (Blau, 2008). La contrainte limite de frottement est fixée à $F_y/\sqrt{3}$ (Dassault Systèmes, 2010b). Cette limite implique que le frottement à l'interface ne peut excéder la résistance en cisaillement du métal.

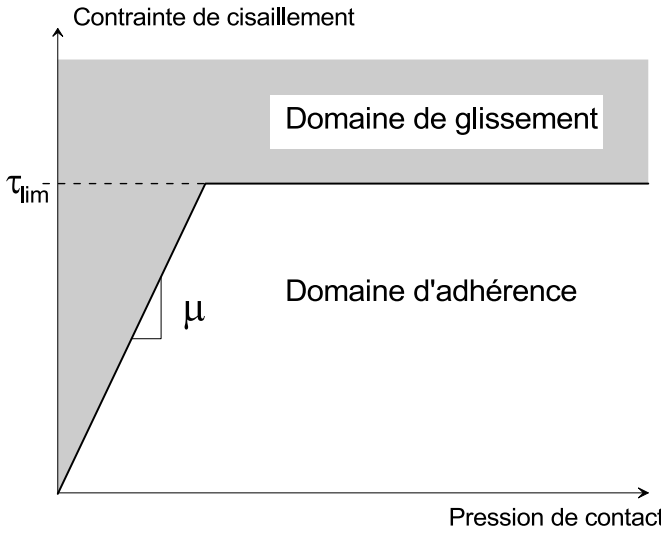


Figure 3-8: Loi de Coulomb avec contrainte limite

Le logiciel propose plusieurs options pour modéliser le contact. L'option d'interaction entre surfaces tangentes au point de contact (« surface to surface ») a été utilisée. Le glissement est quant à lui modélisé sous sa forme finie (« finite sliding ») dans la mesure où de grands déplacements relatifs sont attendus dans le sens longitudinal. Cette forme permet à chaque nœud de la surface maîtresse de changer de vis-à-vis sur la surface esclave au cours de l'analyse, et donc de représenter fidèlement le contact lorsque le glissement s'est produit sur une longueur supérieure à la dimension caractéristique des éléments de contact.

3.2.3 Analyse paramétrique

Une analyse paramétrique a été réalisée en faisant varier l'épaisseur des plaques composant le système de retenue de 6 à 12 mm. Le système de retenue est premièrement parfaitement ajusté à la géométrie du profilé (figure 3-7), ce qui implique que les surfaces susceptibles d'entrer en contact le sont à l'état initial. Les réponses des diagonales munies de fusibles confinés sont comparées à la figure 3-9.

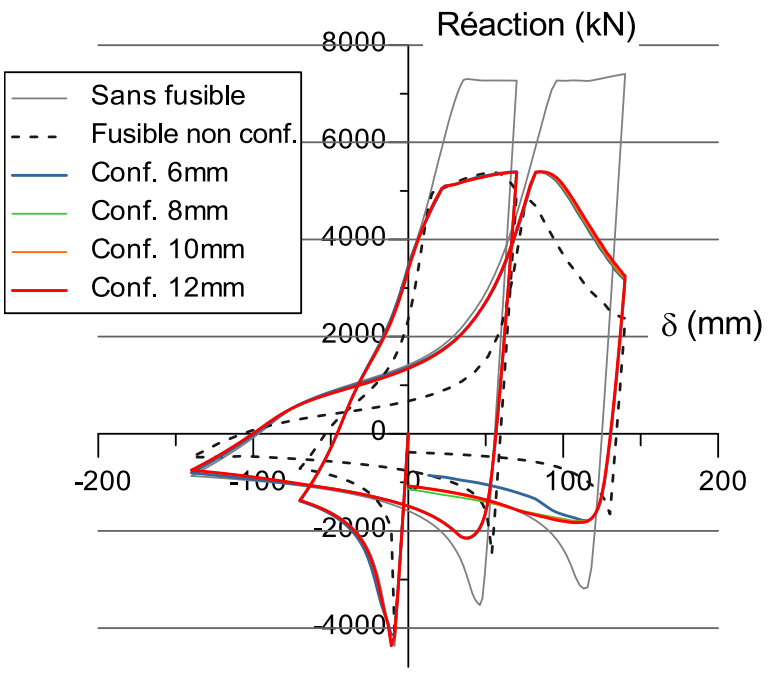


Figure 3-9: Résultats de l'analyse paramétrique des diagonales munies de fusibles confinés

On peut constater que le comportement de la diagonale est similaire, quelle que soit l'épaisseur du système de retenue, à l'exception du cas avec plaques de 6 mm d'épaisseur où la résistance chute lors de la phase de compression au second cycle. Le confinement n'est dans ce cas pas assez rigide pour empêcher le voilement du fusible, comme en atteste sa déformée présentée à la figure 3-11.

Toutes les diagonales montrent une meilleure capacité post-flambement et une meilleure stabilité en phase de compression lorsqu'elles sont munies d'un système de retenue. Cela est dû au fait que le comportement de la diagonale s'en trouve rectifié, puisqu'on observe sur la figure 3-10 le flambement global de la diagonale en compression avec la formation d'une rotule plastique à mi-portée, sans aucun endommagement des fusibles. Par ailleurs, la ductilité est grandement améliorée. En effet, la striction survient à une élongation de 90 mm au lieu de 56 mm, ce qui équivaut à une augmentation de 60 %.

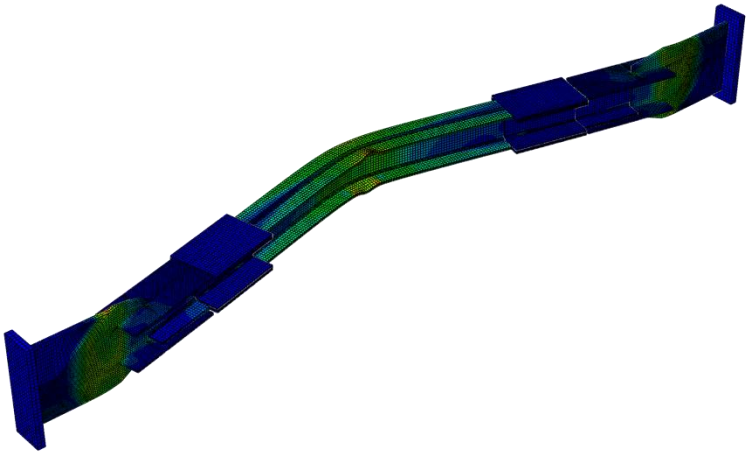


Figure 3-10: Flambement de la diagonale (fusibles confinés 12 mm)

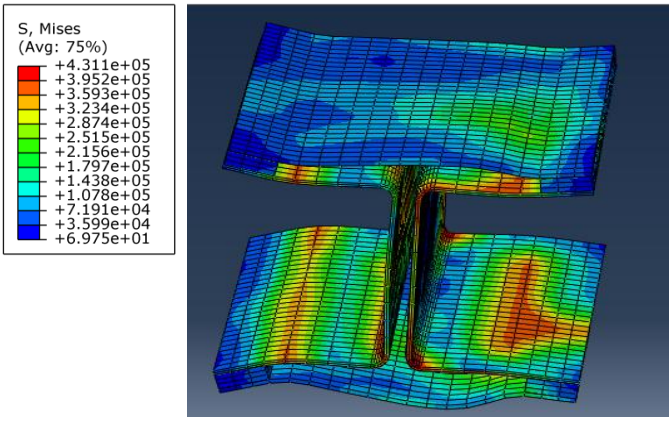


Figure 3-11: Allure du confinement de 6 mm en fin d'analyse (contrainte de Von Mises, kPa)

3.2.4 Effets des défauts d'ajustement

Le paragraphe 3.2.3 a permis de mettre en évidence les effets bénéfiques de l'ajout d'un système de retenue pour maintenir le fusible lorsque celui-ci s'adapte parfaitement à la géométrie du profilé. Toutefois, il est nécessaire de considérer que dans la réalité, du fait des tolérances de fabrication, il se peut que celui-ci ne soit pas exactement ajusté. Dans ce cas, des espaces peuvent subsister entre le profilé et le confinement. Ceux-ci ont été introduits dans les modèles sous les formes présentées à la figure 3-12. La réponse des diagonales est tracée à la figure 3-13 en considérant les différentes formes de défaut pour une épaisseur de confinement de 12mm.

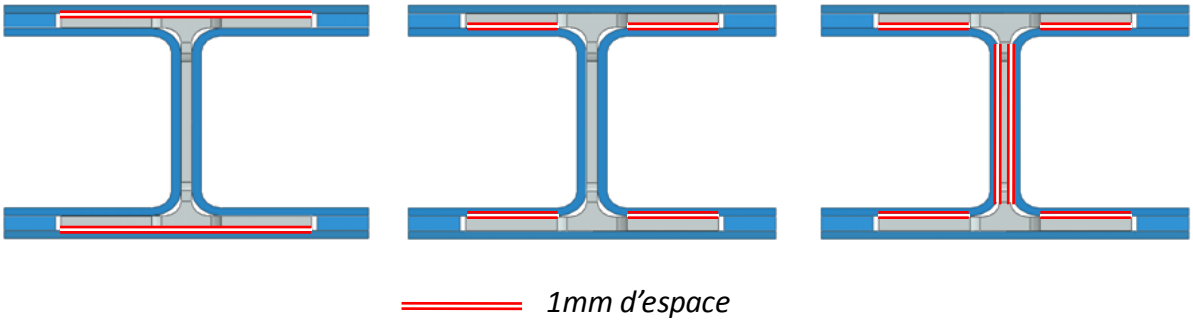


Figure 3-12: Défauts d'ajustement considérés

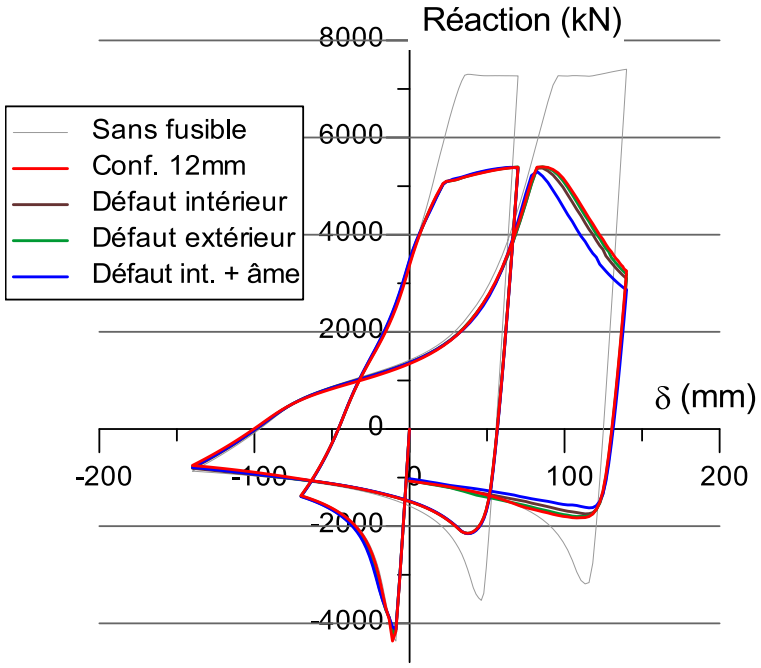


Figure 3-13: Réponse des diagonales dont le confinement des fusibles présente des défauts

Les petits espaces (1 mm) au niveau des semelles n'ont ici pas d'effet néfaste au regard de la ductilité, dans la mesure où le confinement de 12 mm est assez rigide pour éviter le voilement du fusible lors des deux cycles considérés. Toutefois, lorsque l'âme n'est pas convenablement maintenue, on observe une réduction de la capacité en tension ainsi que de la capacité post-flambement en compression. L'ajustement des profilés en C de part et d'autre de l'âme semble donc être un paramètre critique pour assurer la tenue du fusible. La figure 3-14 met en évidence les effets du moment fléchissant dans ce dernier cas, et l'apparition d'un effet de levier important qui tend à écarter davantage les deux profilés en C (figure 3-15).

L'introduction d'espaces entre le profilé et le système de retenue a également pour conséquence de réduire la surface de contact entre les deux entités, ce qui favorise un glissement longitudinal du confinement. Ce point sera traité ultérieurement.

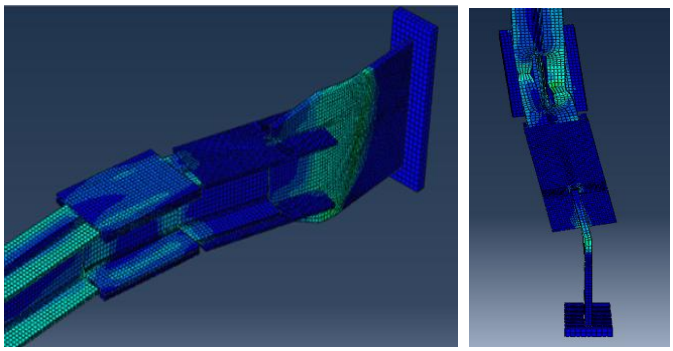


Figure 3-14: Flexion localisée dans le fusible en cas de mauvais ajustement de part et d'autre de l'âme (vue globale et éclatée)

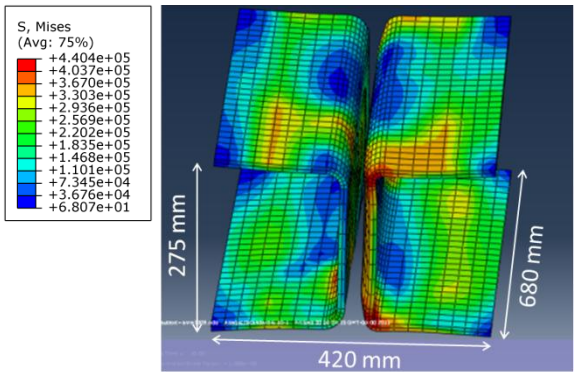


Figure 3-15: Effet de levier qui sollicite les profilés en C en flexion et tend à les écarter (contrainte de Von Mises, kPa)

Par ailleurs, l'apparition d'espaces entre la membrure et le système de retenue n'est pas uniquement attribuable à la fabrication de ce dernier, mais également aux tolérances de laminage du profilé. Les semelles peuvent ne pas être exactement parallèles entre elles ou ne pas être exactement perpendiculaires à l'âme. Ainsi, d'autres modèles ont été analysés en simulant les écarts géométriques maximaux autorisés par la norme G40.21 (CSA, 2004). Ceux-ci sont illustrés à la figure 3-16.

Dans chacun des cas, aucun effet néfaste de la géométrie considérée n'a pu être mis en évidence. Il arrive qu'une légère distorsion ait lieu sous les effets du moment fléchissant lorsque la diagonale flambe, tel un rapprochement des semelles du côté où elles étaient initialement convergentes, et un éloignement du côté où elles sont divergentes. Toutefois, le confinement accommode ces déformations sans difficulté.

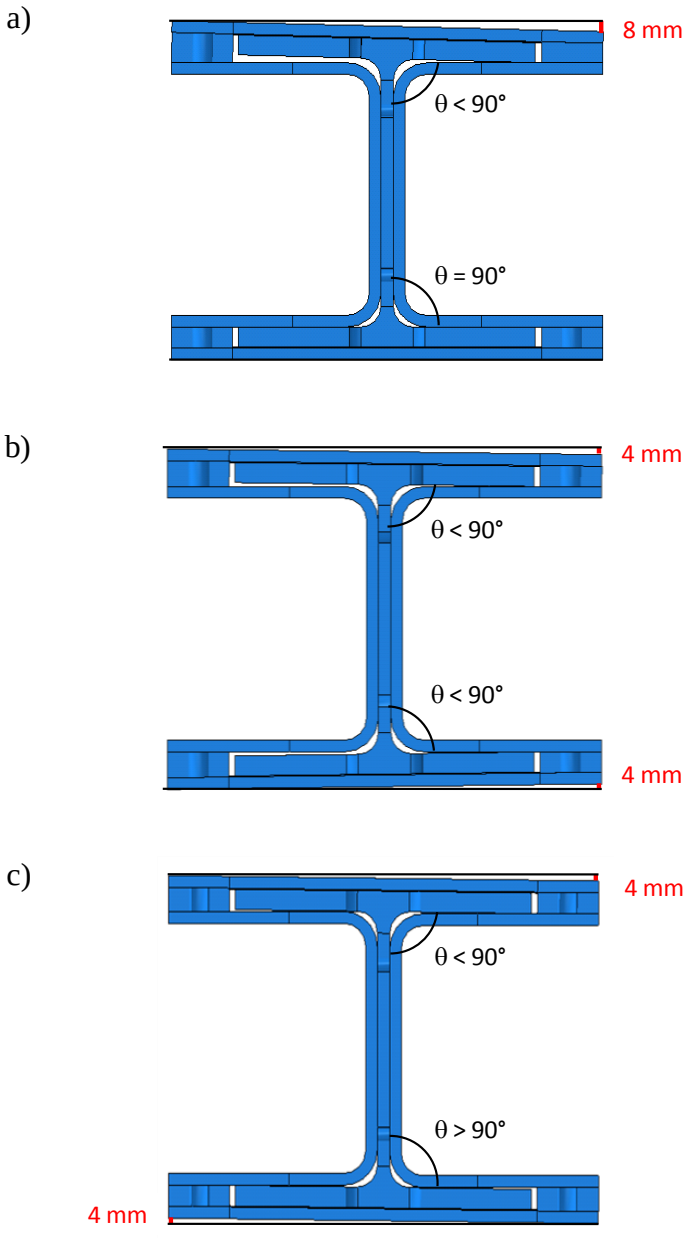


Figure 3-16: Variation de la géométrie de la section selon les tolérances de laminage de la norme CSA-G40.21

3.3 Amélioration du système de retenue

Les analyses présentées au paragraphe 3.2 ont permis d'identifier les modes de ruptures indésirables susceptibles de se produire dans la zone du fusible, et de mettre en évidence le préjudice porté au comportement de la diagonale.

3.3.1 Catégorisation des modes de rupture

Dans le cas où les défauts d'ajustement sont considérés, les modes de rupture constatés peuvent être classés en trois catégories. En premier lieu, la rupture au niveau du fusible peut survenir par l'ouverture du système de retenue lorsque celui-ci présente un défaut de rigidité ou de résistance. Dans ce cas, le confinement s'avère trop faible pour résister à la charge de poinçonnement induite lors du voilement de l'un des segments du fusible, ce dernier étant alors inadéquatement stabilisé. Une illustration de ce cas est présentée à la figure 3-17 alors qu'un confinement de 12 mm d'épaisseur ajusté avec un espace extérieur tel qu'il est défini à la figure 3-12 vient à céder par la déformation excessive des plaques et la rupture des boulons de 3/4" modélisés par des cylindres.

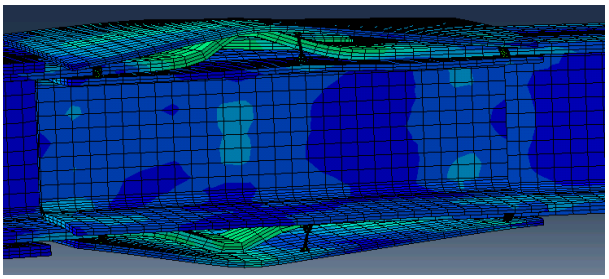


Figure 3-17: Ouverture du système de retenue sous la charge de poinçonnement (épaisseur 12 mm, boulons 3/4")

En second lieu, des ruptures par flexion dans la zone du fusible et formation d'une rotule plastique ont été constatées. Qualitativement, même si le système de retenue peut être dimensionné de telle sorte que l'épaisseur des plaques permette de conserver le moment plastique de la section pleine, le fusible et le confinement ne travaillent pas exactement ensemble pour la reprise du moment fléchissant. Ainsi, la présence du fusible peut altérer la résistance en flexion de la membrure, en particulier lorsque l'ajustement des profilés en C de part et d'autre de l'âme n'est pas satisfaisant. Ce point a été illustré à la figure 3-14.

En dernier lieu, le glissement du système de retenue a pu être observé lorsque la diagonale est sollicitée de façon cyclique. On remarque sur la figure 3-18 que le confinement s'est nettement déplacé sous l'effet des déformations plastiques dans le fusible (il s'est éloigné de l'assemblage d'extrémité). Le phénomène est mis en évidence lors d'une phase de tension. Ce glissement laisse le fusible non protégé, et favorise ainsi la localisation de la flexion au niveau du fusible lors de la phase de compression suivante, avec un mode de rupture similaire à celui de la figure 3-14.

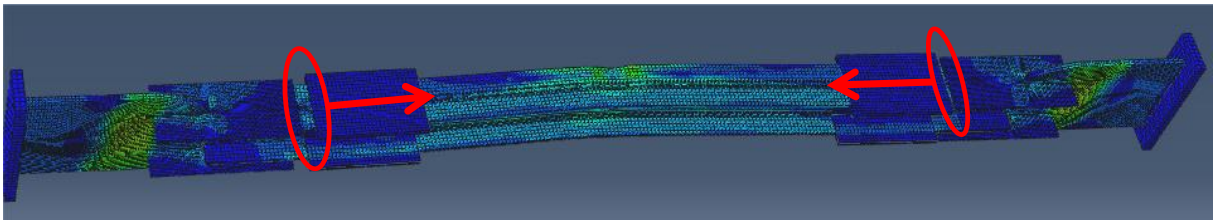


Figure 3-18: Glissement des systèmes de retenue lors de l'allongement plastique des fusibles

3.3.2 Solutions apportées

3.3.2.1 Stabilisation des segments de fusible

La rupture par ouverture du système de retenue peut aisément être évitée en apportant une rigidité et une résistance adéquates pour stabiliser les segments du fusible. Cela implique une épaisseur suffisante des plaques formant le confinement, afin d'éviter une déformation excessive en flexion sous la force de poinçonnement (figure 3-11). De la même façon, le diamètre des boulons doit être adapté pour l'assemblage des différents éléments.

3.3.2.2 Ajustement contre l'âme

L'ajustement des profilés en C de part et d'autre de l'âme peut être assuré en boulonnant ceux-ci à travers l'ouverture formée lors de la découpe du fusible. La section du fusible confiné est illustrée à la figure 3-19. Sa configuration permet de maintenir le système de retenue contre l'âme par un effet de « sandwich » lorsque le profilé est fléchi selon l'axe faible, comme c'est le cas lors du flambement de la diagonale. L'âme fléchie vient s'appuyer contre les profilés en C qui contribuent alors à la rigidité en flexion en résistant à l'effet de levier induit. On remarque à la figure 3-20 que du fait de la présence des boulons, les profilés en C sont naturellement amenés à reprendre des efforts de flexion. Le système de retenue est ainsi astreint à participer à la reprise

du moment fléchissant, ce qui est tout à fait souhaité dans la mesure où ce dernier peut affecter la tenue du fusible.

Le passage de boulons à travers l'ouverture de l'âme ne suffit toutefois pas à prévenir le glissement du système de retenue. En effet, étant donné que le fusible s'allonge, l'ouverture dans l'âme s'étend en conséquence. Ceci ne permet donc pas de maintenir les boulons et le système de retenue dans leur position initiale comme en atteste la figure 3-21.

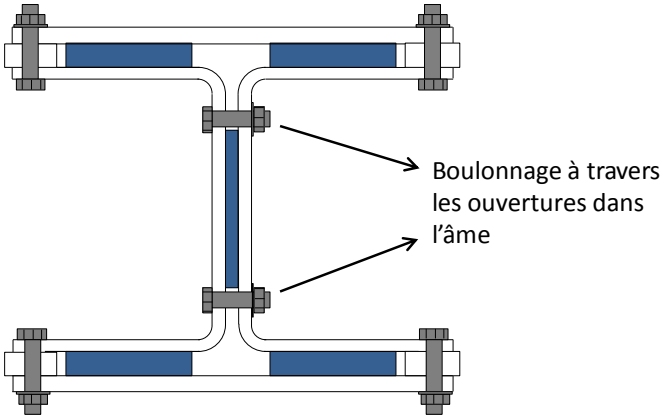


Figure 3-19: Section confinée avec boulonnage à travers l'âme

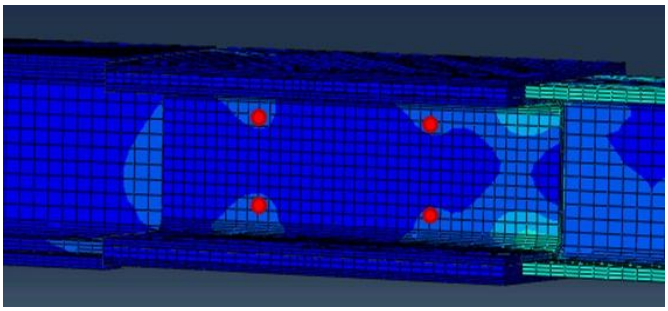


Figure 3-20: Maintien des C par les boulons lorsque la diagonale flambe

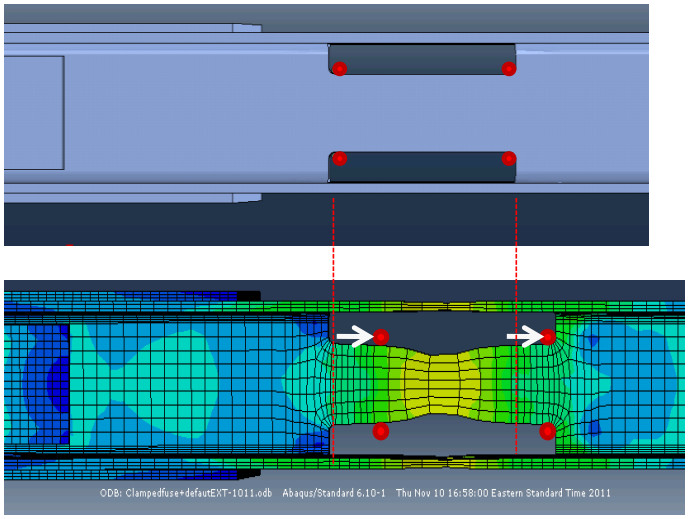


Figure 3-21: Position initiale et finale des boulons à l'âme (vue éclatée)

3.3.2.3 Participation à la reprise du moment fléchissant

La possibilité de faire participer le système de retenue à la reprise du moment fléchissant a été précédemment évoquée avec l'ajout de boulons à travers les ouvertures dans l'âme. Dans le but de forcer la formation de la rotule plastique hors de la zone du fusible lorsque la diagonale flambe, il est nécessaire de soulager au maximum cette zone sensible ainsi que d'accroitre sa rigidité flexionnelle. La configuration du système de retenue a ainsi été adaptée afin d'impliquer également les plaques extérieures, ce qui augmente davantage la participation du système de retenue en flexion. Pour ce faire, celles-ci sont soudées sur la face extérieure des semelles du profilé en amont, du côté de l'assemblage de la diagonale. Cette soudure, illustrée à la figure 3-22, ainsi que les butées présentées à la figure 3-23 a), permettent de solidariser la plaque et la semelle du point de vue de leur flexion relative. La soudure communique une partie du moment fléchissant aux plaques, soulageant de ce fait la zone du fusible. Les effets de la flexion sont ensuite restitués au profilé par les butées. Ces dernières sont des appuis glissants des épissures latérales sur le bord des semelles qui permettent l'élongation du fusible sans engendrer de sollicitation axiale significative dans le système de retenue. D'après le cheminement des efforts à la figure 3-23, on peut assimiler l'action des plaques extérieures au fait qu'une partie des effets du moment fléchissant contourne la zone du fusible via ces dernières. L'une d'entre elles a été isolée à la figure 3-24 a). On note l'apparition de fortes contraintes au niveau du cordon de

soudure, et leur diffusion progressive vers les épissures latérales. Pour améliorer la transmission des efforts de la plaque extérieure vers l'épissure, il a été jugé préférable de souder ces pièces entre elles afin d'empêcher leur glissement relatif (figure 3-24 b)).

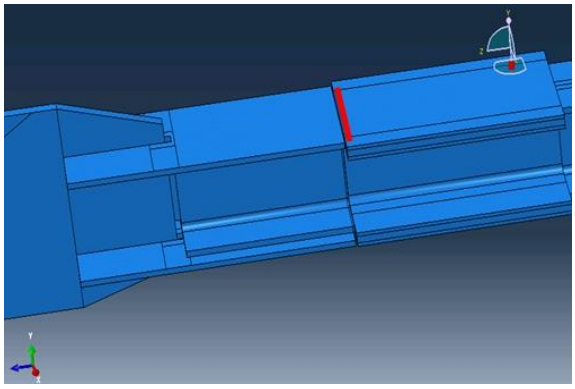
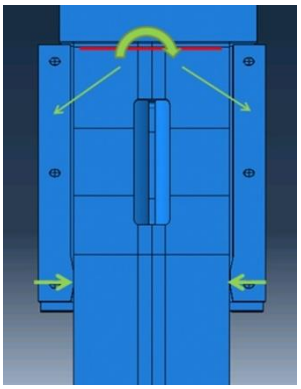


Figure 3-22: Soudure de la plaque extérieure sur les semelles du côté de l'assemblage

a)



b)

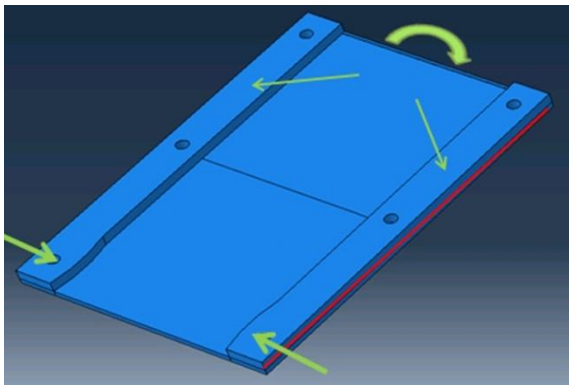


Figure 3-23: Cheminement des efforts à travers la plaque extérieure a) Vue éclatée sans plaque b) Système plaque + épissures

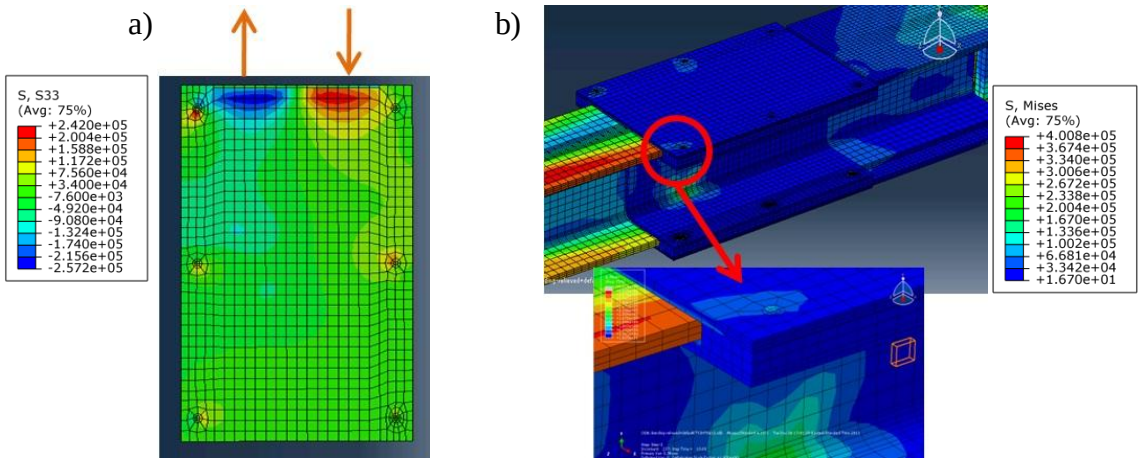


Figure 3-24: Efforts dus au moment fléchissant dans le système de retenue a) Contrainte σ_{11} dans la plaque extérieure b) Mise en évidence de la butée (Von Mises, kPa)

Le bénéfice apporté par la participation du système de retenue en flexion est mis en évidence à la figure 3-25. Sur le graphique sont comparées les réponses cycliques pour le cas du fusible non protégé, le cas dans lequel le fusible est muni du système de retenue simple décrit au paragraphe 3.2.1, ainsi que le cas du fusible soulagé d'une partie du moment fléchissant selon la configuration du présent paragraphe. Les hypothèses sont conservées avec une réduction de section de 30 % pour chaque cas, et une longueur de section réduite cumulée de 680 mm répartie en 2 fusibles. Dans les deux derniers cas, un système de retenue de 12 mm d'épaisseur est fourni, et un défaut d'ajustement est introduit sous la forme d'espaces extérieurs et intérieurs tels qu'ils sont définis à la figure 3-12. La position des fusibles le long de la diagonale est également gardée constante.

Les différences remarquables concernent premièrement la ductilité. Celle-ci est accrue de 6 % par rapport au confinement simple, la striction apparaissant à une élongation de 96 mm. Cette légère augmentation est due au fait que le fusible soulagé d'une partie du moment fléchissant ne voie plus que l'effort axial comme sollicitation majeure. Par ailleurs, on note une légère augmentation de la capacité en tension. Cette dernière est de l'ordre de 3 %, et est due au frottement qui se développe entre le profilé et le confinement. Ce dernier reprend un léger effort axial du fait que les boulons à l'âme aient été serrés (pré-tension à 40 kN chaque). Le frottement est également susceptible de se développer au niveau des butées lorsque le bord des semelles vient à s'appuyer

contre les épissures latérales (figure 3-24 b). Pour ne pas affecter la réduction de la capacité en tension apportée par le fusible, il est ainsi souhaitable que les boulons à l'âme ne soient serrés qu'à la main, ou avec une faible pré-tension.

On remarque également une légère augmentation de la capacité post-flambement de la diagonale, du fait de l'augmentation de la rigidité flexionnelle des zones de section réduite. Celle-ci reste toutefois réduite par rapport à la diagonale classique. Ce point sera expliqué au chapitre 5.

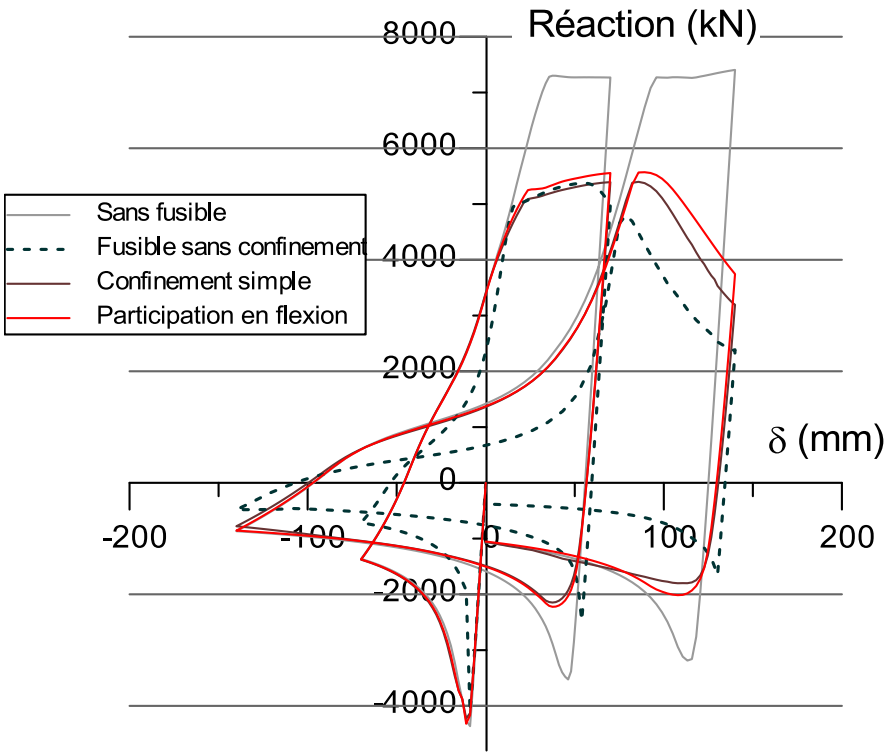


Figure 3-25: Réponse du fusible avec un système de retenue participant à la reprise du moment fléchissant (épaisseur 12 mm, défauts extérieurs et intérieurs)

3.4 Forme finale du système de retenue

Parmi les différentes propriétés du système de retenue proposées dans les paragraphes précédents, les meilleures performances ont été constatées lorsque le système de retenue présente une résistance et une rigidité suffisantes pour prévenir le voilement local dans le fusible tout en soulageant le fusible d'une partie du moment fléchissant qui pourrait lui être préjudiciable. La forme finale du système de retenue est illustrée à la figure 3-26. Les soudures à réaliser sont mises en évidence par une ligne rouge symbolisant le cordon. Les boulons à l'âme sont serrés à la main pour limiter la friction et la communication de l'effort axial au confinement. Les boulons aux semelles doivent quant à eux être serrés pour éviter leur extension lorsque le poinçonnement dû au voilement de l'un des segments de semelle les sollicite. La souplesse du système de retenue n'est ainsi attribuable qu'à la flexion des plaques, et non à l'ouverture des assemblages boulonnés. Le serrage est permis aux semelles, car l'épaisseur de l'épissure peut être adaptée, et l'utilisation de cales peut permettre d'éviter que le serrage n'engendre une friction trop importante à leur niveau.

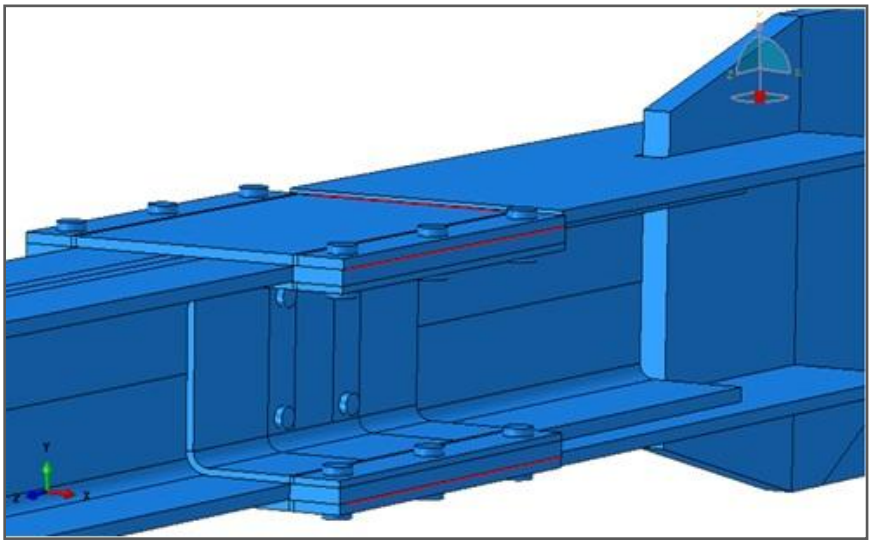


Figure 3-26: Forme finale du système de retenue (dimensions dépendantes du profilé)

Une méthode de dimensionnement détaillée est établie au chapitre 4 afin de déterminer les dimensions des plaques ainsi que leur épaisseur, le diamètre des boulons et la largeur des cordons de soudure.

3.5 Justification de la forme du fusible

Bien que la forme du fusible proposé en introduction ait montré des performances inadéquates au paragraphe 3.1.2 lorsqu'il est utilisé sans confinement, celle-ci a été conservée lors de l'ajout du système de retenue dans la partie 3.2. Rappelons que le choix de cette forme avait été fait avec objectif de minimiser l'impact du fusible sur la rigidité en flexion de la diagonale et, conséquemment, sa résistance en compression. Toutefois, ce choix aurait bien pu être mis en défaut par les faiblesses précédemment soulignées, d'autant que les découpes centrales à effectuer pour former la section réduite ne sont pas nécessairement simples à réaliser. Une réduction de section par le bord des semelles aurait ainsi pu être préférée, semblable à ce qui est fait pour les assemblages poutre-poteau de type « poutre à section réduite » (reduced beam section). Dans ce cas, les découpes sont simplifiées et aucun segment susceptible de voiler n'est formé. Ce paragraphe propose donc une brève discussion de l'opportunité de modifier la géométrie de la section réduite, en se basant sur une analyse par éléments finis ainsi que sur les modes de rupture rencontrés précédemment.

La section alternative est illustrée sur la figure 3-27. La diagonale munie de ce fusible a été analysée sans confinement, et l'aspect visuel au cours de l'analyse est présenté à la figure 3-27. Celui-ci confirme le comportement attendu qui voit un mécanisme à quatre rotules se former au niveau des fusibles et des goussets, sans rotule à mi-portée. En effet, la réduction des semelles à partir des bords réduit fortement la rigidité et la résistance flexionnelle du profilé selon l'axe faible.

Le fusible à découpe centrale (FDC) proposé par le groupe Canam qui est étudié au paragraphe 3.1.2 ne pouvait se comporter comme le prévoit la théorie pour une section pleine du fait du voilement local des parties de semelles non supportées. Dans le cas d'un fusible avec découpe des bords des semelles (FDB), le voilement local étant écarté, il est attendu que les calculs théoriques puissent mieux appréhender le comportement de la diagonale. Ainsi, on peut prévoir qualitativement que la réduction locale de la rigidité flexionnelle entraine une réduction de la charge critique de flambement, et donc une capacité réduite en compression. Cette dernière pourrait être estimée en fonction de la réduction en adaptant les équations (2.3) et (2.4) pour qu'elles tiennent compte de la position du fusible le long de la diagonale.

a) b)

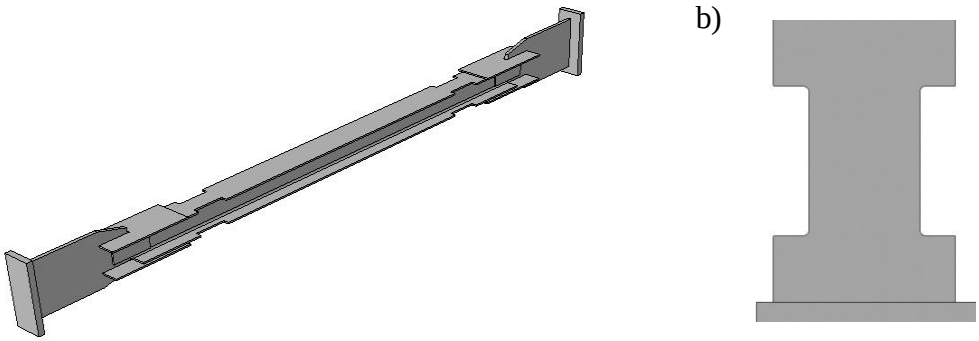


Figure 3-27: Forme alternative de la section réduite a) vue globale de la diagonale b) découpe des semelles

a) b)

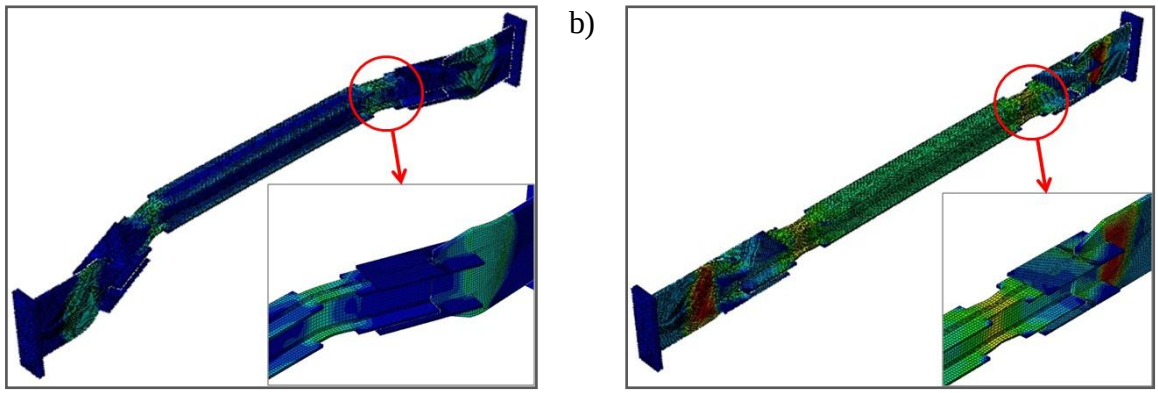


Figure 3-28: Aspect visuel de la diagonale munie du fusible alternatif a) première phase de compression b) phase de tension suivante

La tendance se confirme sur le graphique de la figure 3-29 alors que la capacité en compression de la diagonale avec FDB non retenu est réduite de 18 % par rapport à la diagonale avec FDC non confiné (3356 kN vs. 4110 kN) et de 23 % par rapport à la diagonale sans fusible (C_u = 4364 kN). Pour cette diagonale, la résistance post-flambement semble aussi plus fortement affectée par la présence des fusibles de type FDB non confinés. On remarque que les capacités maximales en tension sont similaires dans les deux cas, de l'ordre de 5400 kN, soit une réduction de 27 % par rapport à la diagonale classique. De plus, chacun des fusibles a connu un écrouissage important durant la phase de compression précédente, par la rotation excessive de la rotule formée pour la diagonale avec FDB, et lors du voilement local des segments pour la diagonale

avec FDC. La ductilité de la diagonale avec FDB est quelque peu améliorée par rapport au FDC avec une striction apparaissant vers 70 mm d'élongation (56 mm pour le FDC), et la chute de résistance est moins brutale lors de la dernière excursion en tension. Ceci peut être expliqué par le fait que la section du FDB soit d'un seul tenant, et que sa forme est peu propice à l'apparition d'un voilement local. Nous avons observé que dans le cas du FDC, ce phénomène entamait grandement la réserve de ductilité du fusible durant les phases de compression.

Le fusible alternatif ainsi formé réduit donc la capacité en tension, mais affecte la capacité en compression dans les mêmes proportions. Ce bilan va à l'encontre de l'objectif même de la mise en place du fusible qui vise la conservation de la capacité en compression.

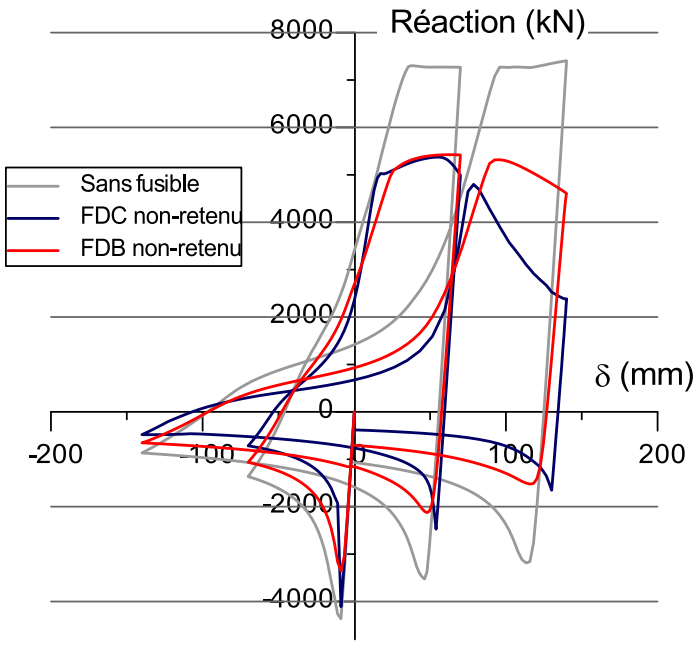


Figure 3-29: Réponse cyclique de la diagonale munie du fusible alternatif

La viabilité du FDB dépend de la limitation de la perte de capacité en compression. Pour ce faire, il serait possible de retrouver la rigidité flexionnelle originale en reprenant le moment fléchissant au moyen de pièces périphériques ajoutées à la zone du fusible. À l'image de ce qui a été fait pour le FDC, ce système pourrait être constitué de deux profilés en C placés de part et d'autre de l'âme. Du fait qu'il n'y ait pas de segments d'aile susceptible de voiler, il n'est pas nécessaire de supporter les semelles sur leur face extérieure. Toutefois, dans le cas du fusible à découpe centrale, lorsque les segments sont supportés de sorte que le voilement local est empêché, les

segments de semelles peuvent reprendre une bonne partie du moment imposé selon l'axe faible avec un bras de levier avantageux du fait de leur distance relative. Ce n'est pas le cas pour la section du fusible alternatif FDB dont le métal est concentré proche de l'axe neutre. La majeure partie du moment doit ainsi être repris par le système de retenue pour éviter l'amorce d'une rotation locale, ce qui requiert un système de retenue parfaitement ajusté et très rigide. Un effet de levier plus important est alors susceptible d'apparaître entre les deux raidisseurs, qu'il serait souhaitable de maintenir fermement ensemble pour limiter leur ouverture élastique lorsque la flexion les sollicite.

Ainsi, dans le cas du FDB, il conviendrait également de boulonner les deux profilés en C à travers l'âme. La simplicité du raidisseur présenterait toutefois deux inconvénients. Premièrement, l'épaisseur requise pourrait devenir trop importante pour permettre le formage des pièces à froid, ce qui nécessiterait des pièces assemblées. Par ailleurs, la rigidité élevée nécessaire à maintenir les profilés en C contre l'âme exigerait probablement un serrage des boulons, donc une friction qui abaisserait le gain, ou nécessiterait un matériau de désolidarisation coûteux.

A la lumière de ces considérations, il a été décidé de conserver le fusible initial avec découpe au centre des semelles (jonctions âme-semelles) pour les prochaines phases du projet. D'après les analyses présentées dans ce chapitre, il paraissait possible de former un système de retenue simple dont l'épaisseur des plaques et l'encombrement une fois mis en place resteraient raisonnables. C'est donc pour ce fusible qu'a été développée la méthode de calcul du chapitre 4. Le fusible alternatif avec découpe des bords des semelles reste néanmoins une piste ouverte dans le cas ou un système de confinement efficace venait à être mis au point.

CHAPITRE 4 PROCÉDURE DE DIMENSIONNEMENT DU FUSIBLE ET DE SON SYSTÈME DE RETENUE

Le présent chapitre détaille la procédure de calcul qui a été établie pour le dimensionnement du fusible et du système de retenue. Celle-ci s'appuie principalement sur les différents modes de ruptures identifiés au chapitre 3 à l'aide des analyses préliminaires par éléments finis. Par ailleurs, différentes hypothèses ont été adoptées afin d'aboutir à une méthode de dimensionnement pratique et systématique qui puisse être rapidement mise en œuvre par un bureau d'études. Leur pertinence, notamment en matière de précision, sera discutée lors de l'examen des résultats des essais effectués en laboratoire au chapitre 5.

La considération du gain, c'est-à-dire de la réduction de la capacité maximale en tension de la diagonale, constitue le point de départ du processus de dimensionnement. Dans cette optique, une attention particulière sera portée à indiquer au concepteur si un fusible a lieu ou non d'être formé dans le cas de figure qu'il traite. Par la suite, l'influence des assemblages d'extrémité, la stabilisation des différents segments du fusible, la contribution du confinement à la rigidité et à la résistance en flexion, et le calcul des boulons et des soudures pour le système de retenue seront successivement traités. Chaque partie sera abordée individuellement par souci de clarté. En mettant en évidence les interactions entre ces différents facteurs, nous verrons que le raisonnement aboutit à une procédure itérative. Un schéma de principe présenté sous forme de boucle résumera les étapes d'un processus de dimensionnement complet tel qu'il est appliqué par le logiciel de dimensionnement qui a été développé sous Excel-VBA.

4.1 Réduction de la capacité maximale probable en tension

Comme énoncé au début de ce mémoire, l'idée directrice du développement d'un fusible pour une diagonale travaillant en tension-compression est de réduire la capacité maximale probable en tension sans affecter la capacité en compression. Le gain permis par le fusible peut être exprimé sous plusieurs formes. En particulier, il peut être utile d'exprimer la réduction de la capacité en tension par rapport à la capacité en compression que l'on suppose inchangée. Cependant, pour la simplicité des équations et la clarté de l'analyse du gain possible, nous avons choisi de l'exprimer

ici en fonction du rapport entre la capacité maximale en tension de la diagonale munie d'un (de) fusible(s) et de celle de la diagonale classique.

$$G = 1 - \frac{T_{uF}}{T_u} \tag{4.1}$$

La capacité de la diagonale munie du fusible n'est autre que la capacité en tension du fusible lui-même, T_{uF}, dans la mesure où par définition, c'est l'élément le plus faible le long de la diagonale.

Au paragraphe 4.2.4, nous ferons le lien entre le gain obtenu sous cette forme et la capacité en compression, pour avoir un ordre de grandeur du rapprochement des capacités axiales de la diagonale lorsqu'elle est munie du fusible.

4.1.1 Réduction de la section

La capacité en tension du fusible peut être exprimée dans une première approche de façon similaire à celle de la diagonale classique. Une simple substitution est faite entre la section brute de la membrure et la section réduite du fusible, A_F, considérant que la résistance probable en tension du fusible, T_{uF}, est donnée par : $T_{uF} = A_F R_y F_y$. La minimisation de la différence entre les résistances en tension et en compression de la diagonale, c'est-à-dire la sur-résistance pénalisante lors de la conception par capacité, constitue la base du calcul de la section réduite. Celle-ci peut être déterminée pour que le fusible atteigne la plastification en tension à une résistance probable égale ou légèrement supérieure à celle de la diagonale en compression :

$$T_{uF} = A_F R_y F_y \geq C_u \Rightarrow \frac{A_F}{A} \geq 1.2\,(1+\lambda_u^{2n})^{-1/n} \leq 1.0 \text{ , avec : } \lambda_u = \sqrt{\frac{R_y F_y}{F_e}} = \frac{kL_H}{r}\sqrt{\frac{R_y F_y}{\pi^2 E}} \tag{4.2}$$

La réduction de section est ainsi dépendante de l'élancement de la diagonale. L'équation est présentée graphiquement à la figure 4-1 pour un acier ayant une limite élastique $R_y F_y$ = 385 MPa. Cette première approche permet de constater que la réduction de section d'une membrure trapue ne permet pas de réduire la capacité en tension. Un premier domaine d'applicabilité du concept est ainsi mis en évidence, avec un seuil d'élancement de KL_H/r = 45.5. Qualitativement, pour un élancement faible, la capacité probable en compression C_u n'est pas significativement plus faible

que la capacité maximale en tension T_u, il est donc inutile de réduire cette dernière car aucun bénéfice n'est réalisable.

La figure 4-2 présente la géométrie d'une baie contreventée. Dans l'équation (4.2), L_H représente la longueur de flambement, c'est-à-dire la longueur qui sépare les rotules plastiques qui se forment dans les goussets aux extrémités de la diagonale lorsque la diagonale flambe. Selon la profondeur des poutres et des colonnes, ainsi que la longueur du gousset requise pour former un assemblage qui puisse accommoder une rotation hors plan lorsque la diagonale flambe (CSA-S16-09), L_H est généralement plus faible que la longueur L_{cc} qui est la longueur centre à centre rejoignant les points de travail aux axes médians des colonnes. L_p est la longueur du profilé utilisé pour la diagonale.

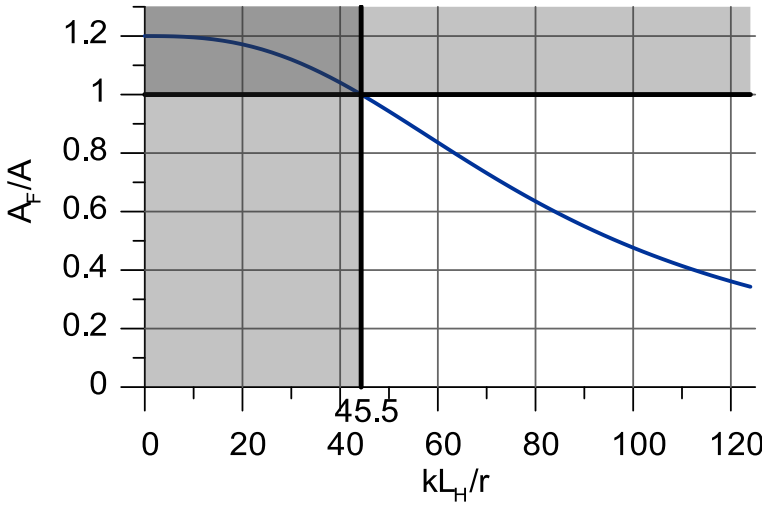


Figure 4-1: Réduction de section pour $T_u = C_u$ en fonction de l'élancement (R_yF_y = 385 MPa)

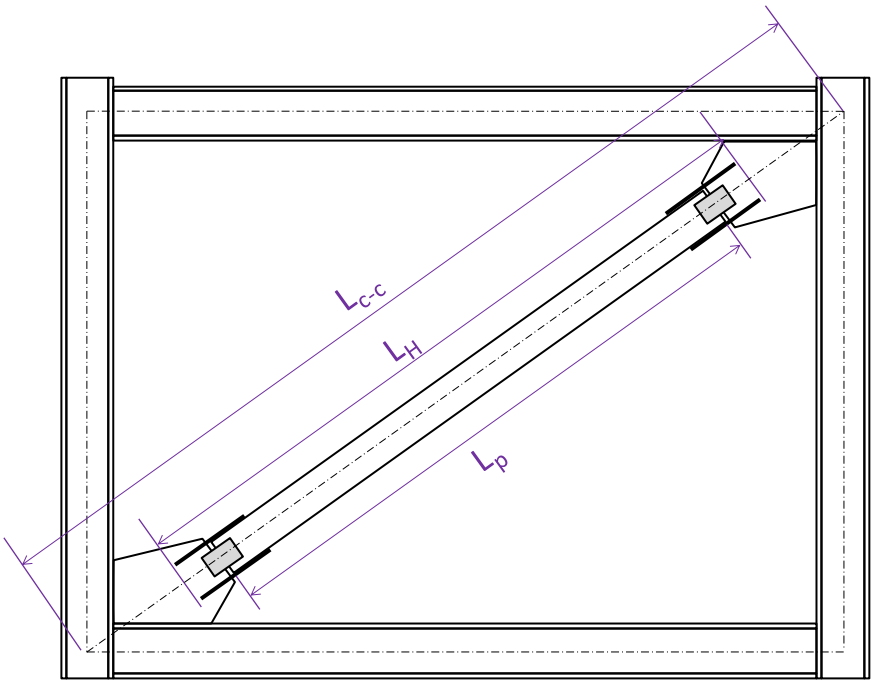


Figure 4-2: Géométrie d'une baie contreventée

4.1.2 Effets de l'écrouissage

La réduction de section ne permet cependant pas de déterminer à elle seule le gain donné par l'équation (4.1). En effet, la zone du fusible ayant une section plus faible que la section brute de la membrure initialement sélectionnée, l'élongation de la diagonale y sera majoritairement concentrée. Ainsi, de grandes déformations plastiques y sont attendues.

C'est en ce sens qu'à l'origine du concept du fusible (Tremblay et Kassis, 2008 ; Vincent, 2008), un facteur R_{sh} a été proposé en association du facteur R_y pour tenir compte de l'effet de l'écrouissage. Une valeur de $R_{sh} = 1.18$ a été suggérée par Vincent pour une déformation maximale de 0.10 mm/mm dans le fusible, soit $R_y \cdot R_{sh} = 1.3$. Nous ferons le choix ici de laisser le concepteur décider de la déformation maximale ε_{max} à permettre dans le(s) fusible(s), en gardant le facteur R_{sh} comme fonction de celle-ci. Nous utiliserons l'équation proposée par St-Onge (2012) pour le domaine d'écrouissage:

$$R_{sh}(\varepsilon) = 1+\left(\frac{F_u - F_y}{F_y}\right)*(1-C*(1-r)*\exp(A*(\varepsilon-\varepsilon_{sh}))), \qquad \varepsilon_{sh} < \varepsilon < \varepsilon_u \tag{4.3}$$

$$r = (\varepsilon-\varepsilon_{sh})/(\varepsilon_u-\varepsilon_{sh}),\ \text{avec}: C = 0.96\ \text{et}\ A = -21\ \text{pour les profilés W}$$

L'équation ayant été initialement proposée pour des cornières, les coefficients A et C utilisés ici ont été modifiés. Les essais de traction sur éprouvettes d'acier réalisés en laboratoire ont permis un étalonnage de ceux-ci pour l'acier d'un profilé W de nuance ASTM A992. La synthèse des résultats ainsi que la corrélation entre la forme du domaine d'écrouissage donnée par l'équation et la réalité sont présentées à l'Annexe 1.

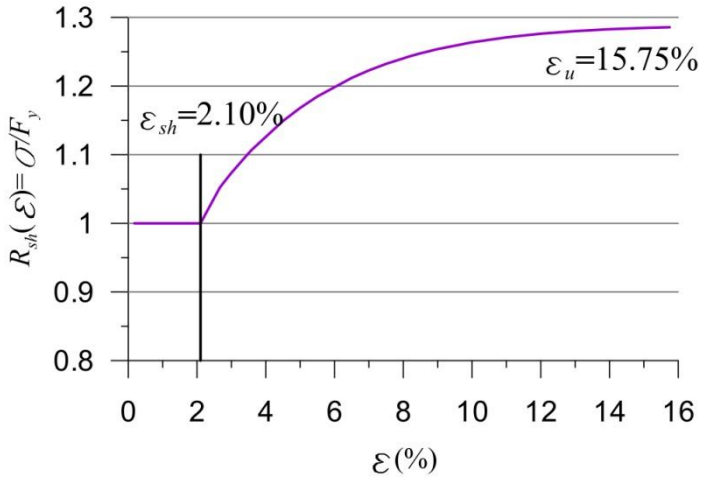


Figure 4-3: Allure de $R_{sh}(\varepsilon)$ pour $\varepsilon_{sh} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_u$ (C = 96, A =-21)

La capacité en tension du fusible est alors modifiée par l'ajout du coefficient R_{sh} tenant compte de l'écrouissage, et devient :

$$T_{uF} = A_F R_{sh}(\varepsilon_{\max}) R_y F_y \tag{4.4}$$

D'après la forme classique du domaine d'écrouissage de la courbe contrainte-déformation de l'acier et l'allure de R_{sh} présentée à la figure 4-3, la capacité maximale en tension devient une fonction croissante de la déformation ε_{max} qui est retenue lors de la conception du fusible. Ainsi, si l'écrouissage permis dans le fusible est très important, la réduction de capacité en pâtit. Dans certains cas, cela peut avoir pour effet d'effacer le gain apporté par la réduction de la section.

4.1.3 Seuil de mise en œuvre

Les deux facteurs influençant le gain sont désormais mis en évidence. En considérant l'effet combiné de la réduction de section et de l'écrouissage, le rapport des capacités en tension avec et sans fusible s'exprime comme une fonction de deux variables, à savoir λ_u et ε_{max} :

$$\frac{T_{uF}}{T_u} = \frac{A_F}{A}(\lambda_u) \cdot R_{sh}(\varepsilon_{\max}) \tag{4.5}$$

Lors du dimensionnement d'un bâtiment, la géométrie des baies contreventées est la plupart du temps fixée (circulations verticales, autres contraintes architecturales). De plus, la membrure est sélectionnée au préalable pour sa résistance en compression, ce qui implique que λ_u est fixé avant que le dimensionnement du fusible ne débute.

Former un fusible sur la membrure n'a de sens qu'à partir du moment où le gain G est positif, c'est-à-dire d'après l'équation (4.1), lorsque $T_{uF}/T_u < 1.0$. Le concepteur peut de cette façon fixer la valeur du gain escompté avec l'objectif de réduction de la capacité en tension associée. Il est alors possible de déduire de l'équation (4.5) la déformation maximale que l'on peut permettre dans le fusible avec un élancement donné et un gain escompté. Cependant, la forme de $R_{sh}(\varepsilon)$ ne permet pas de trouver une fonction réciproque simple (réciproque de $x:\rightarrow xe^x$, fonction W de Lambert). Dans la pratique, on trouvera donc ε_{max} par itérations. On peut toutefois établir des abaques en déduisant des équations (4.1), (4.2) et (4.5) l'allure de $\lambda_u(G, \varepsilon_{max})$. La réciproque sera obtenue visuellement en inversant abscisse et ordonnée lors du tracé :

$$\frac{T_{uF}}{T_u} \leq 1 \Leftrightarrow \lambda_u \geq \left(\left(\frac{1.2 R_{sh}(\varepsilon_{\max})}{1-G} \right)^n - 1 \right)^{\frac{1}{2n}} \tag{4.6}$$

On obtient donc un domaine d'élancement minimal pour ε_{max} donné et un gain G escompté. La courbe représentative de l'équation avec G = 0 constitue le seuil de mise en œuvre, c'est-à-dire les conditions limites d'élancement et d'élongation à partir desquelles le fusible permet une réelle réduction de la force T_u.

La figure 4-4 permet aisément de déterminer la déformation maximale qui peut être permise dans le(s) fusible(s) pour un élancement donné et un gain minimal escompté. La portion droite des courbes correspond à une élongation en deçà de l'écrouissage. On se situe ici sur le plateau plastique de la courbe contrainte-déformation du métal, et cela revient à poser R_{sh} = 1.0 dans l'équation (4.5). La réduction de capacité est alors égale à la réduction de la section qui ne dépend que de l'élancement. Ce domaine peut nécessiter une longueur de section réduite très importante, ce qui peut représenter une solution difficilement applicable ou avoir un impact sur le coût de fabrication du fusible. Ce point sera discuté au paragraphe 4.2.

Pour un gain déterminé, on remarque que plus l'élancement est faible, plus la déformation maximale permise doit être faible pour atteindre ce gain. En effet, un élancement faible ne permet qu'une faible réduction de section d'après le paragraphe 4.1.1. Un faible écrouissage suffira donc à atteindre une charge axiale de tension qui fera plastifier la section brute, rendant le fusible inutile.

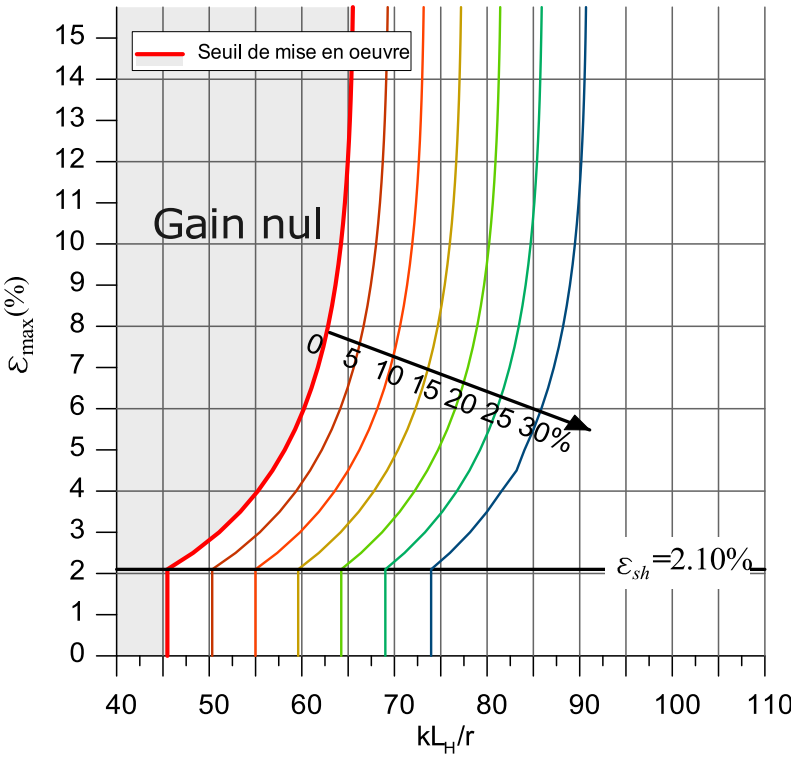


Figure 4-4: Seuil de mise en œuvre et domaine d'élancement et d'élongation pour un gain donné (R_yF_y = 385 MPa, C = 96, A = -21).

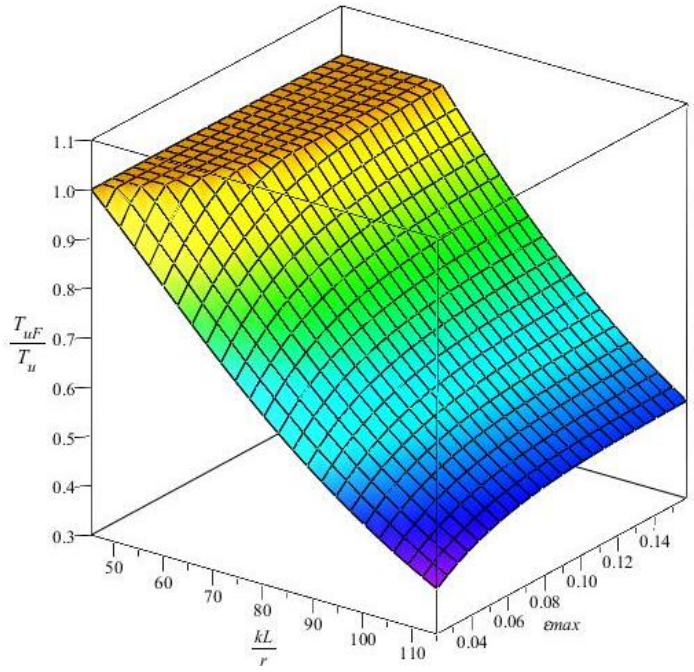


Figure 4-5: Influence de l'élancement et de la déformation maximale sur le gain (R_yF_y = 385 MPa, C = 96, A = -21).

La figure 4-5 représente le rapport T_{uF}/T_u sous une forme tridimensionnelle en fonction de l'élancement d'une part, et de l'écrouissage d'autre part. Pour une déformation maximale fixée, la variation du rapport avec l'élancement de la membrure correspond à l'allure de la courbe de la figure 4-1. De la même façon, pour un élancement donné, la variation en fonction de la déformation maximale sous la forme de R_{sh} présentée à la figure 4-3 est remarquable. Le plateau où T_{uF}/T_u = 1.0 correspond au domaine où la section réduite écrouie fait plastifier la section brute du profilé.

Il est à noter que si les graphiques sont présentés ici jusqu'à ε_u = 15.75 %, il est déconseillé de dépasser 10 à 11 % pour préserver une réserve de résistance alors que le taux d'accroissement de la courbe contrainte-déformation devient faible.

4.2 Déplacement inter-étage et longueur de fusible

4.2.1 Cas général

La longueur de section réduite nécessaire est déduite de l'élongation que la diagonale doit accommoder. Celle-ci est déterminée sur la base des déformations latérales inélastiques de la structure telles qu'elles sont prescrites dans le CNBC (CNRC, 2010). La sollicitation des différents éléments du SFRS à un étage donné est déduite de la combinaison de charge présentée à l'équation (1.1). Selon le principe des déplacements égaux, le déplacement inter-étages tenant compte de la ductilité de la structure est donné par :

$$\Delta = \frac{R_d R_o}{I_E} \Delta_f \tag{4.7}$$

Dans cette équation, Δ_f représente le déplacement inter-étages de la structure élastique sous la charge sismique de calcul découlant de la distribution à chaque étage de l'effort tranchant donné à l'équation (1.2). Cette distribution, spécifiée dans le CNBC, permet de déduire le cisaillement à chaque étage, ainsi que la charge C_f induite dans la diagonale. Cette dernière permet de sélectionner la membrure diagonale, et se compose d'une portion attribuable à la reprise des charges verticales de la combinaison (1.1), ainsi que de C_E qui représente la partie imputable à la charge sismique seulement. Dans les équations suivantes, le déplacement Δ est assorti d'un facteur de marge $\beta = 1.5$. Cette surestimation permet de couvrir l'incertitude entourant la prédiction des déformations sismiques et de rester sécuritaire pour l'allongement des fusibles. De cette façon, on peut garantir que la capacité T_{uF} attendue ne sera pas dépassée dans le cas d'un écrouissage trop important.

En considérant les fusibles comme les seuls éléments de la structure qui se déforment dans le domaine plastique, il est possible d'isoler l'allongement plastique δ_{Fp} du fusible en retirant au déplacement inter-étage total la portion imputable à la déformation élastique du SFRS, soit $R_o \cdot \Delta_f$. Celle-ci est due, par exemple, à l'allongement élastique de la diagonale et aux efforts axiaux qui apparaissent dans les poutres et les poteaux. Par projection sur l'axe de la diagonale selon l'angle illustré à la figure 4-6, δ_{Fp} s'exprime selon l'équation (4.8).

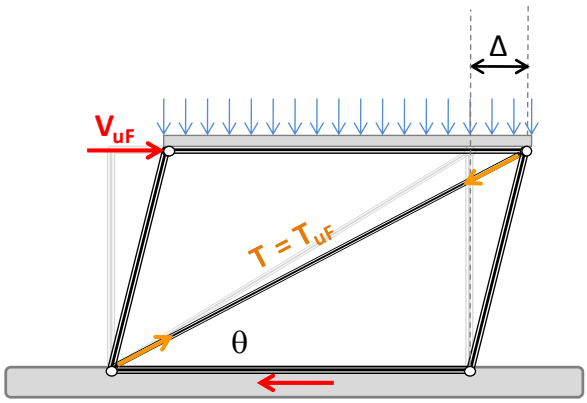


Figure 4-6: Déplacement inter-étages inélastique avec la diagonale développant T_{uF}

$$\delta_{Fp} = \Delta_f \left(\beta \frac{R_d R_o}{I_E} - R_o \right) \cos(\theta) \tag{4.8}$$

Dans la mesure où la déformation élastique a été retirée de l'allongement calculé, il est nécessaire de l'ajouter pour calculer la déformation totale du fusible lorsque celui-ci développe sa pleine capacité en tension :

$$\varepsilon_F = \frac{\delta_{Fp}}{L_F} + \frac{T_{uF}}{EA_F} \tag{4.9}$$

La figure 4-4 ayant permis de déterminer la déformation maximale à permettre pour atteindre un gain donné, on souhaite donc que ε_F soit inférieur à ε_{max}. La combinaison des équations (2.7), (4.5) et (4.9) permet alors de calculer la longueur minimale de section réduite nécessaire à atteindre ce gain :

$$L_F \geq \frac{\delta_{Fp}}{\varepsilon_{\max} - \varepsilon_y R_y R_{sh}} \tag{4.10}$$

Ainsi, cette longueur dépend à la fois de paramètres choisis, tel que le gain qui est implicitement représenté par ε_{max}, mais aussi du comportement global du bâtiment sous l'effort sismique de calcul. Pour les bâtiments de grande hauteur, une analyse dynamique est nécessaire afin de déterminer Δ_f. Les équations (4.8) à (4.10) s'inscrivent dans le cadre d'une méthode rigoureuse issue des prescriptions du CNBC, et sont donc applicables pour tous les bâtiments.

4.2.2 Bâtiments de faible hauteur

4.2.2.1 Méthode approchée

Le raisonnement peut être légèrement simplifié pour les bâtiments de faible hauteur dans la mesure où la quasi-totalité de la flèche latérale est due à l'élongation des diagonales. Il est ainsi raisonnable d'exprimer δ_{Fp} à partir de l'élongation de la diagonale qui est directement liée à la charge C_E. Il vient alors :

$$\delta_{Fp} = \frac{C_E L_{cc}}{AE}\left(\beta \frac{R_d R_o}{I_E} - \frac{T_{uF}}{C_E}\right) \tag{4.11}$$

L'élongation totale de la diagonale δ_d s'exprime comme la somme de l'élongation inélastique du fusible et de l'élongation élastique de la section pleine :

$$\delta_d = \frac{C_E L_{cc}}{AE}\frac{R_d R_o}{I_E}\beta = \varepsilon_F L_F + \frac{T_{uF}\left(L_{cc} - L_F\right)}{AE} \tag{4.12}$$

En posant $\varepsilon_F \leq \varepsilon_{max}$, on peut obtenir la longueur de section réduite requise :

$$L_F \geq \frac{L_{cc}}{AE\varepsilon_{\max} - T_{uF}}\left(C_E \frac{R_d R_o}{I_E}\beta - T_{uF}\right) \tag{4.13}$$

Les hypothèses adoptées dans ce paragraphe requièrent toujours la connaissance de l'effort sismique induit dans la diagonale, C_E. Cependant, le fait d'imputer la totalité du déplacement inter-étage à la déformation de la diagonale permet d'éviter une analyse détaillée du bâtiment en vue de déterminer les déformations élastiques des membrures périphériques.

4.2.2.2 Alternatives

Une méthode plus conservatrice peut être envisagée si l'on néglige l'élongation dans les assemblages d'extrémité de la diagonale. Considérer ces assemblages infiniment rigides revient à restreindre l'élongation élastique de la section brute sur la longueur du profilé uniquement. Cette hypothèse revient à remplacer L_{cc} par la longueur du profilé L_p dans le membre de droite de l'équation (4.12) et de redévelopper l'équation (4.13) en conséquence. L_p étant plus faible que

L_{cc}, cette hypothèse fait supporter une élongation plus importante aux fusibles, et demande de ce fait une longueur L_F légèrement plus élevée. L'option pour cette alternative est laissée au choix du concepteur.

Par ailleurs, dans le cas où le concepteur du fusible ne connaît pas les charges de calcul C_E et T_f qui ont servi à sélectionner la membrure diagonale, il est possible d'utiliser la résistance pondérée en compression de celle-ci, C_r. En effet, celle-ci représente le critère de sélection du profilé, et on peut considérer qu'elle est relativement représentative des charges de calcul qui le sollicitent. Cette approche reste conservatrice dans la mesure où la résistance C_r est toujours supérieure à C_E. L'équation (4.12) et devient alors :

$$\delta_d = \frac{C_r L_{cc}}{AE} R_d R_o \beta = \varepsilon_F L_F + \frac{T_{uF}\left(L_{cc} - L_F\right)}{AE} \tag{4.14}$$

$$\varepsilon_F = \frac{1}{AEL_F}\left(C_r L_{cc} \frac{R_d R_o}{I_E} \beta - T_{uF}(L_{cc} - L_F) \right) \tag{4.15}$$

Et la longueur minimale de section réduite est déduite de la même façon, à la différence qu'il est possible de l'exprimer uniquement en fonction de paramètres connus. Parmi ceux-ci, on retiendra l'élancement de la membrure KL_H/r, son rayon de giration, et l'élongation maximale permise ε_{max} que l'on introduit à l'aide des équations (2.5) et (4.2) :

$$L_F \geq \frac{\varepsilon_y L_{cc}}{\varepsilon_{\max} - R_y \varepsilon_y \frac{T_{uF}}{T_u}\left(\lambda_u ; \varepsilon_{\max}\right)} \left[\phi \frac{R_d R_o}{I_E} \beta \left(1 + \lambda_r^{2n}\right)^{-1/n} - R_y \frac{T_{uF}}{T_u}\left(\lambda_u ; \varepsilon_{\max}\right) \right] \tag{4.16}$$

4.2.3 Limitation de la longueur de section réduite

4.2.3.1 Critères de limitation

Dans les paragraphes 4.2.3 et 4.2.4, on se propose d'analyser le cas d'un bâtiment de faible hauteur pour lequel les charges sismiques ne sont pas connues. Seules les membrures ont préalablement été dimensionnées, et la longueur des fusibles à former sur celles-ci est à l'étude. Rappelons que l'approche qui sera présentée n'est pas rigoureuse en vue d'une application sur

des bâtiments de grande hauteur. Pour ces derniers, une analyse au cas par cas et une connaissance de la distribution de la charge sismique de calcul sont requises.

Les profilés couramment utilisés pour les diagonales travaillant en tension-compression sont des sections W250, W310 et W360, dont le rayon de giration selon l'axe faible s'étend de 50 à 80 mm. La figure 4-7 a) représente graphiquement la longueur de section réduite L_F requise en fonction de KL_H/r et ε_{max} en s'appuyant sur l'équation (4.16). Pour ce faire, un rayon de giration r_y = 80 mm a été choisi. Les valeurs de la fonction de deux variables T_{uF}/T_u sont tout d'abord calculées pour une fourchette d'élancement de 50 à 110, et pour tout le domaine d'écrouissage. La longueur L_F est ensuite déterminée en supposant un rapport L_{cc}/L_H = 1.3, ce qui permet de faire varier l'élancement en ne gardant que le rayon de giration comme valeur fixe. Comme attendu, une déformation maximale permise trop faible requiert une zone de section réduite extrêmement longue. La figure 4-7 b) donne le rapport L_F/L_H dans les mêmes conditions.

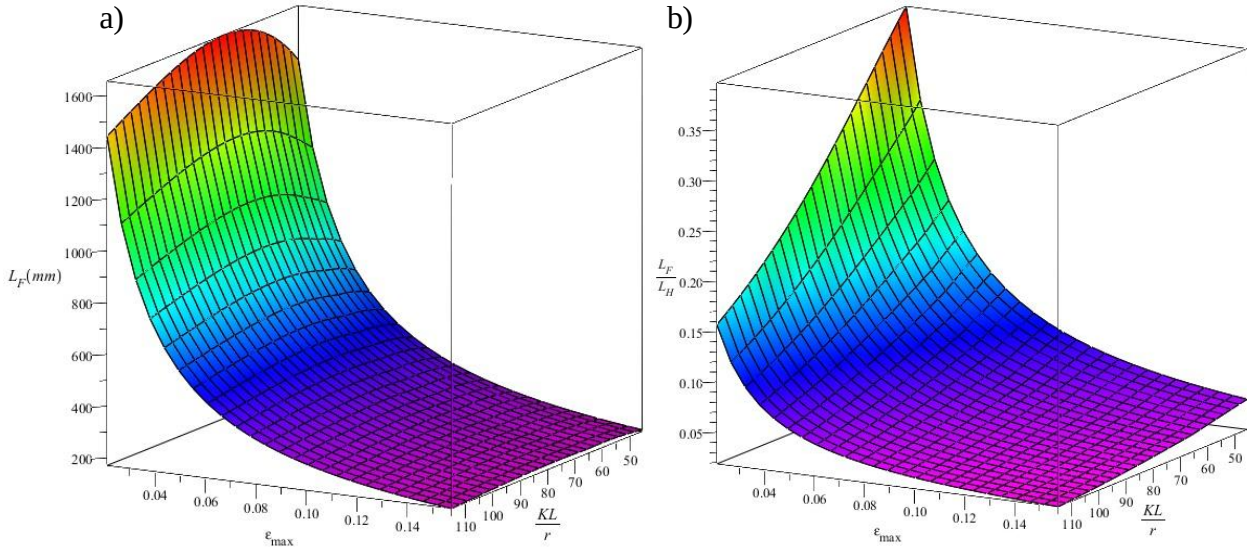


Figure 4-7: Variation de L_F et L_F/L_H pour différents élancements et déformations maximales (R_yF_y = 385 MPa, C = 96, A =-21, r_y = 80 mm L_{cc}/L_H = 1.3).

Afin de fixer une limite maximale à la longueur de section réduite, il est nécessaire de considérer à la fois la performance de la diagonale munie d'un (de) fusible(s) ainsi que le coût lié à l'ajout d'un système de retenue. D'une part, L_F doit être limitée afin de ne pas introduire dans le profilé une sensibilité trop importante lors de la manutention. En effet, avant l'assemblage du confinement, un fusible trop long pourra plus facilement être endommagé lors des manipulations,

ce qui favorisera l'apparition de défauts de rectitude qui pourraient s'avérer préjudiciables pour le comportement de la future diagonale assemblée. Il faudrait par exemple que le profilé seul, en considérant que la section a été localement réduite, puisse résister à son propre poids en flexion et cisaillement. D'autre part, il faut que le rapport L_F/L_H reste faible pour des raisons de positionnement du fusible le long de la membrure, dans la mesure où le(s) fusible(s) doit (doivent) pouvoir être placé(s) hors de la zone de moment maximal lors du flambement global de la diagonale. Cet aspect sera traité dans le paragraphe 4.3, en considérant les diagrammes présentés à la figure 4-10. Une réduction de la section dans la zone centrale est ainsi à éviter, et nous préciserons à la section 4.7.1 qu'un fusible qui s'étendrait jusqu'à cette zone entrainerait une augmentation considérable de l'épaisseur du système de retenue. Ce dernier se voyant prolongé de la même façon que le fusible, une multiplication des boulons nécessaires à l'assembler est également à prévoir dans ce cas. Par ailleurs, il faut considérer que si la longueur de section réduite est trop importante devant L_{cc}, la rigidité axiale de la diagonale peut être significativement affectée, ce qui peut entrainer un déplacement inter-étages trop important lorsque la diagonale travaille en régime élastique, pour résister aux charges de vent par exemple.

4.2.3.2 Étude de cas

La limitation de la longueur du fusible peut-être motivée par une ou plusieurs des raisons précédemment citées, selon la situation du bâtiment et les limites que se fixe le concepteur en terme de longueur et d'épaisseur des pièces du confinement. Ainsi, la longueur maximale autorisée pour le fusible est un paramètre qui sera issu de ces différents compromis. Pour guider le concepteur dans son choix, on se propose ici d'étudier un cas, de façon qualitative, pour lui donner des pistes de raisonnement.

Supposons que l'ajout d'un fusible est à l'étude sur une membrure donnée dont l'élancement est fixé. La procédure de dimensionnement étudiée dans ce paragraphe est mise en œuvre selon les hypothèses relatives aux bâtiments de faible hauteur.

Tout d'abord, le concepteur aura généralement tendance à minimiser la déformation maximale autorisée ε_{max} afin d'obtenir un gain G maximal selon la figure 4-4. La capacité de la diagonale munie du fusible T_{uF} peut alors être calculée, et l'assemblage puis le système de retenue sont finalement dimensionnés. La longueur de section réduite calculée selon l'équation (4.16) peut

alors entrer en conflit avec les critères mentionnés au paragraphe 4.2.3.1 (système de retenu requis jugé trop long ou trop massif, rigidité réduite de la diagonale...).

La rigidité axiale de la diagonale munie de fusibles peut être calculée comme une association de ressorts en série. On distingue la rigidité du fusible de section A_F et de longueur L_F, et celle de la section pleine A de longueur $L_{CC}-L_F$. La rigidité réduite k_r de la diagonale ramenée à celle de la membrure originale k est donnée par :

$$\frac{k_r}{k} = \frac{L_{cc}}{L_{cc} + L_F\left(\frac{1}{A_F/A} - 1\right)} \tag{4.17}$$

Si la charge de vent sur le bâtiment est telle que la rigidité ne peut être réduite de plus de 5 % pour rencontrer le critère de flèche associé, et que l'équation (4.2) a permis une réduction de 30 % de la section du profilé, la longueur maximale de la section réduite est alors donnée par :

$$\frac{k_r}{k} \geq 0.95 \quad \Leftrightarrow \quad L_F \leq 0.122 L_{cc} \quad \left(\approx 0.16 L_H \ si\ L_{cc}/L_H = 1.3\right) \tag{4.18}$$

Dans le cas où le système de retenue obtenu en fin de procédure est jugé trop massif, le moment fléchissant qui le sollicite doit être réduit, et il faut restreindre L_F aux zones les plus proches des assemblages d'extrémité. Il est premièrement préférable de former deux fusibles de longueur $L_F/2$ qui pourront être placés à proximité de chacun des assemblages. Si le problème subsiste malgré la division, il faut alors augmenter la déformation maximale permise pour réduire L_F d'après l'équation (4.16). Ces deux modifications restent soumises aux critères de positionnement du fusible qui seront détaillés aux paragraphes 4.3.1 et 4.3.2.

Prenons pour exemple le cas dans lequel le concepteur opterait pour une limitation de L_F à 15 % de L_H pour éviter de côtoyer la région où le moment est maximal. D'après l'équation (4.16), en supposant $L_{cc}/L_H = 1.3$, il est possible de déterminer un domaine sur la nappe de la figure 4-7 b) permettant d'associer cette restriction à une valeur minimale de ε_{max}. L'inversion de l'équation (4.16) n'est pas évidente et on utilisera pour cela une résolution numérique. Les valeurs minimales de ε_{max} décroissent de 4.5 % à un élancement de 60 jusqu'à 2.2 % à un élancement de 110. Ces valeurs sont valables, quel que soit le rayon de giration considéré.

4.2.4 Impact de la longueur sur le gain

L'association faite avec le paragraphe 4.1.3 donne une fourchette raffinée pour la mise en œuvre du fusible. À la limite haute de ε_{max} à 11 % s'ajoute une limite basse qui est fonction de la longueur maximale de fusible estimée acceptable. D'après la figure 4-4, le seuil de mise en œuvre pour $L_F \leq 0.15 \cdot L_H$ se voit ainsi relevé à $KL/r \geq 57$. Plus on permet une longueur de section réduite importante, plus l'écrouissage peut être réduit, ce qui procure un meilleur gain. Cependant, des moments importants seront à reprendre par le confinement, ce qui rendra celui-ci plus massif. À l'inverse, si on désire modérer les dimensions du confinement, la restriction est plus sévère sur L_F, ce qui réduit le gain en imposant un écrouissage plus élevé. Le concepteur a là encore un compromis à trouver et pourra s'appuyer sur le paragraphe 4.2.3.2 pour orienter son choix.

Afin de fixer définitivement l'abaque permettant d'estimer le gain, il est nécessaire d'ajouter une dernière hypothèse : nous verrons lors de la synthèse des résultats d'essais qu'il n'est pas souhaitable de réduire la section du profilé de plus de 35 %, une réduction plus élevée pouvant avoir des conséquences néfastes sur la capacité post-flambement en compression de la diagonale, C'_u. D'après l'équation (4.2), une réduction de 35 % correspond à un élancement KL/r de 77. La réduction maximale de la capacité probable en tension que l'on peut obtenir avec le fusible dans ces conditions (avec l'écrouissage minimal à $\varepsilon_{max} = 2.2$ %, $R_{sh} = 1.02$) est donc $T_{uF}/T_u = 0.66$, ou encore un gain G de 34 %. On remarque toutefois à la figure 4-8 que cette déformation maximale est trop faible pour respecter la limitation de la longueur de section réduite $L_F \leq 0.15 \cdot L_H$.

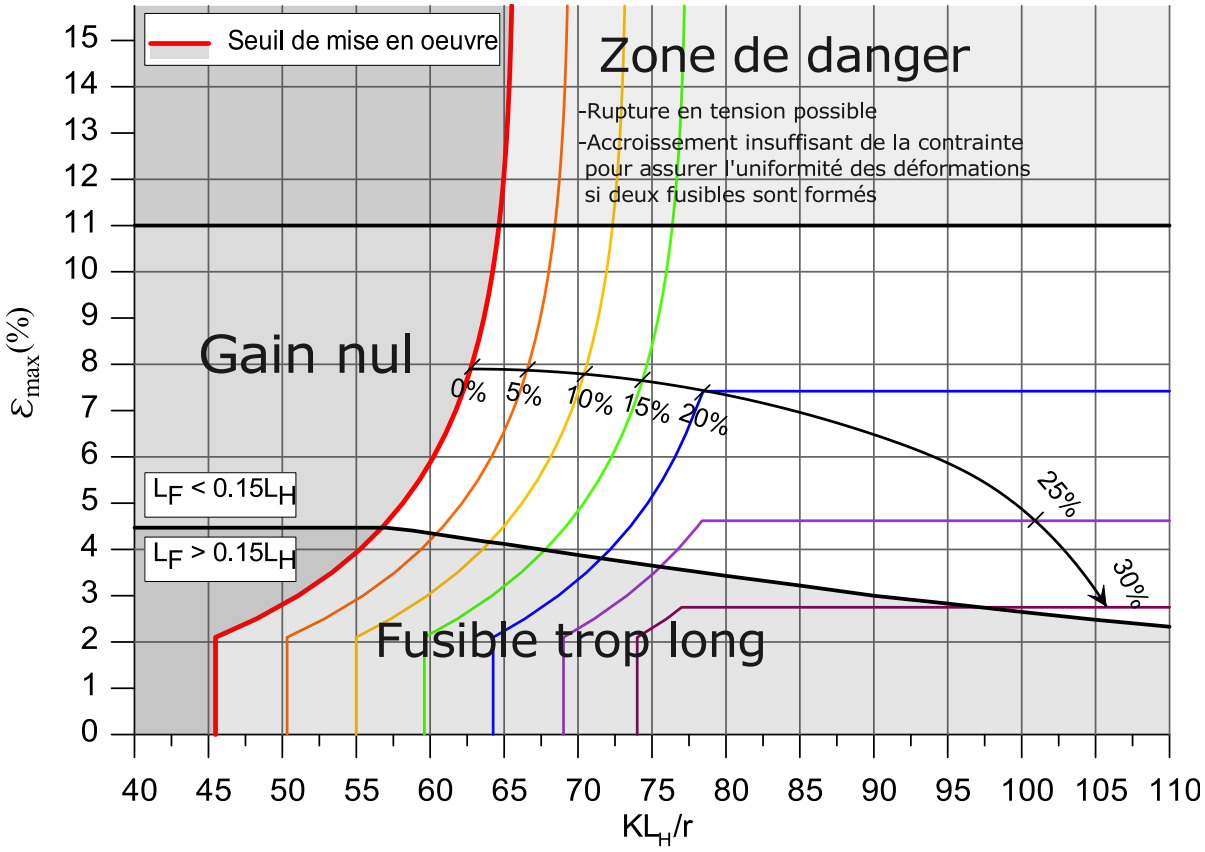


Figure 4-8: Synthèse des isovaleurs du gain et des domaines de restriction

(R_yF_y = 385 MPa, C = 96, A =-21, $L_F \leq 0.15 \cdot L_H$)

Sur la figure 4-8, on constate qu'avec les hypothèses précédemment énoncées, le domaine de gain maximal $G \geq 30$ % est relativement réduit et atteignable uniquement pour des membrures très élancées. Pour de tels élancements toutefois, le choix du mode de travail en tension-compression peut être remis en cause. Dans la plupart des cas, on pourra néanmoins atteindre un gain d'au moins 15 % même avec des restrictions plus sévères sur le majorant de L_F. Le plateau des courbes délimitant les gains de 20 %, 25 % et 30 % au-delà de $KL/r = 77$ s'explique de la façon suivante : Pour une membrure très élancée, la réduction de section possible selon l'équation (4.2) est considérable. Celle-ci est toutefois minorée par $A_F \geq 0.65 \cdot A$, ce qui majore le gain. De plus, afin d'accommoder le déplacement inter-étages prévu par le CNBC tout en limitant la longueur de section réduite, il est nécessaire d'augmenter la déformation maximale permise, ce qui entame également le gain.

Afin de rapporter ce gain à la capacité en compression de la membrure et de juger de la réduction de l'écart entre les capacités axiales, la capacité maximale en tension est tracée sur le même graphique que la capacité en compression à la figure 4-9:

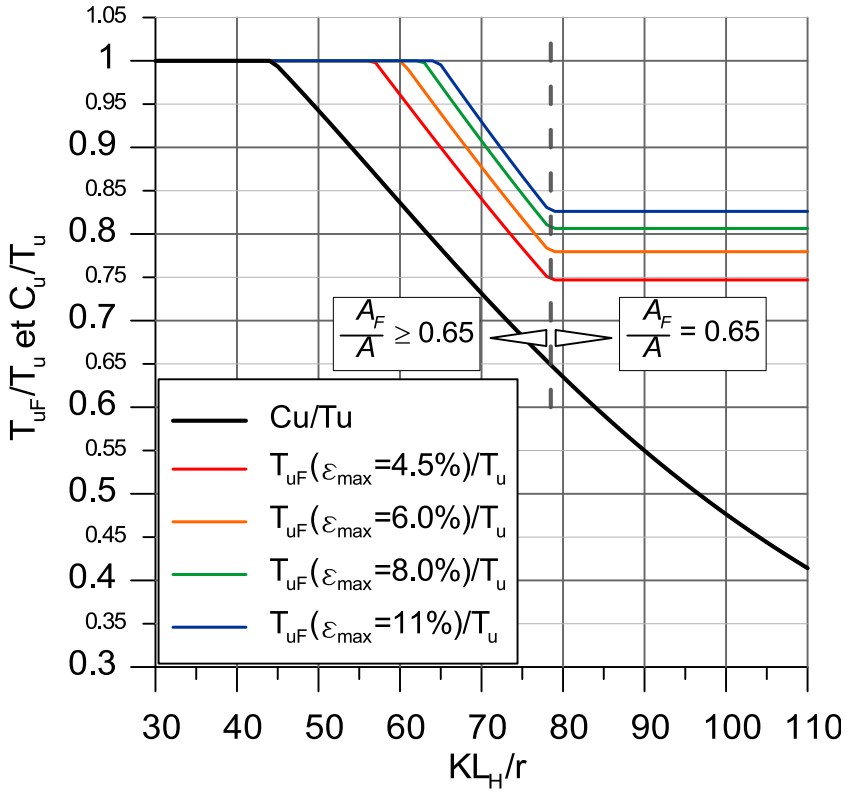


Figure 4-9: Réduction de la capacité en tension par rapport à C_u

(R_yF_y = 385 MPa, C = 0.96, A =-21, $L_F \leq 0.15 \cdot L_H$)

La figure 4-9 correspond aux données de la figure 4-8 lorsque l'on parcourt cette dernière à ε_{max} constant. La variation de la capacité en tension du fusible est exprimée pour des déformations maximales de 4.5 %, 6 %, 8 % et 11 %. Chaque courbe est une translation verticale de la précédente en fonction du coefficient R_{sh} correspondant. Les quatre courbes considérées forment un fuseau dans lequel se trouvent les valeurs de T_{uF}/T_u pour un élancement donné. On retrouve le seuil d'élancement de KL/r = 57, après lequel le rapport entre T_{uF} *et* C_u est gardé constant (1.15 à 1.27 selon l'écrouissage considéré) jusqu'à un élancement de 77. Après cela, le rapport part à la hausse, car le gain maximal est atteint alors que la capacité en compression continue de diminuer.

4.3 Position du fusible et sollicitations globales

L'analyse du gain étant désormais effectuée, celui-ci peut être déterminé aussitôt que le profilé a été sélectionné. En effet, le concepteur dispose de l'élancement de la diagonale, et dans le cas où un gain est possible, il peut choisir la déformation maximale dans le fusible selon son objectif de réduction. Ce dernier reste sous réserve de la satisfaction des critères énoncés au paragraphe 4.2.3. Dès lors, il peut s'atteler au dimensionnement de l'assemblage d'extrémité. Ce paragraphe met en évidence le lien entre la position du fusible et les sollicitations auxquelles la section réduite est globalement soumise. Nous traiterons plus particulièrement le cas de l'interaction entre l'effort axial et le moment fléchissant.

4.3.1 Position du fusible le long de la membrure

La longueur des assemblages aux extrémités est un paramètre déterminant concernant la position et l'état de sollicitation de la zone de section réduite. En effet, si l'effort axial traversant le fusible est inévitable (il s'agit du mode de travail de la diagonale), le moment fléchissant doit quant à lui être modéré pour éviter de plier le fusible. L'allure du diagramme du moment fléchissant le long de la membrure qui flambe est présentée sur la figure 4-10 b). Les zones de moment minimal se situent au niveau des assemblages, c'est pourquoi il convient de former le fusible le plus proche possible de la rotule plastique se formant dans le gousset.

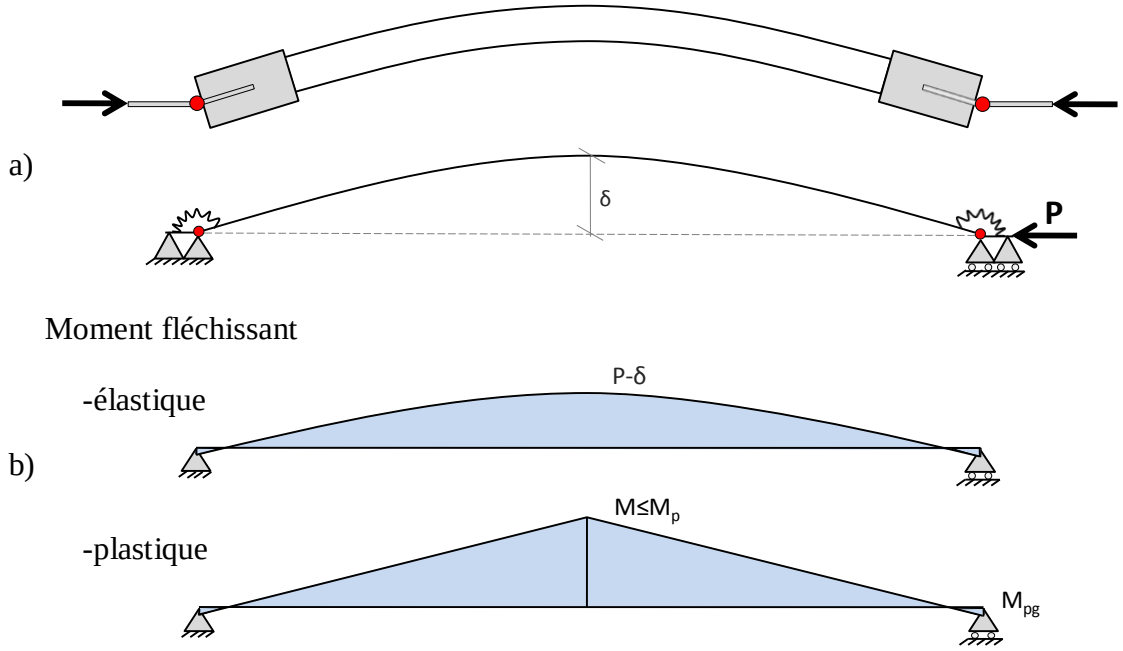


Figure 4-10: Déformée et diagramme des moments avant et après plastification en flexion

Le fusible ne pouvant être formé que sur la partie libre du profilé assemblé, la connexion la plus courte sera la plus profitable lorsqu'il s'agira de concevoir le système de retenue. Il y a en ce sens un bénéfice réciproque : le fusible réduit la capacité en tension de la diagonale, ce qui permet de raccourcir l'assemblage d'extrémité (longueur L_a sur la figure 4-11) et donc de rapprocher le fusible, ce qui soulage ce dernier du moment fléchissant.

Ces assemblages sont généralement boulonnés (voir paragraphe 1.3) et l'économie concernant le renforcement de l'aire nette au niveau de l'assemblage (figure 1-2) ne peut être atteinte que si le gain est suffisant. Cependant, la tentation de raccourcir l'assemblage au maximum peut faire privilégier au concepteur l'utilisation de boulons ayant un diamètre élevé pour en réduire le nombre, réduisant d'autant plus l'aire nette du profilé. Si cette dernière devient trop faible, il ne sera pas forcément possible d'atteindre le gain permettant d'éviter son renforcement. Il y a donc un compromis à trouver en fonction de ces contraintes géométriques.

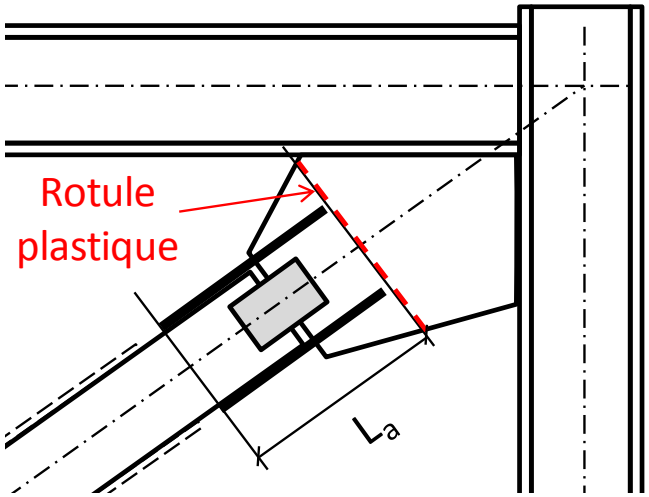


Figure 4-11: Longueur de l'assemblage d'extrémité

Supposons que T_{uF} soit désormais connu et que l'assemblage ait été dimensionné en conséquence. La longueur L_a qui s'étend de la position du rayon de pliage jusqu'à la section libre du profilé est alors connue. La position du fusible sur la membrure dépend également de la longueur du système de retenue. En effet, il est nécessaire d'étendre ce dernier en amont (côté assemblage) et en aval (vers la mi-portée) pour assurer un support adéquat.

Sur la figure 4-12, la position du fusible est présentée par rapport à l'assemblage. Un écart de 25 mm est laissé libre entre le système de retenue et l'épissure de l'assemblage pour assurer la facilité d'exécution des soudures qui maintiennent le système de retenue par rapport au profilé, d'une part, et la plaque de renfort de l'aire nette, d'autre part.

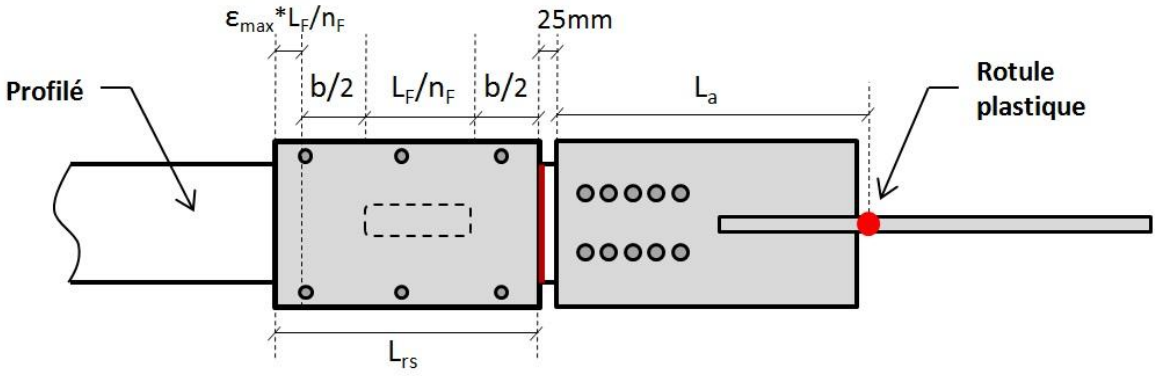


Figure 4-12: Position du fusible et du système de retenue

La longueur du système de retenue L_{rs} est divisée en plusieurs zones. Premièrement, la zone du fusible de longueur L_F/n_F, où n_F est le nombre de fusibles le long de la membrure (1 ou 2). Deuxièmement, une longueur de $b/2$ (demi-largeur du profilé) est incluse dans la zone protégée en amont et en aval du fusible. $b/2$ est la distance à partir du fusible où l'on peut supposer que le diagramme des contraintes dues au moment fléchissant redevient uniforme sur la section, c'est-à-dire non perturbé par la présence de la section réduite. Cette longueur a été déterminée à l'aide d'une analyse paramétrique par éléments finis qui est présentée à l'Annexe 2. Finalement, le confinement est prolongé de la valeur de l'extension maximale attendue dans le fusible, afin qu'il reste convenablement retenu lorsque cet allongement du fusible est atteint .

4.3.2 Conséquences sur les sollicitations au niveau du fusible

Les sollicitations au niveau du fusible sont à évaluer dans deux principales circonstances : Premièrement, avant que la diagonale n'ait flambé, alors que le fusible n'est soumis qu'à un effort axial. Puis, une fois que la diagonale a flambé, le fusible est soumis à un effort axial (moins élevé que précédemment) combiné à un moment fléchissant. Ce moment est maximal lorsque la rotule plastique se forme à mi-longueur de la diagonale. Quant aux rotules plastiques dans les goussets, on prévoit qu'elles se forment plus tôt compte tenu de la résistance en flexion plus faible des goussets.

Selon l'allure du diagramme des moments à la figure 4-10 b), le moment au niveau du fusible est maximum au niveau de l'extrémité aval du fusible, c'est-à-dire l'extrémité localisée vers le centre de la diagonale. Sur la figure 4-12, la position de ce point, x_F, est donnée par :

$$x_F(M_F) = L_a + 25mm + b/2 + L_F/n_F \tag{4.19}$$

De plus, le moment maximal à mi-longueur de la diagonale est évalué à l'aide de l'équation d'interaction associant l'effort axial P et le moment fléchissant $M_{L_H/2}$ pour la section considérée, soit $P/P_y + 0.6 \cdot M_{L_H/2}/M_{py} = 1$ où $P_y = A \cdot F_y$:

$$M_{L_H/2} = 1.67 M_{py}\left(1 - \frac{P}{P_y}\right) \leq M_{py} \tag{4.20}$$

Dans l'équation (4.20), compte tenu du fait que la diagonale soit dimensionnée avec R_d = 3.0, on utilisera pour P une valeur conservatrice de la capacité post-flambement minimale préconisée par Tremblay (2002) à cette ductilité, soit $P = 0.15 \cdot AF_y$. On maximise ainsi le moment à mi-portée à $M_{L_H/2} = M_{py}$.

On remarque sur la figure 4-13 que la résistance en flexion du gousset (égale à au moment plastique M_{pg}) fait apparaître un point d'inflexion à chaque extrémité de la membrure. Toutefois, la faiblesse de M_{pg} devant M_{py} rend la distance e_0 relativement faible, ce qui ne permet pas raisonnablement d'espérer pouvoir former le fusible au point de moment nul compte tenu de la longueur L_a requise pour l'assemblage. La position du point d'inflexion est donnée par l'équation (4.21).

$$e_0 = \frac{L_H}{2\left(\frac{M_{py}}{M_{pg}} + 1\right)} \tag{4.21}$$

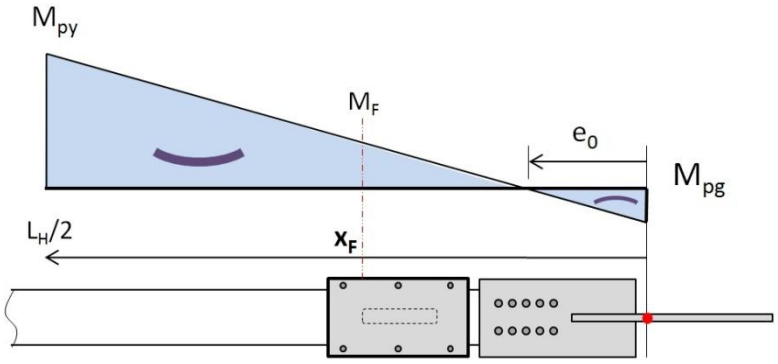


Figure 4-13: Allure du moment fléchissant maximal sur la demi-longueur de la diagonale

Le moment fléchissant maximal dans le fusible peut alors être déduit :

$$M_F = M_{L_H/2}\left(\frac{x_F - e_0}{L_H/2 - e_0}\right) \tag{4.22}$$

D'après l'équation (4.22) et la figure 4-13, on pourrait réduire le moment dans le fusible en augmentant le moment plastique du gousset M_{pg}. En effet, cela déplacerait le point d'inflexion vers l'aval, le rapprochant potentiellement de la position du fusible. On pourrait donc privilégier une plaque de gousset épaisse, c'est-à-dire avec un moment plastique M_{pg} élevé. De plus, un gousset plus épais peut être conçu avec une largeur réduite. Selon les contraintes géométriques qui s'appliquent, ceci permet généralement de réduire la longueur du gousset et sa tendance au voilement en compression.

La valeur de résistance résiduelle en compression de la diagonale, $P = 0.15A \cdot F_y$, à une ductilité correspondant à $R_d = 3.0$ qui a été considérée ici est en quelque sorte l'état « final » de la diagonale. Dans ce cas, l'effet du moment fléchissant domine par rapport à l'effort axial, par opposition à une diagonale qui n'aurait pas encore flambé. Afin d'assurer la résistance du fusible sollicité lors d'un séisme, il faut toutefois considérer la transition entre ces deux états, c'est-à-dire le passage entre un état d'effort axial prévalant et un état de moment fléchissant prévalant. On utilisera alors l'équation (2.11) proposée par Tremblay (2002) pour estimer la capacité post-flambement à une ductilité donnée, et on retrouvera ainsi le moment associé avec l'équation (4.20).

Dans le cas de la diagonale munie du fusible, il est possible que les capacités post-flambement soient légèrement plus faibles. L'utilisation de l'équation (2.11) n'est ainsi pas forcément conservatrice dans la mesure où l'effort axial sera surestimé, et le moment fléchissant sera de ce fait sous-estimé par l'équation (4.20). À défaut d'informations plus précises sur ce point, on pourra estimer la capacité post-flambement à une ductilité supérieure à celle attendue dans la diagonale (par exemple $R_d = 5.0$) pour couvrir un plus vaste domaine de paires P-M considérées.

On verra dans un exemple de calcul que la compression maximale dans les différents segments du fusible est généralement provoquée par la capacité C_u, c'est-à-dire avant le flambement et l'apparition d'un moment. L'évaluation du maximum rencontré est alors moins sensible à la précision des capacités post-flambement obtenues.

4.4 Stabilité des segments de fusible

L'association de l'effort axial et du moment fléchissant auxquels le fusible est soumis engendre des efforts axiaux dans les différents segments du fusible. La réduction de la section avec découpe de la section centrale donne lieu à des segments de semelles qui sont plats et élancés qui peuvent être sujets à des problèmes de stabilité mis en évidence par les analyses EF. Le mode de travail du système de retenue proposé pour stabiliser les segments vis-à-vis du voilement local est similaire à celui des diagonales ductiles confinées (DDC) faites entièrement en acier. En effet, lors des analyses numériques, nous avons constaté le poinçonnement du système de retenue et les contraintes de frottement qui se développent entre la membrure et celui-ci, ce qui fait de chaque segment confiné un modèle réduit de DDC. Cette similitude a conduit à adopter un modèle de rigidité identique afin de fournir un support adéquat aux différents segments.

4.4.1 Géométrie de la section réduite et répartition des efforts

Déterminer l'élancement de chacun des segments du fusible nécessite de connaître exactement sa géométrie. L'aire totale A_F déterminée au paragraphe 4.1.1 est divisée en un segment d'âme et quatre segments de semelle. Leur aire respective dépend de la profondeur de coupe dans l'âme ainsi que de la largeur d'ouverture dans les semelles. Ces dimensions, qui restent à déterminer, sont présentées sur la figure 4-14.

Nous avons exposé au chapitre 3 la nécessité de boulonner les deux profilés en C ensemble pour assurer un bon ajustement de part et d'autre de l'âme. En effet, cela permet non seulement de fournir un support efficace du segment d'âme sur toute sa longueur, mais aussi de résister aux effets de levier qui tendent à écarter ces deux éléments lorsque le fusible est fléchi. Comme il a été décidé de passer les boulons à travers l'ouverture dans l'âme, des contraintes géométriques en découlent, notamment en terme de profondeur d'ouverture requise pour le passage des boulons. La profondeur d'ouverture d_0 est déterminée, et la largeur b_0 d'ouverture dans les semelles est déduite pour obtenir l'aire réduite A_F sur l'ensemble de la section. Nous aborderons dans les paragraphes 4.5.1.2 et 4.6.1.1 de ce chapitre le critère de sélection de ces boulons, étant donné que le critère de rigidité des DDC ne gouverne pas directement leur sélection.

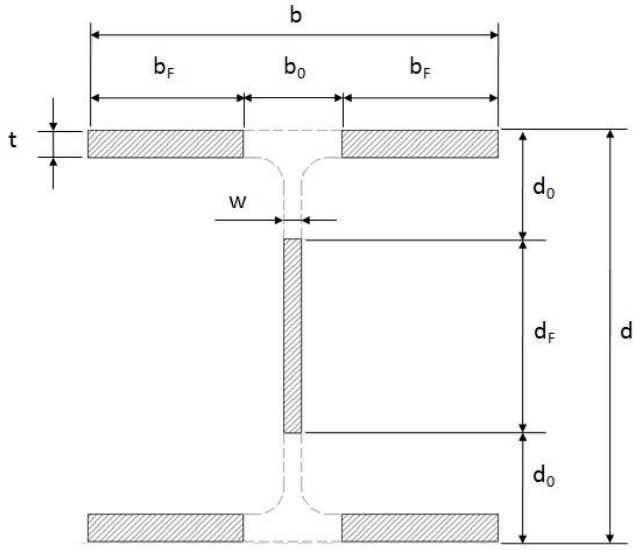


Figure 4-14: Géométrie de la section réduite

La reprise des efforts par chacun des segments est supposée comme suit : un effort axial *P* est uniformément réparti sur la section. Le moment fléchissant est quant à lui repris par un effort axial dans les segments de semelle avec le bras de levier illustré à la figure 4-15. Ainsi, la compression dans un segment de semelle, C_{aile}, est donnée par :

$$\text{Effort axial: } C_{aile,P} = P\frac{A_{aile}}{A_F} = P\frac{b_F t}{A_F} \tag{4.23}$$

$$\text{Moment: } \quad C_{aile,M} = \frac{M_F}{2\left(b_F + b_0\right)} \tag{4.24}$$

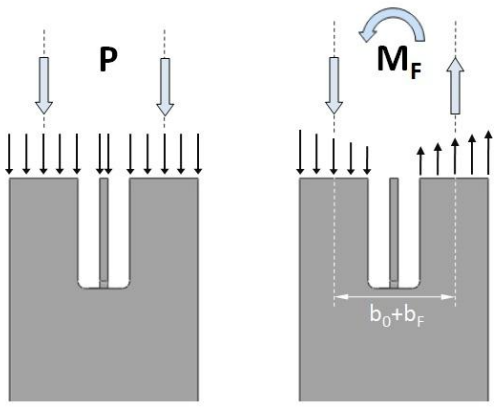


Figure 4-15: Allure de la répartition P-M sur la section du fusible

Les équations (4.23) et (4.24) sont établies en supposant que la charge de compression est uniformément répartie sur la section du fusible et que le moment M_F est repris également par les deux semelles. Cette hypothèse sera maintenue dans la suite de la procédure, ce qui revient à négliger la variation linéaire sur la largeur de semelle b_F des contraintes induites par le moment fléchissant M_F (figure 4-15).

Au chapitre 3, nous avons évoqué la participation du confinement à la reprise du moment fléchissant. Dans cette optique, le fusible ne voit donc en réalité qu'une partie du moment M_F, et la force axiale C_{aile} dans un segment de semelle est réduite. Néanmoins, nous n'avons à ce stade pas d'idée précise de l'efficacité du mode de travail évoqué, et on ne saurait donc quantifier le moment fléchissant réduit dans le fusible. Ainsi, la méthode de dimensionnement du système de retenue qui est proposée dans les paragraphes suivants adopte une approche conservatrice dans laquelle la stabilisation du fusible considère la totalité du moment fléchissant M_F. À la fin du chapitre 5, lorsque les résultats d'essais auront été analysés, ce choix sera reconsidéré.

4.4.2 Stabilisation des segments vis-à-vis du voilement local

La vocation première du système de retenue est de confiner la section réduite. Il s'agit de prévenir le voilement local des différents segments formés selon les hypothèses du paragraphe 4.4.1 en leur fournissant un support continu dans la direction où le voilement est susceptible de se produire. Le problème est abordé comme la majorité des problèmes de stabilité, à savoir une identification de la résistance et de la rigidité que doit offrir le support pour permettre la limitation du déplacement relatif de chacun des segments. En effet, pour garantir un comportement adéquat de la diagonale, c'est-à-dire une plastification en tension et un flambement inélastique en compression, le fusible doit impérativement travailler comme une section pleine pour que la reprise des efforts se fasse sur le modèle décrit au paragraphe précédent.

La formation du fusible crée non seulement des segments plats élancés, mais la réduction de section implique par définition que la charge de compression maximale sera reprise par une aire moindre. Dans la mesure où le fusible est conçu pour résister axialement à un effort égal à la résistance probable de la diagonale en compression, la proportion de section retirée par l'équation (4.2) amène le fusible proche de la plastification axiale en compression. Il convient alors de

s'assurer que les segments puissent développer une capacité aussi élevée, même dans le cas de fusibles relativement longs.

4.4.2.1 Poinçonnement du système de retenue

La principale différence entre les DDC et le cas d'un segment de fusible est qu'un segment de fusible est très court par rapport à la dimension globale d'une diagonale. Le fusible apparaît alors comme une DDC qui aurait un noyau très trapu. Dans ces conditions et sous les charges que l'on considère, seul le premier mode de flambement des segments est à considérer avant d'atteindre leur plastification axiale. Au paragraphe 4.4.3, on posera donc $m = 1$ dans les formules présentées au tableau 2-2 pour déterminer la rigidité du système de retenue. Cette tendance a été vérifiée pour la gamme des profilés W à l'Annexe 3 et sera confirmée dans l'exemple de calcul présenté à l'Annexe 6.

Pour que cette hypothèse soit valide quel que soit l'élancement de la membrure, il est ici encore nécessaire de limiter la longueur du fusible. En effet, un fusible très long présentera des segments très élancés qui seront susceptibles de flamber selon des modes supérieurs, ce qui augmente la sollicitation du système de retenue. La limitation de la longueur de section réduite énoncée précédemment ($L_F \leq 0.15 \cdot L_H$) reste de ce point de vue assez permissive, et il convient de limiter en plus la longueur d'un fusible. L'étude paramétrique présentée à l'Annexe 3 et menée selon la méthode qui sera décrite au paragraphe 4.4.3 garantit le voilement selon le premier mode lorsque L_F/n_F reste inférieur à $0.08L_H$. Selon ces recommandations, si la longueur L_F déterminée au paragraphe 4.2 est supérieure à ce seuil, il convient donc de former deux fusibles ($n_F = 2$), avec une limite de leur longueur cumulée à $0.15L_H$.

Parmi les modèles de voilement présentés au paragraphe 2.2.3, nous choisirons un modèle continu suivant les recommandations de Korzekwa (2009). On se basera sur le modèle sans segment plat, c'est-à-dire que le segment de semelle voile selon une forme sinusoïdale décrite a la figure 4-16.

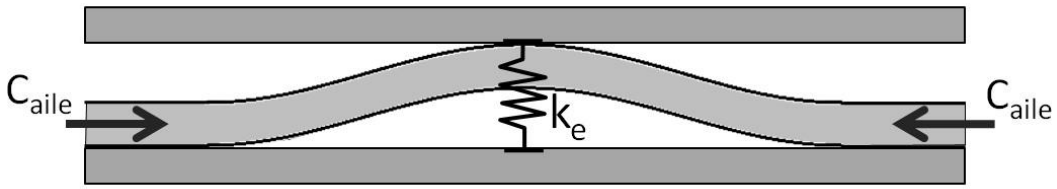


Figure 4-16: Voilement du segment sous la forme continue (1er mode)

L'équilibre du segment de semelle qui flambe dans son premier mode est présenté à la figure 4-17. Le flambement se produit sur toute la longueur du fusible, en considérant les extrémités encastrées. Ce phénomène se produit librement dans un premier temps, compte tenu du défaut d'ajustement Δ_{b0} de part et d'autre du segment. Ce dernier vient ensuite s'appuyer contre le système de retenue en trois points, et les plaques qui le constituent doivent résister à la force de poinçonnement V_p induite. Les appuis qui restreignent le flambement du segment sont élastiques, ce qui engendre une ouverture du confinement notée Δ_b.

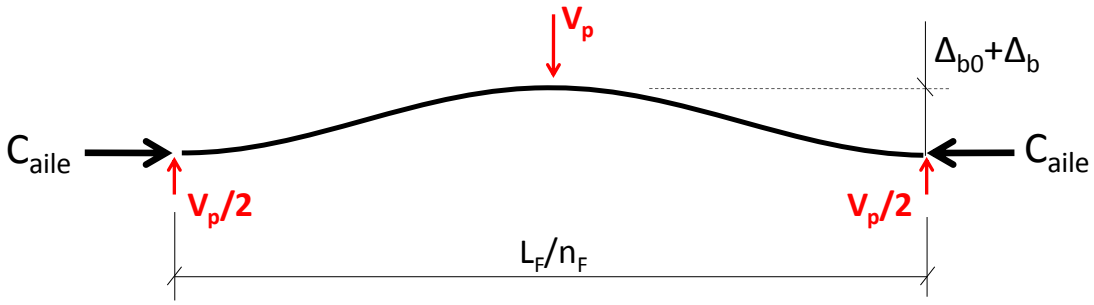


Figure 4-17: Équilibre d'un segment voilé

4.4.2.2 Position des points de contact

Pour que le confinement puisse répondre adéquatement lorsque le fusible, préalablement allongé par différents cycles de sollicitations, vient à voiler, notre choix s'est porté vers un système de retenue continu. En effet, le confinement sur toute la longueur du segment à l'aide de plaques permet de s'adapter à la position de la charge de poinçonnement qui n'est pas rigoureusement fixe. Toutefois, il est possible d'identifier un domaine où les charges sont susceptibles d'apparaître. En particulier, pour un segment de semelle, les zones où des points d'appui sont attendus sont représentées sur la figure 4-18. La position des rayons de pliage dus au voilement y

est repérée par rapport au confinement fixe, avant et après l'extension du fusible. Les zones hachurées représentent une zone de trainée, c'est-à-dire le déplacement des plis et donc des zones d'appui, au cours de l'extension. Il est nécessaire de préciser que lors de l'allongement du fusible, les déformations plastiques ne sont pas forcément également réparties sur la longueur du segment. Le pli intermédiaire peut ainsi balayer une zone plus importante que celle représentée ici.

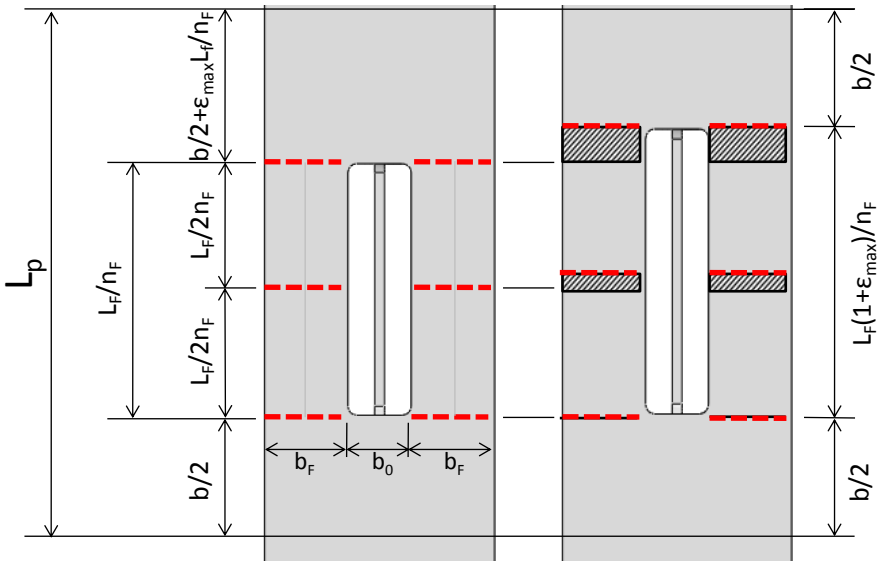


Figure 4-18: Position des plis/appuis du segment avant et après élongation

4.4.2.3 Mode de travail du système de retenue

La résistance et la rigidité qu'oppose le système de retenue à la charge de poinçonnement sont liées à l'épaisseur des plaques qui constituent le confinement, mais aussi à la taille et au nombre de boulons employés. Pour des raisons pratiques et économiques, il est inconcevable de multiplier les boulons le long des semelles, quand bien même une répartition dense se rapprocherait d'un support continu et très efficace en périphérie des plaques. Ainsi, la rigidité du système de retenue varie selon la position du point de contact. Pour se placer du côté de la sécurité et se libérer de la variabilité des points d'application de la force de poinçonnement, on choisira naturellement de dimensionner le confinement selon l'endroit supposé le plus souple et le plus faible.

Ces considérations suggèrent de simplifier le mode de travail des plaques, en vue de pouvoir aboutir à une méthode systématique qui puisse s'adapter à tous les cas de figure. La méthode en question sera ultérieurement confrontée aux analyses numériques pour un cas concret, pour s'assurer que malgré la simplification, elle en demeure sécuritaire. Nous approximerons ainsi la reprise de la charge de poinçonnement par les plaques du système de retenue à un système de poutre équivalent.

Le mode de travail de la plaque extérieure illustrée à la figure 4-20 a) se détaille comme suit : La zone la plus souple des plaques extérieures se trouve entre deux rangées de boulons, c'est donc à cet endroit qu'on évaluera la rigidité. On associe à la zone concernée deux poutres longitudinales portant sur les boulons qui constituent des appuis flexibles. À mi-portée de chacune d'entre elles repose la poutre transversale. Lorsque cette dernière passe au droit de la position d'un segment de semelle, on y considère un point d'appui. De la même façon, on établit le système de poutre associé au profilé en C (figure 4-19 b)). La poutre transversale repose cette fois sur une poutre transversale à l'une de ses extrémités, et sur l'âme de la pièce à l'autre extrémité.

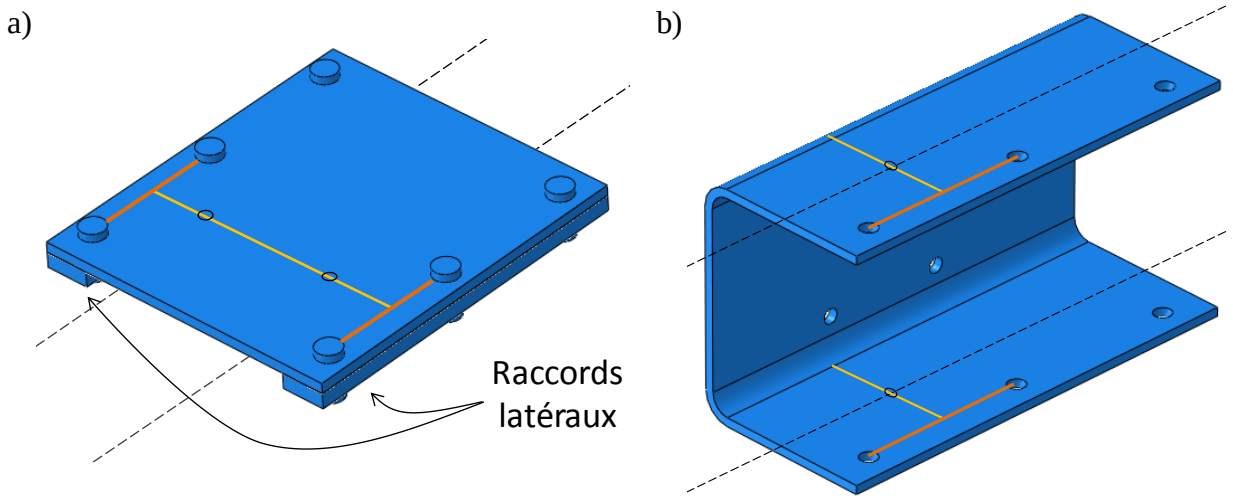


Figure 4-19: Systèmes de poutres équivalents a) plaque extérieure b) profilé en C

Dans les paragraphes suivants, nous allons calculer la charge de poinçonnement susceptible de solliciter ces différents systèmes, avant de proposer un modèle simplifié permettant d'évaluer leur résistance et leur rigidité.

4.4.3 Adaptation du modèle de DDC

Dans ce paragraphe, nous allons déterminer la rigidité que le système de retenue doit présenter en vue de restreindre le voilement local d'un segment de semelle, alors que celui-ci est sollicité par la force de compression C_{aile} déterminée selon le paragraphe 4.4.1. La méthode proposée est une adaptation du modèle analytique continu proposé par Korzekwa (2009). Ce raisonnement permettra de déterminer la charge de poinçonnement susceptible d'apparaître contre le système de retenue, avant de proposer un modèle simplifié de rigidité et de résistance des plaques au paragraphe 4.4.4.

Pour résister à l'effort axial C_{aile} qui se développe dans un segment d'aile par l'effet combiné de l'effort axial et du moment fléchissant, on doit limiter l'élancement effectif du segment d'aile, λ_{eff}. Cette valeur peut être obtenue de l'équation (2.11), en exigeant une résistance en compression $P_{u,aile}$ égale ou supérieure à C_{aile} :

$$C_{aile} \leq P_{u,aile} \quad \Leftrightarrow \quad \lambda_{eff} \leq \left(\left(\frac{P_y}{C_{aile}} \right)^n - 1 \right)^{\frac{1}{2n}} \tag{4.25}$$

Il est nécessaire de préciser que la valeur n = 2.5 utilisée dans cette équation correspond à un effet réduit des contraintes résiduelles dans l'élément plat considéré (la norme CSA S16-09 préconise une valeur n = 1.34 pour les profilés laminés à chaud). En effet, les contraintes résiduelles dans les segments de semelles du fusible sont pratiquement toutes relâchées du fait de la découpe. On conservera ainsi la valeur n = 2.5 proposée par Korzekwa (2009) pour le cas de contraintes résiduelles nulles (figure 2-24).

De l'expression (2.11), on peut exprimer la charge critique minimale à atteindre par le système de retenue :

$$P_{cr,e} \geq \frac{P_y}{\left(\left(\frac{P_y}{C_{aile}} \right)^n - 1 \right)^{\frac{1}{n}}} \tag{4.26}$$

Du tableau 2-2 et de l'équation (2.12)**,** on tire finalement la rigidité nécessaire à apporter par le système de retenue pour que le segment puisse résister à la charge C_{aile}.

$$k_e \geq \frac{n_F \pi^2}{2L_F \sqrt{\left(\frac{\lambda_{eff}^2}{P_y}\right)^2 - \left(\frac{1}{P_{cr,EI}}\right)^2}} \tag{4.27}$$

Comme introduit par la figure 4-17, le système de retenue s'ouvre sous l'action de la force de poinçonnement V_p. Cette ouverture, Δ_b, dépend de l'ouverture initiale, soit le défaut d'ajustement entre les composantes Δ_{b0}, et de la rigidité du système de retenue. Si cette dernière n'est pas suffisante, les principes de la stabilité permettent d'anticiper une force croissante à mesure que l'ouverture augmente. Un système de retenue plus résistant est alors requis.

Pour des fins pratiques et économiques, on se donne pour objectif de supporter les segments de semelles avec des plaques dont l'épaisseur s'approche de celle des semelles du profilé considéré. Les premiers fusibles avec système de retenue qui ont été produits pour les essais à pleine échelle en laboratoire ont permis d'évaluer le défaut d'ajustement Δ_{b0} initialement présent entre le segment de semelle et le confinement. On peut généralement s'attendre à ce que cet espace soit de 2 à 4 mm pour permettre une tolérance raisonnable sur le pliage et l'assemblage des différentes pièces. On limitera l'ouverture supplémentaire sous la charge de poinçonnement à $\Delta_b \leq 1$ mm. La rigidité obtenue de l'équation (4.27) n'est alors pas toujours suffisante pour satisfaire cette dernière exigence, et il est possible de déterminer une seconde valeur de rigidité associée en isolant $P_{cr,k}$ puis k'_e d'après les expressions du tableau 2-2.

$$k_e^{'} \geq \frac{n_F \pi^2 C_{aile}}{2L_F} \left(\frac{1 + \Delta_b / \Delta_{b0}}{\Delta_b / \Delta_{b0}} \right) \tag{4.28}$$

Si $k_e > k_e'$, c'est la résistance à la charge C_{aile} qui gouverne le dimensionnement du système de retenue, et la force de poinçonnement V_p est égale au produit de k_e et de l'ouverture associée donnée par l'équation (2.13). Si $k_e' > k_e$, c'est l'ouverture Δ_b souhaitée qui gouverne. Il faut alors fournir une rigidité plus élevée pour ne pas être pénalisé sur le critère de résistance des pièces. Dans ce cas, la force de poinçonnement V_p est obtenue du produit de k_e' et de l'ouverture Δ_b maximale autorisée.

$$V_p = \max\left(k_e * \Delta_b\left(k_e\right)\ ;\ k_e^{'}\left(\Delta_{b\max}\right) * \Delta_{b\max}\right) \tag{4.29}$$

Le critère de rigidité du confinement sera ainsi basé sur la valeur maximale nécessaire, soit le maximum des équations (4.27) et (4.28) selon le cas critique de reprise de charge ou d'ouverture détaillés ci-avant. Pour ce qui est du critère de résistance, il sera quant à lui basé sur le poinçonnement maximal obtenu à l'équation (4.29). Le calcul de l'épaisseur des composantes du système de retenue pour obtenir la rigidité requise est décrit à la section 4.4.4.

4.4.4 Modèle de rigidité simplifié du confinement

Dans ce paragraphe, une méthode de calcul approchée est proposée pour déterminer la rigidité et la résistance du système de retenue. Afin d'aboutir à un dimensionnement systématique et rapide de ce dernier, plusieurs hypothèses simplificatrices ont été adoptées. Elles seront détaillées et reliées au mode de travail décrit au paragraphe 4.4.2.3, ainsi qu'aux modes de rupture constatés lors des analyses numériques du chapitre 3.

Évaluer la rigidité de l'assemblage des plaques et des raccords qui constituent le système de retenue s'avère extrêmement complexe. En effet, nous avons vu que les points d'application de la charge peuvent varier. Il en est de même pour le placement des boulons qui change selon la dimension du système de retenue d'une diagonale à l'autre. Par ailleurs, les conditions d'appui des plaques considérées ici ne sont pas conventionnelles, donc peu documentées en matière d'abaques ou de formules simples. Par exemple, si un boulon est considéré comme un appui pour une plaque poinçonnée, il est difficile d'évaluer le facteur d'encastrement que fournit la tête d'un boulon de diamètre donné avec une plaque d'épaisseur connue.

Dans la suite, nous adopterons les conventions de notation suivantes : l'indice "e" est relatif à la face extérieure des semelles, il sera donc utilisé pour la plaque. L'indice "i" est quant à lui relatif à la face intérieure et sera utilisé pour le profilé en C. De la même façon, les indices "l" et "t" font référence respectivement aux poutres longitudinales et transversales.

4.4.4.1 Système simplifié équivalent pour la plaque extérieure

La longueur des poutres longitudinales considérées sur la plaque extérieure (figure 4-19 a)) correspond à l'espacement entre les boulons L_{le}. Celle-ci peut être limitée afin d'éviter de laisser la plaque non supportée sur une trop grande longueur, ce qui réduirait sa rigidité. Ces poutres sont considérées comme partiellement encastrées, du fait de l'effet de serrage des boulons. On estimera simplement que cette condition revient à moyenner la rigidité d'une poutre entre les cas simplement appuyé et bi-encastré. La longueur de la poutre transversale est quant à elle égale à l'espacement transversal des boulons L_{te}. C'est sur cette dernière qu'est appliquée la charge de poinçonnement au droit de l'axe des segments de semelle.

Selon les modes de rupture observés lors des analyses numériques (figures 3-6 a) et 3-17) on remarque qu'un seul des segments voile dans chaque semelle. En effet, le défaut de rectitude du profilé suffit à initier un moment qui favorise le flambement d'un segment par semelle, du côté intérieur de la courbure. Dès lors, la résistance axiale de la membrure baisse, et la charge n'est plus en mesure de causer le voilement simultané de tous les segments. Ce phénomène ne se produirait que dans un cas idéal, c'est-à-dire une géométrie rectiligne, sans flambement, où la charge axiale serait limitée par la capacité de la section du fusible parfaitement découpée. C'est pourquoi, dans la suite, on ne considère qu'une seule force de poinçonnement. Le cas de chargement étudié est ainsi représenté à la figure 4-20.

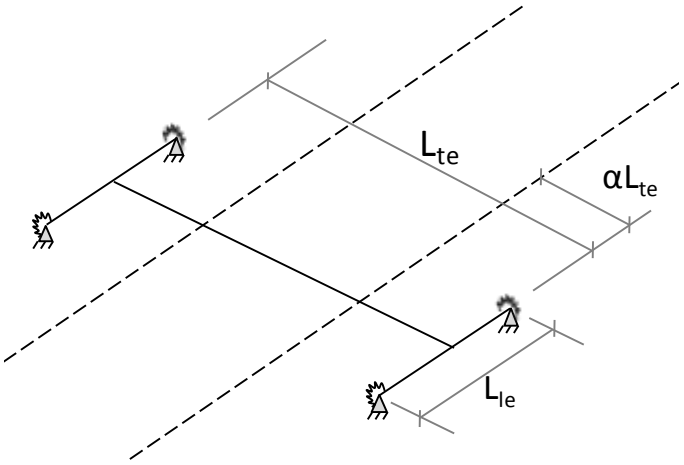


Figure 4-20: Sollicitation de la plaque extérieure

Comme décrit au chapitre 3, il est préférable de souder les raccords latéraux aux plaques extérieures pour assurer une meilleure efficacité de la butée qui fait participer la plaque extérieure à la reprise du moment fléchissant. Cet aspect sera décrit plus tard. Toutefois, il est nécessaire de considérer la participation des raccords latéraux à la rigidité des poutres longitudinales. Les boulons sont serrés jusqu'à une pré-tension égale ou supérieure à la charge de poinçonnement, de sorte qu'aucune ouverture n'est à prévoir lorsque la plaque vient à être sollicitée. On ne considèrera donc pas d'extension des boulons dans le calcul de l'ouverture du système de retenue.

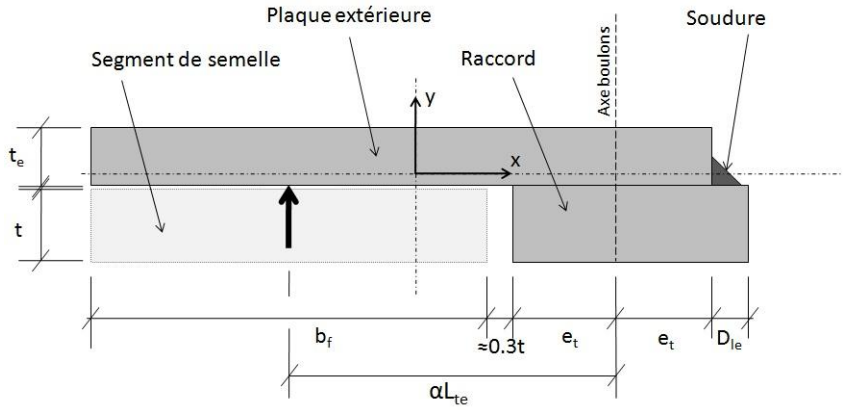
Les sections des poutres longitudinales et transversales sont présentées sur la figure 4-21. Celle des poutres longitudinales est composée de la partie de la plaque couvrant le segment de semelle ainsi que du raccord qui y est soudé. Celle de la poutre transversale n'est quant à elle composée que de la plaque extérieure, soit une section rectangulaire plate.

Le fait d'assimiler une plaque à un système de poutres peut sembler très conservateur, dans la mesure où il n'y a pas d'effet de coque. Les poutres ne sont astreintes au même déplacement qu'à leur intersection, ce qui n'est pas le cas pour une coque pour laquelle un plus large domaine de nœuds est dépendant, ce qui contribue largement à sa rigidité. Par ailleurs, il faut considérer que les propriétés de section telles que décrites ici ne tiennent pas compte de l'interférence entre ces poutres virtuelles dans la plaque. Concrètement, un même centimètre cube de métal peut dans certains endroits travailler à la fois pleinement pour la section longitudinale et pour la section transversale. Notre hypothèse nous situe toutefois à un niveau plus conservateur qu'une plaque, quand bien même l'interférence est négligée. Une comparaison est présentée dans l'Annexe 4 à l'aide d'une analyse par éléments finis.

La largeur de la poutre transversale est nommée $\eta \cdot L_{le}$ où le facteur η représente la largeur effective participant à la résistance en flexion. En effet, l'étude paramétrique détaillée à l'Annexe 4 a permis de montrer que dans notre hypothèse, la poutre transversale est trop faible par rapport à la réalité si l'on considère simplement pour largeur de poutre l'écart longitudinal entre les boulons. La partie de la plaque au-delà des boulons participe à la résistance en flexion comme montrée à la figure 4-22. On introduit ainsi un facteur $\eta > 1$ qui permet d'estimer la rigidité additionnelle apportée par les zones périphériques. Les analyses ont permis de déterminer

qu'une valeur conservatrice pour η était 1.5, c'est-à-dire que les zones périphériques qui participent de façon notable à la rigidité s'étendent sur $L_{le}/4$ de part et d'autre de la zone délimitée par les boulons. On utilisera ainsi η pour le calcul de l'inertie de la poutre transversale I_{te}.

a) Poutre longitudinale



b) Poutre transversale

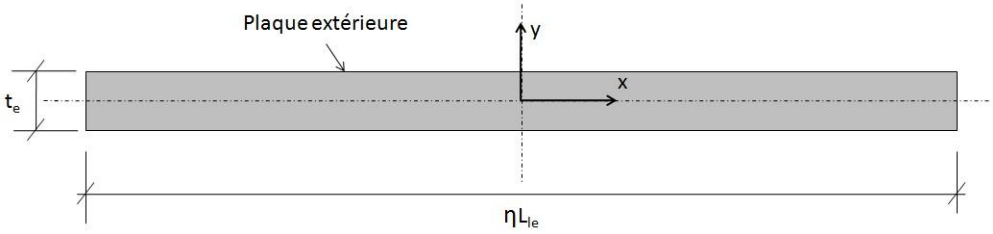


Figure 4-21: Sections du système de poutre associé à la plaque extérieure

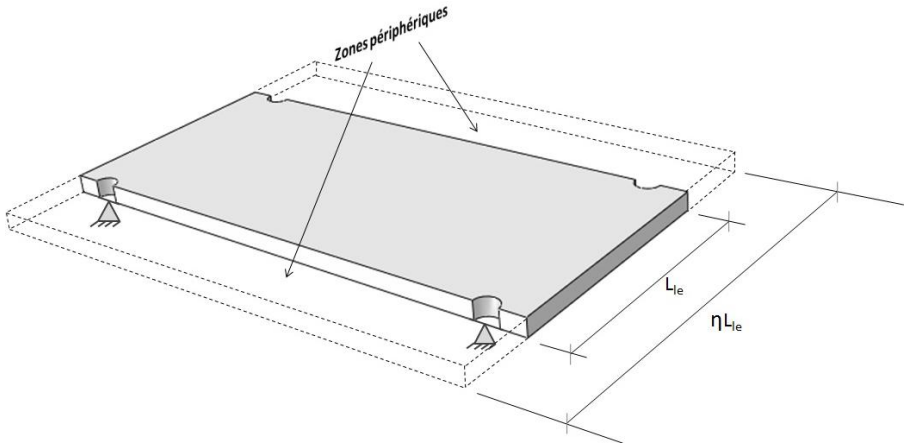


Figure 4-22: Zones périphériques participant à la rigidité de la poutre transversale

Nous pouvons désormais déterminer la rigidité de la plaque extérieure selon le modèle de poutres adopté. Le calcul est issu des formules classiques de la résistance des matériaux. Pour cela, on décompose la flèche totale du système de poutres en superposant celle due à la flèche des poutres longitudinales puis transversales. Le système de poutres de la figure 4-20 se décompose comme montré à la figure 4-23.

La poutre transversale est appuyée à mi-portée des deux poutres longitudinales qui agissent chacune comme un ressort de rigidité k_{le}. Cette rigidité est calculée comme supposé précédemment, à savoir une moyenne entre celle d'une poutre sur appuis simples, et une poutre bi-encastrée. On tire ainsi la flèche associée :

$$v_l = \frac{V_p}{k_{le}}\left(1 - 2\alpha + 2\alpha^2\right) \quad \text{avec} \quad k_{le} = \frac{120EI_{le}}{L_{le}^3} \tag{4.30}$$

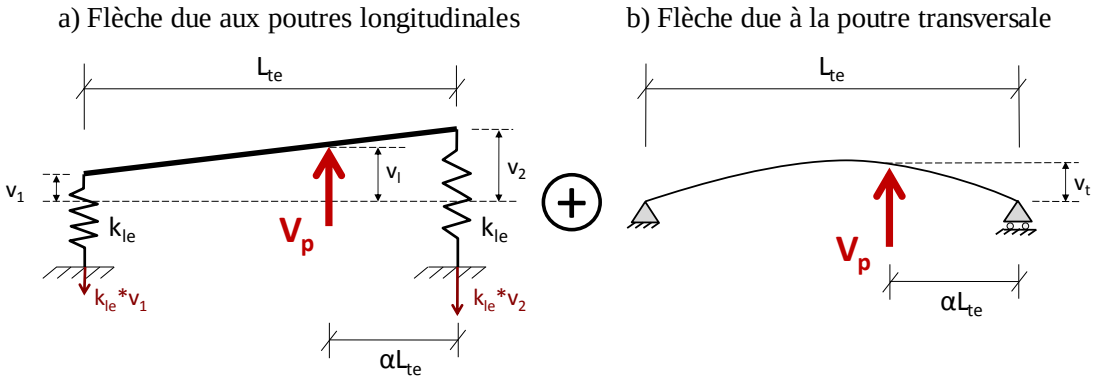


Figure 4-23: Contribution des poutres longitudinales et transversale

Dans l'équation (4.30), α est un facteur inférieur à l'unité qui repère la position du point de charge sur la poutre transversale, comme il apparaît sur la figure 4-20. I_{le} est l'inertie d'une poutre longitudinale calculée selon la figure 4-21 a). Pour ce qui est de la flèche due à la poutre transversale, on fera les mêmes hypothèses d'encastrement dans la mesure où la plaque se prolonge dans la direction transversale au-delà de la poutre longitudinale considérée, c'est-à-dire au-delà de la rangée de boulons. La géométrie choisie impose donc une courbure inverse à l'intersection des poutres transversales et longitudinale.

On obtient alors la flèche associée:

$$v_t = \frac{V_p L_{te}^3}{6EI_{te}}\left(\alpha^2\left(1-\alpha\right)^2 + \alpha^3\left(1-\alpha\right)^3\right) \tag{4.31}$$

Dans cette expression, l'inertie I_{te} est calculée selon la section de la figure 4-21 b) en considérant le facteur η. Il suffit alors d'associer les deux flèches en série pour obtenir la rigidité associée à la plaque extérieure.

$$k_{ext} = \frac{V_p}{v_l + v_t} \tag{4.32}$$

4.4.4.2 Système simplifié équivalent pour le profilé en C

La rigidité associée au profilé en C dans le cas d'un poinçonnement vers l'intérieur peut se calculer selon les mêmes hypothèses. On établit ainsi le système de poutre associé sur la semelle de la pièce, comme illustré à la figure 4-24.

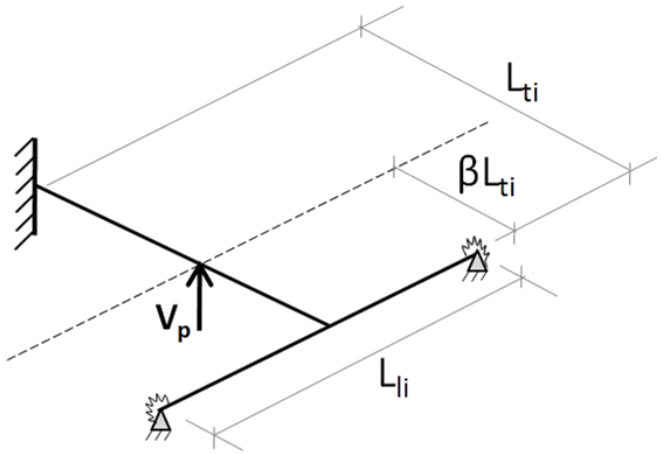


Figure 4-24: Sollicitation de la semelle du profilé en C

Dans ce cas, il y a un encastrement au contact de l'âme du C étant donné qu'il est nécessaire de plier la plaque, par ailleurs déjà écrouie à cet endroit, afin d'arriver à une rotation en ce point. La position de la charge de poinçonnement est repérée à partir de la poutre longitudinale, c'est-à-dire l'axe des boulons aux semelles. Dans ces conditions, il y a le même écart que précédemment entre ce dernier et la charge, ce qui permet d'écrire $\beta \cdot L_{ti} = \alpha \cdot L_{te}$.

L'aile du C poinçonnée est ainsi équivalente au système suivant :

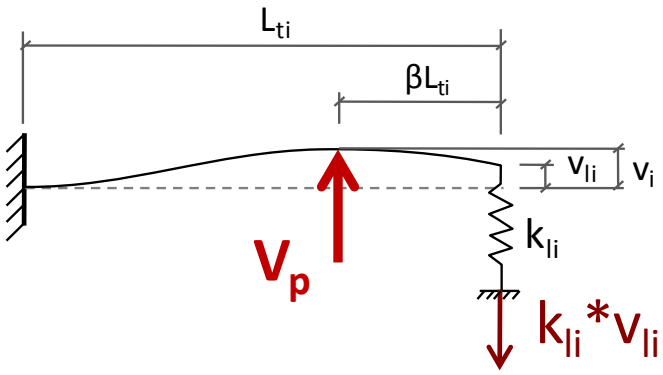


Figure 4-25: Contribution longitudinale et transversale de la semelle du profilé en C

La figure 4-25 suggère une méthode pour trouver la flèche au point de charge lors du poinçonnement vers l'intérieur. La longueur de la poutre longitudinale représentée par le ressort est la même que pour la plaque extérieure, à savoir l'écart longitudinal entre les boulons aux semelles. On peut donc poser $L_{le} = L_{li}$. Cependant, cette fois la plaque agit seule, sans la contribution du raidisseur, car aucune soudure du profilé en C sur le raidisseur n'est prévue. Cela permet au système de retenue d'être facilement démontable pour observer l'état du fusible, lorsqu'une inspection sera prévue. Le calcul de l'inertie de la poutre longitudinale I_{li} se fait ainsi sur une section rectangulaire plate, de la même largeur que celle de la plaque extérieure à la figure 4-21.

D'après les formules de Bresse (Comel, 1999) on peut déterminer la flèche en bout de console ainsi qu'au point de charge aux équations (4.34) et (4.35). Celles-ci s'expriment comme une fraction de deux polynômes de la variable β :

$$v_{li} = \frac{V_p (1-\beta)^3}{\frac{3EI_{ti}}{L_{ti}^3} + k_{li}\left(1 - \frac{3}{2}\beta + \beta^3\right)} \quad \text{avec} \quad k_{li} = \frac{120EI_{li}}{L_{li}^3} \tag{4.33}$$

$$v_i = \frac{V_p}{3EI_{ti}} \cdot \frac{\left(k_{li}L_{ti}^3\beta^3 + 6EI_{ti}\right)(\beta-1)^3 L_{ti}^3}{6EI_{ti} + 2k_{li}L_{ti}^3 - 3k_{li}L_{ti}^3\beta + 2k_{li}L_{ti}^3\beta^3} \tag{4.34}$$

Concrètement, cette dernière équation signifie que pour $\beta = 1$, la charge se situe au droit de l'âme du profilé en C selon la figure 4-24. Celle-ci est reprise à l'encastrement et la flèche est approximativement nulle. Pour $\beta = 0$, la charge se situe en bout de console transversale et à mi-portée de la poutre longitudinale de rigidité k_{li}. La flèche est le résultat de l'association de ces rigidités en parallèle, les équations (4.33) et (4.34) sont alors égales.

Enfin, on déduit la rigidité associée à l'aile du C :

$$k_{\text{int}} = \frac{V_p}{v_i} \tag{4.35}$$

À ce stade, nous avons déterminé la rigidité cible au paragraphe 4.4.3, et proposé un modèle simplifié de reprise de la charge de poinçonnement consistant en une association de poutres. En augmentant l'épaisseur des plaques constituant le système de retenue, l' inertie de chacune des poutres augmente, ce qui permet d'ajuster la rigidité jusqu'à atteindre la valeur requise.

Cependant, la rigidité n'est pas le seul critère de sélection de l'épaisseur de plaque. En effet, des critères de résistance s'appliquent, car on exige ici que le confinement demeure élastique pour que les formules développées ci-dessus puissent s'appliquer. Nous traiterons premièrement les critères de résistance associés au poinçonnement. Les autres seront quant à eux abordés à mesure que les modes de travail associés seront exposés.

4.4.5 Critères de résistance pour le poinçonnement

Les critères de résistance associés au poinçonnement peuvent être exprimés en fonction des mêmes hypothèses que la rigidité. On utilisera ainsi le même système de poutres que précédemment. Nous ne traiterons pas de la résistance des boulons qui sera détaillée ultérieurement lors du calcul des assemblages propres au système de retenue.

4.4.5.1 Résistance de la plaque extérieure

En considérant le système de poutres associé à la plaque extérieure illustré à la figure 4-20, ainsi que la charge de poinçonnement de l'équation (4.29), on peut tracer le diagramme du moment fléchissant qui en découle. Celui-ci est représenté qualitativement à la figure 4-26 en considérant l'effet des encastrements partiels.

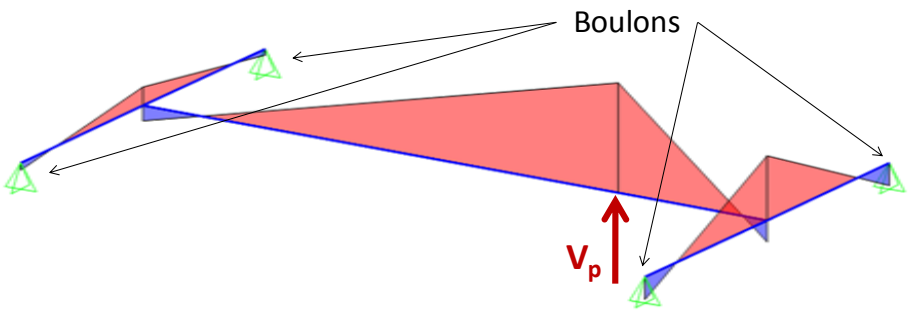


Figure 4-26: Allure du moment fléchissant dans le système de poutres extérieur

Le moment fléchissant est maximal à mi-portée pour les poutres longitudinales, et au droit de la charge de poinçonnement pour la poutre transversale.

4.4.5.1.1 Poutres extérieures longitudinales

Sur la poutre transversale, la charge est toujours repérée par sa position α par rapport à la poutre longitudinale la plus proche. Ainsi, l'équilibre de la poutre transversale permet de déduire la force maximale transmise à la poutre longitudinale et le moment fléchissant à mi-portée :

$$M_{le,½} = \frac{3}{16} V_p (1-\alpha) L_{le} \tag{4.36}$$

Dès lors, on compare ce moment au moment résistant élastique la poutre (moment au début de la plastification), selon la géométrie illustrée à la figure 4-21 a). L'épaisseur du raccord latéral est fixée par l'épaisseur de la semelle du profilé, sa largeur étant égale à deux fois la pince transversale e_t requise pour les boulons aux semelles. On peut ainsi déterminer la largeur de la plaque extérieure attribuée à la poutre longitudinale, et dès lors, le module de section élastique de la poutre est une fonction dépendant uniquement de l'épaisseur de la plaque extérieure t_e. Pour un moment fléchissant maximal connu, on peut déterminer le module de section requis, et déduire l'épaisseur minimale requise en fonction de ce critère.

4.4.5.1.2 Poutre transversale

Le moment maximal sur la poutre longitudinale est donné par l'expression (4.37):

$$M_{te,\max} = \frac{V_p L_{te}}{4} \left(2\alpha + 2\alpha^2 - 8\alpha^3 + 4\alpha^4\right) \tag{4.37}$$

Le module de section élastique requis est calculé en considérant le facteur η = 1.5 introduit pour la rigidité, ce qui permet de déduire l'épaisseur minimale associée :

$$S_{x,te} = \frac{\eta L_{le} t_e^2}{6} \geq \frac{M_{t,\max}}{F_y} \quad \leftrightarrow \quad t_e \geq \sqrt{\frac{6M_{t,\max}}{\eta L_{le} F_y}} \tag{4.38}$$

Le procédé décrit ci-dessus sera appliqué pour chacune des poutres considérées. L'étude du poinçonnement permet de déterminer trois épaisseurs minimales pour la plaque extérieure, à savoir celle liée à la rigidité, celle relative à la résistance de la poutre longitudinale, ainsi que celle requise pour la résistance de la poutre transversale. D'autres critères s'y joindront par la suite, et la plus grande de ces valeurs déterminera l'épaisseur réelle de la plaque.

4.4.5.2 Résistance du profilé en C

Dans le cas du profilé en C, d'après le système de poutre et le modèle décrit aux figures 4-24 et 4-25, les efforts dépendent de la flèche v_{li} à mi-portée de la poutre longitudinale, donnée à l'équation (4.33). L'allure du moment fléchissant dans le système de poutres est illustrée à la figure 4-27.

Sur la poutre longitudinale, le moment maximal est rencontré à mi-portée. Sur la console transversale, le moment peut être maximal soit à l'encastrement, soit au droit de la charge selon la valeur du coefficient β qui repère sa position. Les valeurs des moments maximaux sont alors données pour la poutre longitudinale et la console transversale respectivement aux équations (4.39) et (4.40). L'épaisseur est, comme précédemment, déduite du module de section requis pour chacune des poutres.

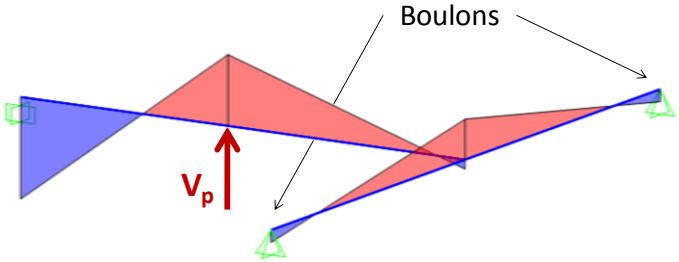


Figure 4-27: Allure du moment fléchissant dans le système de poutres intérieures

$$M_{li,½} = \frac{3}{16} k_{li} v_l L_{li} \tag{4.39}$$

$$M_{ti,\max} = \max\left(k_{li} v_l \beta L_{ti} \; ; \; \left((1-\beta) V_p - k_{li} v_l \right) L_{ti} \right) \tag{4.40}$$

Tous les critères de rigidité et de résistance au poinçonnement ont à présent été traités. Ceux-ci permettent d'apprécier l'ordre de grandeur de l'épaisseur des plaques qui constitueront le système de retenue. L'application numérique pour un profilé donné exige généralement une plaque extérieure plus épaisse que celle servant à former les profilés en C. En effet, la poutre transversale extérieure ayant une portée plus importante que les autres définies dans ce chapitre, elle présente les conditions les plus critiques en vue de l'obtention des propriétés visées.

Les déformations en cisaillement ne sont généralement pas négligeables dans le calcul de la flèche des poutres courtes et trapues. Cependant, nous sommes dans un cas particulier où les plaques sont relativement sensibles en flexion, et offrent une section importante en cisaillement, ce qui réduit la contribution du dernier phénomène dans la flèche totale. Des analyses par éléments finis ont été effectuées afin de vérifier cette tendance, et celles-ci ont permis de montrer que la contribution du cisaillement était de l'ordre de 2 à 3 % de la flèche globale, c'est pourquoi elles ont été omises dans notre raisonnement à des fins de simplicité.

Aucune application numérique n'est effectuée à ce stade étant donné qu'il reste à analyser les modes de travail complémentaires du confinement.

4.5 Amélioration de la résistance et de la rigidité flexionnelle

Pour un fusible à découpe centrale, les propriétés de section telles que l'inertie et le module de section plastique selon l'axe faible sont approximativement conservées. Cela suggère que la présence d'un fusible n'altère ni la rigidité, ni la résistance en compression de la diagonale lors du flambement selon l'axe faible. Cependant, les analyses par éléments finis du chapitre 3 ont montré que la zone du fusible était très sensible à la flexion. En effet, en retirant le métal à la jonction âme-semelles, les différents segments qui se supportaient l'un l'autre travaillent désormais de façon individuelle. En somme, le fusible ne travaille plus comme une section pleine et le calcul des propriétés globales, même s'il est théoriquement réalisable, n'est plus adapté pour évaluer son comportement.

Une analogie peut être faite avec les exigences de la norme S16 (CSA, 2009) concernant les propriétés de section pour les structures à contreventement concentrique modérément ductiles. L'élancement d'une diagonale travaillant en tension-compression est généralement inférieur ou voisin de $KL/r = 100$, ce qui requiert une section de classe 1. Dans le cas des semelles, celles-ci sont considérées comme des parois retenues sur un seul bord, et l'âme est considérée comme retenue sur les deux bords longitudinaux. Dans un profilé W, ce sont les jonctions âme-semelles qui constituent les supports, celles-là mêmes qui ont été retirées pour former la section réduite. Ainsi, le fusible crée une zone sur la diagonale qui n'est plus de classe 1, et la charge de flambement inélastique des segments est donnée à l'équation (2.11). La forme du système de retenue permet toutefois de limiter les déformations relatives des différents segments, ce qui contribue grandement à maintenir l'intégrité de la section réduite.

Comme nous l'avons observé dans les analyses numériques du fusible non protégé, la répartition uniforme des contraintes dues à l'effort axial de compression est idéalisée. En réalité, le défaut de rectitude du profilé engendre un moment fléchissant qui sollicite plus fortement les segments des semelles situés du côté concave. Ainsi, ces deux segments voilent, et le mécanisme à trois rotules qui est formé voit un moment fléchissant toujours plus important dû à l'effet P-δ. Il en résulte une perte totale de la capacité de la diagonale. C'est pourquoi il est souhaitable de former un système de retenue qui non seulement soutienne les segments qui voilent, mais aussi qui agisse en amont sur la cause du voilement, c'est-à-dire sur le moment fléchissant.

Par sa géométrie, le système de retenue peut facilement être utilisé pour réduire localement le moment fléchissant repris par le fusible. Le mode d'action des différentes composantes est ainsi détaillé dans les paragraphes suivants.

4.5.1 Contribution des profilés en C

4.5.1.1 Apport à la rigidité et mode de travail

Les boulons insérés à travers l'âme du profilé garantissent non seulement l'ajustement de ces derniers de part et d'autre de l'âme, mais ils astreignent également les profilés en C à se déformer lorsque la diagonale et, par conséquent, le fusible, est fléchi autour de son axe faible. Leur mode de travail est illustré à la figure 4-28.

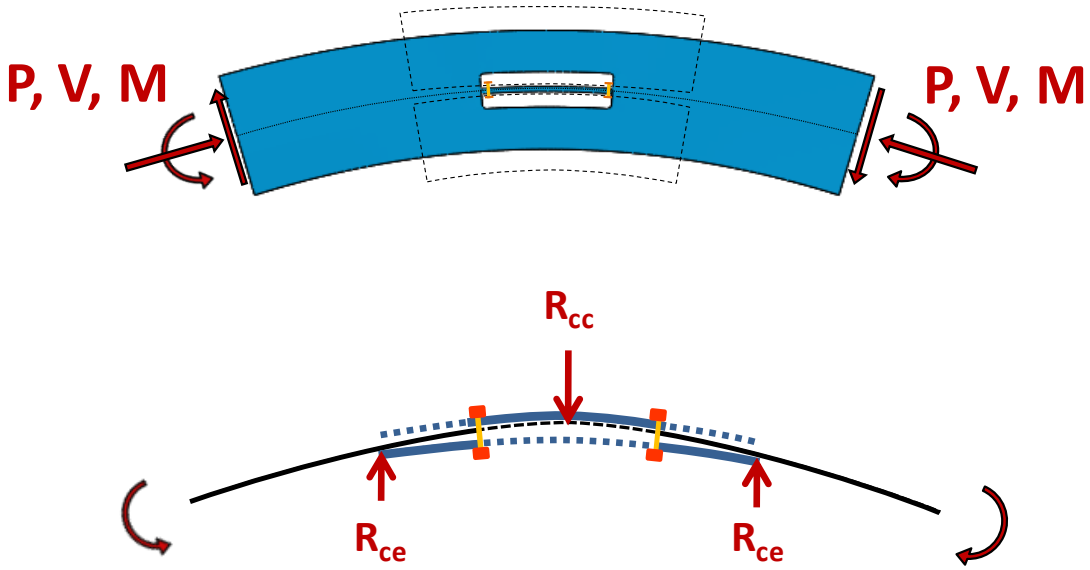


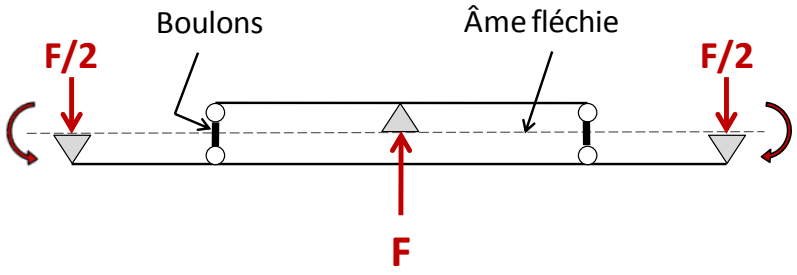
Figure 4-28: Participation des profilés en C à la résistance du moment de flexion

La flexion induite dans les profilés en C permet d'accroître localement la rigidité en flexion de la diagonale. Lorsque le profilé est fléchi, l'âme courbée vient s'appuyer contre celle des profilés en C, selon la forme simplifiée ci-dessus. Le profilé tend alors à écarter les C par un effet de levier qui est repris par les boulons traversant l'âme du profilé. Les réactions aux trois points de contact induisent un moment fléchissant inverse dans la zone du fusible. Le fusible est ainsi soulagé d'une partie du moment fléchissant qui lui est imposé, réduisant les contraintes longitudinales dans les segments non supportés du fusible.

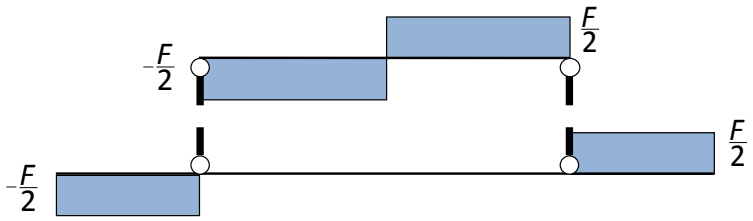
Si on s'intéresse au système formé par les deux profilées en C, celui-ci agit comme une poutre sur appuis simples qui serait adjointe à la zone du fusible. Les forces communiquées au système sont imposées à l'extrémité du confinement du côté concave, et au centre du fusible du côté convexe. Il est possible de déterminer qualitativement le diagramme du moment et de l'effort tranchant dans le système en considérant que les sollicitations sont partagées par chacun des deux profilés en C et que l'effort tranchant est échangé de l'un à l'autre par l'intermédiaire des boulons.

Les profilés en C sont formés à froid et pourraient être vérifiés selon les prescriptions de la norme CSA S136 (CSA, 2007). Cependant, les conditions de résistance au poinçonnement abordées précédemment requièrent des plaques épaisses, ce qui donne des parois peu élancées. La longueur de confinement requise étant par ailleurs réduite, l'élément formé à froid sera généralement très trapu. De surcroit, les ailes du C qui travaillent lors de la flexion selon l'axe faible du profilé sont supportées du côté comprimé, à savoir par les boulons aux semelles du confinement du côté concave, et par l'âme de l'élément côté convexe. On peut raisonnablement supposer qu'aucun voilement ne se produira dans l'âme et les semelles des profilés en C, et que les propriétés effectives de la section seront égales aux propriétés de la section brute.

a) Efforts communiqués au système



b) Diagramme de l'effort tranchant



c) Diagramme du moment fléchissant

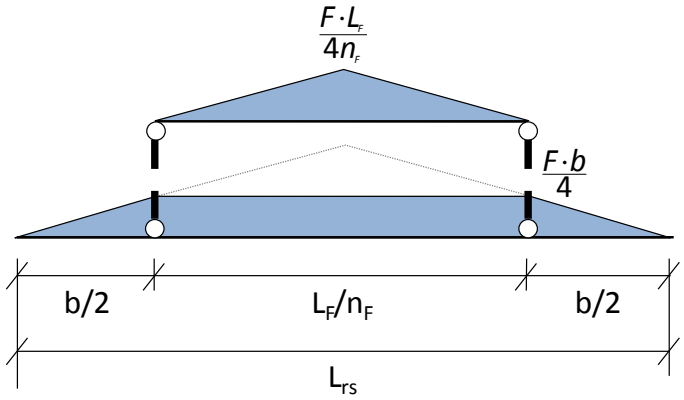


Figure 4-29: Sollicitation du système de profilés en C

D'après la géométrie du système de retenue proposé à la figure 3-26, l'effort tranchant $F/2$ passant d'un C à l'autre est transmis par deux boulons. La tension qui en résulte est ainsi de $T_{b,âme} = F/4$, et il reste alors à évaluer la force F.

La méthode proposée est basée sur la différence entre les courbures que subirait le profilé non confiné et le profilé avec le système de retenue. Les propriétés de la section du fusible confinée autour de l'axe faible peuvent être déterminées à partir de la géométrie présentée à la figure 4-30. Dans cette optique, on considère que le moment fléchissant calculé à l'équation (4.22) crée une courbure v'' dans le profilé d'inertie I_y. On note I_{yF} l'inertie de la section réduite et I_{yC} celle d'un profilé en C par rapport à l'axe du profilé.

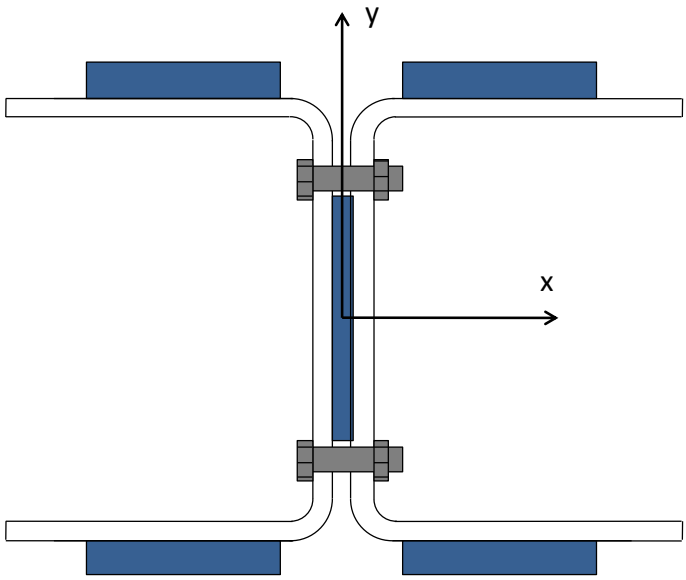


Figure 4-30: Section réduite raidie par les profilés en C

Si l'on considère ici que la section confinée n'est pas une section pleine et qu'il peut y avoir de légers mouvements relatifs entre les pièces, on peut introduire un coefficient d'efficacité ρ pour ce qui est de la contribution des profilés en C. On peut alors exprimer la courbure réduite de la section raidie v_{rC}'' par rapport à celle du profilé seul à l'aide de la relation liant le moment et la courbure :

$$v_{rC}'' = \frac{I_y}{I_{yF} + 2\rho I_{yC}} v'' \tag{4.41}$$

En gardant pour référence le profilé classique, atteindre la courbure v_{rC}'' nécessite de communiquer à la membrure le moment inverse donné par :

$$M_{inv,C} = EI_y\left(v"-v_{rC}"\right) = M_F\left(1-\frac{I_y}{I_{yF}+2\rho I_{yC}}\right) \tag{4.42}$$

Le moment inverse à communiquer apparaît ainsi comme une fonction croissante de ρ. Ainsi, la solution la plus conservatrice pour le système de retenue est celle qui revient à poser $\rho = 1.0$, c'est-à-dire de considérer un raidissement pleinement efficace. La tension résultante dans les boulons est enfin déduite de la poutre sur appuis simples équivalente, dont la longueur est égale à celle du système de retenue :

$$T_b = \frac{M_{inv,C}\left(\rho = 1\right)}{L_{rs}} \tag{4.43}$$

4.5.1.2 Conséquence sur la géométrie de la section

L'équation (4.43) permet de sélectionner les boulons requis à travers l'âme afin de maintenir adéquatement le système de retenue. Toutefois, l'inertie de la section réduite I_{yF} utilisée à l'équation (4.41) dépend de la géométrie de la section réduite. Or, il a été exposé au paragraphe 4.4.1 que la géométrie de la section réduite dépendait de la profondeur de l'ouverture dans l'âme, celle-là même qui dépend de la taille des boulons venant y prendre place. Ce raisonnement circulaire et itératif nécessite donc un point de départ et on utilisera à cet effet le diamètre le plus faible pour les boulons avant d'itérer. Les étapes de dimensionnement tenant compte de toutes les interdépendances seront détaillées en fin de chapitre.

Il est nécessaire de préciser la façon dont la taille des boulons influe sur la profondeur d'ouverture d_0 introduite en 4.4.1. Il convient en effet que celle-ci soit assez profonde pour permettre le passage des boulons et un serrage aisé, en ménageant une marge pour les tolérances de découpe. On suppose que le rayon de pliage intérieur des profilés en C est égale à deux fois leur épaisseur, et à l'aide de la dimension du boulon et de la douille correspondante, d_0 est déduit comme indiqué à la figure 4-31. Dès lors, la figure 4-15 permet de déduire l'ouverture dans les semelles et la géométrie complète.

$$d_0 = t + 3t_C + d_b/2 + r_{douille} + \ 3 \text{ à } 5 \ mm \tag{4.44}$$

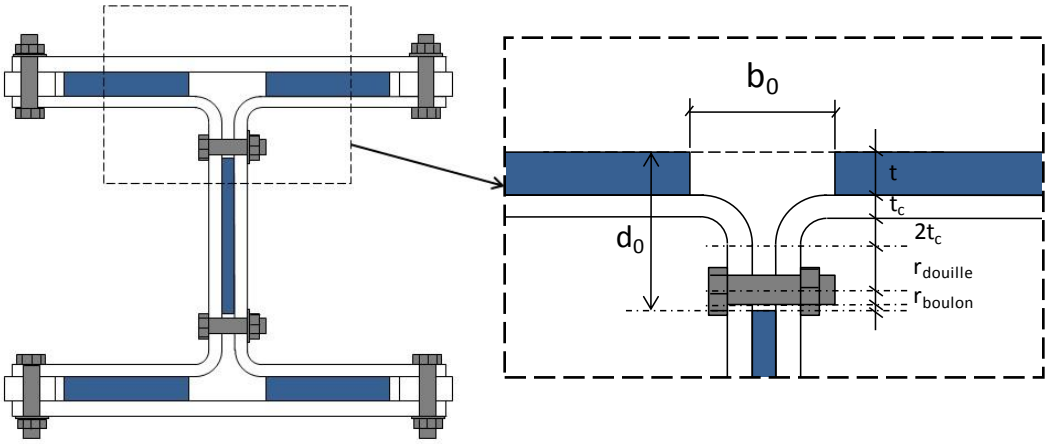


Figure 4-31: Profondeur d'ouverture dans l'âme

$$b_0 = b - \frac{A_F - w(d - 2d_0)}{2t} \tag{4.45}$$

L'équation (4.45) met en évidence l'influence du diamètre des boulons à l'âme sur la dimension des segments de semelle. Plus l'ouverture dans l'âme est profonde, plus les segments de semelles sont larges, et donc plus la proportion de l'effort axial qui leur est attribué est importante. Dès lors, il est nécessaire de revérifier les conditions liées à leur stabilité.

4.5.2 Contribution des plaques extérieures

Les plaques extérieures peuvent également être mises à contribution pour la reprise du moment fléchissant vis-à-vis du fusible. En effet, nous avons exposé au chapitre 3 que la mise en place d'une butée sur les bords de semelles permettait également à une partie du moment fléchissant de contourner la zone du fusible via le système de retenue.

La soudure illustrée à la figure 4-21 liant la plaque et la face extérieure des semelles permet en premier lieu d'éviter le glissement du système de retenue, premièrement sous l'effet de son propre poids, et deuxièmement lorsque le fusible subit d'importantes déformations plastiques. L'apparition d'un frottement entre le profilé et le confinement est inévitable, à moins d'adopter une solution plus dispendieuse permettant de l'éliminer. En second lieu, la soudure collecte une partie du moment fléchissant des semelles, dont les contraintes parcourent la plaque extérieure et

se diffusent vers les raccords latéraux qui y sont soudés. Ce moment est alors restitué au profilé au niveau des butées. Le mode de travail associé à la plaque raidie est illustré à la figure 4-32.

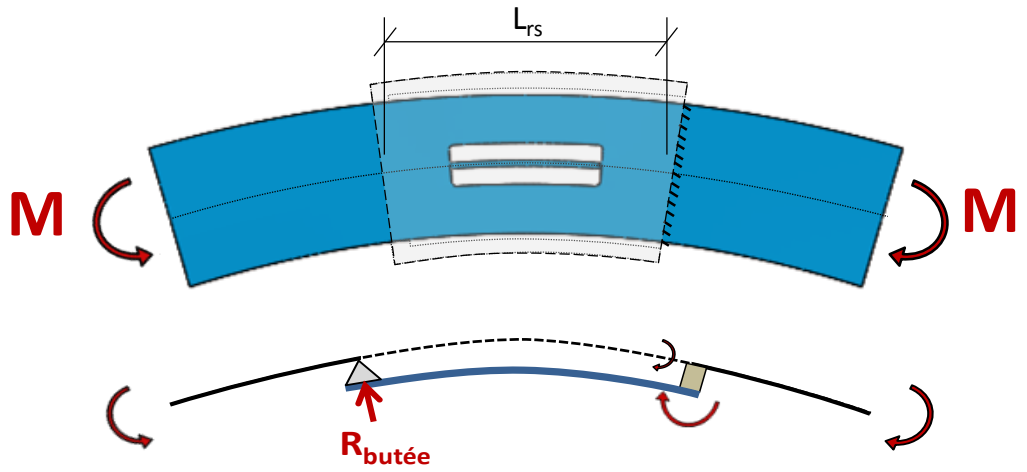


Figure 4-32: Participation de la plaque extérieure en flexion

La plaque extérieure travaille comme une console encastrée en amont du fusible. Lorsque le profilé est fléchi, le bord des semelles vient s'appuyer contre la butée du raccord, ce dernier fournit alors une réaction en fonction de sa rigidité venant redresser l'association du fusible et des profilés en C décrit précédemment. La butée apparaît du côté concave lorsque la flexion augmente, c'est-à-dire lorsque le profilé flambe en compression. Si la flexion a été telle qu'une rotule plastique se soit formée à mi-portée, la prochaine excursion en tension aura pour effet de redresser la membrure, et la butée passera alors du côté convexe. À la naissance du système de retenue, c'est à dire au niveau de la soudure en amont du fusible, une partie du moment fléchissant est capté par la plaque extérieure et la zone du fusible ne voit donc qu'un moment réduit.

Les sollicitations traversant les plaques extérieures s'apparentent à celle d'une console pour le moment fléchissant et l'effort tranchant. La plaque répond ainsi comme une âme fléchie dans un profilé. Celle-ci est raidie par les raccords latéraux qui y sont soudés de part et d'autre du profilé. On établit ainsi un critère d'épaisseur minimale des plaques basé sur celui de la norme CSA S16 (CSA, 2009) pour les âmes fléchies de classe 3.

$$t_{e,\min 1} = \frac{b_e \sqrt{F_y}}{1900} \tag{4.46}$$

Dans l'équation (4.46), b_e représente la largeur de la plaque extérieure. Celle-ci s'étend au-delà des semelles du profilé selon la figure 4-21 a) afin de pouvoir la boulonner aux autres pièces du confinement. Un espace d'environ $0.3 \cdot t$ est laissé libre entre le bord de semelle et le raccord, afin de ne pas créer d'interférence au niveau du fusible. En effet, une sollicitation latérale serait créée sur les segments de semelles lors de la flexion, du fait de la courbure relative du profilé et du système de retenue. C'est pourquoi le raccord n'est en contact avec le bord de semelle qu'au niveau de la butée en aval du fusible, sur une zone de longueur réduite. Cette longueur peut être laissée à l'appréciation du concepteur afin d'obtenir une surface adéquate à transmettre la force de butée.

Par ailleurs, la formation du fusible étant à l'origine d'une faiblesse dans les semelles due au changement du mode de travail illustré à la figure 4-15, d'autres critères s'appliquent sur l'épaisseur de la plaque extérieure. Afin de maintenir la résistance en flexion et la rigidité de la zone du fusible, on souhaite que la plaque puisse reprendre l'inertie des semelles selon l'axe faible, ainsi que le moment plastique du profilé. Cela assure ainsi que la rotule plastique soit repoussée en aval de la zone confinée, et que la plaque puisse reprendre adéquatement la portion du moment fléchissant qui la traverse.

$$t_{e,\min 2} = t\left(\frac{b}{b_e}\right)^3 \tag{4.47}$$

$$t_{e,\min 3} = \frac{2Z_y}{b_e^2} \tag{4.48}$$

Les sollicitations dans les plaques sont calculées de la même façon que pour les profilés en C, à savoir par une estimation du moment inverse à communiquer à la membrure selon la rigidité flexionnelle ajoutée. On déduit ainsi la courbure réduite par les plaques, en introduisant l'inertie d'une plaque extérieure selon l'axe faible I_{yPe} :

$$v_{rPe}'' = \frac{I_{yF} + 2I_{yC}}{I_{yF} + 2I_{yC} + 2I_{yPe}} v_{rC}'' = \frac{I_y}{I_{yF} + 2I_{yC} + 2I_{yPe}} v'' \tag{4.49}$$

Enfin, le moment inverse attribuable aux plaques extérieures et la force maximale qui peut apparaître à la butée s'expriment de la façon suivante :

$$M_{inv,Pe} = M_F I_y \left(\frac{1}{I_{yF} + 2I_{yC}} - \frac{1}{I_{yF} + 2I_{yC} + 2I_{yPe}} \right) \tag{4.50}$$

$$F_{butée,\max} = \frac{M_{inv,Pe}}{2L_{rs}} \tag{4.51}$$

La force de butée est partagée par les deux plaques, et est restituée en deux appuis respectivement situés sur la semelle supérieure et inférieure du profilé.

4.5.3 Association des contributions et moment réduit

Connaissant désormais le mode de travail de chacun des éléments du système de retenue par rapport à la reprise du moment fléchissant, il est possible d'évaluer qualitativement le moment réduit restant dans le fusible. Pour ce faire, on procèdera par combinaison linéaire des moments fléchissant dans la membrure seule, dans la poutre équivalente aux deux profilés en C, ainsi que dans la console équivalente aux plaques extérieures.

Lorsque la membrure est fléchie, le système de retenue est sollicité selon les modes de travail illustrés aux paragraphes 4.5.1 et 4.5.2. Dès lors, une partie du moment fléchissant contourne la zone du fusible via les pièces du confinement. Un diagramme qualitatif est présenté à la figure 4-33, obtenu en soustrayant au moment fléchissant de la membrure classique ceux des contributions des profilés en C et des plaques extérieures.

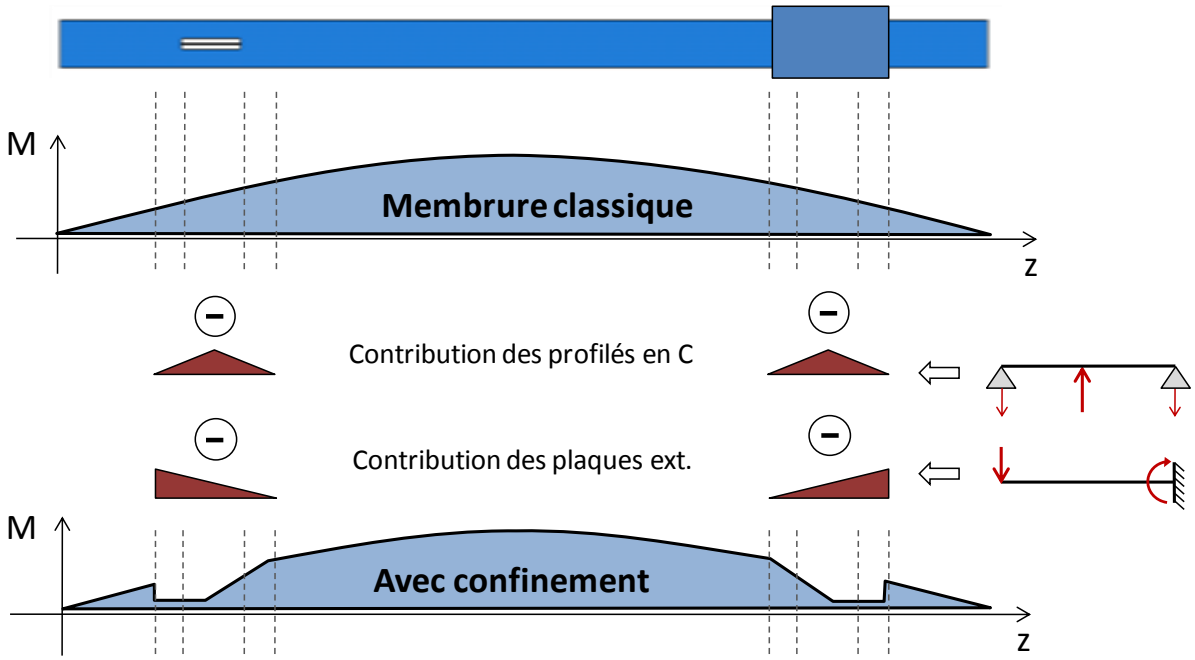


Figure 4-33: Moment fléchissant réduit dans les zones confinées

La proportion du moment qui reste à la charge du fusible peut être déterminée en évaluant les rigidités relatives du confinement et de la membrure seule. Précédemment, le but était de maximiser les efforts qui sollicitent le système de retenue en vue d'un dimensionnement sécuritaire pour les assemblages des différents composants. Dans cette optique, le facteur d'efficacité ρ a été posé égal à 1.0. Cependant, lorsque l'on estime le moment dans le fusible, il est nécessaire de tenir compte de l'incertitude sur ce coefficient que l'on peut introduire pour les plaques extérieures comme il a été fait pour les profilés en C. Pour simplifier, on supposera que l'efficacité des plaques extérieures est caractérisée par le même facteur ρ. Une première estimation du moment résiduel dans le fusible est ainsi donnée en combinant les équations (4.42) et (4.50) :

$$M_{F,\,réduit} = M_F - M_{inv,C} - M_{inv,Pe} = M_F \left(\frac{I_y}{I_{yF} + 2\rho\left(I_{yC} + I_{yPe}\right)} \right) \qquad (4.51)$$

Une approche plus rigoureuse peut être adoptée en tenant compte du fait que le moment M_F et les moments inverses communiqués à la zone du fusible par le système de retenue ne sont pas mesurés à la même abscisse x à partir de la rotule plastique dans le gousset. Le fusible présente la

sensibilité la plus élevée en son milieu. En effet, le voilement local se produit selon le principe de minimum d'énergie qui impose que le flambement d'un segment se produise à une position médiane. Ceci a pu être observé à la figure 3-6 a). Si le moment inverse dû aux profilés en C est bien maximal en cette position, ce n'est pas le cas de celui attribuable aux plaques extérieures. Le moment maximal y est rencontré au niveau de leur encastrement, c'est à dire au niveau de la naissance du système de retenue en amont (figure 4-33). Il convient donc de considérer le moment M_F' qui se développe au niveau de l'abscisse centrale du fusible, soit $x_F' = x_F - L_F/(2 \cdot n_F)$ selon la figure 4-12. De la forme triangulaire du moment inverse associé aux plaques extérieures (figure 4-33), on peut déduire que leur contribution à l'abscisse x_F' n'est que de $M_{inv,Pe}/2$. Il vient alors :

$$M_F' = M_F \frac{x_F' - e_0}{x_F - e_0} \tag{4.51}$$

$$M_{F,réduit} = M_F' - M_{inv,C} - M_{inv,Pe}/2 \tag{4.51}$$

4.6 Assemblage du système de retenue

La forme finale du confinement illustrée à la figure 3-26 comprend des assemblages boulonnés et soudés. En particulier, nous avons déjà abordé le cas des boulons à l'âme et aux semelles, et de brèves précisions seront apportées dans ce paragraphe. Nous détaillerons par la suite le dimensionnement des soudures.

4.6.1 Dimensionnement des boulons

4.6.1.1 Boulons à l'âme

Les boulons à l'âme travaillent principalement en tension, bien qu'un léger cisaillement puisse apparaître du fait de la déformation relative des différentes pièces. La reprise de l'effort tranchant induit par la butée des profilés en C contre l'âme du profilé dans l'ensemble formé par les deux profilés en C et le profilé constitue leur sollicitation la plus critique. Cet effort tranchant induit un effort de traction dans les boulons que l'on peut évaluer avec l'équation (4.43).

L'ajustement précis entre les profilés en C et l'âme du profilé est garanti par les boulons et le voilement de l'âme du profilé est donc empêché. Notons que la compression maximum dans l'âme du profilé se produit juste avant le flambement de la diagonale, lorsque la diagonale développe sa résistance maximale probable en compression. Le système de retenue n'est alors pas encore sollicité en flexion, ce qui fait que les boulons peuvent travailler entièrement à maintenir les deux profilés en C pour assurer la stabilité de l'âme de la diagonale. Lorsque le moment est maximum, l'effort de compression est minimum et les boulons peuvent alors résister aux forces de butée induites entre le profilé et les profilés en C par la flexion. Il n'y a, en ce sens, pas d'interaction notable à considérer entre ces deux phénomènes.

Le rayon de la douille de serrage à laquelle il est fait référence au paragraphe 4.5.1.2 est utilisé à titre indicatif, dans la mesure où il n'est pas recommandé d'appliquer un serrage contrôlé des boulons à l'âme contrairement à ceux aux semelles. En effet, cette pré-tension engendrerait un frottement trop important entre le fusible et le système de retenue, faisant participer ce dernier à la reprise des efforts axiaux. Ce mode de travail est indésirable, c'est pourquoi un serrage à la main est suffisant. Le rayon de douille n'est là que pour signifier de laisser un espace suffisant

pour un serrage à la clé (10 kN à 12 kN). En usine, il peut arriver que l'on serre les boulons d'âme à la clé pneumatique pour éviter le desserrement durant les manutentions ou le transport. Dans ce cas, les boulons devront être desserrés une fois l'installation complétée au chantier.

Un serrage relativement faible par rapport à la capacité du boulon implique que ce dernier voie une plage de contraintes plus large durant les différents cycles de chargement. De plus, cela permet une légère ouverture du système de retenue, un écartement des profilés en C malgré le maintien, ce qui n'est pas sans conséquence sur le facteur d'efficacité ρ.

4.6.1.2 Boulons aux semelles

Les boulons aux semelles doivent quant à eux être préalablement soumis à une pré-tension par serrage contrôlé. En effet, la plaque extérieure étant l'élément le plus souple du système de retenue vis-à-vis du poinçonnement, on ne peut tolérer qu'une ouverture se produise à ce niveau, car la rigidité du système prévenant le voilement des segments des semelles du fusible en serait diminuée. On devrait alors spécifier des épaisseurs de plaques plus élevées pour pallier cette flexibilité, ce qui est à éviter.

La variabilité de la position d'application de la charge de poinçonnement mis en évidence au paragraphe 4.4.4.2 requiert de considérer le cas critique dans lequel le poinçonnement se produit à hauteur d'une rangée de boulons. Dans ce cas, la poutre transversale extérieure porte directement sur les boulons, et la charge maximale que voit le boulon correspond à l'effort tranchant ramené à l'extrémité. De façon plus conservatrice, on pourra considérer que la quasi-totalité de la charge de poinçonnement calculée à l'équation (4.29) soit rapportée à un boulon. La sélection du diamètre est alors faite de façon habituelle, de telle sorte que la pré-tension du boulon excède la charge attendue, sachant que le serrage contrôlé à la mise en place est habituellement de 70 % de sa charge de rupture.

Pour éviter l'apparition d'un frottement trop important sur les segments de semelles du fait du serrage des boulons en périphérie, il est nécessaire que les raccords aux semelles soient légèrement plus épais que la semelle elle-même. En général, avec la combinaison des plaques disponibles dans l'industrie avec des cales, il est possible d'adapter l'épaisseur du raccord par 1/16e de pouce, soit 1.6 mm. On crée alors un défaut d'ajustement du profilé en C par rapport aux

semelles, comme nous l'avons étudié à l'aide des analyses numériques au chapitre 3. Cet espace entre la membrure et le système de retenue est pris en compte dans le calcul de la rigidité nécessaire pour l'ouverture, calculée à l'équation (4.28).

4.6.2 Dimensionnement des soudures

4.6.2.1 Soudure de la plaque extérieure sur le profilé

La soudure de la plaque sur la face extérieure des semelles est dimensionnée pour reprendre le moment fléchissant inverse qu'elle communique au profilé. Ce cordon de soudure a également pour rôle d'empêcher le glissement du système de retenue, mais cette sollicitation n'est pas critique si les boulons sont mis en place selon les recommandations du paragraphe 4.6.1 qui minimisent le frottement entre le profilé et le confinement. La sollicitation de la soudure peut être exprimée selon deux fonctions sur la largeur du profilé, l'une triangulaire, l'autre rectangulaire.

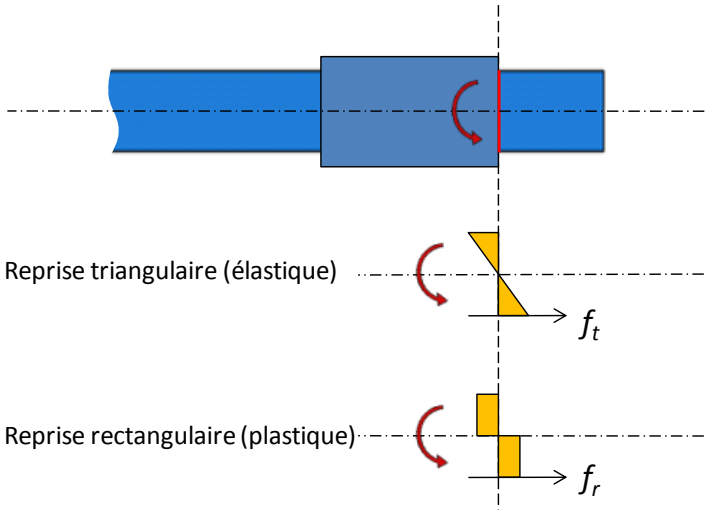


Figure 4-34: Sollicitation du cordon de soudure

La fonction f_t représente la force linéique perpendiculaire au cordon de soudure, en considérant que toutes les pièces restent élastiques. La fonction f_r représente quant à elle une variation rectangulaire, dans le cas où les pièces assemblées auraient plastifié. Dans les deux cas, la force linéique maximale est rencontrée au bord des semelles, et les maxima sont respectivement égaux à :

$$f_{t,\max} = \frac{6M_{inv,Pe}}{b^2} \tag{4.52}$$

$$f_{r,\max} = \frac{4M_{inv,Pe}}{b^2} \tag{4.53}$$

La soudure est réalisée avec une électrode compatible, ici une électrode E490 pour une nuance du métal de base conforme aux normes G40.21 (CSA, 2004) ou A992 (ASTM, 2011). Le cordon de soudure sollicité perpendiculairement à sa direction est plus résistant que le métal de base, c'est pourquoi l'augmentation du moment fléchissant sous la forme triangulaire cause rapidement la plastification du métal du profilé. Dès lors, c'est la forme rectangulaire qui prédomine, comme il a été montré à la figure 3-24. La grosseur $D_{Pe/p}$ du cordon de soudure pour l'assemblage de la plaque extérieure sur le profilé est alors donnée par :

$$D_{Pe/P} = \frac{f_{r,\max}}{q_{r,90}} \tag{4.54}$$

Ici, $q_{r,90}$ est la résistance linéique, pour l'électrode considérée, d'une portion de cordon de 1 mm de longueur sollicité perpendiculairement à son axe, exprimée par millimètre de grosseur de cordon. La résistance du métal de base est également à vérifier.

4.6.2.2 Soudure des raccords sur la plaque extérieure

La soudure qui lie les raccords aux plaques extérieures a deux principales fonctions. La première est d'éviter le glissement relatif de ces pièces afin d'assurer une bonne efficacité de la butée. Le second est de faire travailler le raccord avec la plaque extérieure lorsqu'elle est sollicitée par du poinçonnement, ce qui améliore les propriétés flexionnelles de la poutre longitudinale. Pour

simplifier, le choix est fait ici d'un cordon continu et d'épaisseur constante sur toute la longueur du système de retenue, dont la grosseur sera maximisée selon ces modes de travail.

Concernant la butée, on peut supposer que la force y est transmise sur la longueur de l'appui, depuis le point de contact contre le bord de semelle jusqu'à la soudure, comme illustré à la figure 4-35. L'épaisseur du cordon est alors calculée en conséquence. Le raccord déborde légèrement de la plaque extérieure afin de permettre la réalisation d'une simple soudure d'angle.

La soudure fait office d'interface pour composer la section de la poutre longitudinale extérieure telle qu'elle est illustrée à la figure 4-21 a). Elle est alors sollicitée par un cisaillement parallèle au cordon de résistance linéique $D_{Ra/Pe} \cdot q_{r0}$. La grosseur requise est calculée à l'équation (4.55).

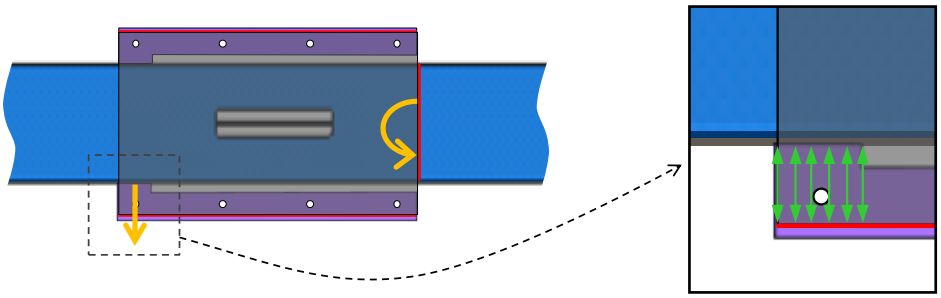


Figure 4-35: Force de butée ramenée à la soudure

$$D_{Ra/Pe} = \frac{QV_{le,\max}}{I_{le} \cdot q_{r0}} \tag{4.55}$$

Dans l'expression ci-dessus, Q est le moment statique de la poutre longitudinale à l'interface, et $V_{le,max}$ est l'effort tranchant maximal, donné par

$$V_{le,\max} = V_p \left(1-\alpha\right) \tag{4.56}$$

Le dimensionnement du fusible et de son système de retenue est ainsi complété, et il ne reste qu'à déterminer la séquence de chacune des étapes pour clore le processus.

4.7 Procédure globale de dimensionnement

4.7.1 Séquence de calcul

Tout au long de ce chapitre, les différentes étapes du dimensionnement du fusible et du système de retenue ont été successivement présentées, en précisant les hypothèses qui y sont rattachées. L'interdépendance éventuelle des étapes a été mise en évidence lorsqu'elles sont assemblées en séquence pour former une procédure globale. On peut ainsi distinguer les étapes qui ne doivent satisfaire que les contraintes qui leur sont propres, et celles qui nécessitent de surcroit la vérification des conditions des étapes connexes.

Pour débuter la procédure, il faut qu'initialement chaque dimension ait une valeur par défaut qui soit utilisable par l'une de celles qui la précèdent chronologiquement dans la séquence. Pour le système de retenue, on peut par exemple choisir de débuter avec les diamètres de boulons les plus faibles, et des épaisseurs de plaques qui sont environ de la moitié de l'épaisseur de la semelle du profilé considéré. Meilleur est l'estimé des propriétés par défaut, plus la convergence vers une solution est rapide. En effet, le nombre d'itérations nécessaires à satisfaire les compromis entre étapes sera réduit.

Un exemple concret de dimensionnement peut être observé pour mettre en évidence ces interdépendances. On se concentrera ici seulement sur quelques-unes des étapes par souci de clarté. La sélection du profilé est effectuée d'une manière identique à celle employée pour une diagonale classique, à savoir d'après la géométrie de la baie à contreventer et l'effort pondéré de compression induit par les charges sismiques et les charges de gravité. Pour satisfaire les objectifs de gain, on détermine alors l'aire de la section réduite et la longueur du fusible. Le dimensionnement débute comme indiqué précédemment, c'est-à-dire avec les diamètres de boulons les plus faibles. L'ouverture dans l'âme est alors peu profonde, et l'analyse de la stabilité des segments permet de déterminer les épaisseurs de plaque requises. Dans le cas où la rigidité vis-à-vis du poinçonnement nécessite l'augmentation des épaisseurs des plaques, la rigidité flexionnelle du système de retenue s'en trouve également augmentée, si bien qu'il faut alors augmenter le diamètre des boulons à l'âme pour pallier l'augmentation de l'effort axial qui les sollicite. Dès lors, la géométrie de la section réduite est modifiée. Une ouverture plus profonde

est requise dans l'âme, et l'ouverture dans les semelles est réduite. Il en résulte que la section des segments de semelles augmente. Selon le modèle de répartition des efforts adopté, il en est de même pour la charge axiale dans ceux-ci. Un segment de semelle plus fortement sollicité requiert des conditions de stabilisation plus sévères, qui entrainent une seconde augmentation de l'épaisseur des plaques. La procédure se poursuit ainsi jusqu'à ce que les modifications à une étape donnée ne perturbent plus les étapes subséquentes, la convergence est alors atteinte.

4.7.2 Automatisation de la procédure

Les différentes étapes requises et l'éventuelle multiplication des itérations nécessaire au dimensionnement ont poussé au développement d'un logiciel par souci d'efficacité. Celui-ci a été développé sous Excel-VBA, et prend en compte l'ensemble des hypothèses décrites dans ce chapitre, ainsi que le contexte des normes. L'automatisation de la séquence illustrée à la figure 4-36 est assurée par des macros, ainsi que la sélection des pièces dans différentes bases de données contenant les pièces disponibles chez les distributeurs d'acier. La conception des assemblages aux extrémités de la membrure n'est toutefois pas prise en charge, et le concepteur sera libre de choisir la forme la plus adaptée au cas de figure traité. Lorsque le dimensionnement est terminé, le logiciel permet de faire tracer automatiquement les pièces dans le logiciel AutoCAD (Autodesk, 2010) via la production d'un script. En pratique, le logiciel permet un dimensionnement très rapide, rendant le coût lié à l'ingénierie pour l'ajout de fusibles quasi nul. Un mode d'emploi est fourni en Annexe 5.

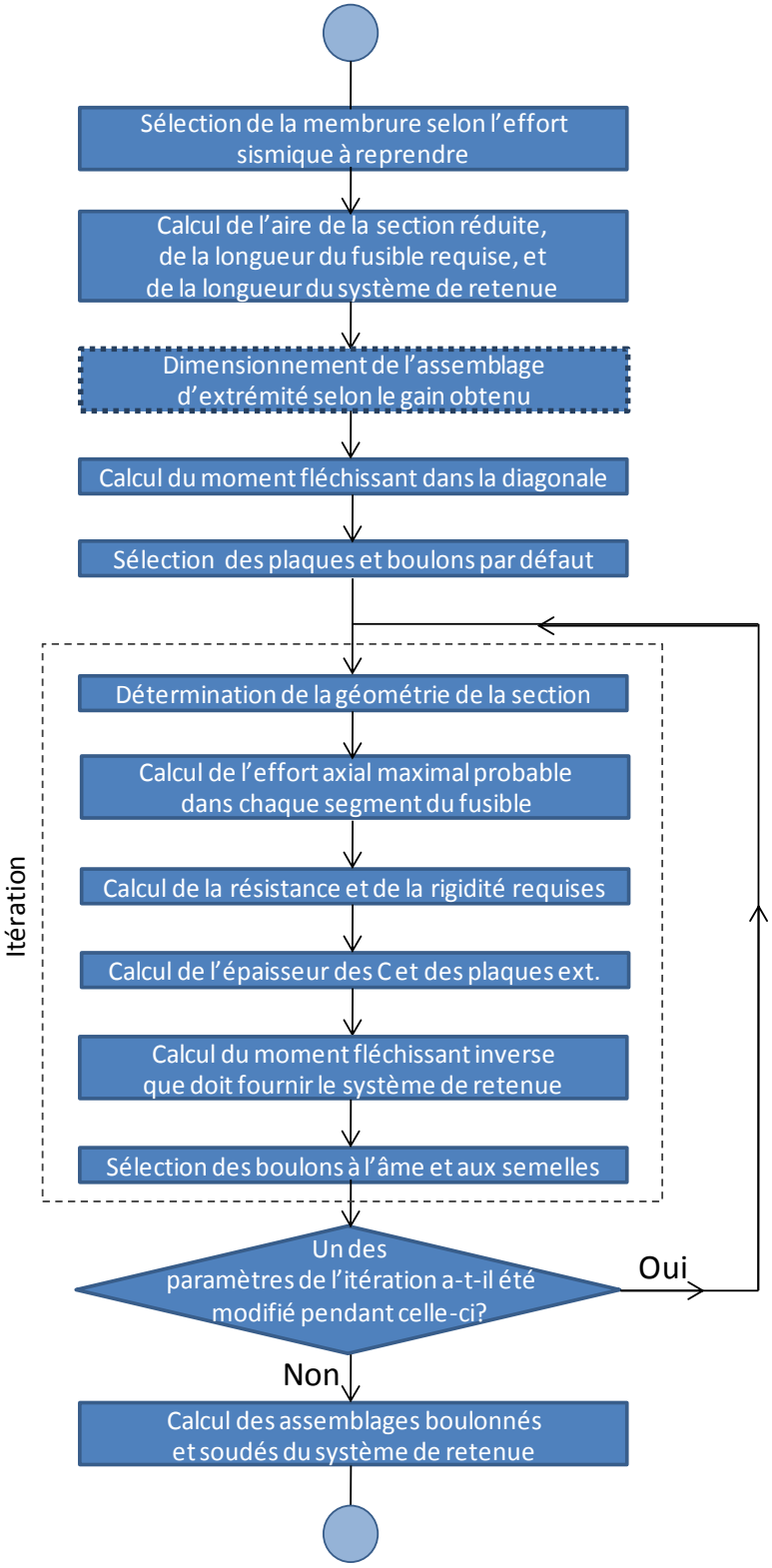


Figure 4-36: Procédure itérative de dimensionnement

CHAPITRE 5 MISE À L'ÉPREUVE DE LA MÉTHODE DE DIMENSIONNEMENT PAR UN PROGRAMME EXPÉRIMENTAL

Les analyses par éléments finis auxquelles il est fait référence dans les chapitres 3 et 4 ont permis de comprendre les différents phénomènes qui sont susceptibles de se produire au niveau du fusible, ainsi que l'impact de ce dernier sur le comportement de la diagonale. Le fait d'avoir adopté une démarche pas à pas en raffinant les modèles numériques a permis d'isoler chaque mode de rupture en vue d'un traitement individuel. Les équations établies au chapitre précédent tiennent toutefois compte des interdépendances entre plusieurs des phénomènes identifiés, ce qui a conduit à une procédure itérative. Ainsi, la connaissance des modes de rupture et le choix d'une méthode de dimensionnement qui se place du côté de la sécurité pour chaque étape permettent d'aborder la phase expérimentale avec des attentes concrètes.

Le programme expérimental sera le principal objet de ce chapitre. Il débutera par la caractérisation de l'acier utilisé pour les diagonales à tester, avant de décrire les conditions des essais à pleine échelle ainsi que d'en analyser les résultats. Enfin, les tests sur les diagonales seront reconstitués par éléments finis, afin de vérifier la corrélation des résultats dans le cas d'un haut niveau de fidélité de la modélisation comparativement à la réalité.

5.1 Caractérisation de l'acier

La première partie des essais consistait à tester les éprouvettes d'acier afin d'une part d'évaluer la résistance des spécimens de diagonales, et d'autre part de calibrer le matériau utilisé pour les analyses par éléments finis. Puisque les trois diagonales à produire sont issues du même profilé W310x129, une seule série de tests a été réalisée en prélevant les éprouvettes dans l'âme et les semelles de celui-ci. Les essais et interprétations ont été réalisés conformément à la norme E8 (ASTM, 2009). Le tableau 5-1 résume les données de l'Annexe 1 en moyennant les propriétés des quatre éprouvettes issues des semelles et trois éprouvettes issues de l'âme. Pour ce faire, une pondération a été effectuée conformément à la proportion d'aire de la zone testée rapportée à l'aire totale de la section.

Tableau 5-1: Synthèse des essais sur éprouvettes

Caractéristique	**E**	**F_y**	**F_u**	**F_y/F_u**	**ε_{sh}**	**ε_u**
Moyenne des essais	215 000 MPa	379 MPa	489 MPa	0.780	0.0218	0.1575

Premièrement, la limite élastique F_y est très inférieure à celle mentionnée sur le certificat d'aciérie (439 MPa). Par ailleurs, le rapport F_y/F_u est inférieur à 0.85, ce qui suggère une ductilité adéquate du matériau selon les prescriptions de la norme CSA S16 (CSA, 2009). On note néanmoins que le module d'Young E est relativement élevé comparativement à la valeur nominale de 200 000 MPa.

Le graphique de la figure 5-1 présente la courbe contrainte-déformation moyenne obtenue des essais, et sa transformation selon les équations (5.1) et (5.2). Ces équations tirées de la littérature (Matic, 1985; Abaqus, 2010) permettent d'obtenir la contrainte réelle dans l'acier, en tenant notamment compte de la réduction de la section de l'éprouvette. C'est en particulier cette dernière courbe qui est utilisée pour l'étalonnage du matériau dans les modèles d'éléments finis.

$$\varepsilon_{réel} = \ln\left(1+\varepsilon_{essai}\right) \quad \text{avec} \quad \varepsilon_{essai} = \frac{L_{cp} - L_0}{L_0} \tag{5.1}$$

$$\sigma_{réel} = \sigma_{essai}\left(1+\varepsilon_{essai}\right) \tag{5.2}$$

Dans ces équations, L_{cp} est la longueur de l'éprouvette déformée et L_0 est sa longueur initiale. Dans l'équation (4.3), les coefficients A et C utilisés pour obtenir la forme exponentielle de la zone d'écrouissage sont obtenus par calibration sur la courbe issue des essais.

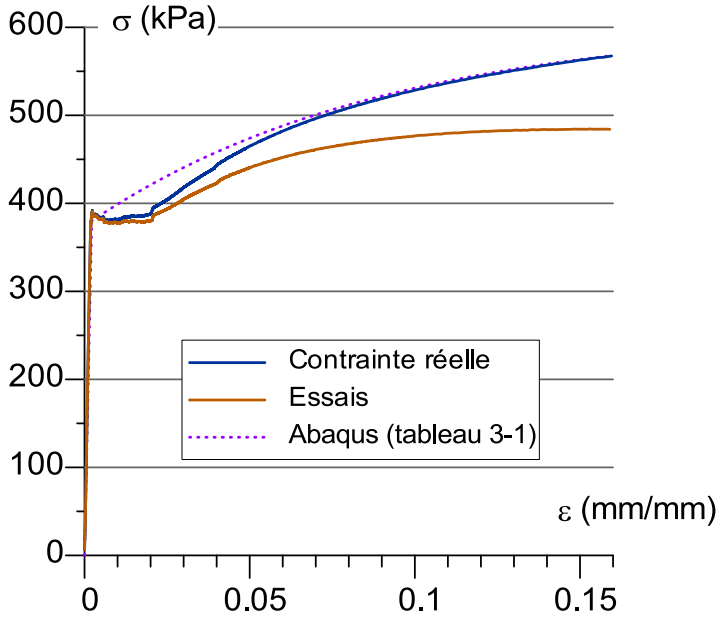


Figure 5-1: Courbe contrainte-déformation moyenne obtenue des éprouvettes et contrainte réelle

L'augmentation de la contrainte dans le domaine d'écrouissage témoigne du déplacement de la surface de plastification dans l'espace des contraintes. Étant donné que seuls des essais monotones ont été réalisés, il est difficile de distinguer l'influence relative de l'écrouissage isotrope et de l'écrouissage cinématique sur ce déplacement. Ainsi, afin d'étalonner le métal du modèle d'éléments finis par rapport à celui des éprouvettes, une méthode d'essai-erreur a été employée en analysant un élément treillis sous une déformation monotone (Myers et al., 2009). La courbe contrainte déformation a été comparée avec celle de la contrainte réelle jusqu'à obtenir une adéquation satisfaisante. Au final, une très bonne corrélation a été obtenue avec des coefficients s'approchant du tableau 3-1, ces derniers ont donc été conservés.

5.2 Description des spécimens

5.2.1 Dimensionnement

Les spécimens ont été dimensionnés selon la méthode décrite au chapitre 4 dans l'hypothèse des structures de faible hauteur. Ils ont été dimensionnés pour contreventer une baie dont la hauteur d'étage h_s est de 4.490 m avec une inclinaison de 35.1° par rapport à l'horizontale. La longueur entre points de travail est de L_{cc} = 7.80 m. En supposant une profondeur respective de 550 mm et 450 mm pour les poutres et les poteaux et compte tenu des assemblages, la longueur de flambement L_H est égale à 6 m (figure 4-2). Trois spécimens faits d'un profilé W310x129 ont été produits : deux d'entre eux ont été munis de deux fusibles courts situés près des assemblages, à l'image des modèles présentés au chapitre 3, et un troisième a été muni d'un fusible unique plus long. Dans le but de réduire le nombre de découpes et de pièces à produire, un fusible long sera préféré à deux fusibles courts du point de vue de la production si celui-ci démontre des performances équivalentes et satisfaisantes. La longueur du fusible ainsi formé devra toutefois se conformer aux recommandations du chapitre 4.

La conception des diagonales munies de fusibles a été réalisée d'après les propriétés de l'acier prescrites dans la norme CSA S16, c'est-à-dire avec F_y = 350 MPa et R_yF_y = 385 MPa. D'après les propriétés énoncées ci-dessus, l'élancement *KL/r* est de 77, ce qui d'après l'équation (4.2) autorise une réduction de la section de 34 %. Dans ce cas précis, nous nous sommes limité à une réduction de 30 %. Afin de limiter la longueur des fusibles, la déformation maximale dans les fusibles a été fixée à ε_{max} = 8 %. Ainsi, pour la diagonale considérée, la capacité maximale en tension est réduite à T_{uF} = 5200 kN comparativement à T_u = 6353 kN pour la diagonale classique. Ceci équivaut à un gain attendu G de 18.2 %. La résistance en compression de la diagonale classique C_u = 4207 kN est supposée intacte lorsque les fusibles sont ajoutés. La longueur L_F est de 422 mm, de sorte que les fusibles s'allongent de 8 % à un déplacement inter-étages Δ_s de 1.15 %. Ces paramètres de référence sont résumés dans le tableau 5-2. Dans celui-ci figurent également les résistances attendues en fonction des propriétés du métal réel (F_y = 379 MPa). Plus de détails sont fournis sur la procédure itérative à l'Annexe 6.

Tel qu'il a été exposé aux paragraphes 4.4.1 et 4.5.1, on considère le fusible comme s'il supportait la totalité du moment fléchissant (ρ = 0) pour estimer la compression dans les

segments de semelles, puis le système de retenue comme pleinement efficace ($\rho = 1$) lorsqu'il s'agit de maximiser la portion du moment repris. Leur valeur pour chacun des cas traités figure dans le tableau 5-2, de même que la charge de compression induite dans les segments. Un schéma de l'assemblage du fusible et de son système de retenue est fourni à la figure 5-2. Sur celui-ci, on observe que malgré cette approche conservatrice, l'encombrement du système de retenue reste modéré par rapport aux dimensions initiales du profilé.

Tableau 5-2: Dimensionnement des spécimens

Paramètre	Spécimen	
	2 fusibles courts #1 et #2	1 fusible long #3
Diagonale	*Convention : CSA S16(métal réel)*	
Profilé	W310x129	
L_{cc}	7.800 m	
L_H	6.000 m	
KL/r	77	
T_u	6353 kN (6254 kN)	
C_u	4207 kN (4177 kN)	
Fusible		
Aire réduite	$A_F = 0.70A$	
Élongation maximale	8 %	
Longueur L_F	2 x 211 mm	1 x 422 mm
T_{uF}	5200 kN	
M_F ($\rho = 0$)	175 kN.m	201 kN.m
C_{aile} / $P_{y,aile}$	94 % (C_u gouverne)	94 % (C_u gouverne)
Système de retenue		
$M_{inv,C+Pe}$ ($\rho = 1$)	140 kN.m	164 kN.m
Longueur L_{rs}	2 x 510 mm	1 x 764 mm
Épaisseur plaque ext. t_e	15.9 mm (5/8")	15.9 mm (5/8")
Épaisseur profilé en C t_c	12.7 mm (1/2")	12.7 mm (1/2")
Boulons à l'âme	2 x 4 boulons 5/8"	1 x 6 boulons 5/8"
Boulons aux semelles	2 x 12 boulons 3/4"	1 x 16 boulons5/8"

Les plans de fabrication détaillés figurent à l'Annexe 9. Conformément à ce qui a été conseillé au chapitre 4, les assemblages d'extrémité ont été dimensionnés afin qu'ils soient le plus court possible pour modérer le moment fléchissant maximal repris par le fusible et le système de retenue. Le choix s'est donc porté vers des boulons de nuance A490 travaillant avec les filets exclus du plan de cisaillement. De cette façon, la résistance par boulon est maximisée et le compromis le plus avantageux du point de vue de la longueur d'assemblage a été sélectionné. Ainsi, chaque assemblage est composé de 20 boulons de diamètre 1-1/8".

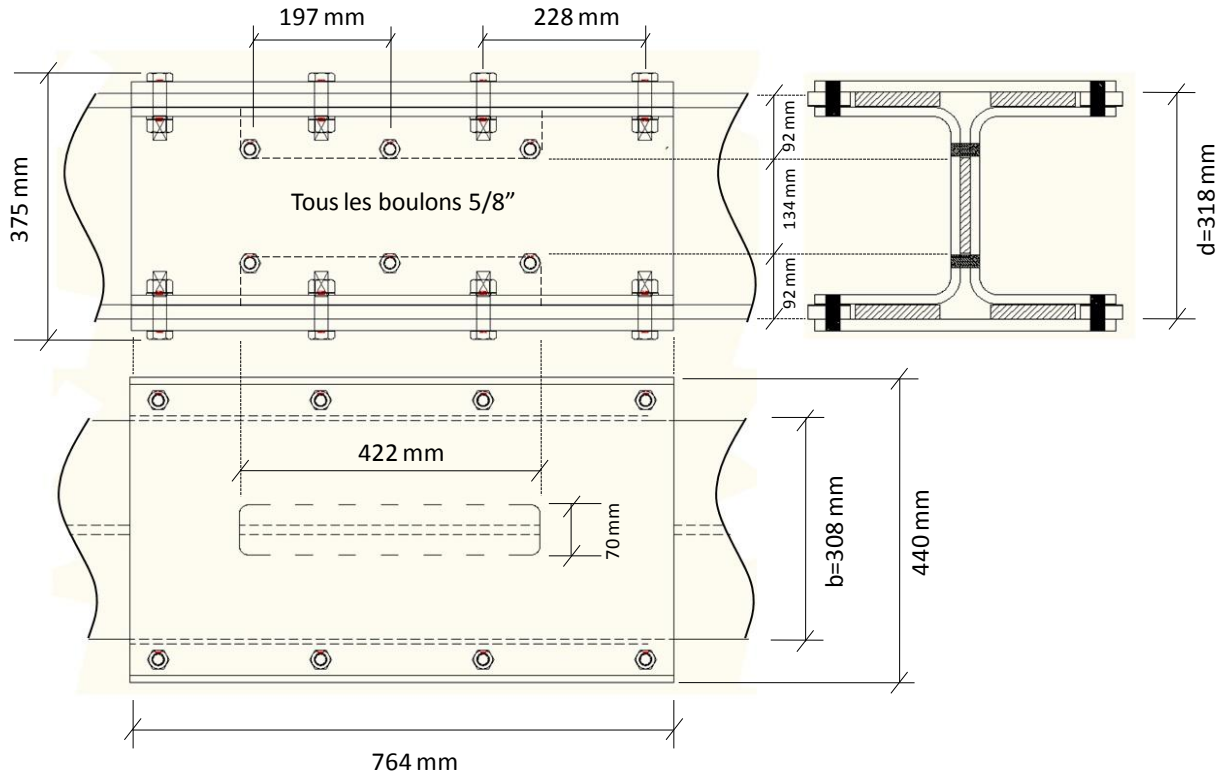


Figure 5-2: Encombrement du système de retenue (cas du fusible long)

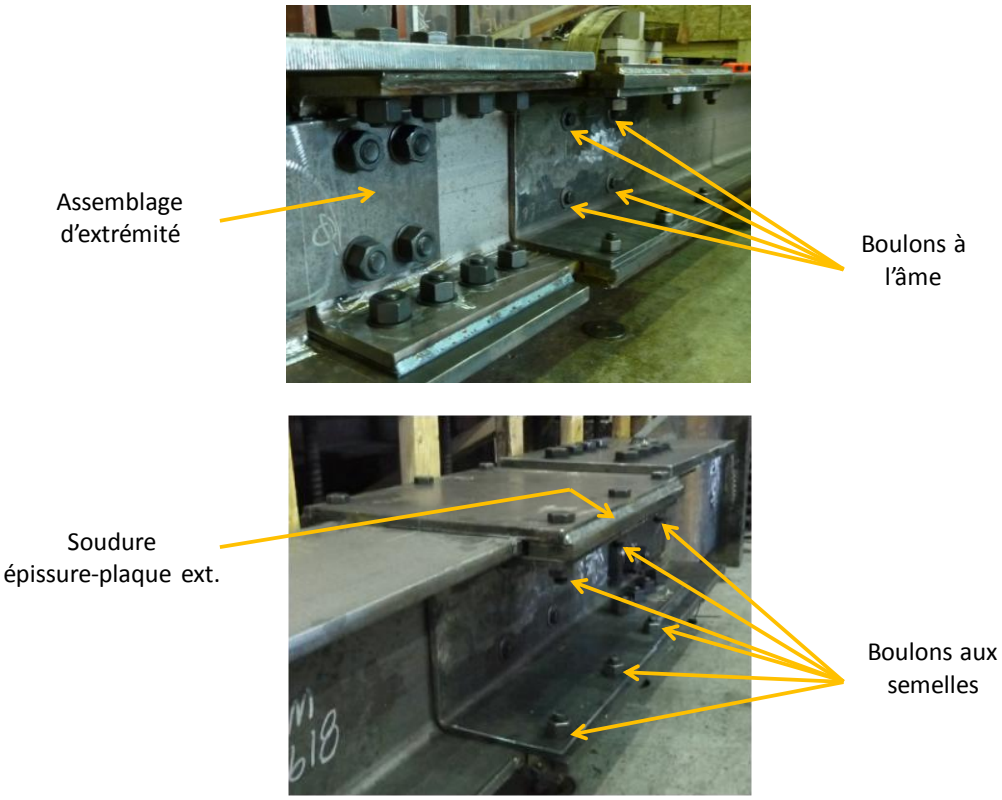


Figure 5-3: Assemblage des composantes du système de retenue sur le profilé (Spécimen #1)

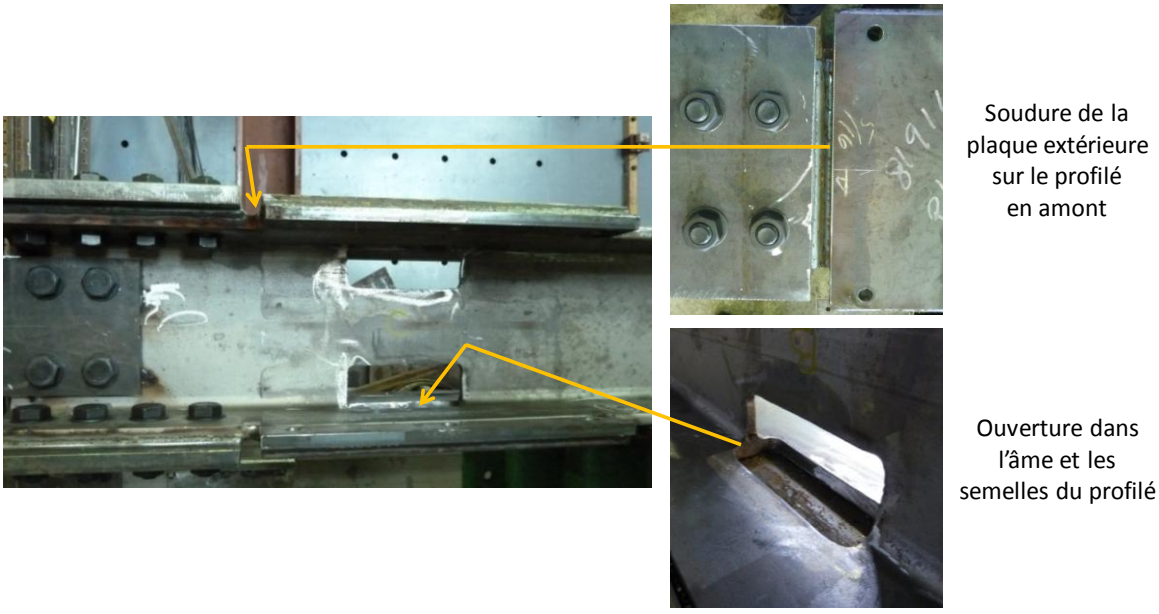


Figure 5-4: Ouverture du système de retenue, découpe dans le profilé, encastrement des plaques extérieures

5.2.2 Observation des spécimens produits

La production des spécimens pour les essais a permis une première confrontation du concept à la réalité. En effet, de nombreux échanges avec l'usine ont été nécessaires afin de préciser les détails de fabrication du système de retenue, étant donné qu'il s'agit d'un assemblage inhabituel dont les fonctions ne sont pas nécessairement connues du personnel de production. De manière générale, le travail a été remarquablement exécuté. Toutefois, de petites imprécisions sont inévitables lors d'étapes spécifiques telle que la découpe du fusible. Les deux spécimens munis de fusibles courts ont été premièrement produits, et les points critiques ont pu être identifiés afin d'améliorer la précision du plan de fabrication et le suivi pour la construction ultérieure du troisième spécimen.

Le défaut le plus remarquable constaté sur les premiers spécimens qui peut avoir un effet préjudiciable sur le comportement des fusibles est la qualité de sa découpe. Les spécimens #1 et #2 présentaient un fini irrégulier et des variations de largeur, notamment au niveau du segment d'âme. La découpe a en effet été réalisée à la main à l'aide d'un chalumeau. Les imperfections géométriques observées à la figure 5-5 pouvaient alors laisser craindre une faible ductilité, du fait des concentrations de contraintes et de l'éventuelle apparition prématurée de fissures.

Sur le spécimen #1, la géométrie a été rectifiée au laboratoire, par meulage, de telle sorte que la section du fusible soit approximativement constante sur sa longueur, et que les encoches rencontrées soient adoucies. Le résultat est montré à la figure 5-5 b). Ce soin supplémentaire n'a toutefois pas été apporté au spécimen #2, afin de pouvoir évaluer l'influence de la qualité de la découpe sur les performances du fusible. Le spécimen #3 produit ultérieurement et muni d'un fusible long a quant à lui été découpé à l'aide d'une commande numérique, ce qui a permis une découpe régulière et précise.

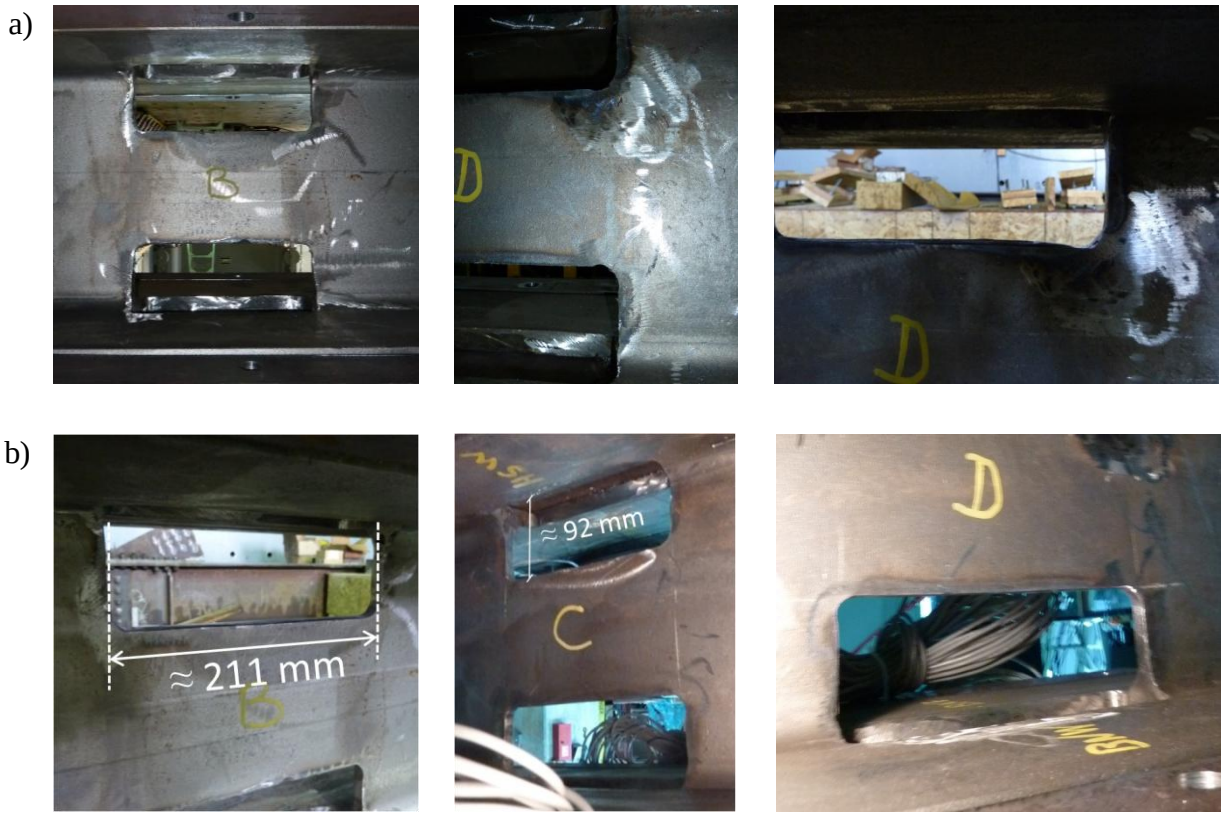


Figure 5-5: Découpe du segment d'âme - Spécimen #1 a) à la réception du spécimen b) après correction au laboratoire

Les systèmes de retenue ont également été mis en place en usine. Du fait de l'assemblage décrit à la figure 3-26, seuls les profilés en C sont amovibles et permettent d'accéder au fusible. En effet, les épissures latérales sont soudées aux plaques extérieures qui sont elles-mêmes soudées sur la face extérieure des semelles, ces éléments sont donc fixes. La facilité d'assemblage des plaques a permis un ajustement extérieur satisfaisant, avec un écart de moins d'un millimètre. Toutefois, le formage à froid des profilés en C apporte son lot de variations concernant leurs dimensions finales, sachant qu'il est difficile de plier précisément des tôles relativement épaisses. Pour les spécimens #1 et #2, les profilés en C étaient constitués de deux pièces pliées en L soudées entre elles afin de s'ajuster au mieux au profilé. Quoique cette méthode n'ait pas été exigée, elle s'est avérée être un moyen efficace de garantir un ajustement acceptable lorsque la géométrie de la pièce ne permet pas de former deux plis précis sur la même plaque. Ainsi, l'espace intérieur mesuré pouvait varier de 0 à 3 mm. Ce paramètre doit être estimé lors du dimensionnement afin

de prescrire une valeur représentative dans le logiciel lorsqu'il est question du calcul de l'ouverture du système de retenue en cas de voilement de l'un des segments.

5.3 Programme d'essais

5.3.1 Conditions des essais

La principale attente dont le programme d'essai fait l'objet est la confirmation ou l'infirmation de la méthode de dimensionnement établie. Les analyses par éléments finis réalisées préalablement aux essais à pleine échelle ont permis d'apporter une compréhension avancée qui a permis d'écourter le programme, compte tenu de la logistique lourde qui accompagne chacun des spécimens. Ainsi, comme il a été mentionné précédemment, trois spécimens ont été produits et testés dans différentes configurations afin de mettre le fusible à l'épreuve.

Les tests se sont déroulés dans le laboratoire de structures de l'École Polytechnique sous une presse hydraulique développant 12 000 kN. Pour ce faire, les spécimens ont été placés à la verticale et ont été attachés à leurs extrémités par des mâchoires reconstituant l'assemblage des goussets à l'intersection d'une poutre et d'un poteau avec une inclinaison de 35° (Annexe 8). L'extrémité basse est liée au sol et fixe, alors que les mâchoires à l'extrémité haute sont liées au vérin de la presse et sont mobiles.

a) b)

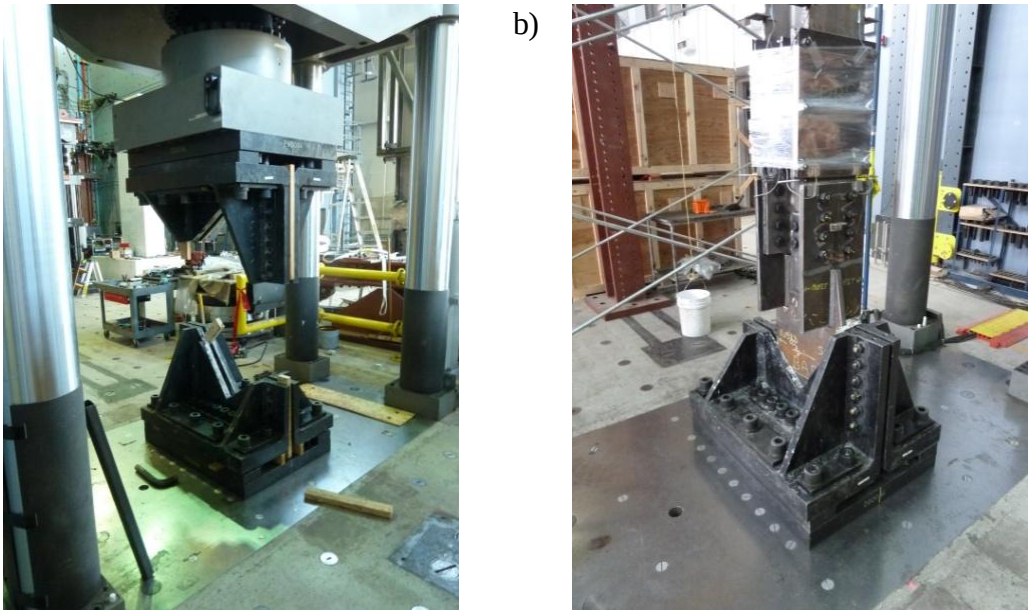
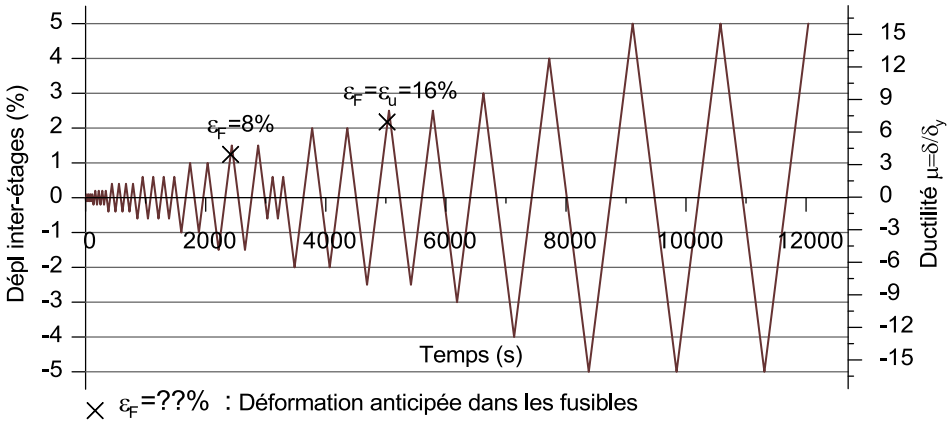


Figure 5-6: Mâchoires pour la mise en place des diagonales (Tremblay et al. 2008)
a) sans spécimen avec la presse en position basse b) gousset maintenu par les mâchoires

Deux protocoles de chargement différents ont été appliqués et ajustés pour rencontrer le déplacement inter-étages prévu par le CNBC (CNRC, 2010) après plusieurs cycles d'amplitudes croissantes, dans le cadre de la méthode alternative concernant les bâtiments de faible hauteur décrite au paragraphe 4.2.2.2. En particulier, comme décrit précédemment, les spécimens sont conçus de telle sorte qu'ils atteignent leur capacité maximale en tension (T_{uF} = 5200 kN) alors que le déplacement inter-étage Δ_s est de 1.15 % (correspondant à une ductilité R_d = 3.0 avec R_o = 1.3 et β = 1.5 dans l'équation (4.15)). Cet allongement correspond à une extension théorique des fusibles ε_F de 8 %. Lors de l'essai, le déplacement contrôlé est appliqué à une vitesse constante de 0.5 mm/s.

Les cas de chargement sont exprimés en fonction du temps à la figure 5-1. Le premier protocole est symétrique et contient un nombre considérable de cycles avant d'atteindre l'allongement spécifié. Nous verrons que celui-ci endommage particulièrement la rotule plastique à mi-portée en épargnant les fusibles. C'est pourquoi le second protocole est plus sévère en tension, ce qui sera cette fois plus dommageable pour les fusibles en épargnant la rotule plastique. Le tableau 5-3 résume la configuration des cas testés avec chaque protocole.

a) Protocole symétrique



b) Protocole asymétrique

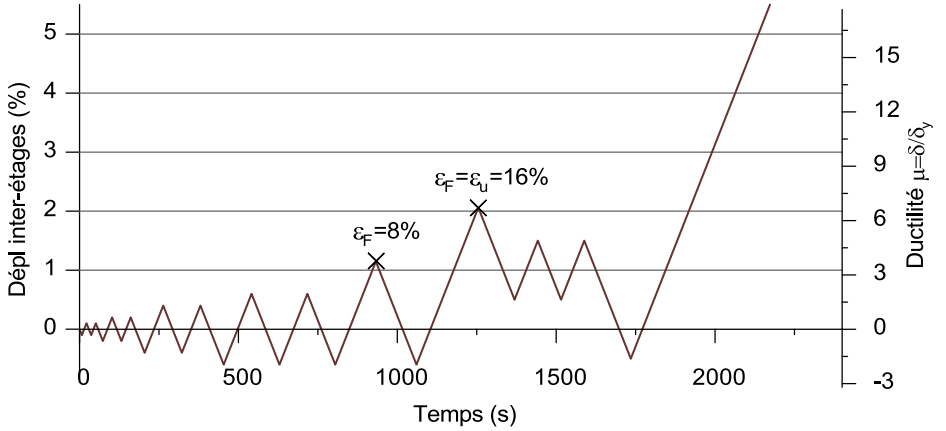


Figure 5-7: Protocoles de chargement symétrique et asymétrique, allongement théorique du fusible

Chaque protocole peut être séparé en deux parties : premièrement la zone d'intérêt qui se situe avant que la diagonale n'ait atteint un allongement correspondant au déplacement inter-étages prévu par le CNBC (correspondant à $\varepsilon_F = 8\,\%$). Celle-ci doit en effet accommoder cette déformation sans dommage majeur. Puis, des cycles progressivement plus amples permettent d'évaluer la réserve de résistance et de ductilité de la diagonale en la menant à rupture. Remarquons que chacun des protocoles se poursuit au-delà de l'instant où le fusible atteindrait théoriquement une déformation de $\varepsilon_F = 16\,\%$ c'est-à-dire la rupture du métal. Ce dépassement est nécessaire afin d'évaluer le niveau de sécurité avec lequel la longueur des fusibles a été déterminée.

Tableau 5-3: Synthèse des cas testés

Spécimen	Configuration	Protocole	
		symétrique	asymétrique
#1	2 fusibles courts	X	
#2	2 fusibles courts		X
#3	1 fusible long		X

Afin de fournir une référence à laquelle comparer les résultats qui vont être présentés dans les prochains paragraphes, la diagonale classique, non incluse dans le programme d'essais, a été modélisée par éléments finis.

5.3.2 Résultats et interprétation

Dans ce paragraphe seront exposés les principaux résultats tirés des essais. La réponse des diagonales sera analysée en s'appuyant sur les performances attendues d'après les valeurs calculées selon les normes ainsi que les outils méthodologiques proposés au chapitre 2. On comparera également les résultats obtenus des reconstitutions par éléments finis.

5.3.2.1 Spécimen #1

5.3.2.1.1 Comparaison au comportement théorique visé

Comme il a été montré au chapitre 2, l'objectif global qui consiste à réduire la capacité en tension sans affecter la résistance en compression est atteignable seulement si les fusibles sont adéquatement stabilisés, et que la participation de chacun des systèmes de retenue en flexion renvoie la formation de la rotule à mi-portée. En effet, dans ce cas, le comportement de la diagonale munie de fusibles sera similaire à son homologue classique, en dissipant l'énergie par son flambement en compression.

L'aspect visuel de la diagonale au cours de l'essai présenté à la figure 5-8 atteste que cet objectif a été atteint, la flexion étant accentuée dans la zone centrale tandis qu'aucune courbure ne peut être distinguée au niveau des fusibles lors du premier flambement. À un stade plus avancé dans le protocole de chargement, on peut clairement distinguer la position de la rotule plastique.

La réponse du premier spécimen sous le chargement symétrique de la figure 5-7 est tracée à la figure 5-9. Les valeurs mesurées seront comparées aux valeurs théoriques selon les propriétés du métal prescrites dans la norme CSA S16. Lorsque la diagonale atteint le déplacement inter-étage Δ_s de 1.15 % correspondant à la ductilité requise $R_dR_o\beta$ = 5.85, la tension mesurée $T_{uF|m}$ n'est que de 4830 kN. La tension maximale $T_{max|m}$ = 5373 kN lors de l'essai a été atteinte à une déformation plus grande (Δ_s = 4.0 % h_s), alors que la capacité maximale probable de la diagonale classique $T_{u|S16}$ s'élève à 6353 kN. Si l'on considère que dans les conditions réelles, la diagonale ne travaillera pas à une ductilité supérieure à $R_dR_o\beta$ qui constitue un cas extrême, le gain G est ainsi de 24 %. L'écart entre $T_{uF|m}$(Δ_s=1.15%) et $T_{max|m}$ témoigne de la réserve de résistance disponible.

Pour ce qui est de la capacité en compression, la valeur mesurée $C_{u|m}$ est de 4058 kN lorsque la norme S16 (CSA, 2009) prévoit $C_{u|S16}$ = 4207 kN. Ceci équivaut à une perte de 4 %, et permet effectivement d'affirmer que la capacité en compression a été globalement conservée. Une légère perte peut être attribuable, en partie, au serrage des mâchoires contre les goussets qui n'étaient pas parfaitement alignés avec la membrure. De ce fait, un moment fléchissant initial a pu être introduit, favorisant un flambement plus précoce. Cet aspect a été mis en évidence lors des essais sur les spécimens #2 et #3, pour lesquels les assemblages d'extrémité ont été entièrement relâchés puis resserrés après l'ajustement des mâchoires, ce qui a eu pour effet de réduire le moment parasite. Nous verrons que les capacités maximales en compression des spécimens #2 et #3 s'en sont trouvées légèrement augmentées.

Figure 5-8: Aspect visuel du spécimen #1 en cours de test a) Premier flambement (cycle #8) b) Rotule plastique (cycle #14)

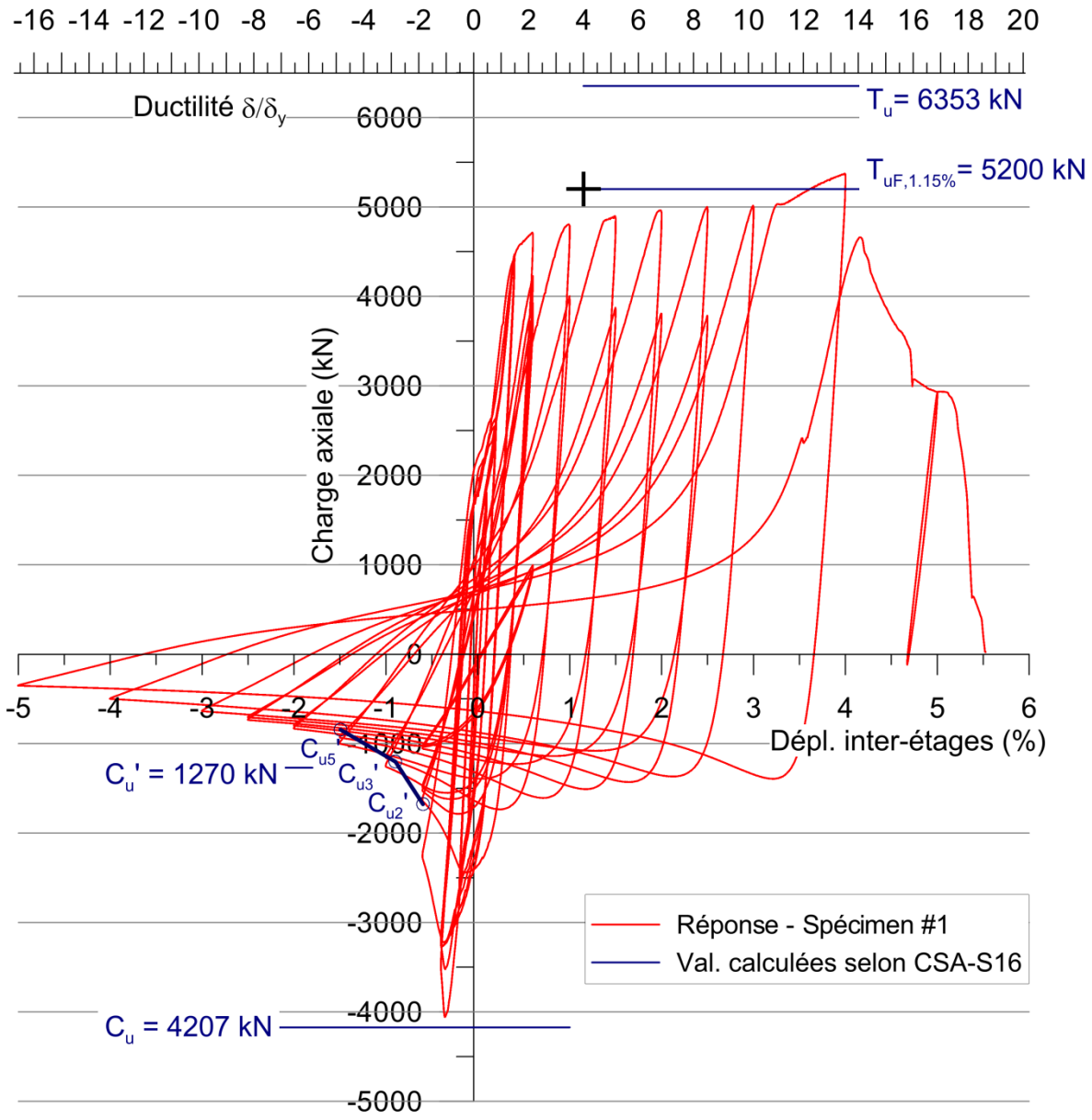


Figure 5-9: Réponse du spécimen #1 sous chargement symétrique

Tableau 5-4: Comparaison du spécimen #1 aux valeurs théoriques

	Valeurs caractéristiques		
	Calculées (CSA-S16)	Calculées (acier réel)	Mesurées dans l'essai
T_u	6353 kN	6254 kN	-
$T_{uF(\Delta_s=1.15\%)}$	5200 kN	5119 kN	4830 kN
T_{max}			5373 kN
C_u	4207 kN	4141 kN	4058 kN
C_u'	1270 kN	1250 kN	1182 kN
$C_u'_2$	1678 kN	1652 kN	1641 kN
$C_u'_3$	1202 kN	1183 kN	1182 kN
$C_u'_5$	844 kN	831 kN	848 kN

5.3.2.1.2 Ductilité et mode de rupture

Lors du test, l'amplitude du dernier cycle avant rupture correspondait à un déplacement inter-étages Δ_s de 4 %, soit bien au-delà de la limite de 2.5 % fixée dans le CNBC (CNRC, 2010), et une ductilité de 13 qui excède largement la ductilité R_d = 3.0 pour laquelle les fusibles ont été conçus. Cette large réserve est attribuable au facteur de sécurité β = 1.5 qui a été introduit lors de la conception, mais surtout au fait que l'allongement plastique de la diagonale ne soit pas entièrement localisé dans les fusibles comme ce qui avait été supposé. En effet, une partie de ces déformations se localisent au niveau de la rotule plastique qui s'allonge sous l'action des cycles successifs de flexion et de redressement. En particulier, lors de ce premier essai, la rupture s'est effectivement produite lors du premier cycle d'amplitude Δ_s = 5 % au niveau de la rotule plastique à mi-portée et non dans l'un des fusibles (figure 5-10). Les caractéristiques du protocole de chargement sont telles que les nombreux cycles d'amplitude réduite par lesquels celui-ci débute privilégient l'allongement de la rotule. En cela, ils épargnent les fusibles qui partagent l'allongement plastique avec cette dernière, et sont donc moins affectés que prévu pour une extension donnée de la diagonale.

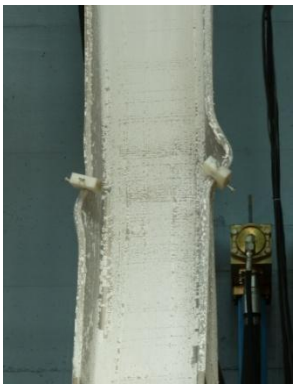
a) b)  c)

Figure 5-10: Endommagement et rupture du spécimen #1 a) et b) Voilement local en compression au niveau de la rotule plastique c) Déchirure en tension (cycle #29)

La figure 5-11 représente l'allongement de chacun des fusibles en fonction des plages d'amplitude imposées par le protocole de chargement exprimées selon le déplacement inter-étages. On remarque effectivement que cet allongement est plus faible que prévu, dans la mesure où pour un déplacement inter-étages de 1.15 %, il est de 4.5 % alors qu'une valeur de 8 % était anticipée. L'écart indique donc qu'à cet instant, près de la moitié des déformations plastiques se localisent au niveau de la rotule plastique à mi-portée. L'analogie peut être faite avec la figure 5-9 où l'écrouissage des fusibles en tension n'est remarquable qu'à partir d'un déplacement inter-étages de 3 %. Si les fusibles s'étaient déformés conformément aux prévisions, le déplacement inter-étages de 1.15 % aurait d'ores et déjà placé les fusibles au milieu de leur plage d'écrouissage avec une déformation de 8 %.

Par ailleurs, les deux fusibles travaillent chacun de façon équivalente, dans la mesure où leur allongement est relativement similaire au cours de l'essai. Ceci est en partie attribuable à l'accroissement de la contrainte (écrouissage) avec l'extension des fusibles qui augmente la capacité du fusible le plus allongé. Ainsi, ce dernier force son homologue à s'allonger de façon équivalente jusqu'à ce que sa capacité ait égalé la sienne. Si l'écrouissage n'est remarquable à la figure 5-9 qu'à partir d'un déplacement inter-étages de 3 %, on remarque à la figure 5-11 que celui-ci est amorcé dès Δ_s = 0.6 %, alors que le seuil ε_{sh} = 2.2 % est franchi. Le fusible supérieur se déforme de façon légèrement plus importante. Il est probable que le fusible inférieur profite du poids du spécimen pendant les phases de tension, ce qui donne un effort de traction légèrement moins important dans celui-ci. Par ailleurs, la géométrie peut légèrement varier d'un fusible à l'autre selon la précision de la découpe. Les courbes divergent lentement à partir d'une extension

de 4.5 %. À partir de ce seuil, sur la courbe contrainte déformation de la figure 5-1, le taux d'accroissement de la contrainte s'affaiblit, et le processus de synchronisation de l'élongation précédemment décrit devient moins efficace.

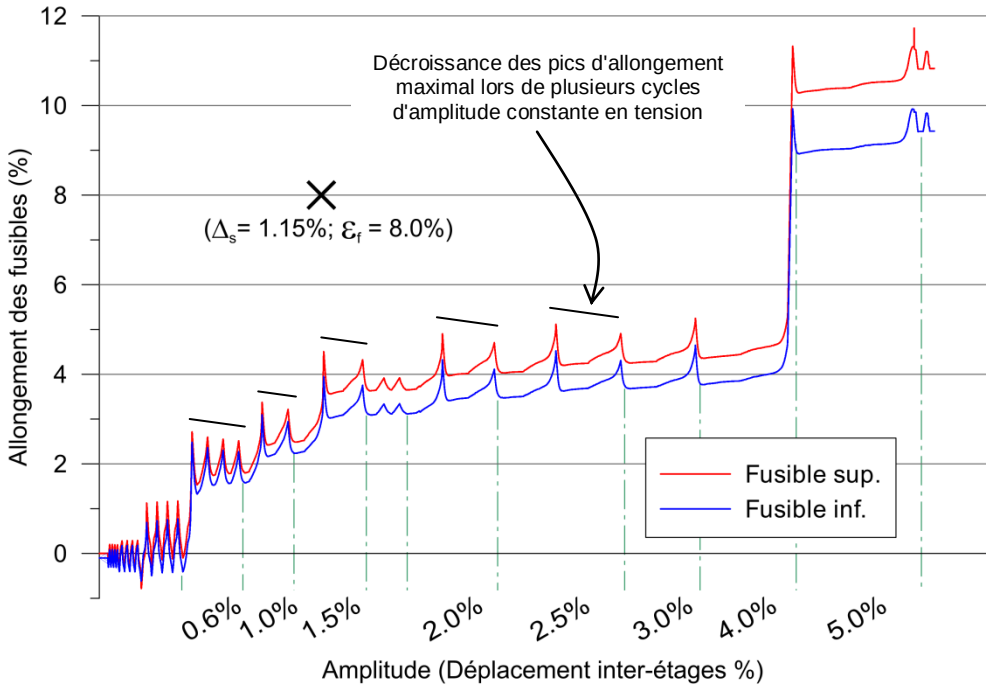


Figure 5-11: Déformation des fusibles du spécimen #1

L'analyse précédente permet d'indiquer qu'il ne serait pas sécuritaire d'autoriser une élongation maximale ε_{max} trop importante dans le cas où on utilise deux fusibles dans la même diagonale. En effet, une rupture prématurée pourrait alors survenir si l'un des fusibles venait à subir une forte élongation alors que son homologue participerait peu. Néanmoins, ce risque reste mesuré puisque l'élongation des fusibles atteinte en fin de protocole approche tout de même 11 % sans qu'un déséquilibre trop grand n'ait été constaté. Les deux fusibles semblent ainsi réagir de façon similaire jusqu'à cette limite malgré un décalage entre les deux courbes. On rappelle qu'une élongation de 11 % dans les fusibles était le maximum préconisé au chapitre 4. L'écrouissage en deçà de ce seuil devrait donc permettre d'équilibrer les déformations, ce processus n'étant évidemment possible qu'à partir de l'amorce de l'écrouissage dans l'un des deux fusibles.

On remarque sur la figure 5-11 que lors de chaque cycle, l'allongement des fusibles prend la forme d'un pic coïncidant avec l'allongement maximal de la diagonale. Ces pics sont dus au fait que l'allongement des fusibles ne se fait qu'à la fin du demi-cycle en tension, après que la

diagonale ait été suffisamment redressée pour que l'effort de traction augmente au point de faire plastifier le fusible. Lors du redressement, l'effort de traction est limité par le moment de flexion nécessaire à redresser la rotule à mi-longueur du profilé. Celle-ci a été formée sous l'effet de la déformation transversale induite dans le demi-cycle précédent en compression. Ce n'est que lorsque cette excentricité est réduite, que le bras de levier devient faible, que l'effort de traction augmente suffisamment pour atteindre la capacité du fusible. Jusqu'à ce point, l'allongement plastique de la diagonale se produit conjointement avec la rotation plastique dans la rotule à mi-portée. La comparaison avec les essais #2 et #3 montrera que ce phénomène est plus prononcé lorsque les déformations de compression sont plus importantes dans le demi-cycle précédent le chargement en traction : l'excentricité au départ du demi-cycle en tension étant plus grande, cela conduit une plus grande partie de l'allongement plastique de la diagonale à se produire au niveau de la rotule plastique.

Les pics d'allongement des fusibles sont suivis d'un retour élastique, suivi d'une période de transition où la pente augmente jusqu'à la phase d'extension suivante. À partir du flambement de la diagonale (première plage d'amplitude à 0.6 %), on distingue clairement que la hauteur des pics sur l'étendue d'une plage de plusieurs cycles à amplitude constante décroît. Ceci est une autre mise en évidence du fait que la multiplication des cycles de même amplitude réduit la sollicitation des fusibles, dans la mesure où l'allongement induit au niveau de la rotule plastique prend une place de plus en plus importante dans l'allongement global de la diagonale.

Malgré le fait que la rupture ne se soit pas produite dans les fusibles, ceux-ci ont été amenés à un allongement proche de la déformation ultime de l'acier qui est ici de 15.75 %. Les fusibles dont les défauts ont été corrigés et la découpe adoucie afin d'obtenir le fini le plus régulier possible ont ainsi convenablement résisté, sans qu'une rupture prématurée de l'un d'eux n'ait été à déplorer. À la figure 5-12 a), on observe l'allongement du fusible par rapport au système de retenue au cours de l'essai. Son état final apparaît à la figure 5-12 b) alors que le système de retenue a été retiré. Aucun voilement des segments n'a été constaté, ni de courbure excessive dans le fusible qui est demeuré convenablement supporté lorsqu'il a été sollicité par un moment fléchissant. Un effet de Poisson très marqué dans la zone centrale du fusible peut être observé du fait de l'allongement plastique de 11 % atteint en fin d'essai.

a) b)

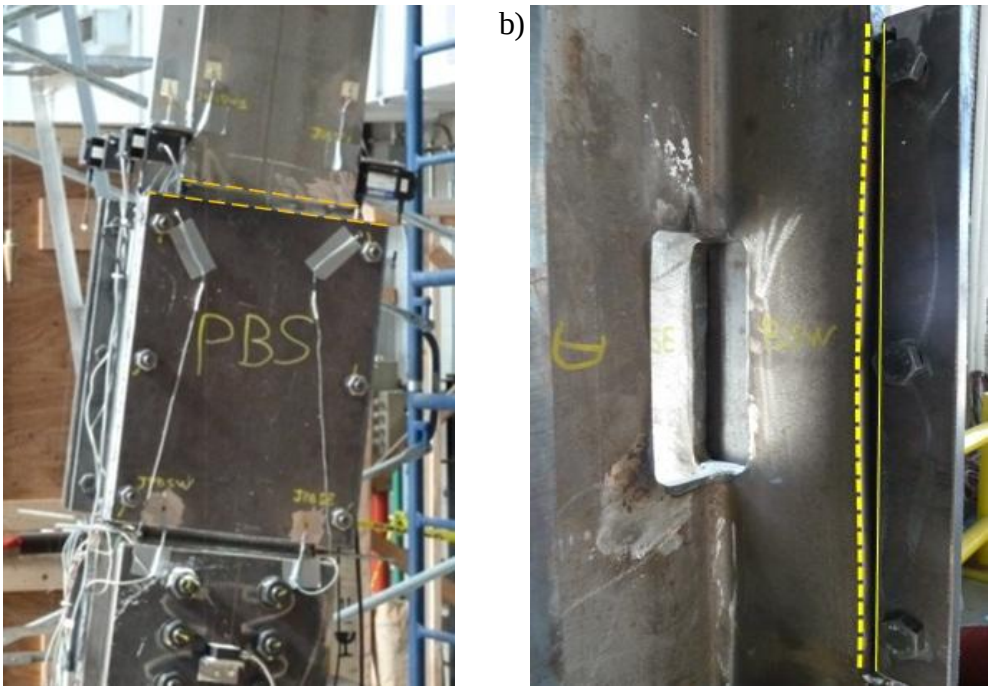


Figure 5-12: Fusible inférieur du spécimen #1 a) Allongement en cours d'essai b) Aspect final

5.3.2.1.3 Capacité post-flambement

Sur la figure 5-9 ont été reportées les valeurs des capacités post-flambement calculées d'une part selon la norme S16 (CSA, 2009) et, d'autre part, selon les formules établies par Tremblay (2002) qui ont été exposées au paragraphe 2.2.1. La comparaison est faite au tableau 5-4. On constate que les capacités post-flambement aux différents stades de ductilité ne sont généralement que très légèrement en deçà des valeurs attendues pour une diagonale classique. Par exemple, la résistance en compression à une ductilité de 2 est de 1641 kN par rapport à $C_u'_{2|S16}$ = 1678 kN. Si une perte trop importante avait été constatée, celle-ci aurait pu conduire à des résultats non conservatifs lors du dimensionnement, de même qu'à la réduction de l'énergie dissipée par le flambement de la diagonale.

La préservation des capacités post-flambement malgré les multiples cycles auxquels a été soumise la diagonale avant d'atteindre les ductilités considérées indique que l'endommagement de la rotule plastique et sa perte de rigidité ont été limités. Par ailleurs, la présence du fusible n'affecte pas la rigidité flexionnelle de la membrure dans la mesure où la présence du système de retenue compense adéquatement la sensibilisation apportée.

Le déplacement transversal à mi-portée est tracé à la figure 5-13 jusqu'à un déplacement inter-étages de 1.5 %, c'est à dire couvrant la zone d'intérêt précédemment définie. Celui-ci est comparé à aux valeurs prévues par l'équation (2.12) ainsi qu'au déplacement de la diagonale classique qui a été analysée par éléments finis. Avant que la diagonale n'ait flambé durant l'essai, la déflexion est évidemment largement surestimée par la théorie. En effet, l'équation (2.12) ne tient pas compte de la déformation axiale élastique qui se produit dans la membrure, tout le raccourcissement étant supposé se traduire par un déplacement transversal. De plus, lors de l'essai, une partie du déplacement imposé à l'extrémité est absorbé par le glissement des boulons au niveau des assemblages d'extrémité. L'analyse par éléments finis se situe dans une position intermédiaire, car les déformations axiales de la membrure sont bien prises en compte, mais les assemblages d'extrémités n'y peuvent glisser.

Une des limites déjà mises en évidence par Tremblay (2002) à l'établissement de la formule est que plusieurs cycles successifs d'amplitude constante produisent le même déplacement transversal, alors que la sollicitation des rotules cause un allongement net de la diagonale. Néanmoins, on note une très bonne adéquation entre la théorie et les essais pour des cycles d'amplitude plus importante, malgré le fait que l'équation prévoie un redressement intégral du profilé dans le cas d'un chargement symétrique. On note à ce titre un net écart avec l'essai qui présente un déplacement résiduel croissant à partir du flambement de la diagonale. La différence que l'on observe avec la courbe de la diagonale classique au niveau des pics de tension (base des ogives) est attribuable à l'allongement des fusibles qui limite l'effort axial nécessaire à redresser la membrure.

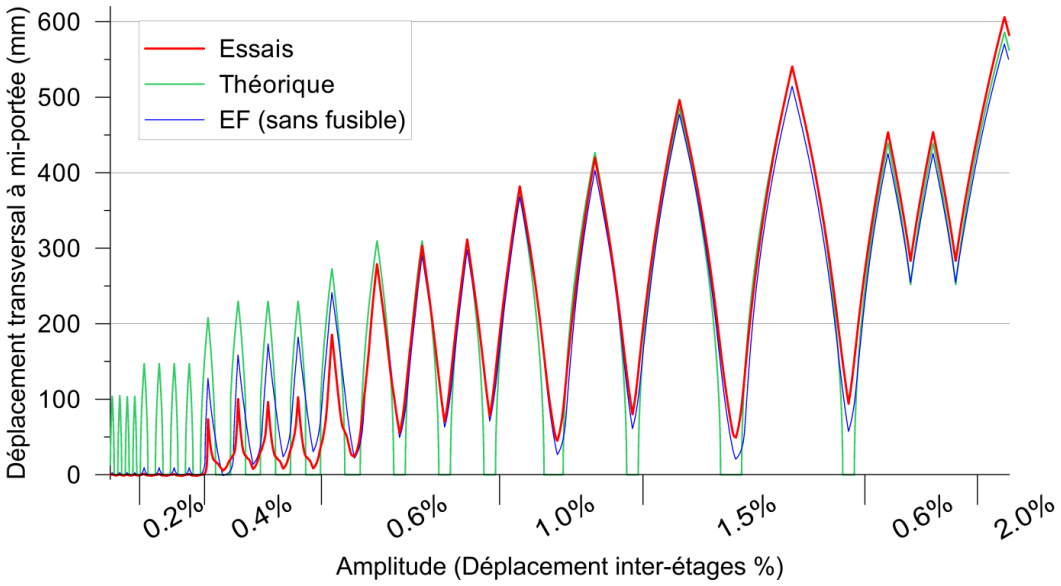


Figure 5-13: Déplacement transversal de la diagonale au cours des différents cycles

Lorsque le flambement de la diagonale survient (cycles d'amplitude Δ_s = 0.4 %), on remarque que la diagonale n'est jamais totalement redressée. Lorsque l'amplitude correspond à un déplacement inter-étages de 0.6 %, le déplacement résiduel précédemment évoqué devient particulièrement remarquable. Le lien peut être fait avec la figure 5-11 et l'apparition d'un allongement permanent dans les fusibles à ce stade.

La mise en place de fusibles a donc tout de même une influence sur la capacité post-flambement de la diagonale, le redressement de la diagonale après chaque phase de compression s'avérant moins efficace. Ainsi, la compression qui s'ensuit agit directement sous la forme d'un effet *P-δ*. Pour éviter l'accentuation d'un tel effet qui verrait les performances en compression de la diagonale encore réduites, il n'est pas recommandé de réduire trop fortement la section lors de la formation du fusible. Compte tenu des capacités post-flambement atteintes ici qui sont proches ou plus faibles que les valeurs calculées, une réduction de section de 30 à 35 % apparaît comme un maximum.

5.3.2.1.4 Sollicitation du système de retenue

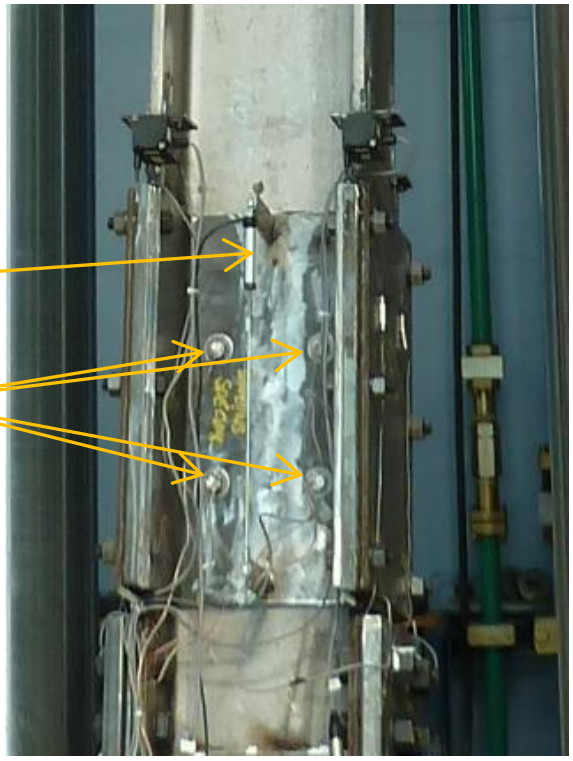
Afin d'évaluer les efforts auxquels est soumis le système de retenue, celui-ci a été instrumenté à différents niveaux. Premièrement, puisqu'il n'est pas possible d'instrumenter le fusible à l'intérieur du système de retenue, le moment fléchissant à son niveau à été obtenu par interpolation à l'aide du moment calculé à mi-portée ainsi que celui calculé d'après les jauges

extensométriques placées au quart de la portée. Sa variation au cours du temps est représentée à la figure 5-15 d). La convention de signe adoptée est telle que le moment est positif lorsque la diagonale flambe en compression. Ainsi le moment maximal calculé à l'abscisse x_F du fusible est de 164 kN-m, soit 45 % du moment plastique du profilé. On observe par la suite que les valeurs atteintes au cours des différents cycles diminuent, avec un moment positif qui se stabilise à 140 kN-m avant de décroître proche de la rupture. La première réduction est due à la formation de la rotule plastique, lorsque la variation du moment fléchissant le long de la membrure passe de la forme parabolique à la forme linéaire, comme illustré à la figure 4-10. À partir de cet instant, un moment négatif est remarquable lors de chaque excursion en tension, du fait qu'il est nécessaire de redresser la rotule, et ce avec un avancement de son écrouissage.

Pour ce qui est du système de retenue, les profilés en C ont été liés à travers l'âme au moyen de boulons instrumentés (figure 5-14 a)). De cette façon, il est possible de mesurer l'effort tranchant échangé lors de la flexion de la zone du fusible, et donc d'évaluer par une première méthode le moment fléchissant qu'ils reprennent en suivant un raisonnement similaire à celui illustré à la figure 4-29. Par ailleurs, un extensomètre solidaire à chaque C et fixé de façon excentrée permet de mesurer la courbure moyenne de ces éléments, et de donner une autre estimation du moment qui les sollicite. Les plaques extérieures ont été instrumentées à l'aide de jauges extensométriques situées près de la soudure amont. De plus, afin de mesurer la force de butée contre le bord des semelles, les épissures latérales ont été modifiées afin d'y placer des cellules de charge. Le système plaque-épissure ainsi instrumenté est présenté à la figure 5-14 b).

Les sollicitations mesurées par les instruments présentés ci-avant ont toutes été converties selon la distribution des efforts théoriques du chapitre 4 pour en tirer le moment équivalent. Les valeurs ainsi obtenues ont été réunies sur la figure 5-15 pour permettre une interprétation aisée.

a)



b)

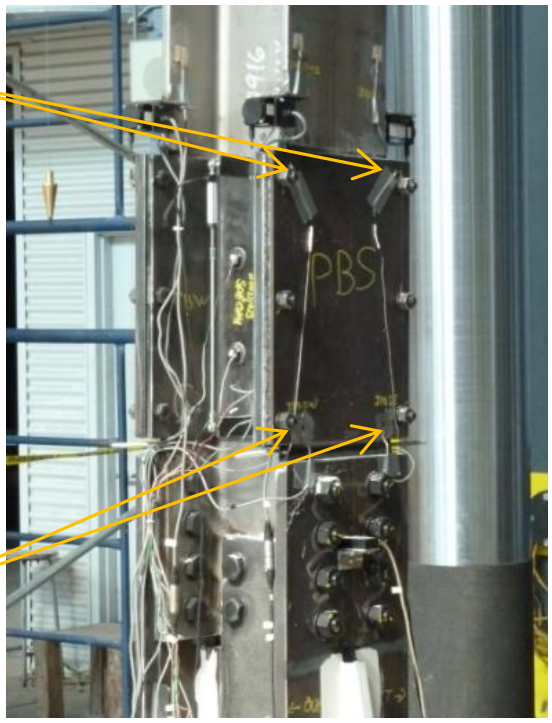


Figure 5-14: Instrumentation du système de retenue a) Profilés en C b) Plaques extérieures

Le moment fléchissant estimé repris par les profilés en C d'après la sollicitation des boulons devient remarquable lors des premiers cycles au cours desquels la diagonale vient à flamber (figure 5-15b). Celui-ci est premièrement positif durant les phases de compression, ce qui implique une réaction inverse communiquée à la membrure au niveau de la zone du fusible. La tension des boulons ne fournit que la valeur absolue de l'effort qui les sollicite. Il n'est donc à priori pas possible de déterminer le signe du moment équivalent. Toutefois, le moment fléchissant tiré de la courbure suit la même tendance et son signe est déterminé. Ainsi, il est possible d'affecter un signe négatif au moment repris lors des phases de tension. Un décalage apparaît entre ces deux courbes lors des premiers cycles de flambement, et celui-ci peut être attribué à la fixation des extensomètres sur les profilés en C par deux bras de levier soudés aux extrémités de chaque élément (figure 5-14 a)). En effet, lors du flambement de la diagonale, le profilé en C situé du côté concave a subi une déformation locale (écrasement) de son âme à ses extrémités, comme il a déjà été remarqué à la figure 3-15. Une courbure permanente a ainsi été introduite, ce qui explique probablement cet écart. Néanmoins, on constate d'après les mesures que le moment maximal repris de 6 kN-m est minime par rapport à la valeur du moment total de 164 kN-m auquel le fusible est soumis. Ceci peut s'expliquer par le fait que le fusible n'ait pas voilé au cours de l'essai et qu'il est donc demeuré apte à reprendre lui-même une grande partie du moment fléchissant. De plus, il a été supposé dans la méthode de dimensionnement que les profilés en C travaillaient comme une section pleine avec le fusible, car la situation maximise la sollicitation théorique des boulons (voir paragraphe 4.5.1.1). Cette approche apparaît ici relativement conservatrice dans la mesure où le couplage n'est pas parfait, et qu'un glissement relatif des pièces peut survenir. Enfin, les profilés en C et la plaque extérieure échangent des efforts au niveau des épissures latérales. Pour se placer du côté de la sécurité, les profilés en C ont été considérés comme travaillant seuls, sans considérer que la plaque extérieure puisse les raidir considérablement au niveau de leurs semelles lorsque la flexion les sollicite. Le maintien des profilés en C de part et d'autre de l'âme n'est donc pas assuré uniquement par les boulons qui traversent l'âme, ce qui explique que la tension maximale mesurée dans ceux-ci lors de l'essai ne s'élève qu'à 35 kN (incluant 10 kN de pré-tension) alors que 84 kN étaient attendus d'après le dimensionnement.

Le constat est similaire pour les plaques extérieures d'après la figure 5-15 c). Un moment positif est repris par les cellules de charge lors des premiers cycles lors desquels la diagonale flambe. Le

moment mesuré n'est toutefois que de 7 kN-m comparativement aux 60 kN-m attendus. Là encore, les cellules de charges placées contre les semelles du côté concave ne sont pas le seul point d'appui des plaques contre le profilé, si l'on considère la liaison avec les profilés en C qui permet de rediriger une partie de l'effort vers l'appui qu'ils forment contre l'âme. La participation des plaques extérieures lors des phases de tension est remarquable. Ainsi, suite au flambement de la diagonale, le système de retenue est principalement sollicité par le maintien du fusible qui est soumis à un moment négatif croissant au fil des cycles lorsque la rotule plastique à mi-portée est en cours de redressement.

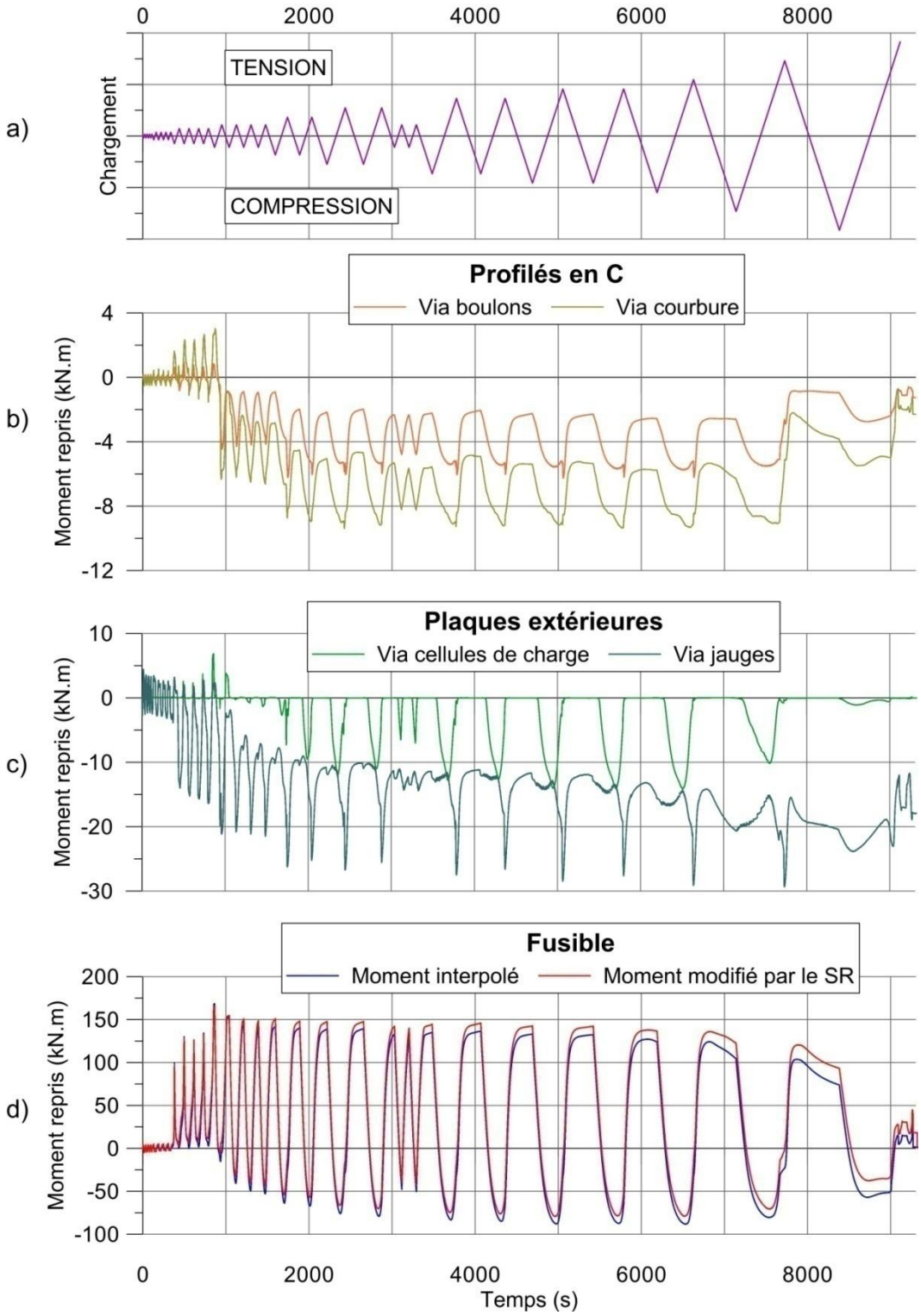


Figure 5-15: Sollicitations mesurées au niveau du système de retenue inférieur du spécimen #1

Les jauges placées sur ces plaques permettent en particulier de mesurer un moment inverse résiduel lors des phases de compression. Lorsque la diagonale est en voie de redressement, le moment inverse ne produit visiblement pas de courbure globale de la zone du fusible. Cependant, il cause un allongement différentiel des segments du fusible, ceux situés du côté l'intrados s'étirant de façon plus importante que leurs homologues du côté de l'extrados (figure 5-16 a)). Ce phénomène cause une rotation des sections en aval du fusible qui est mise en évidence à la figure 5-16 b). L'échelle horizontale y a été doublée pour permettre de distinguer clairement la rotation résiduelle alors que la diagonale est allongée au maximum (dernier cycle complet avant rupture, $\Delta_s = 4$ %). À ce stade, les segments de semelle côté convexe sont également allongés et rattrapent en partie leur retard, ce qui explique que le moment mesuré chute brusquement. La courbure qui demeure cause un effet de levier permanent au sein du système de retenue, et la tendance n'est pas inversée lors de la phase de compression suivante. L'état du fusible décrit ici peut être mis en relation avec l'extension brusque des fusibles constatée pour $\Delta_s = 4$ % à la figure 5-19. Par ailleurs, le déplacement transversal résiduel à mi-portée, déjà remarqué lors des cycles précédents, est en partie responsable de la baisse de résistance en compression, comme nous l'avons précédemment évoqué.

Hormis ce moment résiduel croissant dans le système de retenue au fil des cycles, la complémentarité des courbes de la figure 5-15 c) est frappante. En effet, il apparaît un décalage entre le moment mesuré au niveau des jauges et celui déduit de la force de butée. Lorsque la force sur les cellules vient à s'annuler, le moment mesuré par les jauges augmente d'autant. La distinction des deux courbes indique qu'après la formation de la rotule plastique, l'effort repris par les cellules de charge en phase de redressement est premièrement distribué vers d'autres points d'appui sur la membrure et ne parvient pas à la soudure en amont. Puis, lorsque la tension est telle que l'allongement des différents segments du fusible est approximativement uniformisé, la distribution des efforts est modifiée. Les cellules de charge ne sont plus sollicitées, mais l'effort redirigé vers la soudure est croissant, ce qui indique que la réaction est toujours assurée par d'autres points d'appui. En outre, l'influence d'un léger glissement relatif des pièces du confinement lors de chaque cycle n'est pas à exclure. Dans la méthode de dimensionnement, le comportement de la plaque extérieure est simplifié au mode d'action d'une poutre en porte-à-faux. Si tel était le cas, les deux courbes seraient synchronisées et permettraient de déduire un moment fléchissant du même ordre de grandeur.

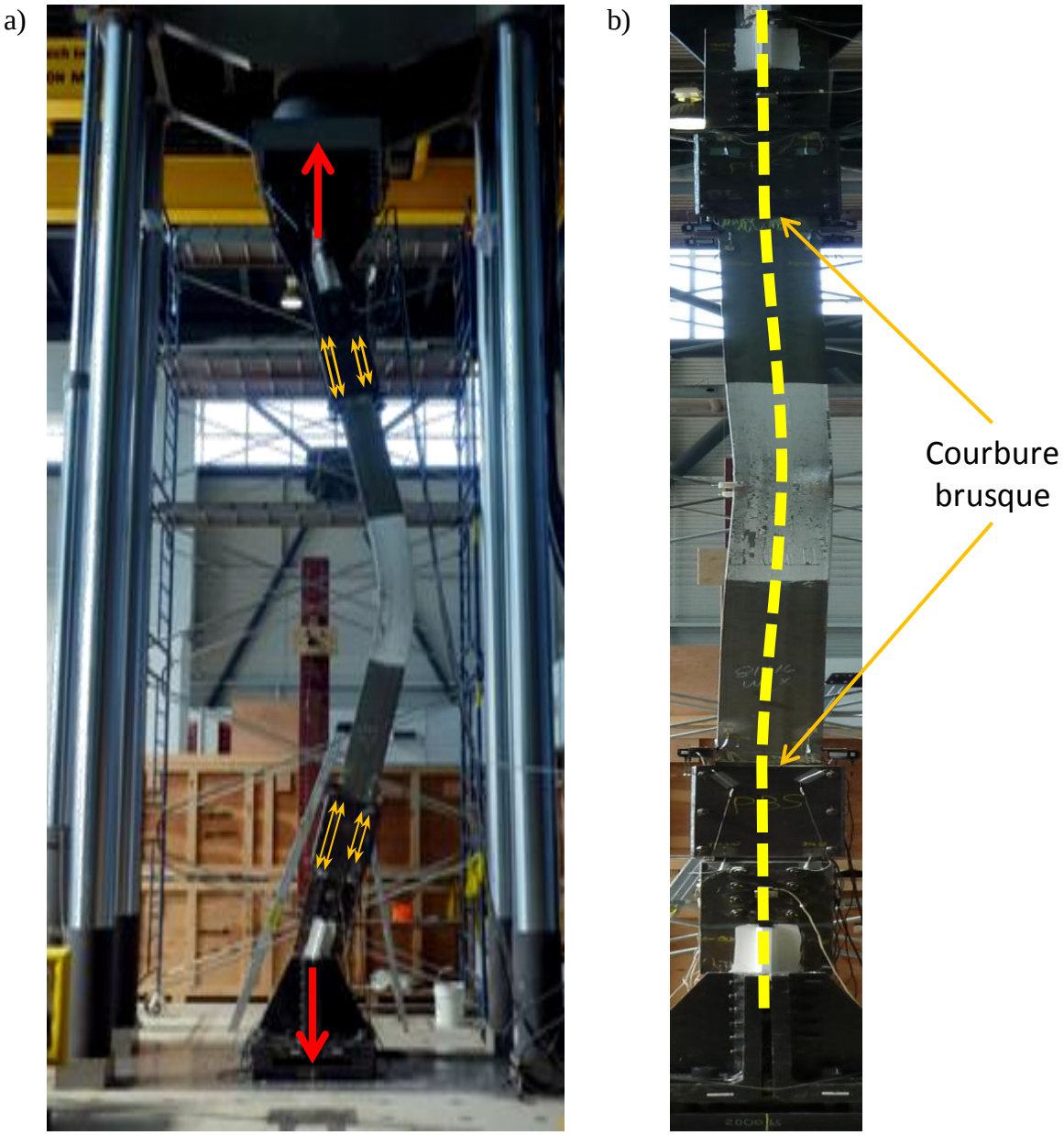


Figure 5-16: Origine de la courbure résiduelle - Spécimen #1 : a) mise en évidence de l'allongement relatif des segments lors d'un redressement quelconque ; b) Déformation résiduelle après avoir atteint la tension maximum (Δ_s = 4.0 %)

La courbe du moment fléchissant modifié par le système de retenue au niveau du fusible est tracée à la figure 5-15 d). Celle-ci est obtenue en retirant du moment total la portion reprise par le système de retenue, et on peut constater que le moment fléchissant positif après la formation de la rotule plastique apparaît ici augmenté alors qu'il est censé être réduit. Aussi, cette courbe est fournie à titre indicatif pour résumer la méthode d'interprétation employée, mais cette dernière s'avère manifestement inexacte.

En effet, nous avons pu établir que le cheminement des efforts est considérablement modifié lorsque la rotule plastique est formée à mi-portée par rapport au modèle théorique établi lors du dimensionnement. Or, face à l'incertitude concernant le couplage entre les différents éléments, la transformation des données mesurées sur cette base est la seule méthode qui puisse être effectivement mise en œuvre. Dans certains cas, il est possible que plusieurs capteurs viennent à mesurer le même effort, et que dans d'autres cas, ces efforts déviant de leur cheminement théorique, ils échappent complètement aux instruments installés. Ainsi, le moment modifié obtenu ne peut pas être calculé par simple combinaison des valeurs qui ont été mesurées ici.

L'observation de la diagonale tout au long de l'essai permet malgré tout de conclure que la forme du système de retenue est adéquate. Le fusible paraît correctement maintenu en phase de compression puisque la courbure globale de la zone du fusible reste très faible. Il en est de même lors des phases de redressement, alors que la courbure inverse n'est attribuable qu'à l'allongement différentiel des différents segments. Ce phénomène semble toutefois inévitable avec la forme du système de retenue proposée.

Une alternative astucieuse permettant de modérer cet effet pourrait consister à souder les plaques extérieures sur les semelles du profilé du côté de la mi-portée (figure 5-17), laissant le fusible libre de s'allonger vers l'assemblage d'extrémité. Cette solution placerait la soudure à l'extrémité du confinement où le moment fléchissant est le plus élevé lorsque la diagonale flambe, et il conviendrait d'adapter la grosseur du cordon en conséquence. De cette façon, l'encastrement formé empêcherait la rotation relative entre le profilé et le système de retenue, ce qui favoriserait la déformation simultanée des segments du fusible.

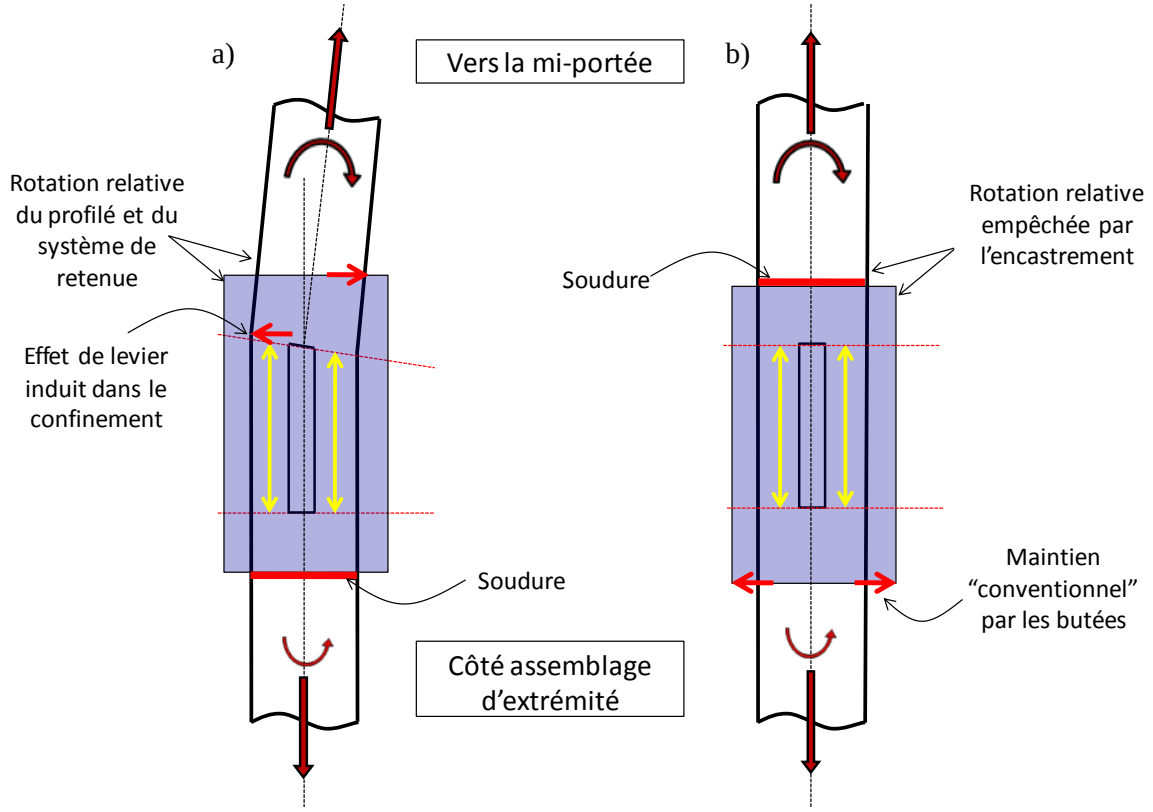


Figure 5-17: Modération de la courbure brusque au niveau du fusible lors du redressement de la diagonale a) Cas des essais b) Solution proposée

Même si le système de retenue paraît largement moins sollicité que ce qui était prévu d'après la méthode de dimensionnement, l'incertitude concernant la distribution des efforts justifie l'adoption d'une démarche conservatrice à chaque niveau. Par ailleurs, si un voilement s'était produit, tout porte à croire que le système de retenue aurait été soumis à des efforts bien plus importants. En effet, la perte de rigidité flexionnelle du fusible aurait causé un transfert intégral du moment fléchissant de la membrure vers celui-ci.

5.3.2.2 Spécimens #2 et #3

Après avoir constaté que le protocole symétrique appliqué au spécimen #1 favorise l'allongement de la rotule plastique à mi-portée au fil des cycles, soulageant les fusibles d'une partie des déformations qui leur étaient destinées, le protocole asymétrique a été mis au point. Comme il apparaît à la figure 5-7, celui-ci est plus clément en compression. L'amplitude croît avec un nombre de cycles réduit, dans le but de ménager la rotule plastique et d'assurer que la rupture survienne au niveau de l'un des fusibles.

5.3.2.2.1 Spécimen #2

Le spécimen #2 muni également de deux fusibles courts a été testé sans correction des défauts de découpe de la section réduite. Les fusibles présentaient des imperfections similaires à celles constatées sur le spécimen #1 (figure 5-5 a)). Un protocole de chargement plus exigeant pour les fusibles permettra ainsi d'évaluer l'influence de la qualité de la découpe sur leur ductilité.

La réponse du second spécimen est tracée à la figure 5-18. En premier lieu, la capacité $T_{uF|m}$ de la diagonale à la ductilité visée $R_d R_o \beta$ (Δ_s de 1.15 %) est de 5122 kN, soit un gain de 19 % par rapport à la résistance $T_{u|S16}$ = 6353 kN qui serait anticipée sans fusible. Ce gain s'avère moins élevé qu'au spécimen #1, car on distingue sur la courbe l'avancement de l'écrouissage des fusibles. La diagonale est dans ce cas moins déformée lors des excursions en compression, ce qui réduit l'allongement de la rotule plastique et affecte principalement la déformation inélastique aux fusibles. $T_{uF|m}$ est de ce fait bien plus proche de la valeur calculée qui est de 5200 kN, ce qui est confirmé par l'allongement des fusibles présenté à la figure 5-19. La croissance des maxima de la force de tension lors de chaque cycle est comparée pour les spécimens #1 et #2 à la figure 5-20.

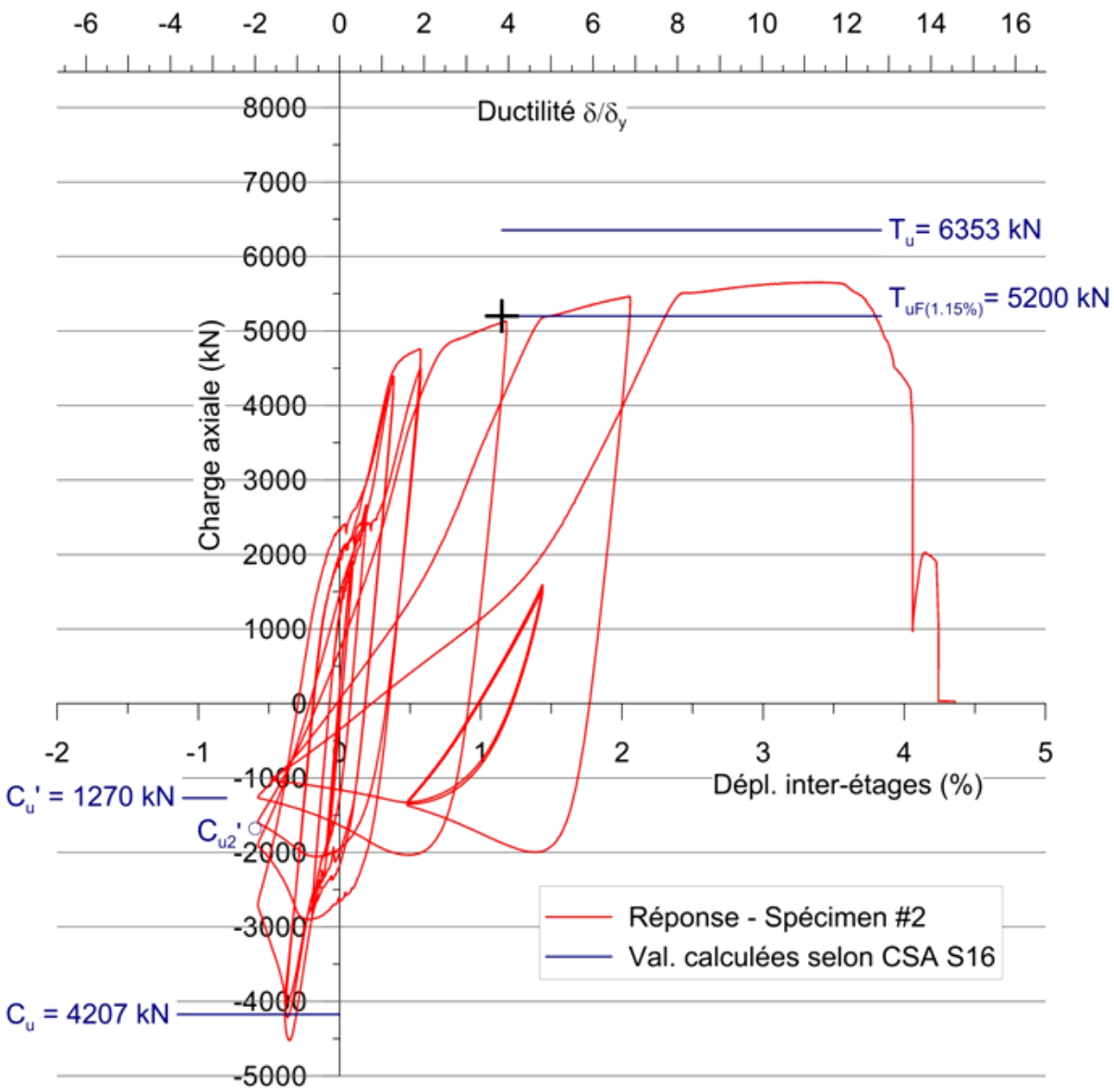


Figure 5-18: Réponse du spécimen #2 sous chargement asymétrique

Tableau 5-5: Comparaison du spécimen #2 aux valeurs théoriques

	Valeurs caractéristiques	
	Calculées (S16)	Essai
T_u	6353 kN	-
$T_{uF(\Delta_s=1.15\%)}$	5200 kN	5122 kN
T_{max}		5655 kN
C_u	4207 kN	4527 kN
$C_u'_2$	1678 kN	1895 kN

La capacité en compression C_u a été préservée et atteint 4527 kN. Celle-ci excède même la valeur calculée pour la diagonale classique qui est de 4207 kN. Dans ce cas-ci, un soin particulier a été porté à soulager la diagonale de tout moment initial qui aurait pu être introduit par la mise en place des mâchoires. En outre, la diagonale s'est déformée de façon adéquate lors du flambement et sa capacité post-flambement à une ductilité de 2 s'élève à 1895 kN. Cette performance peut s'expliquer par le nombre restreint de cycles que la diagonale a subi avant d'atteindre l'amplitude correspondante.

Pour des raisons de délais, le spécimen #2 n'a pas été aussi richement instrumenté que le premier. L'allongement des fusibles n'a ainsi pas été suivi de façon continue au cours de l'essai, mais par des mesures ponctuelles aux pics caractéristiques. Les mesures à un déplacement inter-étages de 1.15 % indiquent une extension de 6.8 % pour le fusible inférieur et de 7.5 % pour le fusible supérieur, soit légèrement en deçà du seuil de 8 % attendu. Ceci confirme que la majeure partie de l'allongement plastique est concentrée dans les fusibles, du fait qu'il n'y ait eu qu'une rotation plastique limitée au centre de la diagonale. La tension maximale $T_{max|m}$ atteinte au cours de l'essai est de 5655 kN, très proche de $A_F \cdot F_u$= 5648 kN.

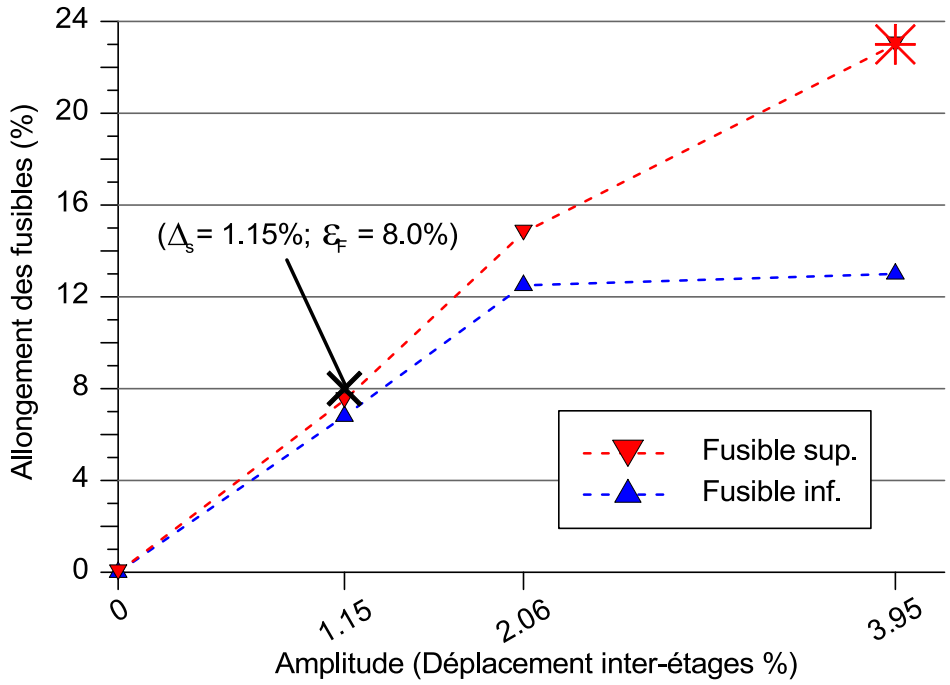


Figure 5-19: Déformation des fusibles du spécimen #2

La rupture est survenue dans le fusible supérieur à un déplacement inter-étages de 3.95 % soit une ductilité δ/δ_y de 13. À cet instant, l'allongement du fusible le plus affecté était de 23 %, soit quasiment l'élongation à la rupture du métal mesurée lors des essais sur éprouvettes (ε_{rupt} = 23.8 %). Ainsi, il semble que les défauts présents dans la géométrie du fusible n'aient pas significativement affecté sa tenue et sa ductilité. La divergence des deux courbes est ici encore remarquable à partir d'un allongement de 11 à 12 %.

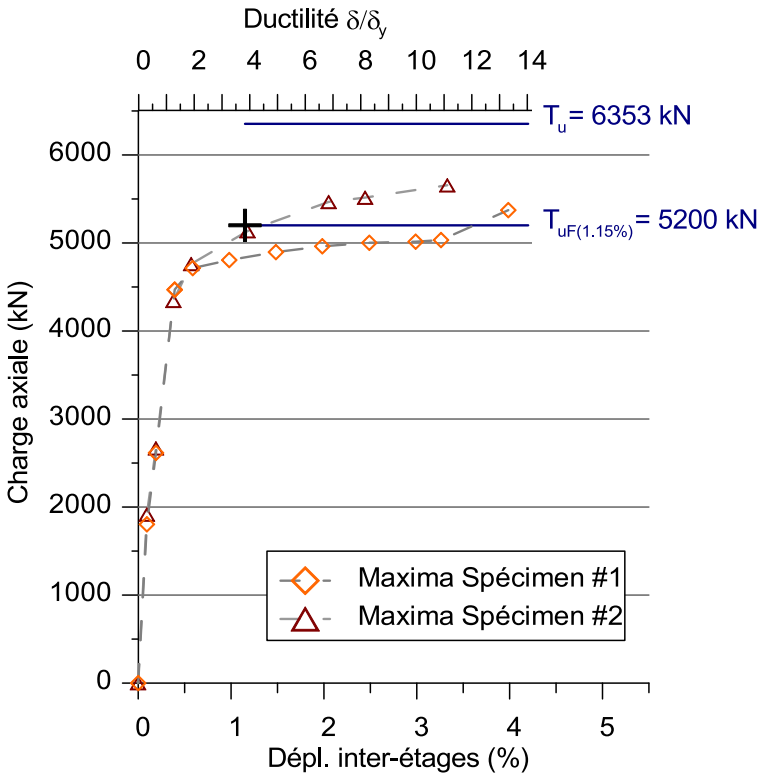


Figure 5-20: Comparaison des maxima en tension pour les spécimens #1 et #2

Le fusible dans lequel s'est produit la rupture est illustré à la figure 5-21. On remarque que la fracture des segments de semelle s'est produite hors des zones de transition, ce qui est tout à fait souhaité. Celle du segment d'âme est quant à elle survenue proche de sa naissance. Toutefois, la réduction de section mise en évidence dans la zone médiane (figure 5-21 b)) indique que ce segment s'est déformé conformément aux attentes durant l'essai, et que seul le choc produit par la rupture des segments de semelles du côté de l'intrados a causé sa rupture au niveau des principaux défauts. La transition entre la section pleine et la section réduite, sous la forme de rayons circulaires de 12 mm semble adéquate, ce qui indique que de manière globale, un rayon de l'ordre de l'épaisseur de la paroi découpée convient.

a) b)

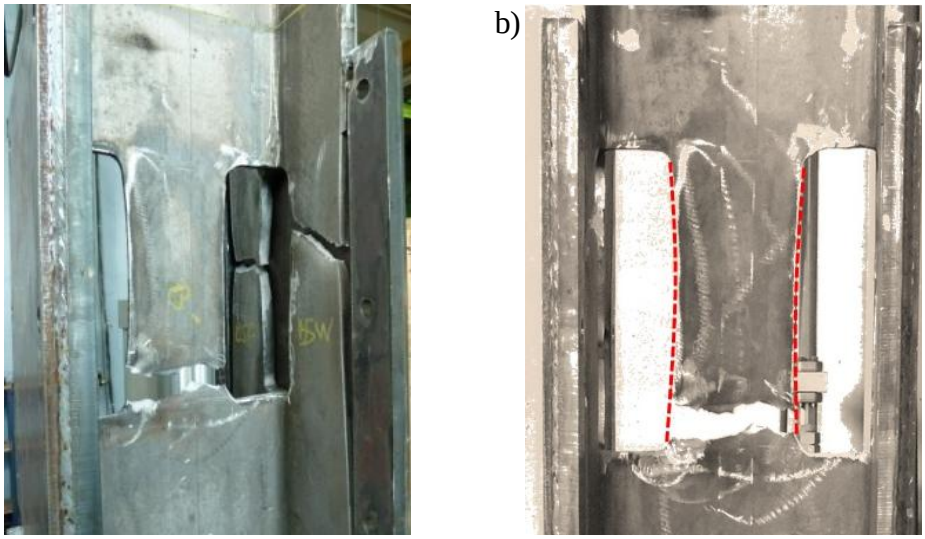


Figure 5-21: Rupture du fusible - Spécimen #2 a) Segments de semelle
b) Réduction de la section médiane du segment d'âme

5.3.2.2.2 Spécimen #3

Le spécimen #3 s'est vu appliquer le même protocole de chargement asymétrique, afin de permettre une comparaison directe entre la performance de la diagonale munie de deux fusibles courts, et celle munie d'un fusible long. Ce dernier pouvant présenter de plus importantes variations de section sur sa longueur s'il était découpé à la main, une commande à contrôle numérique a été employée afin d'assurer une découpe régulière et une meilleure fidélité à la forme théorique.

La réponse du spécimen #3 est tracée à la figure 5-22 et comparée à celle du spécimen #2. On remarque que les deux diagonales présentent le même comportement, malgré la réunion des deux fusibles courts en un seul. Les deux courbes se distinguent toutefois dans certaines zones. Le fait que l'on distingue du bruit sur celle du spécimen #3 indique que cette divergence est due au glissement de ses assemblages d'extrémité, dont le serrage des boulons a été probablement plus faible que celui effectué pour le spécimen #2. Un gain de 18.6 % est constaté sur la capacité en tension, tandis que la capacité en compression $C_{u|m}$ de 4246 kN excède les prévisions, comme on peut l'observer au tableau 5-6.

Le fusible et son système de retenue ont été instrumentés de la même façon que pour le spécimen #1. Nous présenterons ainsi les résultats des moments équivalents repris par le système de retenue. Toutefois, après avoir constaté les limites de ces mesures et de leur interprétation au paragraphe 5.3.2.1.4, le moment modifié ne sera pas tracé, celui-ci n'étant pas représentatif de la réalité.

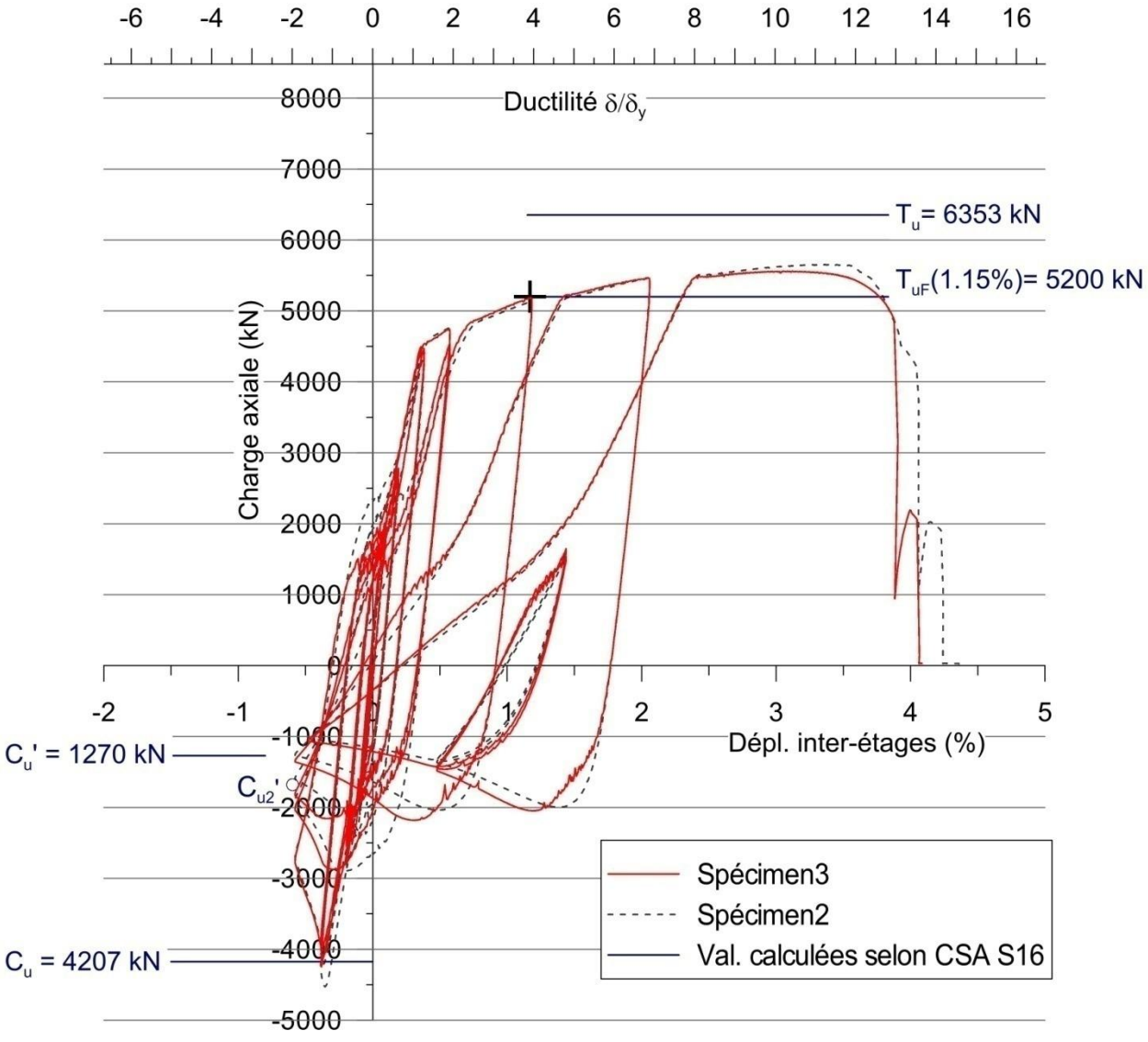


Figure 5-22: Réponse du spécimen #3 sous chargement asymétrique

Tableau 5-6: Comparaison du spécimen #3 aux valeurs théoriques

	Valeurs caractéristiques	
	Calculées	Essai
T_u	6353 kN	-
$T_{uF(\Delta_s=1.15\%)}$	5200 kN	5171 kN
T_{max}		5560 kN
C_u	4207 kN	4246 kN
C_u' 2	1678 kN	2005 kN

À la figure 5-23, on distingue clairement le flambement de la diagonale suite auquel la sollicitation du système de retenue, tant des profilés en C que des plaques extérieures, se traduit par un moment positif qui restreint la flexion au niveau du fusible. Ici encore, les valeurs mesurées sous-estiment la réalité, pour les raisons qui ont déjà été exposées au paragraphe 5.3.2.1.4. Au fil des cycles, la sollicitation négative s'accentue afin de maintenir le fusible en phase de redressement du spécimen. Les boulons instrumentés rendent compte de l'effet de levier qui apparaît suite à l'allongement différentiel des segments de l'intrados par rapport à ceux situés du côté de l'extrados, en particulier au moment précédant la rupture. Toutefois, malgré la sollicitation croissante en phase de tension, le système de retenue demeure cette fois sollicité positivement lors de chaque phase de compression (figure 5-23 b) et c)). Il y a à cela deux raisons : Premièrement, le fusible long s'approche davantage de la rotule plastique à mi-portée, il est donc plus fortement sollicité par le moment positif (comparaison entre les figures 5-15 d) et 5-23 d)). De plus, la rotule plastique est moins endommagée par le protocole asymétrique, ce qui lui permet de conserver sa résistance, donc de maintenir un moment élevé dans les zones périphériques.

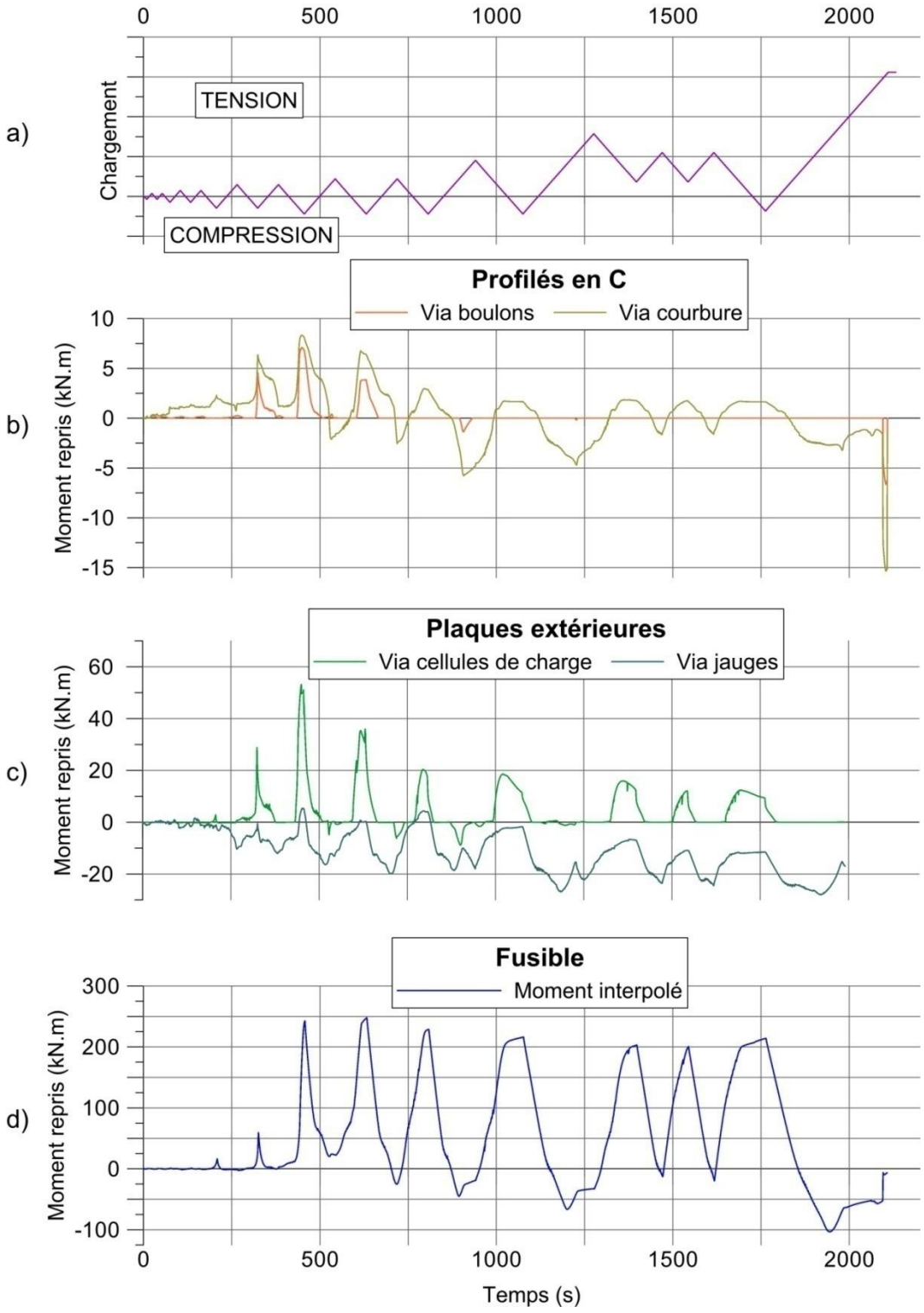


Figure 5-23: Sollicitations mesurées au niveau du système de retenue du spécimen #3

La déformée du spécimen #3 lors du flambement est présentée à la figure 5-24. On retrouve la rotule plastique effectivement à mi-portée, condition nécessaire à la conservation de la capacité en compression. Cependant, on peut remarquer que le déplacement transversal maximal n'est pas rencontré à l'endroit où les capteurs ont été mis en place. En effet, la rotule plastique s'est formée à environ 100 mm en contrebas de la section située à mi-portée. Deux explications peuvent être apportées. En premier lieu, dans le cas d'une diagonale munie d'un fusible long, l'allongement de la diagonale est principalement concentré à une seule extrémité de celle-ci, contrairement à la diagonale classique, ou encore à celle munie de deux fusibles qui conservent une certaine symétrie. Ainsi, si l'on considère l'allongement permanent de la diagonale acquis à l'issue d'une excursion en tension, la section initialement située à mi-portée ne l'est plus, et la position médiane de la diagonale déformée se sera déplacée du côté du fusible. En second lieu, même si le fusible est adéquatement maintenu vis-à-vis de la courbure globale engendrée par le moment fléchissant, l'allongement différentiel des segments de fusibles tend à permettre une rotation des sections en aval du fusible, ce qui introduit en quelque sorte une souplesse à ce niveau. Or, la rotule plastique d'une membrure dont la rigidité flexionnelle est variable sur sa longueur tend également à se déplacer vers la zone la plus souple.

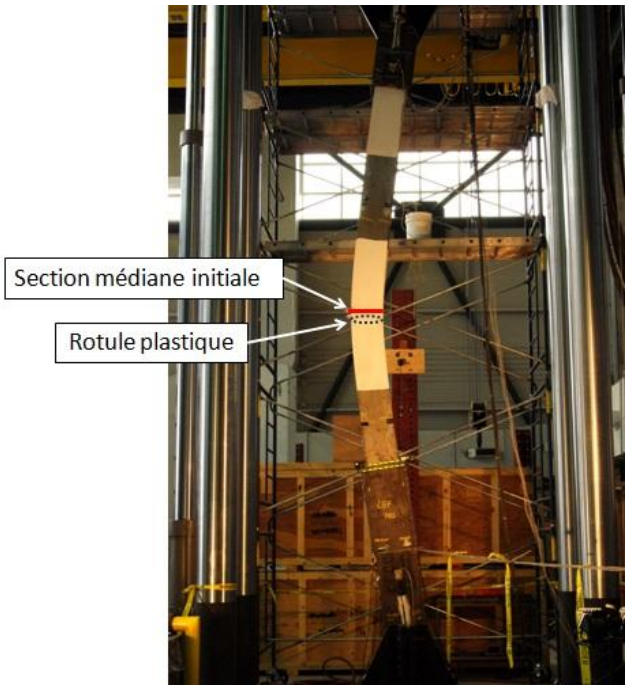


Figure 5-24: Décalage de la rotule plastique - Spécimen #3

La figure 5-25 présente l'extension du fusible long durant l'essai. Avant le flambement de la diagonale, le fusible est comprimé puis étendu. Puis, un allongement permanent apparaît avec les cycles d'amplitude croissante, dans lequel seul le retour élastique du fusible intervient. L'allongement maximal avant rupture est de 21.4 %, ce qui marque encore une fois la ductilité considérable que le fusible peut développer. Le fusible rompu est illustré à la figure 5-26. La striction est survenue pour chaque segment dans le tiers central, conformément à ce qui est souhaité.

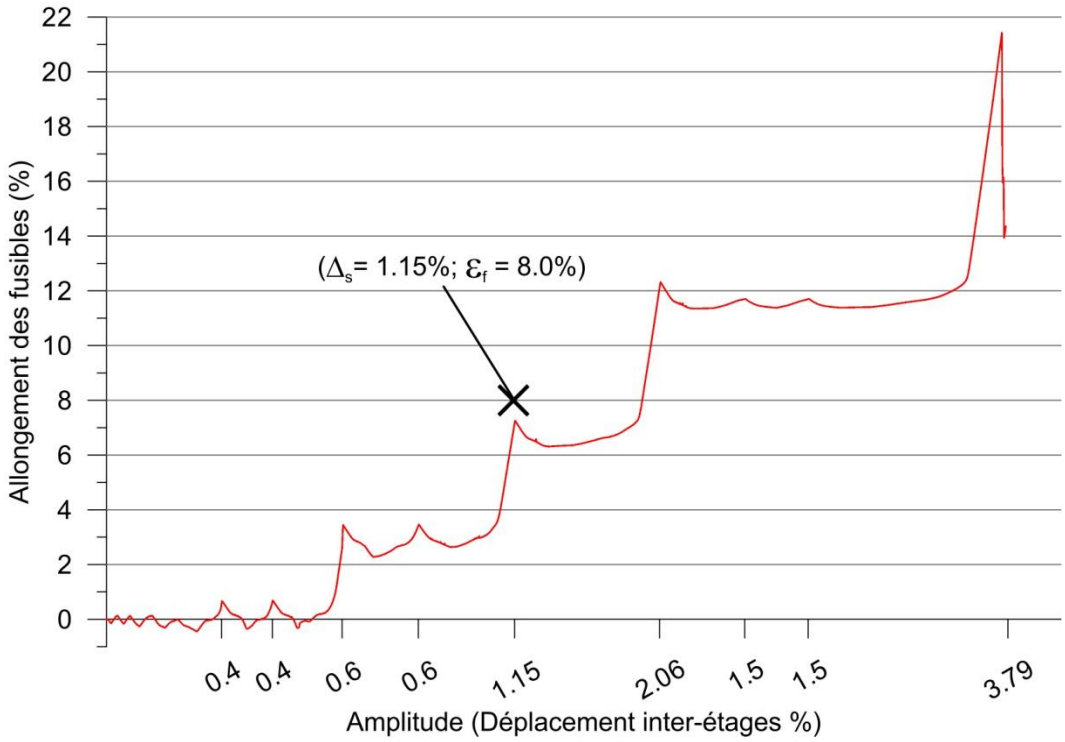


Figure 5-25: Déformation du fusible du spécimen #3

a) b)

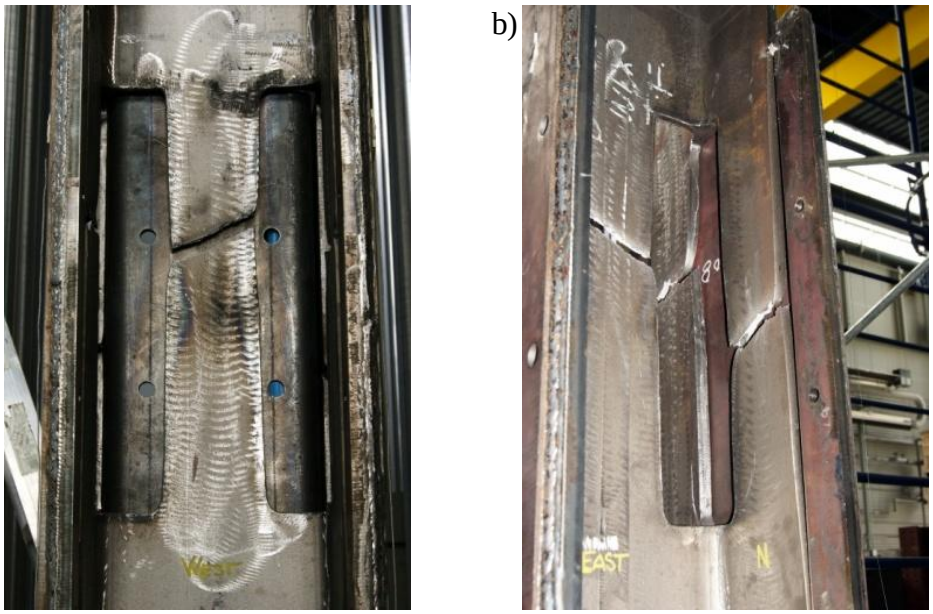


Figure 5-26: Rupture du fusible long - Spécimen #3

5.3.3 Modélisation par éléments finis

Afin d'évaluer le niveau de fidélité pouvant être atteint par les analyses numériques, chaque test a été modélisé par éléments finis. Les propriétés réelles de l'acier des spécimens y ont été utilisées, en négligeant toutefois les contraintes résiduelles. Une attention particulière a été portée à la reconstitution de l'assemblage du système de retenue autour du fusible. Selon la forme illustrée à la figure 3-26, les soudures ont été modélisées par des liaisons simples entre les pièces, de sorte qu'elles soient solidaires le long de la position du cordon réel. Les boulons sont modélisés par des cylindres avec deux têtes élargies, de sorte qu'ils reconstituent l'effet d'encastrement dû à la tête du boulon serré sur les plaques qu'il maintient. Conformément aux recommandations du chapitre 3, les boulons à l'âme sont serrés « à la main » avec une pré-tension de 10 kN. Chacun des boulons aux semelles est quant à lui serré à hauteur de la charge de poinçonnement anticipée contre le système de retenue telle qu'elle est calculée au paragraphe 4.4.3. Pour le cas traité, selon l'exemple de calcul fourni à l'Annexe 6, celui-ci s'élève à $V_p = 52$ kN. Le coefficient de frottement statique entre les pièces susceptibles de glisser est de $\mu = 0.2$, comme introduit au paragraphe 3.2.2.

Le défaut de rectitude est désormais introduit dans les modèles à l'aide de la déformée du premier mode de flambement élastique normalisée à $L_H/1000$. Une analyse préliminaire est effectuée à

l'aide d'Abaqus (Dassault Systèmes, 2010) dans laquelle la diagonale est modélisée parfaitement axée. Le logiciel résout alors le problème de flambement par bifurcation en cherchant la charge axiale qui rend la matrice de rigidité singulière. Le vecteur propre est ensuite extrait via la méthode d'itération par sous-espaces. La déformée est introduite à l'état initial de l'analyse non linéaire en grandes déformations.

5.3.3.1 Reconstitution de l'essai #1

Le premier essai a été reconstitué en adaptant la géométrie des pièces selon les plans de construction des spécimens fournis à l'Annexe 9, ainsi que les propriétés du métal présentées au paragraphe 5.1. Compte tenu de la longueur du protocole de chargement symétrique de la figure 5-7 a), l'analyse n'a pas été menée jusqu'à rupture. Celle-ci se limite à la zone d'intérêt, c'est à dire jusqu'à l'atteinte de l'amplitude Δ_s de 1.15 % ($R_d R_o \beta$ = 5.85).

La comparaison entre l'essai et l'analyse est tracée à la figure 5-27. La courbe correspondant à la diagonale classique y est ajoutée pour information.

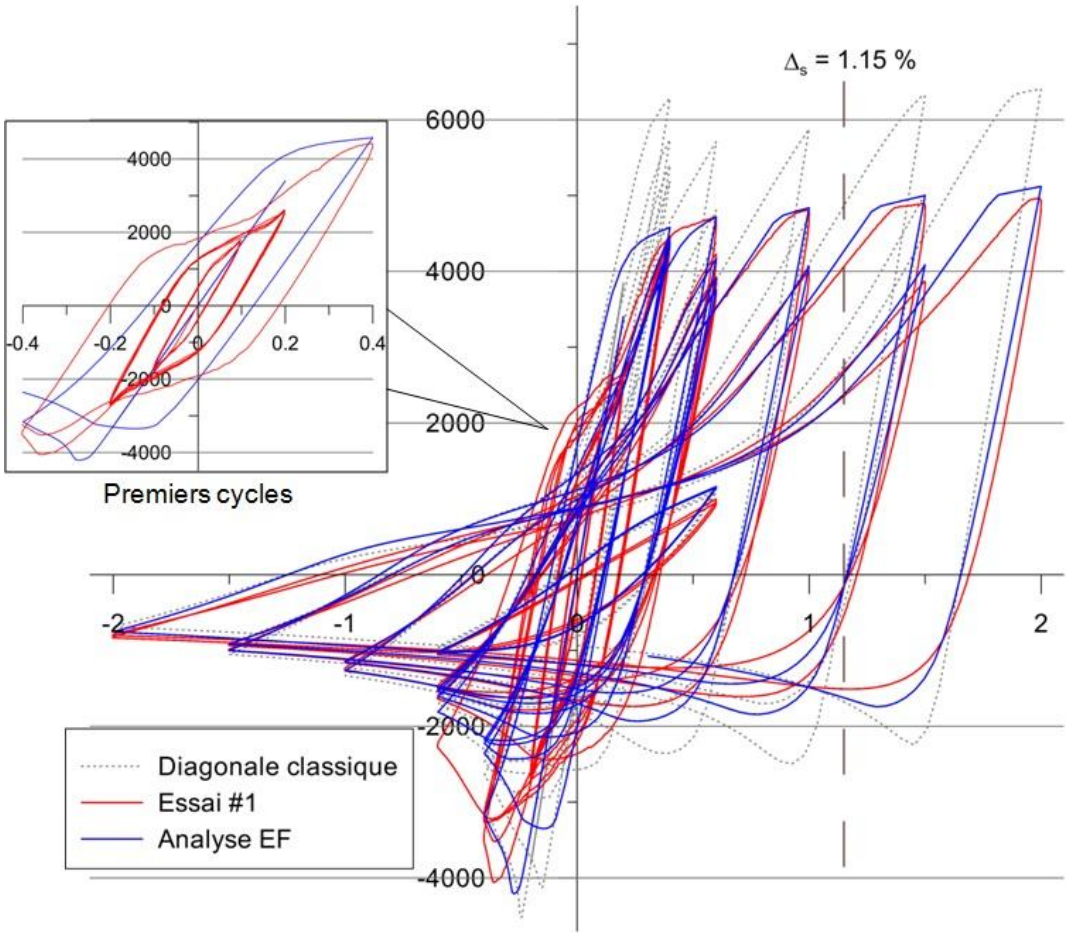


Figure 5-27: Comparaison des réponses Essai vs. Éléments finis - Spécimen #1

Tableau 5-7: Capacités comparées Essai vs. Éléments finis - Spécimen #3

Valeurs caractéristiques	Calculées (CSA S16)	Essai	Analyse EF	EF sans fusible
T_u (Δs=1.15%)	6353 kN	-	-	6283 kN
T_{uF}(Δs=1.15%)	5200 kN	4810 kN	4937 kN	-
C_u	4207 kN	4058 kN	4294 kN	4515 kN
C_u'	1270 kN	1182 kN	1285 kN	1336 kN
$C_u'_2$	1678 kN	1641 kN	1454 kN	1510 kN
$C_u'_3$	1202 kN	1182 kN	1285 kN	1336 kN
$C_u'_5$	844 kN	848 kN	827 kN	748 kN

En considérant les courbes comparées dans leur globalité, on constate une bonne adéquation entre la réponse de la diagonale donnée par l'essai, et celle issue de l'analyse par éléments finis. Une différence peut être premièrement observée concernant la capacité en compression C_u. La capacité légèrement plus faible obtenue lors de l'essai est attribuable aux contraintes résiduelles qui n'ont pas été modélisées dans les analyses.

Par ailleurs, on remarque que le flambement en compression ainsi que la plastification en tension surviennent plus tard lors de l'essai. L'appendice de la courbe met en évidence le glissement des assemblages d'extrémité qui engendre une réponse est hystérétique dès les premiers cycles, alors que le comportement théorique avant que la diagonale n'ait flambé est une droite inclinée selon la rigidité axiale de la membrure. Le flambement se produit ainsi à un déplacement inter-étages plus élevé que dans l'analyse où ces assemblages ne peuvent glisser. Toutefois, ce retard se réduit au fil des cycles. Lorsque la capacité en compression de la diagonale a suffisamment diminué, le glissement qui survenait à la fois en tension et en compression ne se produit plus dans ce dernier cas. Les boulons restent alors calés en butée dans la position prise durant la phase de tension et l'assemblage ne glisse plus. On note alors une grande similitude lorsque l'amplitude est maximale en tension et que le fusible plastifie. Cela indique que lors de l'essai et dans l'analyse, la rotule plastique absorbe approximativement la même proportion de l'allongement inélastique de la diagonale, ce qui retarde l'écrouissage dans le fusible.

Enfin, on note également un écart entre les courbes lorsque la diagonale entre en phase de compression après avoir plastifié en tension. Le pic de charge est plus important dans les analyses, probablement du fait que l'effet de Bauschinger ne soit pas correctement représenté par les propriétés approchées de l'acier qui ont été utilisées.

Malgré le fait que la section du profilé W310x129 soit de classe 1, la multiplicité des cycles lors de cet essai a causé un écrouissage avancé de la rotule plastique à mi-portée. En particulier, lors de l'analyse par éléments finis, on constate tout comme lors de l'essai #1 le voilement local qui survient au niveau des semelles (figures 5-10 b) et 5-28 ci-après). Dans l'analyse numérique, le voilement prend une forme analogue à celui d'un premier mode, ce qui affecte grandement la résistance de la rotule plastique. Le voilement selon un mode supérieur pendant l'essai a quelque peu préservé cette dernière (figure 5-10), et cela peut expliquer le fait que la capacité post-flambement $C_u'_5$ au tableau 5-7 soit plus faible dans le cas des analyses.

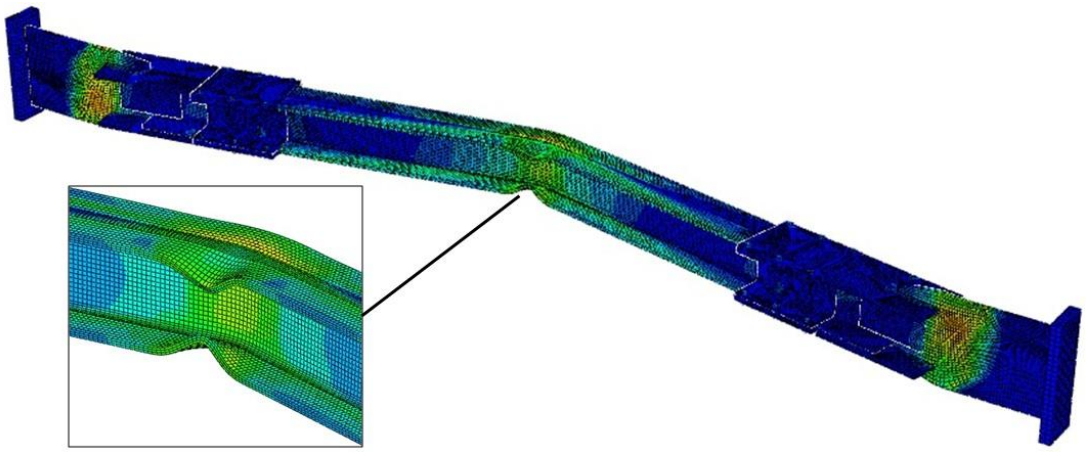


Figure 5-28: Voilement local au niveau de la rotule plastique - Analyse EF du spécimen #1

5.3.3.2 Reconstitution de l'essai #2

La reconstitution de l'essai #2 a également permis d'observer un comportement très fidèle à la réalité (figure 5-29). L'analyse menée pour le spécimen #1 concernant le glissement des boulons et les approximations concernant le métal s'applique également dans ce cas. L'analyse a par ailleurs permis de représenter la rupture survenue dans l'un des fusibles (figure 5-30), quoique la ductilité atteinte soit moindre (11 vs. 13).

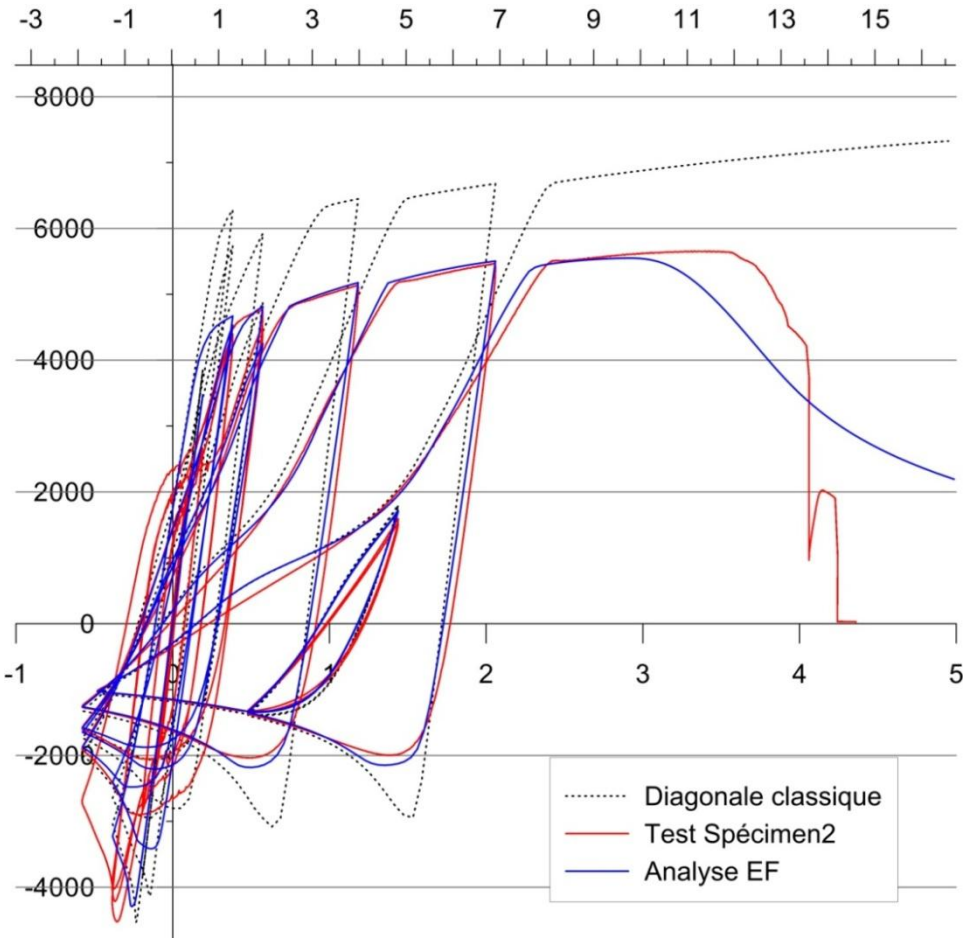


Figure 5-29: Comparaison des réponses Essai vs. Éléments finis - Spécimen #2

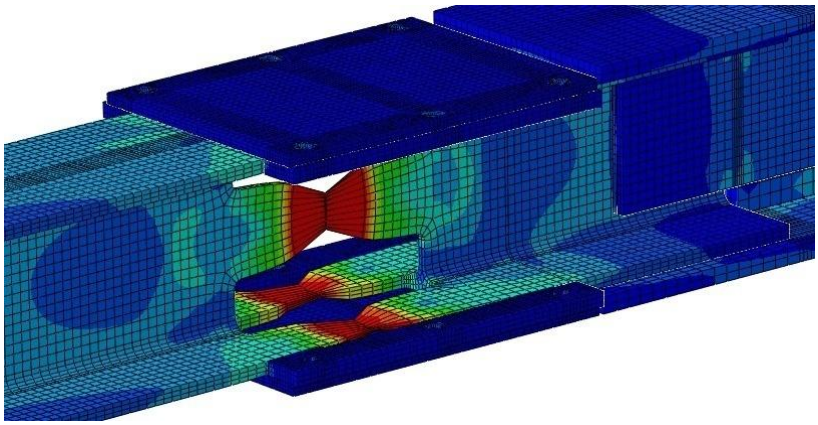


Figure 5-30: Analyse EF : striction et rupture dans l'un des fusibles du spécimen #2

5.3.3.3 Voilement local du fusible

La résistance et la rigidité du système de retenue ont fait l'objet d'un développement particulier au chapitre 4, compte tenu des hypothèses qu'il est nécessaire de poser pour simplifier le problème et établir une méthode de calcul systématique. Or, lors de chacun des essais et analyses précédemment présentées, aucun voilement n'a été constaté. Si cela permet d'affirmer que le fusible se trouve convenablement maintenu du point de vue de la flexion globale, aucune conclusion relative à la restriction du voilement local ne peut être tirée.

Ainsi, une analyse numérique a été menée en isolant un fusible et son système de retenue. Celui-ci a été soumis à un chargement axial monotone en compression alors qu'un espace initial de 2 mm a été introduit entre le système de retenue et les segments de semelles, soit 1 mm de défaut intérieur et 1 mm de défaut extérieur (voir figure 3-12). Afin d'assurer le voilement de ces derniers et ainsi d'évaluer l'aptitude du confinement à résister au poinçonnement, l'analyse a été menée sur le fusible long qui est le plus susceptible de voiler. De plus, chacun des segments s'est vu imposer une déformée initiale conformément à son premier mode de flambement élastique normalisé à 1 mm.

Sur la courbe de chargement du fusible donnée à la figure 5-31, on distingue deux zones : la première correspond à la réaction lorsque tous les segments du fusible résistent. Puis, les segments de semelles voilent, alors que le segment d'âme qui bénéficie d'un support mieux ajusté demeure rectiligne. Ce dernier résiste quasiment seul, sa rigidité axiale étant bien supérieure à celles des segments voilés. La charge maximale atteinte est légèrement supérieure à la charge ultime du fusible $A_F \cdot F_u$, ce qui indique que la tenue du fusible est assurée jusqu'à celle-ci, et que l'excès est attribuable au frottement qui se développe entre le fusible et son système de retenue.

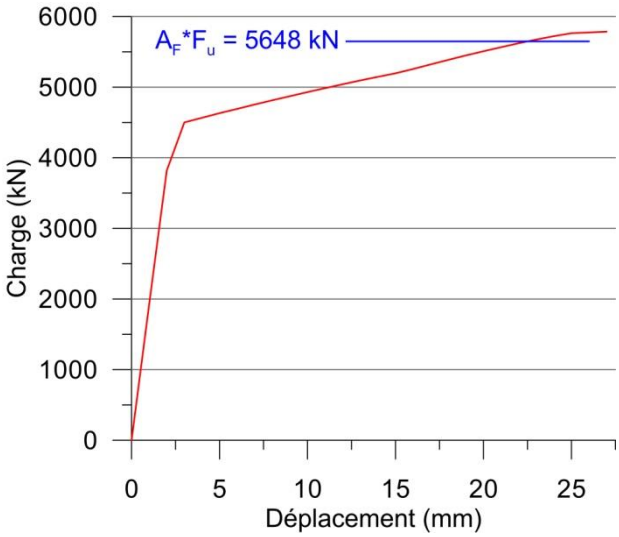


Figure 5-31: Réaction du fusible en fonction du déplacement de l'extrémité de la zone d'étude

Le voilement des segments de semelles est mis en évidence à la figure 5-32. Le système de retenue y a été enlevé, et l'échelle des déformations y a été accentuée pour une meilleure visibilité. On observe à un premier stade du chargement la déformée du premier mode, avec l'apparition d'un segment plat du fait de son écrasement contre le système de retenue. Puis, le chargement croissant et le voilement restreint forcent le segment à se déformer selon les modes supérieurs. Lorsque le troisième mode apparaît, le voilement se produit également selon l'axe fort, alors que les segments de semelles s'écartent vers les épissures latérales.

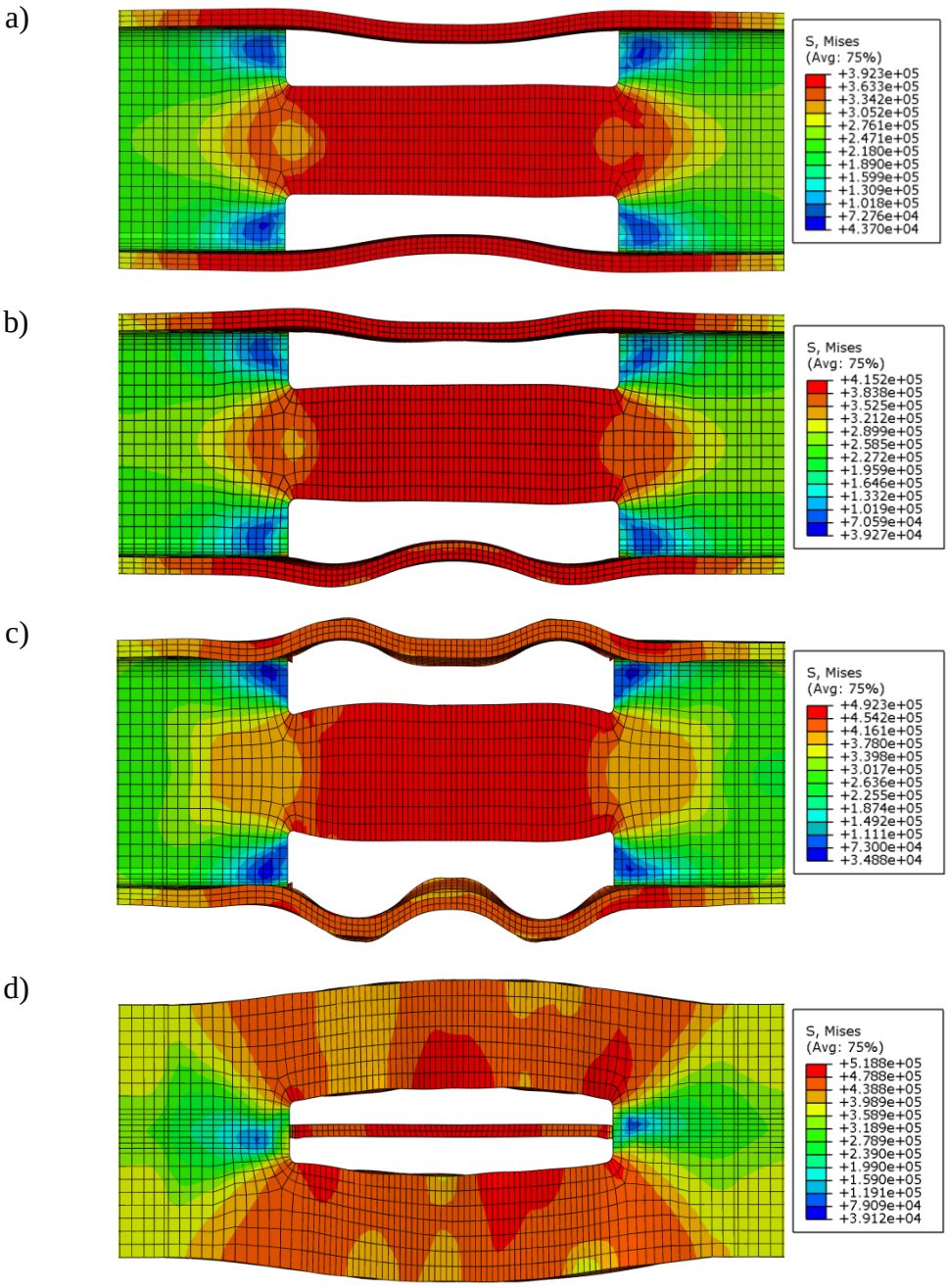


Figure 5-32: Voilement local des segments de semelle à l'intérieur du SR (Von Mises, kPa)

a) Premier mode et formation d'un segment plat (3800 à 4500 kN)

b) Transition entre le premier et le troisième mode (4900 kN)

c) Troisième mode avec segment plat (5600 kN)

d) Voilement selon le premier mode de l'axe fort (5600 kN)

En fin d'analyse, alors que le fusible est chargé à sa limite ultime, le système de retenue est fortement contraint en partie médiane, le long des segments qui flambent, ainsi qu'au niveau des boulons (figure 5-33 a)). Toutefois, aucune plastification des pièces n'a été constatée. L'ouverture du confinement de part et d'autre des segments de semelles mesurée lorsque la charge axiale appliquée au fusible est égale à la résistance probable de la diagonale en compression (W310x129 ; L_H = 6 m) est de 0.18 mm. Cette valeur, qui intervient directement dans le processus de stabilisation des segments (voir paragraphe 4.4.3) est nettement inférieure à l'ouverture maximale de 1.0 mm pour lequel le système de retenue a été dimensionné. Le critère de rigidité choisi dispose donc lui aussi d'une confortable marge de sécurité. Lorsque la charge axiale dans le fusible atteint $A_F \cdot F_u$, l'ouverture est alors de 4.8 mm. Cette ouverture se traduit également par un décollement entre la semelle du profilé en C et l'épissure latérale qui est illustré à la figure 5-33 b).

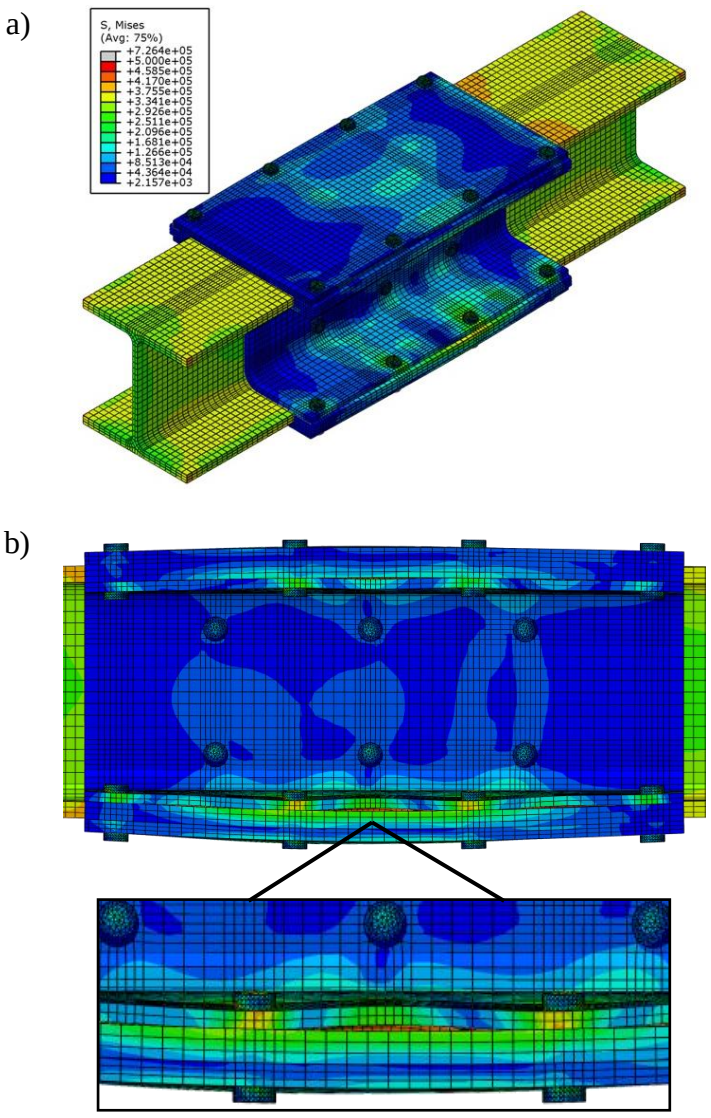


Figure 5-33: Allure du système de retenue à la compression ultime du fusible
(Contrainte de Von Mises en kPa, déformations x3)

Au final, les essais ont montré qu'un fusible permet de rapprocher les capacités axiales d'une membrure diagonale tout en conservant une réserve de résistance et de ductilité lorsque celui-ci est adéquatement maintenu. Après avoir démontré son aptitude à participer à la reprise du moment fléchissant durant les essais, le système de retenue permet également d'envisager sereinement l'éventuelle apparition d'un voilement local au niveau du fusible.

5.4 Retour sur la méthode de dimensionnement

Les enseignements tirés des essais invitent à apporter quelques précisions sur la méthode de dimensionnement proposée au chapitre 4. Dans celle-ci, la stabilisation des segments du fusible et la participation du système de retenue à la reprise du moment fléchissant, respectivement abordées aux paragraphes 4.4 et 4.5, y sont traitées de façon indépendantes. Comme nous l'avons mentionné pour le dimensionnement des spécimens à tester, cela revient à considérer un facteur d'efficacité $\rho = 1$ pour le dimensionnement du système de retenue afin de maximiser le moment fléchissant repris par celui-ci. À l'inverse, nous avons considéré une efficacité nulle ($\rho = 0$) lorsqu'il s'agissait d'estimer le moment fléchissant à reprendre par le fusible, et ce dans le but de maximiser la force de poinçonnement susceptible d'apparaître si le fusible est amené à voiler.

Ce raisonnement peut paraître excessivement sécuritaire dans la mesure au aucun voilement n'a été constaté lors des essais. Cette observation suggère ainsi de prendre en considération la participation en flexion pour estimer la charge maximale dans les segments de semelles. Dans ce cas, ce n'est donc plus le moment fléchissant M_F de la diagonale classique qui sollicite le fusible, mais le moment réduit $M_{F,réduit}$ pour lequel les équations (4.52) et (4.53) ont été proposées. Ainsi, le dimensionnement du système de retenue peut être effectué avec l'objectif de réduire suffisamment le moment fléchissant de sorte que la compression maximale dans les segments de semelle soit réduite en deçà du seuil de voilement. Toutefois, une incertitude demeure sur le facteur ρ à spécifier, et l'analyse de la sollicitation du système de retenue aux paragraphes 5.3.2.1.4 et 5.3.2.2.2 n'a pas permis d'estimer précisément sa valeur.

Cette méthode permettrait de se passer des plaques extérieures en employant des profilés en C suffisamment rigides. À l'instar du fusible alternatif (FDB) présenté au paragraphe 3.5, il serait nécessaire de serrer les boulons à travers l'âme pour éviter une ouverture élastique par allongement des boulons lorsque la flexion intervient. La problématique d'un frottement excessif entre le fusible et le système de retenue réapparaît dans ce cas.

L'avantage d'un tel raisonnement ne serait cependant valable uniquement si la compression maximale dans un segment est rencontrée après le flambement. Lorsque c'est la résistance en compression C_u de la diagonale qui engendre l'effort maximal, il n'y a réellement aucune contribution du système de retenue étant donné que le flambement ne s'est pas produit, la flexion est donc négligeable. Un risque de voilement subsiste dans la mesure où la réduction de section

déterminée à l'équation (4.2) amène les segments très proches de la plastification axiale sous la charge C_u. Ainsi, c'est la situation avant flambement qui gouverne dans la plupart des cas, et il ne serait pas sécuritaire de supposer qu'aucun voilement n'aura lieu.

Quant à elle, la méthode exposée au chapitre 4 prend en compte les conditions les plus sévères. De ce fait, le système de retenue obtenu apparaît comme redondant, et il est relativement difficile de cerner la répartition réelle des efforts dans celui-ci. Néanmoins, l'épaisseur des plaques et les dimensions du système de retenue demeurent raisonnables, ce qui conforte notre choix.

CHAPITRE 6 CONCLUSION

6.1 Récapitulatif

Les différents modèles de fusibles développés durant la dernière décennie ont démontré leur performance quant à la limitation de la capacité maximale probable des diagonales de contreventement travaillant en tension-compression. Dans le cadre de la conception parasismique des structures en acier, ils permettent de réduire la sollicitation des assemblages ainsi que des éléments qui composent le système de résistance aux charges latérales, mais qui n'ont pas vocation à dissiper d'énergie.

Deux principales approches se distinguent dans la littérature. La première consiste à placer un dispositif dissipatif isolé qui se substitue au rôle de la diagonale. Cette dernière demeure alors élastique et est dimensionnée par capacité comme le reste de la structure porteuse. La seconde consiste à former un fusible sur la membrure sous la forme d'une zone de section réduite qui vise à rapprocher ses capacités axiales en tension et compression. Dans ce cas, le fusible ne peut prétendre à améliorer la dissipation d'énergie de la diagonale conventionnelle, du fait que le flambement survient en compression. Par ailleurs, il est souvent sujet à une instabilité locale qui peut affecter la ductilité de la membrure ainsi que sa stabilité globale.

Cette dernière approche s'est révélée être particulièrement pertinente pour les structures contreventées de type MD dont l'élancement varie de 80 à 120. Dans ce cas, il est possible de profiter de la réduction des charges de calcul grâce à la ductilité de la structure, et ce sans pâtir du principe de conception par capacité. En effet, sans la mise en place d'un fusible, celui-ci efface souvent le bénéfice précédemment cité, faisant préférer aux concepteurs des structures moins ductiles.

La recherche antérieure a premièrement porté sur les structures légères et de faible hauteur, dont les diagonales sont faites de profilés HSS ou de cornières. Il est ainsi apparu pertinent d'élargir la gamme disponible aux charpentes lourdes pour lesquelles des profilés W sont couramment utilisés.

Le fusible proposé consiste en une réduction locale de la section du profilé à la jonction de l'âme et des semelles. De cette façon, le métal est retiré proche de l'axe neutre, et la rigidité flexionnelle est théoriquement conservée en vue de préserver la capacité en compression.

Toutefois, la découpe suivant ce modèle forme des segments plats non supportés qui sont propices à l'apparition d'un voilement local.

Des analyses par éléments finis réalisées à des fins de vérification ont confirmé cette sensibilité, et un système de retenue à été mis au point afin de maintenir la position relative de chacun des segments, en restreignant le voilement sans participer à la reprise de l'effort axial. Ce système est formé à l'aide de plaques d'acier, dont certaines sont pliées à froid pour former des profilés en C, de sorte qu'il puisse être produit de façon économique par le fabricant de charpentes.

La section réduite ainsi enveloppée a fait l'objet d'une étude paramétrique qui a permis de montrer que plus le système de retenue est rigide, meilleures sont les performances de la diagonale en ce qui à trait à la capacité en compression et à la ductilité. Il a également été constaté que le moment fléchissant avait un effet particulièrement préjudiciable pour la tenue du fusible, ce qui a incité à faire participer le confinement à la reprise de cet effort. Pour ce faire, les profilés en C ont été boulonnés à travers l'âme, et travaillent comme une poutre sur appuis simples qui serait adjointe à la zone du fusible. Les plaques extérieures agissent quant à elles comme des consoles encastrées sur les semelles du profilé. La contribution complémentaire de ces pièces permet de réduire le moment fléchissant effectivement appliqué au fusible, et la ductilité s'en trouve encore améliorée.

Dans l'optique d'une production industrielle des diagonales munies de fusibles, une méthode de dimensionnement a été établie afin de garantir la fiabilité du fusible et de son système de retenue. Une analyse préalable du gain qu'il est possible d'atteindre avec un tel fusible a été effectuée. Elle a permis de souligner que sa mise en place n'est pas pertinente pour les membrures très trapues, du fait que leurs capacités axiales sont naturellement proches. À partir d'un élancement KL/r égal à 70, la capacité maximale probable peut être réduite d'au moins 15 %, et ce gain peut s'élever jusqu'à 30 % pour un élancement excédant 100.

La méthode de dimensionnement se base principalement sur la compréhension des phénomènes et des éventuels modes de ruptures mis en évidence par les analyses numériques. La géométrie du fusible est déterminée suivant deux objectifs : premièrement la réduction de la capacité en tension escomptée, et deuxièmement la ductilité à atteindre. Pour ce qui est du système de retenue, il se doit de remplir les deux fonctions citées précédemment. La restriction du voilement local s'appuie sur la théorie des diagonales ductiles confinées qui permet de déduire la rigidité et la

résistance requises. En ce qui concerne la contribution en flexion, elle s'appuie sur les formules classiques de résistance des matériaux appliquées au mode de travail théorique de chaque pièce. Chaque étape de la méthode se veut relativement conservatrice, et émane d'un compromis entre les efforts à reprendre et les contraintes géométriques qui s'appliquent. Néanmoins, l'encombrement du système de retenue reste limité et l'épaisseur des plaques requises pour son assemblage n'excède généralement pas celle des parois du profilé. La procédure itérative de calcul a été intégrée à un logiciel développé sous Excel-VBA, et traite les diagonales au cas par cas à partir des hypothèses de base jusqu'au tracé des pièces à produire. Ainsi, le coût lié à l'ingénierie pour la mise en place du fusible est quasi nul.

Un programme d'essais a été mené sur trois spécimens à pleine échelle dimensionnée selon la méthode élaborée. Deux d'entre eux étaient munis de deux fusibles courts placés à chacune de leurs extrémités, et le troisième d'un fusible long. La production de diagonales munies de fusibles a ainsi pu être éprouvée, en donnant une idée précise de la qualité d'exécution qui peut être raisonnablement attendue concernant la découpe du fusible et la réalisation d'un assemblage inhabituel tel que le système de retenue. Les principales difficultés ont concerné l'ajustement de ce dernier, notamment le pliage de tôles épaisses en vue de former les profilés en C. Les tolérances constatées restent somme toute raisonnables, même si des écarts plus importants sont à prévoir pour les plaques dont l'épaisseur dépasserait 13 mm pour des profilés plus lourds. Pour cette raison, la tolérance reste un paramètre ajustable dans le logiciel de dimensionnement.

Dans tous les tests effectués, un gain égal ou supérieur aux prévisions a été constaté sur la réduction de la capacité en tension. Quant à la capacité en compression, celle-ci a pu être conservée notamment grâce à la bonne tenue des fusibles en flexion qui a prévenu tout dommage à leur niveau. Lors du flambement de la diagonale, la formation de la rotule plastique s'est produite à mi-portée, à l'image d'une diagonale classique. Seule la capacité post-flambement en compression se trouve affectée, du fait que la limitation de l'effort de tension a un impact sur le redressement de la membrure. La ductilité observée sur chacun des spécimens est naturellement plus faible que celle de la diagonale classique puisque les déformations plastiques sont concentrées sur une zone de longueur réduite. Toutefois, le niveau atteint excède largement les attentes, chacun des spécimens ayant atteint une ductilité de 13 et un déplacement inter-étages de 4 % avant la rupture. Lorsque la rupture a eu lieu dans le fusible, l'allongement maximal mesuré atteignait presque la déformation des éprouvettes de caractérisation de l'acier, ce qui préserve une

marge de sécurité quant à la qualité de la découpe de la section réduite. Par ailleurs, lorsqu'un chargement symétrique a été appliqué à la diagonale, l'allongement des fusibles et leur écrouissage ont été sensiblement retardés par la participation de la rotule plastique. En effet, cette dernière s'allonge également dans le domaine plastique sous l'effet des cycles de flexion et redressement.

L'instrumentation des systèmes de retenue, tant pour le fusible long que pour les fusibles courts, a permis de mesurer une sollicitation bien moindre que celle attendue d'après le dimensionnement. En effet, les appareils de mesures étaient placés conformément au mode de travail idéalisé qui a servi de base de calcul. L'analyse a permis de mettre en évidence un échange d'efforts entre les pièces du système de confinement, ceux-ci déviant en partie de leur parcours théorique. Ces transferts étant particulièrement difficiles à appréhender, cela justifie le choix d'une méthode simplifiée qui se place résolument du côté de la sécurité. Qualitativement, les instruments ont tout de même permis de confirmer le mode d'action du système de retenue en flexion, en plus de déceler un effet de levier résultant d'une légère rotation locale des sections situées en aval du fusible. Cette rotation résulte d'un allongement différentiel des segments de fusible lorsque la diagonale est en cours de redressement, avec l'apparition d'une courbure inverse. Le prolongement du système de retenue en aval du fusible permet de modérer cet effet. Le résultat le plus remarquable de la participation du confinement en flexion est le fait qu'aucun voilement local n'ait été constaté au niveau des différents segments de la section réduite. Une comparaison faite entre les comportements de la diagonale munie de fusibles courts et celle munie du fusible long a conclu à des performances équivalentes des deux options. Le fusible long s'avérant plus intéressant du point de vue du nombre de découpes et de pièces à produire, il peut constituer un choix privilégié dans la mesure où sa longueur reste raisonnable, et ce malgré la dissymétrie qui est introduite dans la membrure.

Les essais ont été reconstitués par éléments finis, en modélisant le plus fidèlement possible la zone du fusible confiné. Les réponses obtenues des analyses s'accordent parfaitement avec celles des essais, et les mêmes tendances ont pu être observées concernant les phénomènes locaux. Ceci en fait résolument un outil particulièrement approprié pour l'analyse de ce type de problèmes, bien que les propriétés du matériau n'y soient souvent qu'approximées.

Il a ainsi été possible de mettre à l'épreuve les critères de résistance et de rigidité du système de retenue en ce qui concerne la stabilisation du fusible. Les résultats ont là aussi été concluants, puisque le système de retenue est demeuré élastique alors que le fusible était chargé à hauteur de la capacité du métal. La faible ouverture du confinement sous l'effet du poinçonnement résultant du voilement local atteste de la marge de sécurité dont bénéficie le modèle issu des diagonales ductiles confinées en assimilant les effets de plaque à un système de poutre.

Finalement, les analyses numériques ainsi que les essais ont validé point par point la méthode de dimensionnement proposée. Le principal objectif de ce mémoire qui vise à former un fusible sur une diagonale faite d'un profilé W tout en prévenant les phénomènes locaux indésirables a donc été atteint.

6.2 Recommandations

Le projet présenté constitue une étape prometteuse en vue d'une future mise en œuvre du fusible étudié. À ce titre, plusieurs recommandations peuvent être faites en vue de la production industrielle de ce type de diagonale. Les différents points mentionnés ci-dessous se basent sur les enseignements tirés du projet, notamment lors de sa phase expérimentale.

- À l'image de ce qui a été fait pour la conception des spécimens au chapitre 5, il est préconisé de trouver un compromis pour chaque diagonale en vue de former les assemblages d'extrémité les plus courts possibles. Ainsi, le fusible pourra être formé hors des zones où le moment est particulièrement élevé lorsque la diagonale flambe. Cette étape n'est pas couverte par le logiciel de dimensionnement proposé et reste donc à la charge du concepteur.
- Pour obtenir une membrure diagonale robuste, et dans le même objectif qu'énoncé au point précédent, il est recommandé de modérer la longueur de fusible, tant la longueur totale de la section réduite que leur longueur individuelle. La limite est là encore laissée au jugement du concepteur, qui pourra s'appuyer sur l'exemple du chapitre 4 où une limite de la longueur de section réduite à 15 % de la longueur de flambement est proposée. La modération de la longueur individuelle relève de l'opportunité de former deux fusibles le long de la diagonale au lieu d'un seul.

- En outre, il est primordial que les ingénieurs de production aient une compréhension avancée du but visé par l'ajout du fusible, de son mode de travail ainsi que des différentes contraintes qui s'appliquent. Cela permettra un contrôle qualité efficace dans la mesure où la formation du fusible ainsi que l'assemblage de son système de retenue sont à finaliser avant l'envoi de la diagonale au chantier.
- Pour limiter la reprise d'un effort axial trop important par le système de retenue, il est nécessaire de prendre toutes les dispositions nécessaires à limiter le frottement entre celui-ci et la membrure. Ainsi, un serrage à la main des boulons à l'âme est préconisé. Des mesures devront alors être prises pour éviter le dé-serrage des boulons lors du transport et du montage de même qu'en service (pendant un séisme). Concernant les boulons aux semelles qui doivent être soumis à une pré-tension, on veillera à utiliser des épissures latérales légèrement plus épaisses que les semelles, sans toutefois négliger l'ajustement du système de retenue contre celles-ci. Dans cette optique, l'utilisation de cales est conseillée.

Par ailleurs, il convient de formuler quelques recommandations en vue d'orienter la recherche future sur ce type de fusible :

- Les analyses et les essais réalisés dans le cadre de ce projet on tous été basés sur une diagonale dont l'élancement était d'approximativement 80. On peut donc affirmer que la méthode de dimensionnement établie est représentative du domaine d'élancement avoisinant. Toutefois, il peut être intéressant d'analyser la tenue du fusible formé sur des diagonales qui permettent d'atteindre le gain maximal de 30 %, dont l'élancement excède 100, voire 110. De la même façon, des tests peuvent éventuellement être réalisés sur un fusible qui serait forcé à voiler au moyen d'un défaut initial.
- La pertinence de souder les plaques extérieures sur le profilé du côté de la mi-portée, en laissant le fusible s'allonger vers l'assemblage d'extrémité, peut être évaluée dans le but de modérer plus efficacement l'allongement différentiel des segments de fusible.
- Des investigations sont à mener sur un fusible alternatif dont la réduction de section se ferait à partir du bord des semelles, notamment sur la mise au point d'un raidisseur

approprié dont l'encombrement reste raisonnable. Pour la forme du système de retenue proposée dans ce mémoire, elle peut être optimisée en parvenant à une meilleure compréhension des échanges d'efforts entre les pièces.

- Un étude économique est à mener à l'échelle d'un bâtiment afin d'évaluer le gain permis par le fusible tout en considérant le surcoût lié à sa mise en place.
- Enfin, les fusibles laissent entrevoir une possible application aux bâtiments multi-étagés. Toutefois, dans ce cas, les diagonales ne peuvent être optimisées individuellement tel qu'il est décrit au chapitre 4. Il est nécessaire d'ajouter une étape au processus itératif de dimensionnement dans le but d'adapter la sur-résistance à l'effort tranchant à chaque niveau afin d'éviter un mécanisme de rupture par étage faible. Le comportement de telles structures peut être évalué au moyen d'analyses temporelles non linéaires et, si les résultats sont concluants, cela ouvrirait des débouchés de choix à ce fusible conçu pour les charpentes lourdes.

BIBLIOGRAPHIE

AISC. (2005). AINSI/AISC 341-05, *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Constructions, Chicago, IL, USA.

Amde, A.M., & Mirmiran, A. (1999). A new hysteresis model for steel members. *International Journal for Numerical Methods in Engineering, 45*(8), 1007-1023.

Araujo, M.C. (2002). Non-linear kinematic hardening model for multiaxial cyclic plasticity. Louisiana State University, Baton Rouge, LA, USA.

ASTM. (2004). ASTM E8–04, *Standard Test Methods for Tension Testing of metallic materials.* Chicago, Il, USA.

ASTM. (2009). ASTM A325-09, *Standard Specification for Structural Bolts, Steel, Heat Treated, 120/105 ksi Minimum Tensile Strength*. ASTM International, West Conshohocken, PA, USA.

ASTM. (2009). ASTM A490-09, *Standard Specification for Structural Bolts, Alloy Steel, Heat Treated, 150 ksi Minimum Tensile Strength*. ASTM International, West Conshohocken, PA, USA.

ASTM. (2011). ASTM A992/A992M, *Standard Specification for Structural Steel Shapes*. ASTM International, West Conshohocken, PA, USA.

Beaulieu, D., et *al.* (2008). *Calcul des charpentes d'acier, tome I* (2e éd.). Institut canadien de la construction en acier, Markham, ON.

Beaulieu, D., et *al.* (2010). *Calcul des charpentes d'acier, tome II*. Institut canadien de la construction en acier, Markham, ON.

Blau, P.J. (2008). Solid Friction of Materials, dans *Friction science and technology: from concepts to applications* (2nd ed., pp. 183-219). Boca Raton, CRC Press.

Bonetti, S. (2008). Ductile Fuses for Special Concentrically Braced Frames. Ph. D. thesis. Dept. of Civil, Environmental & Architectural Engineering. University of Kansas, Kansas, USA.

Bonetti, S., & Matamoros, A. (2008). *Fuse elements for special concentrically braced frames*. Communication présentée à 14 th World Conference on Earthquake Engineering, Beijing, China.

Bouaanani, N. (2011). Notes de cours : *Analyse avancée des structures et éléments finis*. École Polytechnique, Montréal, QC.

Bouatay, N. (2001). Étude du comportement sismique des contreventements ductiles en chevrons munis de fusibles. Mémoire de Maîtrise, Département des génies civil, géologique et des mines, École Polytechnique, Montréal, QC.

Bursi, O.S., & Jaspart, J.P. (1997). Benchmarks for finite element modelling of bolted steel connections. *Journal of Constructional Steel Research, 43*(1–3), 17-42

Bursi, O.S., & Jaspart, J.P. (1998). Basic issues in the finite element simulation of extended end plate connections. *Computers & Structures, 69*(3), 361-382

CEN (2004). Eurocode 8 - *Conception et dimensionnement des structures pour la résistance aux séismes*. Comité Européen de Normalisation, Bruxelles, Belgique.

CISC (2010). *Handbook of steel construction, 10th edition*. Canadian Institute of Steel Construction, Toronto, Ontario.

CNRC. (2005). *Code national du bâtiment 2005 – Canada, 12^{e} édition*. Conseil national de recherches du Canada, Ottawa, Ontario.

CNRC. (2006). Guide de l'utilisateur – CNB 2005 : Commentaires sur le calcul des structures (Partie 4 de la division B), 2^{e} édition. Conseil national de recherches du Canada, Ottawa, Ontario.

Comel, R. (1999). Notes de cours : *Résistance des matériaux*. École Spéciale des Travaux publics, Paris, France.

CSA. (2004). CAN/CSA-G40.20-04, *General requirements for rolled or welded structural quality steel*. Canadian Standards Association. Toronto, ON.

CSA. (2004). CAN/CSA-G40.21-04, *Structural quality steel.* Canadian Standards Association. Toronto, ON.

CSA. (2009). CSA S16-09, *Design of Steel Structures*. Canadian Standards Association. Toronto, ON.

CSA. (2007). CAN/CSA S136-07, *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members*. Canadian Standards Association. Toronto, ON.

CSI (2004). *CSI Analysis Reference Manual, for SAP2000, ETABS, and SAFE*. Computer and Structures Inc., Berkeley, CA, USA.

Dassault Systèmes (2010a), Abaqus/CAE Version 6.10-1. Simulia Corp., Providence, RI, USA.

Dassault Systèmes (2010 b), Abaqus analysis User's Manual Version 6.10-1. Simulia Corp., Providence, RI, USA.

Dassault Systèmes (2010c), Abaqus Theory Manual Version 6.10-1. Simulia Corp., Providence, RI, USA.

Desjardins, E. (2008). Implémentation de fusibles pour réduire les efforts sismiques aux connexions boulonnées de contreventement. Faculté de génie - Département de génie civil, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, QC

Desjardins, E., & Legeron, F. (2010). *Method to reduce seismic demand on connections of concentrically braced systems.* Communication présentée à Annual Conference of the Canadian Society for Civil Engineering 2010, CSCE 2010, Winnipeg, MB, Canada (vol. 2, p. 1146-1155).

Egloff, O., & Tremblay, R. (2012). *Finite element analysis of ductile fuses for W-shape steel bracing members*. Communication présentée à 15th World Conference on Earthquake Engineering, Lisbon, Portugal. Paper No. 5190.

Galambos, T.V. (2008). *Guide to stability design criteria for metal structures (5th^{e} éd.)*. New York Toronto : John Wiley & Sons Inc.

Giugliano, M.T., Longo, A., Montuori, R. and Piluso, V. (2011). Seismic reliability of traditional and innovative concentrically braced frames. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 40*(13), 1455–1474.

Giugliano, M.T., Longo, A., Montuori, R., & Piluso, V. (2010). Plastic design of CB-frames with reduced section solution for bracing members. *Journal of Constructional Steel Research, 66*(5), 611-621

Gray, M.G., Christopoulos, C., & Packer, J. (2010). Cast steel yielding fuse for concentrically braced frames. Proceedings 9 th U.S. National & 10 th Canadian Conference on Earthquake Enginering, Toronto, Ontario, Paper No. 595.

Gray, M.G., Christopoulos, C., & Packer, J. (2012). *Full-scale testing of the cast steel yielding brace system.* Communication présentée à Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas (p. 769-774), Santiago, Chile

Kassis, D. (2008). Ajout de fusibles aux diagonales de contreventement pour la conception sismique de charpentes métalliques à un étage. Mémoire de Maîtrise, Département des génies civil, géologique et des mines, École Polytechnique, Montréal, QC.

Kassis, D., & Tremblay, R. (2008). *Brace fuse system for cost-effective design of low-rise steel buildings.* Communication présentée à Annual Conference of the Canadian Society for Civil Engineering Quebec City, QC, Canada (vol. 4, p. 2151-2161).

Korzekwa, A. (2008). Développement d'un système de diagonales ductiles confinées construit uniquement en acier. Mémoire de Maîtrise, Département des génies civil, géologique et des mines, École Polytechnique, Montréal, QC.

Matic, P. (1985). Numerically predicting ductile material behavior from tensile specimen response. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 4, 37-48.

Myers, A.T. (2009). Testing and probabilistic simulation of ductile fracture initiation in structural steel components and weldments (Report No. 170). Department of Civil and Environmental Engineering, Stanford University, Stanford, CA

Rezai, M., Prion, H.G.L., Tremblay, R., Bouatay, N., & Timler, P. (2000). *Seismic performance of brace fuse elements for concentrically steel braced frames.* Communication présentée à STESSA 2000, Montreal, Canada (p. 39-46).

Roufegarinejad, A., & Tremblay, R. (2012). Finite element modeling of the inelastic cyclic response and fracture life of square tubular steel bracing members subjected to seismic inelastic loading. Dans *Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas* (p. 97-103). London, U.K. : CRC Press.

St-Onge, E. (2012). Étude expérimentale et conception de fusibles ductiles travaillant en traction pour l'amélioration de l'efficacité des contreventements parasismiques en acier. Mémoire de Maîtrise, Département des génies civil, géologique et des mines, École Polytechnique, Montréal, QC.

Shi, Y., Wang, M., & Wang, Y. (2011). Experimental and constitutive model study of structural steel under cyclic loading. *Journal of Constructional Steel Research, 67*(8), 1185-1197.

Sluzalec, A. (2004). Theory of Metal Forming Plasticity: Classical and Advanced Topics : Springer.

Tirca, L., Caprarelli, C., & Danila, N. (2011). *Behaviour of a low-rise concentrically braced frame building with and without dissipative pin connections.* Communication présentée à Annual Conference of the Canadian Society for Civil Engineering 2011, CSCE 2011, Ottawa, ON, Canada (vol. 2, p. 1010-1019).

Tremblay, R. (2002). Inelastic seismic response of steel bracing members. *Journal of Constructional Steel Research, 58*(5–8), 665-701.

Tremblay, R. 2007. Innovative braced frame steel structures for seismic resistance. Proc. XII Annual Convention on Earthquake Engineering in Italy, Pisa, IT, 10-14 June.

Tremblay, R. (2012). Notes de cours : *Calcul avancé des charpentes d'acier*. École Polytechnique, Montréal, QC.

Tremblay, R., & Bouatay, N. (1999). Pilot Testing on Ductile Yield Plate Fuses for HSS Braces Intended for Low-rise Buildings-Phases I & III Full-scale Testing of Prototype Brace Fuse Detail. Reports CDT/ST99-05/16, Dept. of Civil Engineering, École Polytechnique, Montreal, QC.

Tremblay, R., Haddad, M. , Martinez, G., Richard, J., & Moffatt K. (2008). *Inelastic cyclic testing of large size steel bracing members.* Communication présentée à 14 th World Conference on Earthquake Engineering, Beijing, China, Paper No. 05-05-0071.

Vayas, I., & Thanopoulos, P. (2005) Innovative Dissipative (INERD) Pin Connections for Seismic Resistant Braced Frames, *International Journal of Steel Structures*, 5(5), 453-464.

Vincent, R.B. (2008). Minimizing the strength of bracing connection. Communication présentée au *6th International Workshop Connections in Steel Structures VI*, Chicago, IL : 127-141.

ANNEXE 1 - Résultats des tests de caractérisation de l'acier et corrélation avec un modèle théorique

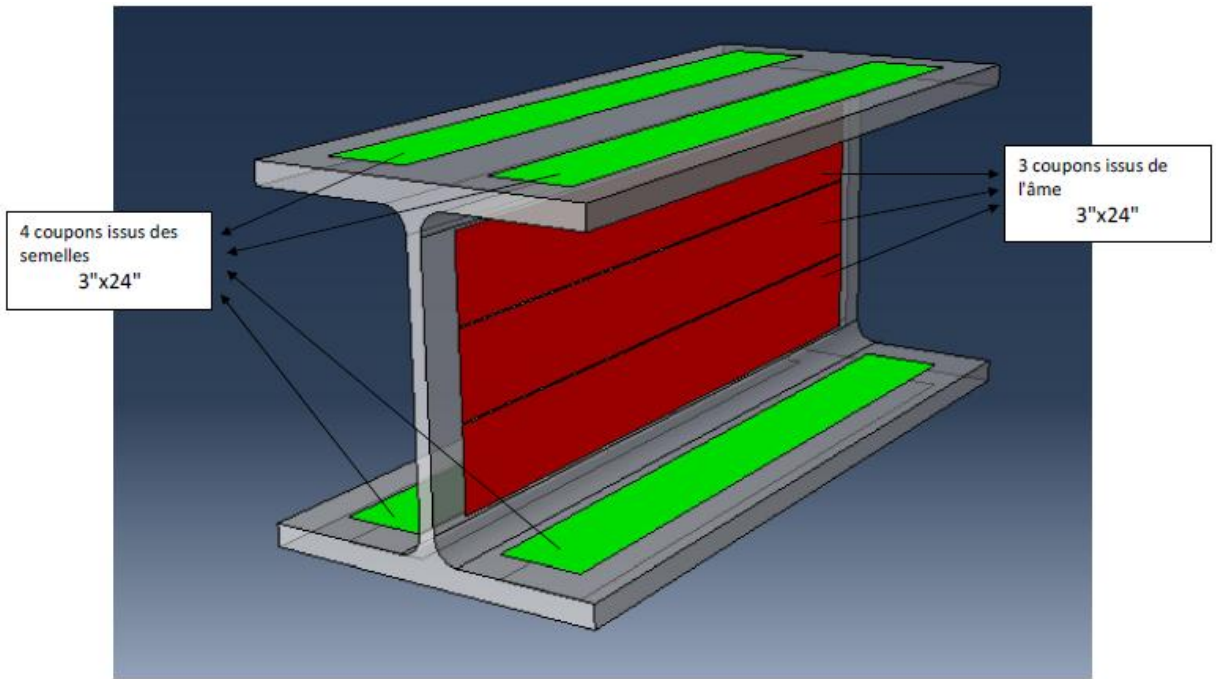


Figure A1-1 : Prélèvement des éprouvettes

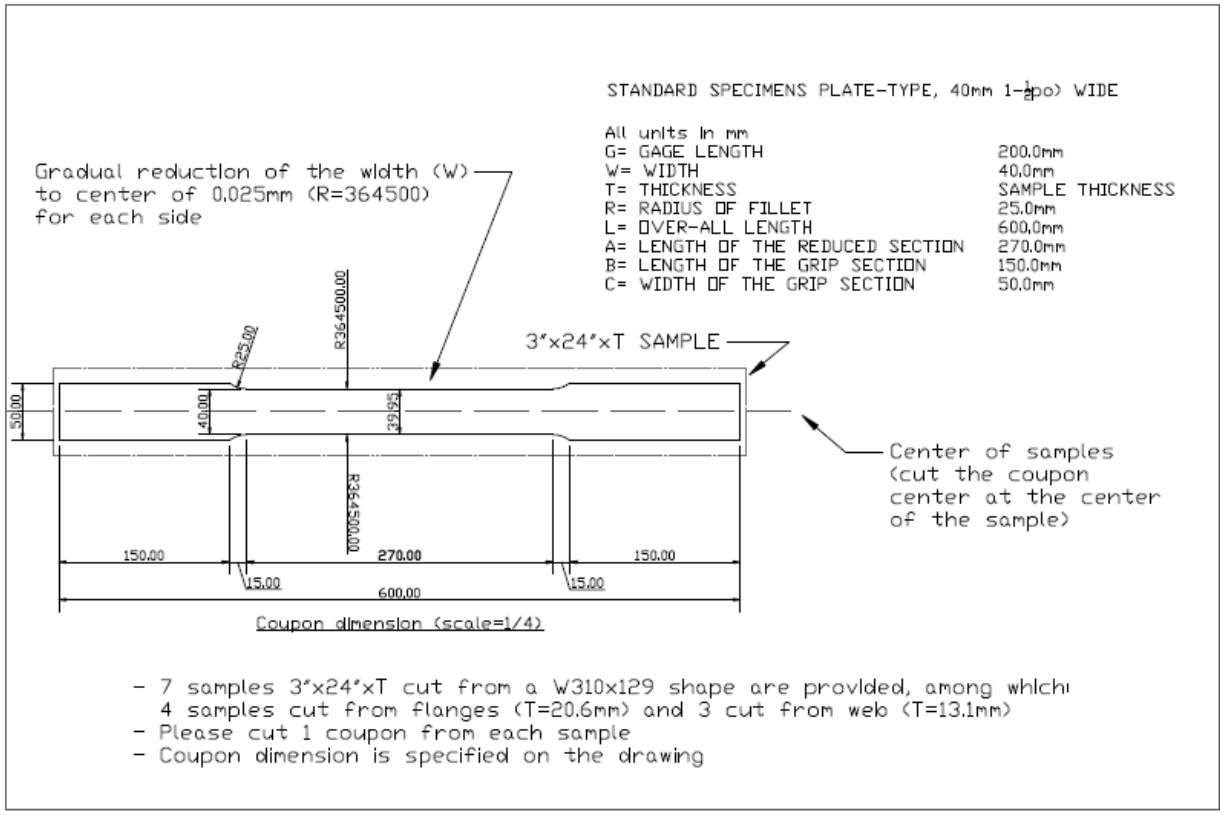


Figure A1-2 : Plan d'usinage selon la norme ASTM-E8

Tableau A1-1 : Synthèse des résultats d'essais sur éprouvettes d'acier

Coupons	Coupon n° 1	Coupon n° 2	Coupon n° 3	Coupon n° 4	Coupon n° 5	Coupon n° 6	Coupon n° 7
Provenance	Âme	Âme	Âme	Semelle	Semelle	Semelle	Semelle
Longueur de référence	200.00 mm	200.00 mm	200.00 mm	200.00 mm	200.00 mm	200.00 mm	200.00 mm
Section	514.58 mm²	505.07 mm²	524.57 mm²	828.48 mm²	823.68 mm²	802.27 mm²	810.20 mm²
Caractéristiques*							
E	210 000 MPa	216 000 MPa	226 000 MPa	204 000 MPa	197 000 MPa	~~243 000 MPa~~	Non valide
UYS	340 MPa	336 MPa	345 MPa	414 MPa	404 MPa	417 MPa	428 MPa
LYS	315 MPa	308 MPa	322 MPa	395 MPa	384 MPa	398 MPa	412 MPa
$\mathbf{F_{y,\,0,2\%}}$	328 MPa	310 MPa	331 MPa	398 MPa	389 MPa	399 MPa	Non valide
$F_{y,\,0,5\%}$	321 MPa	313 MPa	327 MPa	397 MPa	386 MPa	401 MPa	413 MPa
$\mathbf{F_u}$	443 MPa	440 MPa	447 MPa	500 MPa	488 MPa	505 MPa	517 MPa
F_y/F_u	0.74 < 0.85	0.70 < 0.85	0.74 < 0.85	0.80 < 0.85	0.80 < 0.85	0.79 < 0.85	Non valide
ε_y	0.156%	0.144%	0.146%	0.195%	0.197%	0.164%	Non valide
ε_{sh}	2.770%	2.610%	2.890%	2.050%	1.950%	2.050%	Non valide
ε_u	19.991%	18.128%	20.786%	14.309%	14.841%	13.875%	Non valide

* selon les notations de la norme ASTM E8

Tableau A1-2 : Propriétés moyennes du métal sur la section du profilé

BILAN	E	UYS	LYS	$\mathbf{F_{y,\,0,2\%}}$	$F_{y,\,0,5\%}$	$\mathbf{F_u}$	F_y/F_u		$\boldsymbol{\varepsilon_{sh}}$	$\boldsymbol{\varepsilon_u}$
Âme	217 000 MPa	340 MPa	315 MPa	323 MPa	320 MPa	443 MPa	0.728		2.757%	19.635%
Semelle	215 000 MPa	416 MPa	397 MPa	395 MPa	399 MPa	502 MPa	0.794		2.017%	14.342%
Moyenne pondérée par les aires	215 444 MPa	399 MPa	379 MPa	379 MPa	382 MPa	489 MPa	0.780		2.181%	15.518%
Certificat d'aciérie		442 MPa				527 MPa	0.839			

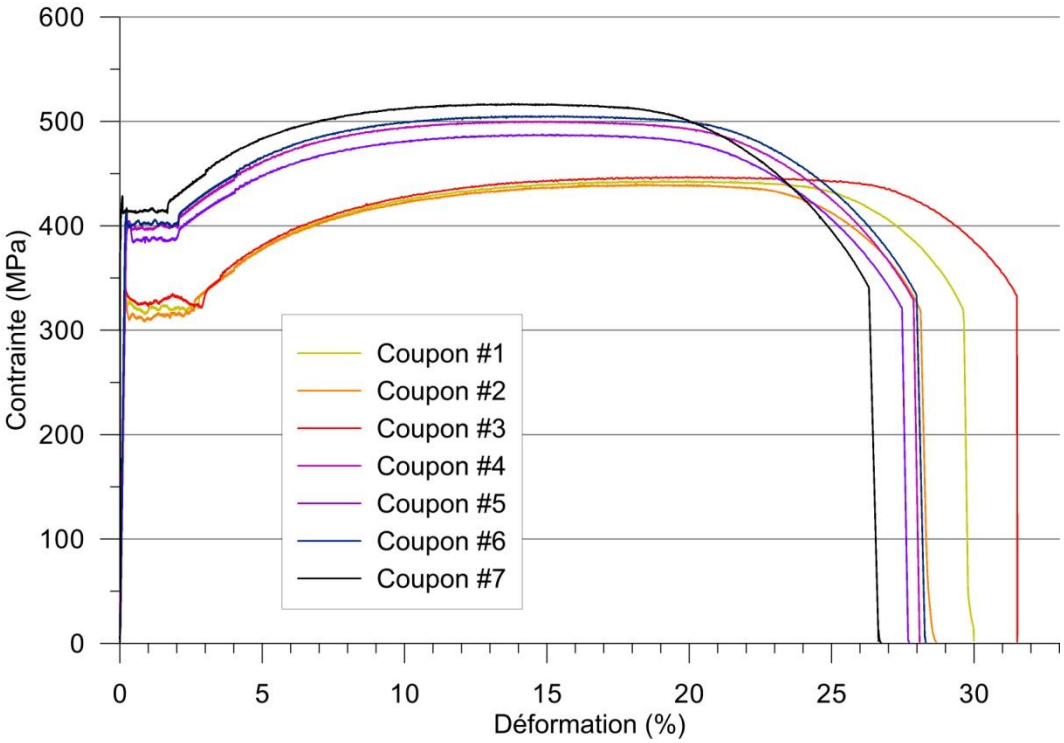


Figure A1-3 : Courbe contrainte-déformation des éprouvettes testées

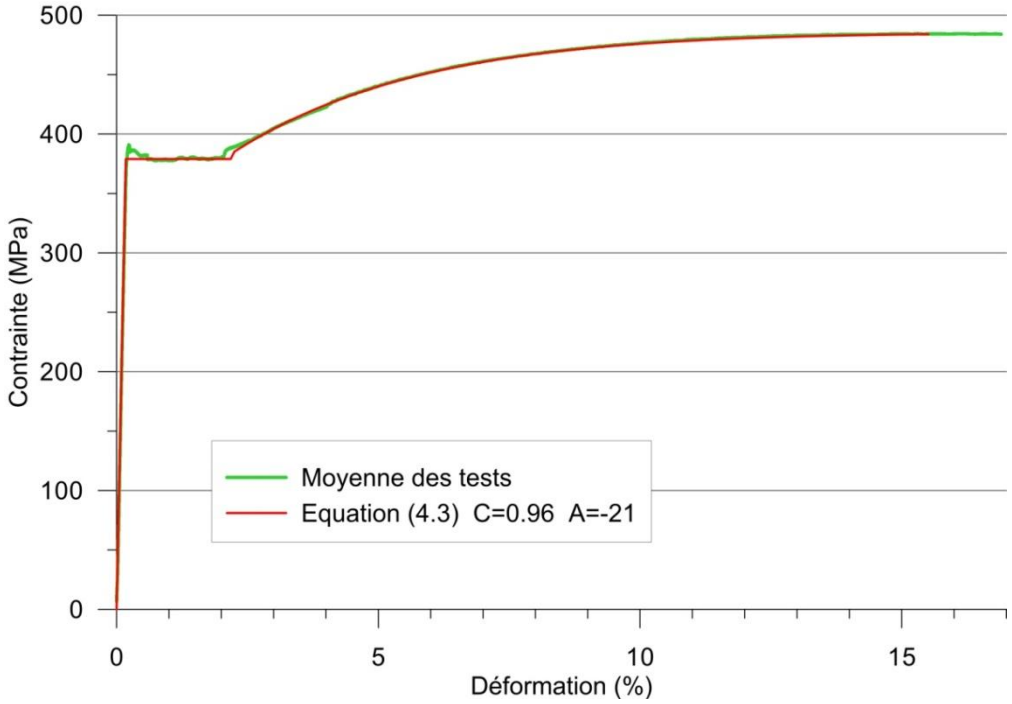


Figure A1-4 : Propriétés moyennes du métal et corrélation avec l'équation (4.3) dans la zone d'écrouissage

ANNEXE 2 - Distribution des contraintes de flexion modifiée par la présence du fusible

Tableau A2-1 : Résultats de l'étude paramétrique pour différentes longueurs et largeurs d'ouverture de semelle sur un profilé W310x129

Largeur semelle	b (mm)	308									
Longueur fusible	L_f (mm)	170					340				
Ouverture semelle	b_0 (mm)	0	61.6	92.4	123.2	154	0	61.6	92.4	123.2	154
	b_0/b	0	0.2	0.3	0.4	0.5	0	0.2	0.3	0.4	0.5
Distance d'uniformisation depuis le fusible	dist. (mm)	0	199.5	278.6	280	280	0	218.4	278	278	278
	dist./L_f	0.000	0.587	0.819	0.824	0.824	0.000	1.285	1.635	1.635	1.635
	dist./b	0.000	0.648	0.905	0.909	0.909	0.000	0.709	0.903	0.903	0.903

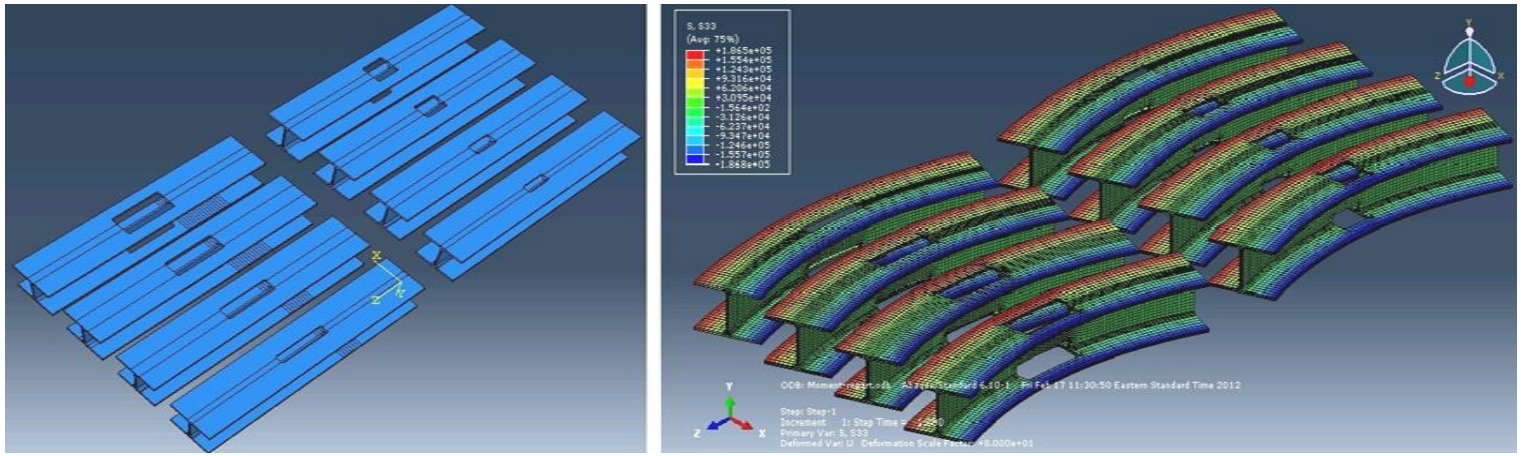


Figure A2-1 : Tronçons élastiques analysés en appliquant un moment fléchissant constant

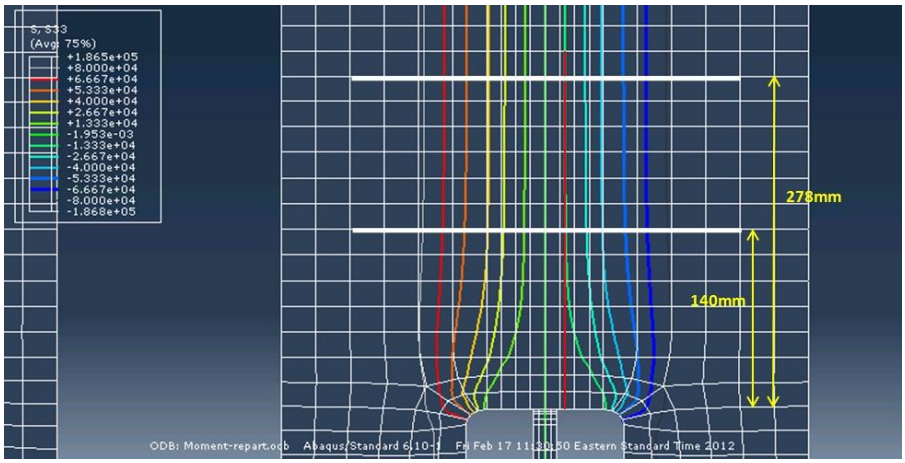


Figure A2-2 : Isovaleurs de la contrainte normale (b_0/b = 0.4, L_f = 340 mm)

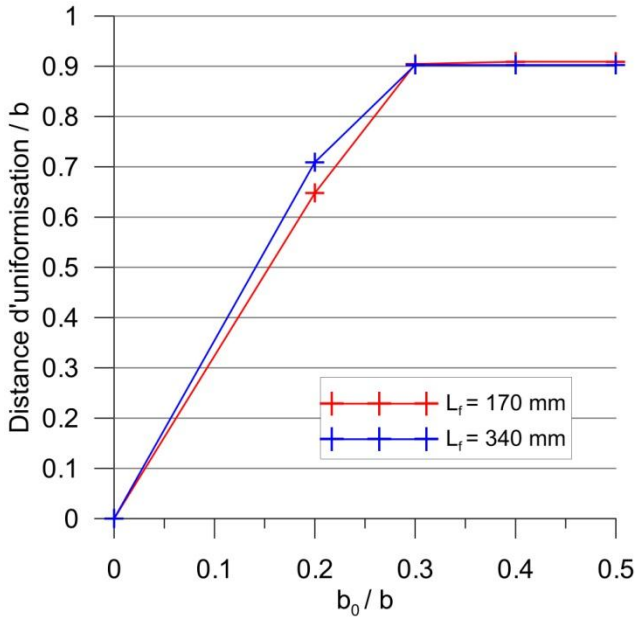


Figure A2-3 : Variation de la distance d'uniformisation en fonction de la largeur d'ouverture dans les semelles

On constate que la longueur nécessaire à l'uniformisation de la contrainte normale dans les zones périphériques du fusible est similaire, quelle que soit la longueur de celui-ci. De plus, la longueur maximale se stabilise vers 0.91·*b* lorsque l'ouverture atteint 0.5·*b*. Une telle ouverture ne sera en pratique jamais atteinte dans la mesure où la réduction de section maximale autorisée est de 35 %. Par ailleurs, on constate à la figure A2-2 que 90 % de la variation des contraintes se produit sur la moitié de la longueur mesurée. Ce seuil peut être jugé acceptable pour considérer

qu’à cette distance, le diagramme de la contrainte normale n’est plus affecté par la présence du fusible. Ainsi, le prolongement du système de retenue conformément à ce critère sera prolongé de part et d’autre du fusible sur une longueur de $0.91 \cdot b/2$, soit $0.455 \cdot b$. On retiendra la valeur de $0.5 \cdot b$ à des fins de simplicité.

ANNEXE 3 - Mode de flambement d’un segment de fusible supporté latéralement

Pour estimer la force transversale de poinçonnement qui apparaît contre les plaques du système de retenue lorsqu'un segment de semelle est amené à voiler, on a supposé au paragraphe 4.4 que le premier mode m = 1 était critique. Pour justifier ce choix, une analyse paramétrique est effectuée ici, en considérant les profilés W disponibles dont les propriétés de section (en particulier le rayon de giration selon l'axe faible, r_y) sont telles qu'ils peuvent être amenés à être employés comme membrure diagonale travaillant en compression.

On se place ici dans l'hypothèse où la longueur totale de section réduite L_F est limitée à $0.15L_H$, comme il est suggéré au paragraphe 4.2.3. La longueur d'un fusible sera limitée à $0.08L_H$, dans la mesure où la limite de L_H est relativement permissive et peut donner lieu à des fusibles très longs. On considèrera donc que dans ce cas extrême, il est préférable de former deux fusibles. La longueur d'un segment de fusible augmente ainsi avec l'élancement de la membrure. Pour cette raison, l'analyse paramétrique sera menée avec un élancement *KL/r* de 120, car plus la longueur d'un segment est élevée, plus celui-ci est susceptible de voiler selon un mode supérieur. Nous cherchons à montrer qu'avec la méthode employée, cela ne se produira pas.

Selon le tableau 2-2, le mode critique de voilement d'un segment est donné par :

$$m_{cr} = \frac{1}{2}\sqrt[4]{\frac{2k_e L_d^3}{\pi^4 EI}}$$

On considère ici que le segment de semelle se voit appliquer une force égale à 95 % de sa charge de plastification axiale, soit $C_{aile} = 0.95 b_F \cdot t$. Dans ce cas, l'élancement effectif du segment λ_{eff} doit être au maximum de 0.67 selon l'équation (4.25). Cela permet de calculer la rigidité nécessaire selon l'équation (4.27). L'ouverture b_0 dans les semelles est comprise entre $0.2 \cdot b$ et $0.7 \cdot b$, où b est la largeur totale de la semelle. En effet, il faut d'une part une ouverture suffisante pour pouvoir effectuer la découpe dans l'âme, et d'autre part tenir compte de la réduction maximale de la section, fixée à 35 % (figure 4-14). L'inertie du segment de semelle est déduite, et on présentera la valeur de m_{cr} maximale pour la plage d'ouverture considérée.

Tableau A3-1 : Mode critique de voilement des segments de semelles pour la gamme de profilés W courants

Profilé	Rayon de giration r_y (mm)	L_F/n_F = 0.08 L_H	$\mathbf{m_{cr}}$	**Profilé**	Rayon de giration r_y (mm)	L_F/n_F = 0.08 L_H	$\mathbf{m_{cr}}$
W250x49	32.0	307	**0.712**	**W310x179**	63.0	605	**0.715**
W250x58	52.8	507	**0.699**	**W360x179**	94.3	905	**0.914**
W310x60	53.8	516	**0.602**	**W360x196**	63.0	605	**0.683**
W360x64	49.2	472	**0.874**	**W310x202**	94.8	910	**0.858**
W250x67	50.4	484	**0.783**	**W360x216**	82.6	793	**0.546**
W310x67	64.6	620	**0.885**	**W310x226**	95.2	914	**0.813**
W360x72	51.0	490	**0.725**	**W360x237**	95.5	917	**0.772**
W250x73	65.1	625	**0.786**	**W310x253**	83.3	800	**0.524**
W310x74	65.6	630	**0.737**	**W360x262**	101.0	970	**0.773**
W310x79	66.2	636	**0.694**	**W310x283**	102.0	979	**0.740**
W360x79	66.8	641	**0.653**	**W360x287**	84.2	808	**0.505**
W250x80	67.4	647	**0.616**	**W310x313**	102.0	979	**0.703**
W310x86	49.3	473	**0.787**	**W360x314**	84.8	814	**0.485**
W250x89	49.5	475	**0.742**	**W310x342**	103.0	989	**0.672**
W360x91	63.0	605	**0.854**	**W360x347**	103.0	989	**0.645**
W310x97	76.9	738	**0.949**	**W310x375**	86.0	826	**0.467**
W250x101	63.6	611	**0.803**	**W360x382**	104.0	998	**0.616**
W360x101	77.2	741	**0.884**	**W310x415**	86.8	833	**0.448**
W310x107	77.6	745	**0.833**	**W360x421**	105.0	1008	**0.591**
W360x110	78.0	749	**0.789**	**W310x454**	106.0	1018	**0.567**
W250x115	78.6	755	**0.747**	**W360x463**	88.0	845	**0.432**
W310x118	78.9	757	**0.712**	**W310x500**	107.0	1027	**0.545**
W360x122	79.5	763	**0.674**	**W360x509**	108.0	1037	**0.523**
W310x129	80.2	770	**0.635**	**W360x551**	108.0	1037	**0.504**
W250x131	48.1	462	**0.763**	**W360x592**	109.0	1046	**0.490**
W360x134	81.0	778	**0.602**	**W360x634**	110.0	1056	**0.476**
W310x143	48.5	466	**0.721**	**W360x677**	111.0	1066	**0.465**
W360x147	62.3	598	**0.791**	**W360x744**	112.0	1075	**0.447**
W250x149	48.9	469	**0.684**	**W360x818**	114.0	1094	**0.432**
W310x158	94.0	902	**0.987**	**W360x900**	116.0	1114	**0.417**
W360x162	81.6	783	**0.573**	**W360x990**	117.0	1123	**0.402**
W250x167	62.7	602	**0.746**	**W360x1086**	119.0	1142	**0.389**

On constate que dans les conditions de l'étude, le mode critique m_{cr} est inférieur à 1.0. Ceci indique que seul le premier mode de voilement peut se produire. En effet, un segment de fusible est relativement trapu par rapport au noyau d'une DDC. Ainsi, le rapport L_d^3/EI est bien plus faible, ce qui réduit le mode critique maximal possible avant d'atteindre la charge de plastification axiale du segment.

ANNEXE 4 - Flexion d’une plaque maintenue par des boulons

On se propose ici d'étudier la déflexion d'une plaque sous une charge de poinçonnement. Pour ce faire, on traite ici le cas de la plaque extérieure en reconstituant les conditions d'appuis d'un tronçon transversal sur 4 boulons. Le but est d'estimer l'influence des zones périphériques illustrées à la figure 4-22.

L'exemple traité concerne le profilé W310x129 de longueur L_H = 6.0 m utilisé pour l'exemple de calcul. On utilise dans la suite les notations introduites au paragraphe 4.4.4. L'espacement longitudinal entre les boulons est de L_{le} = 228 mm, et la longueur de la poutre transversale L_{te} est de 370 mm. La charge de poinçonnement placée au droit de la position d'un segment de semelle (α = 0.245) est de V_p = 52 kN. Conformément au dimensionnement, la plaque extérieure et l'épissure latérale ont respectivement une épaisseur de 5/8" et 3/4". Dans ces conditions, la flèche au point de charge calculée pour une poutre simple d'après les formules de la RDM est de 1.25 mm en considérant un effet d'encastrement partiel.

Une étude paramétrique est menée en prolongeant la plaque extérieure au-delà des boulons dans la direction longitudinale d'après le coefficient $\eta \geq 1$. La modélisation a été réalisée à l'aide d'éléments coques sur le logiciel SAP2000 (CSi, 2011). Une illustration de la plaque fléchie est fournie à la figure A3-1. La synthèse de l'analyse paramétrique est comparée avec la flèche d'une poutre de section rectangulaire.

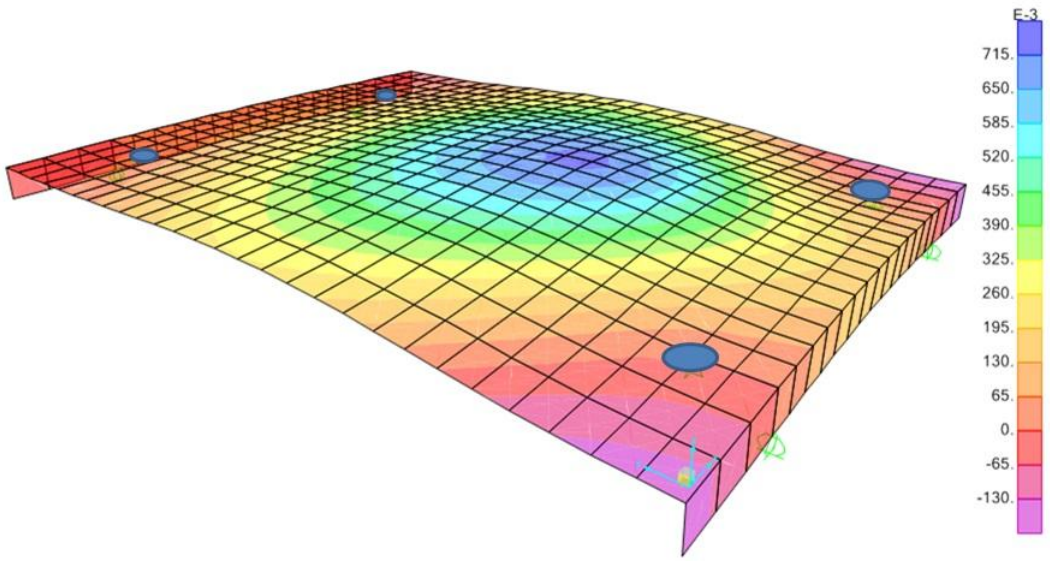


Figure A4-1 : Déflexion de la plaque sous la charge de poinçonnement (cas μ = 1.6, mm)

Tableau A4-1 : Réduction de la flèche sous la charge de poinçonnement en considérant différentes largeurs effectives

	Plaque		Poutre
Largeur effective η	Flèche au point de charge Δ_b (mm)	Normalisation $\Delta_b/\Delta_{b,\eta=1}$	Normalisation $\Delta_b/\Delta_{b,\eta=1}$
1	1.116	1.00	1.00
1.1	0.911	0.82	0.91
1.2	0.819	0.73	0.83
1.3	0.770	0.69	0.77
1.4	0.741	0.66	0.71
1.6	0.709	0.63	0.63
1.8	0.691	0.62	0.56

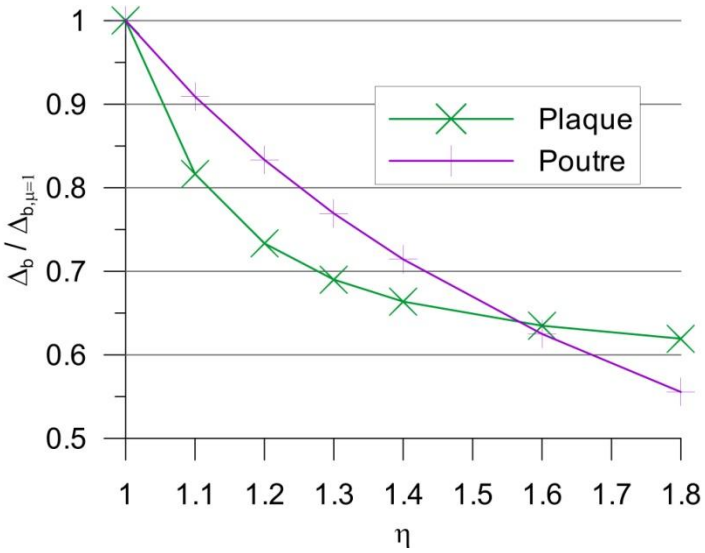


Figure A4-2 : Variation de la flèche normalisée selon la largeur effective

On constate premièrement d'après le tableau que la flèche correspondant à $\eta = 1$ est plus faible que celle calculée d'après la théorie des poutres (1.12 mm vs. 1.25 mm). Dans ce cas, seule la zone de la plaque comprise entre les quatre boulons participe. De cette façon, le choix qui revient à substituer un système de poutre à la plaque semble pertinent. Toutefois, la rigidité est ici clairement sous-estimée dans la mesure où les zones périphériques participent également à la reprise du moment de flexion.

Lorsque les zones périphériques sont prises en compte ($\eta \geq 1$), on remarque sur le graphique une décroissance de la flèche dans les deux cas. Tout d'abord, la flèche de la poutre de section rectangulaire varie de façon inversement proportionnelle à sa largeur. La plaque connaît quant à elle une réduction plus marquée pour $\eta \leq 1.2$, ce qui montre une forte participation des zones périphériques proches. Au-delà de ce seuil, la variation est moins importante, la participation est donc de plus en plus minime à mesure que l'on s'éloigne de la zone initiale. Ainsi, lorsque $\eta \leq 1.6$, la réduction de la flèche normalisée de la plaque est plus fortement réduite que celle de la poutre, ce qui assure que la prise en compte des zones périphériques jusqu'à cette limite est une approche sécuritaire.

On choisira ainsi une largeur effective telle que $\eta = 1.5$ conformément à la limite précédente, pour tirer avantage de la contribution des zones périphériques. La réduction de la déflexion est de 30 à 35 % par rapport à la flèche de référence de chacun des cas. Ceci ne constitue pas ce qu'on pourrait appeler un gain sur la rigidité, mais simplement une meilleure appréciation de la réalité en vue de modérer l'épaisseur requise pour la plaque extérieure.

ANNEXE 5 - Mode d’emploi du logiciel de dimensionnement

Le logiciel de dimensionnement se présente sous la forme d'un classeur Excel (Microsoft, 2007) prenant en charge les macros (format .xlsm). Il est composé de six feuilles de calcul parmi lesquelles une interface pour l'utilisateur (figure A4-1), une feuille de calcul détaillé, et une feuille contenant la synthèse géométrique des pièces dimensionnées en vue de leur génération dans le logiciel AutoCAD (Autodesk, 2010). Les trois dernières feuilles sont des banques de données contenant respectivement les profilés nord-américains, les épaisseurs de plaques courantes, et les boulons de diamètre impérial et métrique selon les nuances A325 et A490.

L'usage des macros est destiné à l'automatisation de la procédure ainsi qu'à l'entrée des données par l'intermédiaire de formulaires. La majeure partie des calculs est effectuée directement dans l'onglet de calcul détaillé, de façon à ce que la procédure soit transparente et que le concepteur puisse inspecter chacune des étapes. Pour celles-ci, l'ensemble du raisonnement et des équations exposées au chapitre 4 ont été utilisés. Le dimensionnement est dans ce cas adapté à la procédure alternative exposée au paragraphe 4.2.2, et le logiciel pourra être étoffé ultérieurement en vue de diversifier ses applications (bâtiments multi-étagés...).

À l'ouverture du fichier ou en actionnant le bouton « *Hypothèses générales* » présent sur l'interface, plusieurs formulaires guident l'utilisateur lors de l'entrée des conditions qui sont le plus susceptibles de varier d'un dimensionnement à l'autre (charge axiale de la diagonale, géométrie de la baie contreventée...). D'autres champs sont modifiables via l'interface pour les hypothèses les plus communément utilisées, concernant le métal par exemple. En effet, les propriétés nominales de la nuance choisies sont utilisées afin que le dimensionnement puisse être réalisé sans nécessiter de caractérisation préalable. Le cheminement à travers les formulaires est illustré à la figure A4-2 et se fait comme suit :

- Premièrement, le concepteur a à choisir s'il désire amorcer la procédure à partir de la charge de compression attendue dans la diagonale, ou avec un profilé choisi au préalable. La première option permet de sélectionner le profilé adéquat, et la seconde contourne cette étape. L'option pour cette seconde approche est courante pour les fabricants de charpentes auxquels généralement seul le dimensionnement des assemblages incombe.

- L'utilisateur sera alors orienté vers des formulaires l'invitant à spécifier les nuances d'acier utilisées pour le profilé, les plaques et les boulons, ainsi que la géométrie de la baie à contreventer et la charge axiale. Selon le choix précédent, il aura soit à entrer la charge de compression induite par le séisme de calcul, ou le profilé à traiter.
- Suite à l'entrée de ces données, il se peut que l'élancement de la diagonale soit trop faible pour qu'un gain puisse être atteint. Dans ce cas, il n'est pas pertinent de former un fusible et la procédure se termine. Lorsque l'élancement est suffisant en vertu du paragraphe 4.2.4, le formulaire suivant invite à spécifier l'élongation maximale permise dans le fusible, ainsi que le gain minimal escompté. Si ce dernier ne peut être atteint, deux options sont suggérées : soir réduire l'élongation maximale en vue de limiter l'écrouissage, soit ne pas former de fusible. Dans le cas où le gain escompté peut être atteint, la capacité maximale de la diagonale en tension s'affiche, et le concepteur peut s'atteler à dimensionner les assemblages d'extrémité.

En actionnant le bouton « *Design complet* », l'utilisateur peut entrer les propriétés de l'assemblage. De cette façon, le fusible peut être situé le long de la membrure, et les propriétés du gousset permettent de calculer son moment plastique. Ainsi, le moment fléchissant attendu dans le fusible peut être déduit, et le dimensionnement en tant que tel démarre suivant l'organigramme de la figure 4-36.

Une fois le dimensionnement terminé, les résultats s'affichent dans l'interface (épaisseurs de plaque, diamètre des boulons, grosseur des cordons de soudure). Dans le but d'en avoir un rendu visuel, le bouton « *Générer les pièces* » produit un fichier script pour AutoCAD (format .scr) à enregistrer dans un dossier quelconque. Ce fichier, importé dans le logiciel de dessin à l'aide de la commande « *script* » construit les pièces du système de retenue automatiquement, en plaçant les trous pour le perçage. Différentes vues peuvent en être extraites afin de générer le dessin d'atelier.

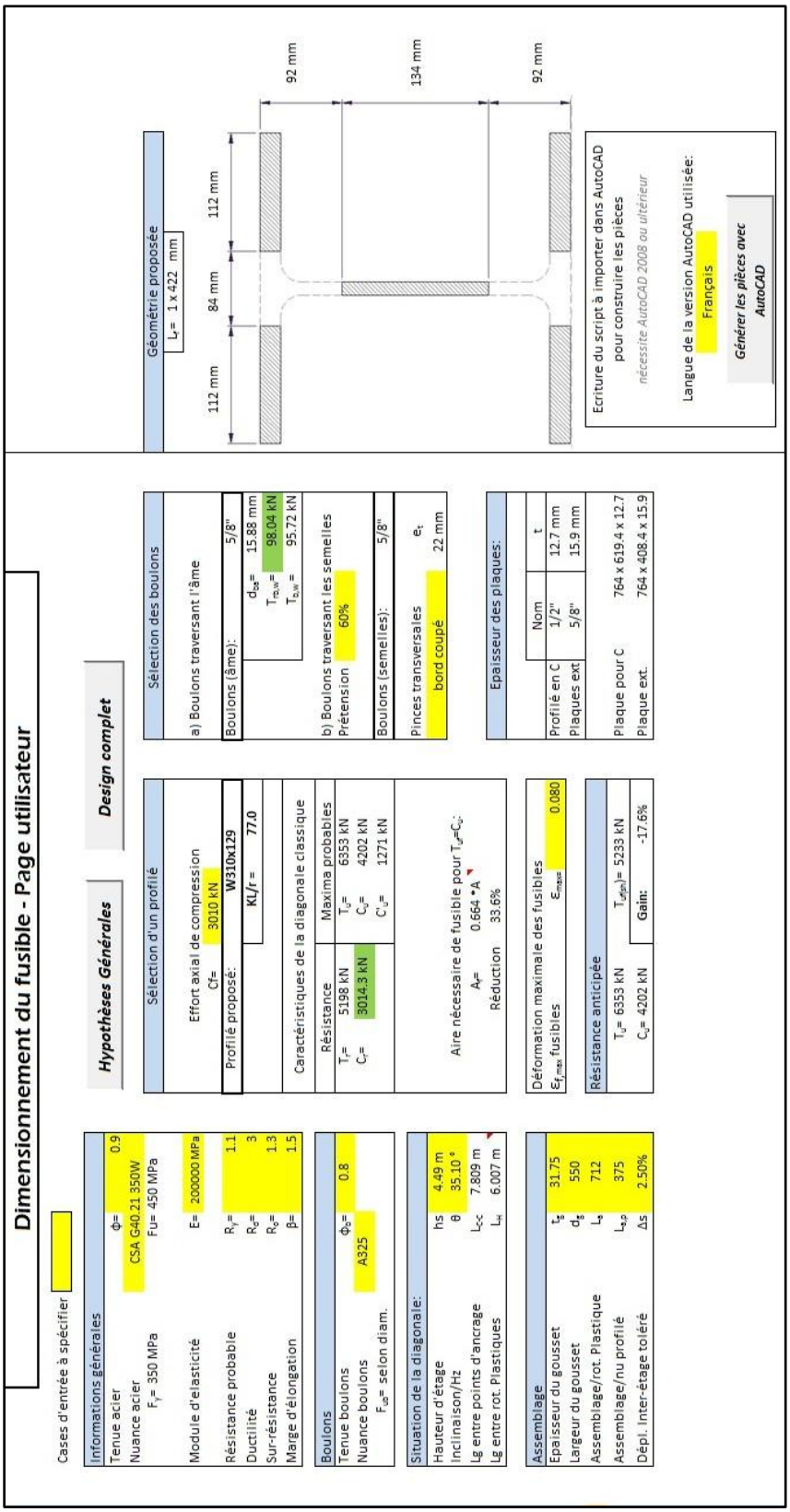


Figure A5-1 : Interface du logiciel

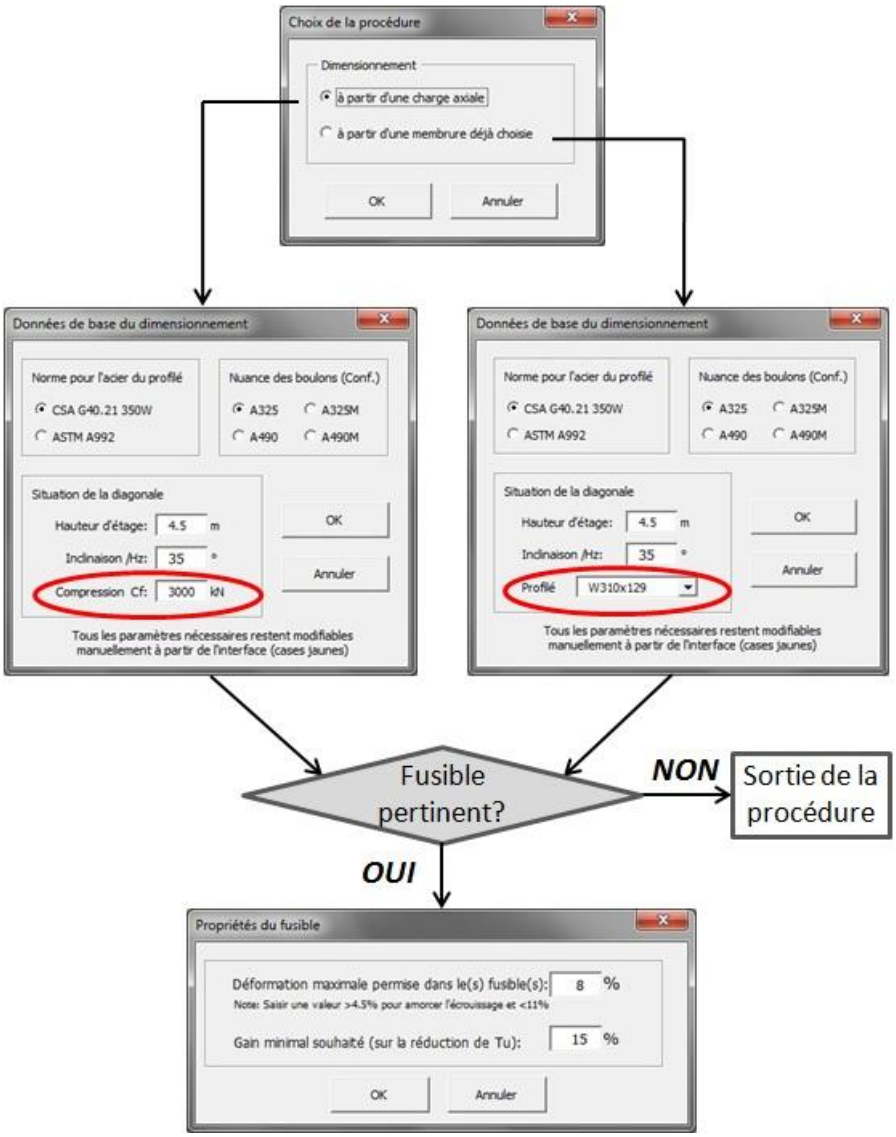


Figure A5-2 : Entrée des hypothèses pour le dimensionnement

ANNEXE 6 - Exemple de calcul pour le dimensionnement du fusible et de son système de retenue

Le dimensionnement se fera ici sur l'exemple du profilé W310x129 testé lors des essais, d'après la procédure décrite au paragraphe 4.7. Selon les hypothèses que nous allons préciser par la suite, son élancement *KL/r* pour cet exemple sera de 77.

La mise à l'épreuve du logiciel a été effectuée sur une large plage d'élancements, et il est généralement constaté que plus une membrure est trapue, plus le nombre d'itérations nécessaires à son dimensionnement est élevé. En effet, la charge axiale de compression attendue dans ce cas sur la section réduite s'approche de la capacité de cette dernière. De plus, il est moins évident de former le fusible hors des zones de moment fort sur une diagonale courte. La sollicitation des segments de fusible se voit donc augmentée, avec le risque de voilement qui l'accompagne. Ainsi, le poinçonnement attendu contre le système de retenue est plus important, ce qui nécessite des plaques plus épaisses. À mesure que la rigidité du confinement augmente, il est nécessaire d'incrémenter plusieurs fois pour ajuster la géométrie de la section et permettre le passage des boulons à l'âme. Le diamètre des boulons aux semelles est également impliqué, dans la mesure où son augmentation voit le confinement s'élargir pour permettre le respect des pinces transversales qui s'appliquent. Toutefois, ces cas de faible élancement ne permettent généralement pas de gain significatif sur la réduction de la capacité de la diagonale en tension. La procédure se veut ainsi efficace pour les cas d'élancement où la formation d'un fusible est pertinente.

Comme nous l'avons mentionné à l'Annexe 5, l'entrée des hypothèses débute par la géométrie de la baie à contreventer. Puisque la capacité de la diagonale munie d'un fusible n'est pas encore connue à ce stade, il n'est pas possible de déterminer précisément la longueur de flambement de la diagonale. En effet, ni la géométrie des assemblages ni la profondeur des poutres et des poteaux ne sont déterminées. C'est pourquoi il est supposé en première approximation que le rapport L_{cc}/L_H entre la longueur entre points de travail et la longueur de flambement est de 1.3. Cette valeur est exacte dans le cas traité en supposant une hauteur d'étage h_s de 4.49 m, une inclinaison de la diagonale à 35.1° par rapport à l'horizontale, et une profondeur respective des poutres et des poteaux de 550 et 450 mm. Dans le cas où un dimensionnement complet aboutit à une longueur de flambement qui fait significativement varier ce rapport, il est nécessaire de l'ajuster et de procéder de façon itérative pour le dimensionnement du fusible, jusqu'à ce qu'il vienne à se stabiliser. Plus la valeur initiale supposée est élevée, plus l'approche est conservatrice dans la mesure où elle maximise la sollicitation du fusible et de son système de retenue. Le

dimensionnement reste ainsi valable si le rapport final obtenu est plus faible que le rapport supposé. Cependant, si le rapport supposé est trop élevé, le gain atteignable peut être artificiellement limité. Les résultats de la procédure itérative sont ici fournis pour le cas du fusible long.

Tableau A6-1 : Dimensionnement des spécimens

Phase	Dénomination	Notation	Valeur / Propriété	Équation
Hypothèses	Compression induite par l'effort de calcul	C_f	≤ 3000 kN	-
	Profilé	-	W310x129	-
	Hauteur d'étage	h_s	4.49 m	-
	Inclinaison	θ	35.1°	-
	Longueur entre points de travail	L_{cc}	7.80 m	figure 4-2
	Longueur de flambement	L_h	6.00 m	$L_{cc}/1.3$
Calculs sans itération	Élancement	KL/r	77	-
		λ_r	1.026	(2.5)
		λ_u	1.076	(2.6)
	Résistance pondérée en compression	C_r	3018 kN	(2.5)
	Capacité en compression	C_u	4207 kN	(2.6)
	Capacité max. probable en tension	T_u	6353 kN	(2.7)
	Réduction de la section	A_F/A	0.70	(4.2)
	Déformation maximale des fusibles	ε_{max}	8 %	Choisi
	Longueur de section réduite	L_F	422 mm	(4.16)
	Capacité réduite par les fusibles	T_{uF}	5200 kN	(4.3) et (4.4)
	Gain	G	18.2 %	(4.1) et (4.5)
Assemblages d'extrémité	Boulons (A490, filets exclus)		20 x 1-1/8"	-
	Section du gousset		550 mm x 1-1/4"	-
	Moment plastique du gousset	M_{pg}	48.5 kN.m	-
	Longueur de l'assemblage	L_a	712 mm	figure 4-11
Calculs sans itération	Moment plastique de la membrure	M_p	347 kN.m	(2.8)
	Abscisse du moment max. / section réduite	x_F	1320 mm	(4.19)
	Position du point d'inflexion	e_0	425 mm	(4.21)
	Moment maximal dans le fusible	M_F	201 kN.m	(4.22)

Tableau A6-1 (suite) : Dimensionnement des spécimens

Phase	Caractéristique	Notation	État initial	Itération 1	Itération 2	Équation
Itérations	**Boulons à l'âme**		**1/2"**	**5/8"**	**5/8"**	
	Boulons aux semelles		**1/2"**	**5/8"**	**5/8"**	
	Épaisseur plaque ext.		**3/8"**	**5/8"**	**5/8"**	
	Épaisseur des profilés en C		**3/8"**	**1/2"**	**1/2"**	
	Ouverture dans l'âme (mm)	d_0	78	92	92	(4.44)
	Ouverture des semelles (mm)	b_0	78	70	70	(4.45)
	Sollicitation max. segment (kN)	C_{aile}	863	893	893	(4.23) et (4.24)
	Rigidité / stabilisation (kN/mm)	k_e	23.1	23.9	23.9	(4.27)
	Rigidité /ouverture (kN/mm)	k_e'	48.7	52.2	52.2	(4.28)
	Mode critique de voilement	m_{cr}	$0.803 < 1$	$0.803 < 1$	$0.803 < 1$	tableau 2-2
	Charge de poinçonnement (kN)	V_p	45.6	52.2	52.2	(4.29)
	Moment repris par les C (kN.m)	$M_{inv,C}$	63	71	71	(4.42)
	Moment plaques ext. (kN.m)	$M_{inv,Pe}$	83	93	93	(4.50)

On remarque que dans ce cas, les pièces et les boulons sont déterminés dès la première itération, la seconde ne servant que de vérification. La procédure itérative « converge » vers une solution lorsque tous les critères et interdépendances exposées au chapitre 4 sont satisfaites.

ANNEXE 7 - Plan de construction de la diagonale pour les analyses numériques préliminaires

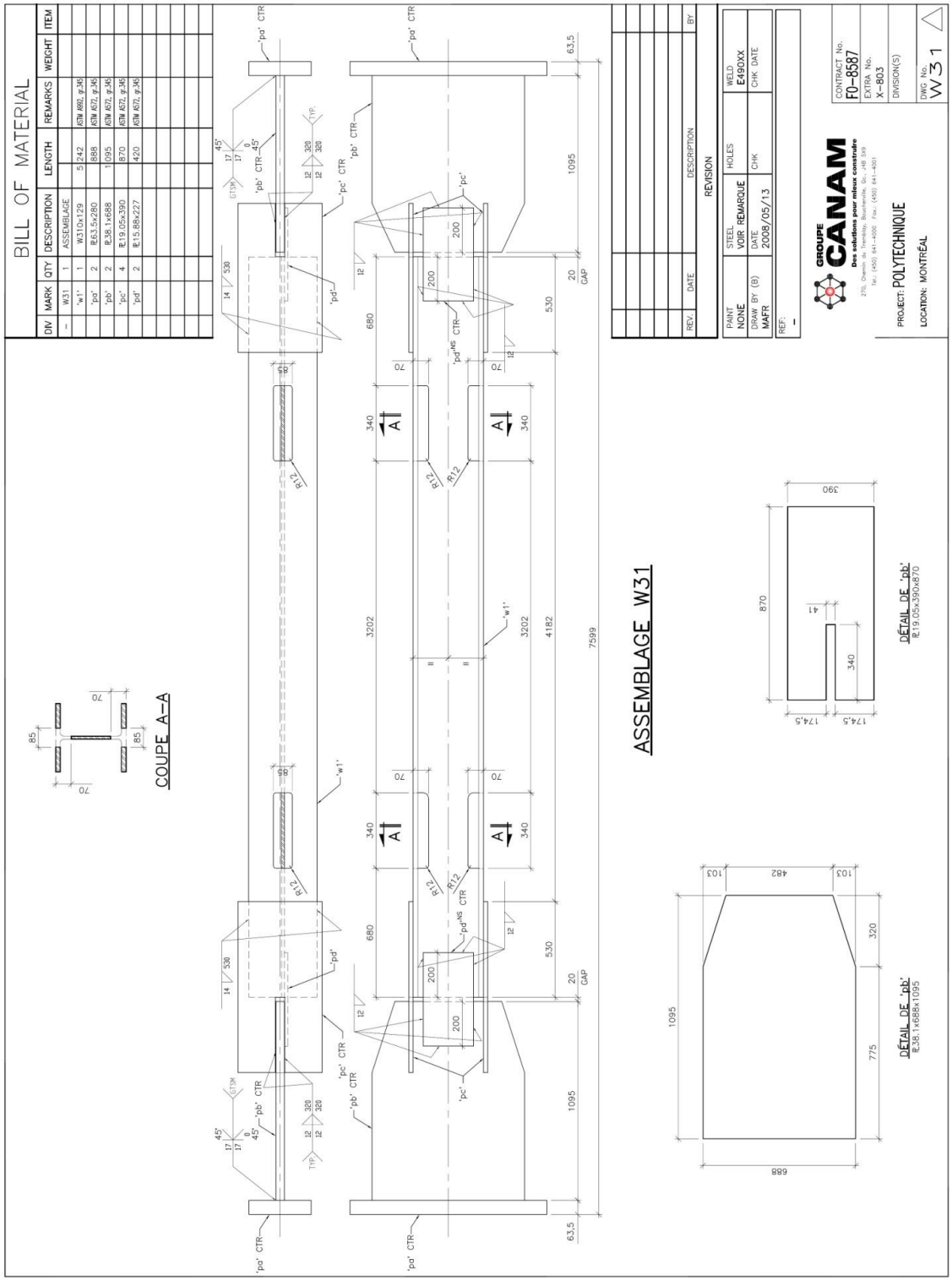


Figure A7-1 : Plan de construction de la diagonale pour les analyses préliminaires

ANNEXE 8 - Description des mâchoires pour la mise en place des spécimens sous la presse

Les mâchoires supérieures et inférieures sont vissées respectivement à la presse et au sol à l'aide de vis à tête cylindrique creuse à 6 pans (*Socket head cap screws*) de 2 po de diamètre. Elles sont serrées contre le gousset à l'aide de tiges filetées de 1 po, comme on peut l'observer à la figure 5-6 b). De cette façon, le gousset se trouve supporté comme s'il était soudé à une poutre et un poteau dans les conditions réelles (inclinaison à 35°). La rotule plastique ne peut alors se former qu'à l'endroit prévu (figure 4-11).

Figure A8-1 : Mâchoires pour le maintien des goussets

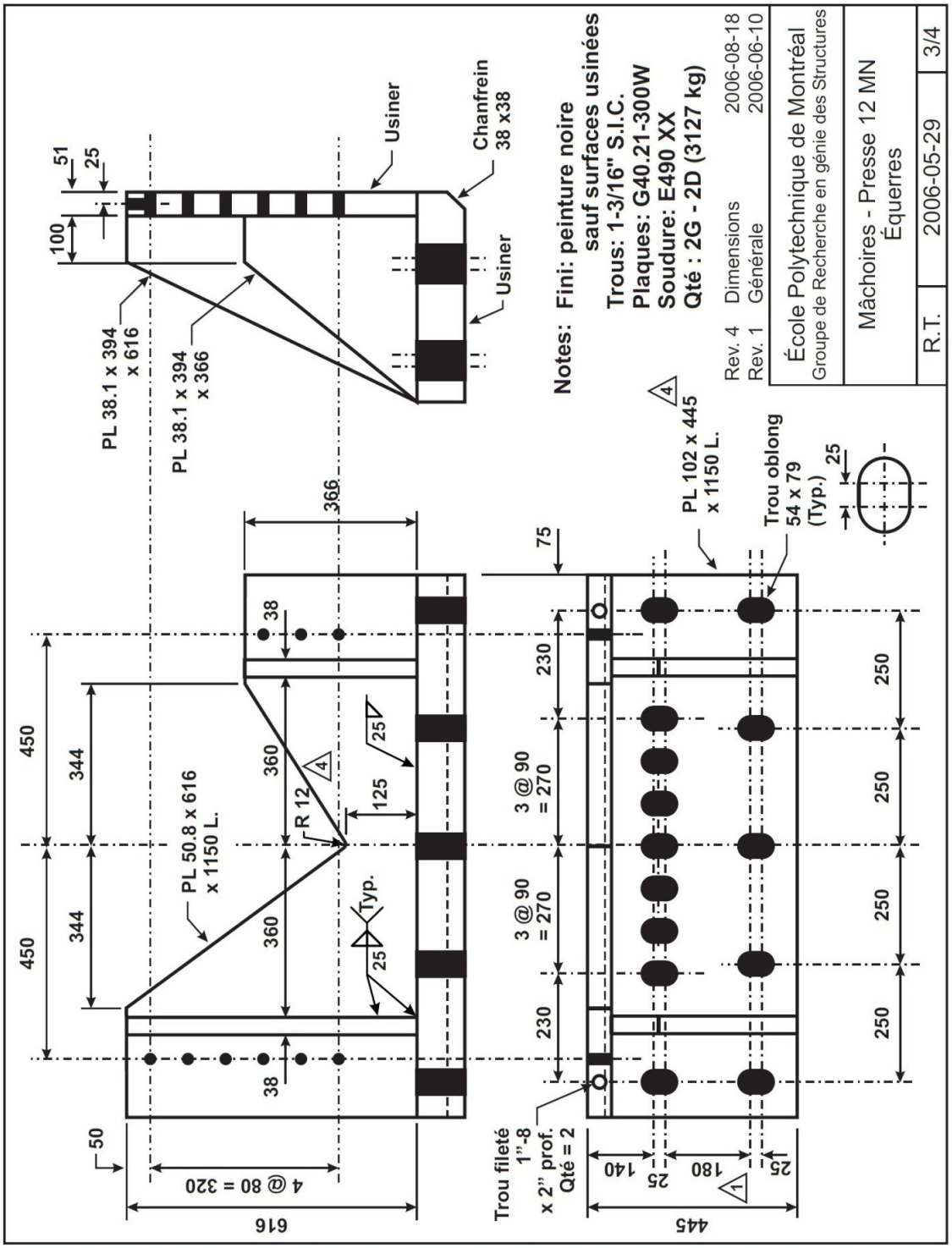


Figure A8-2 : Dessin d'atelier des mâchoires

ANNEXE 9 - Dessins d’atelier des spécimens testés en laboratoire

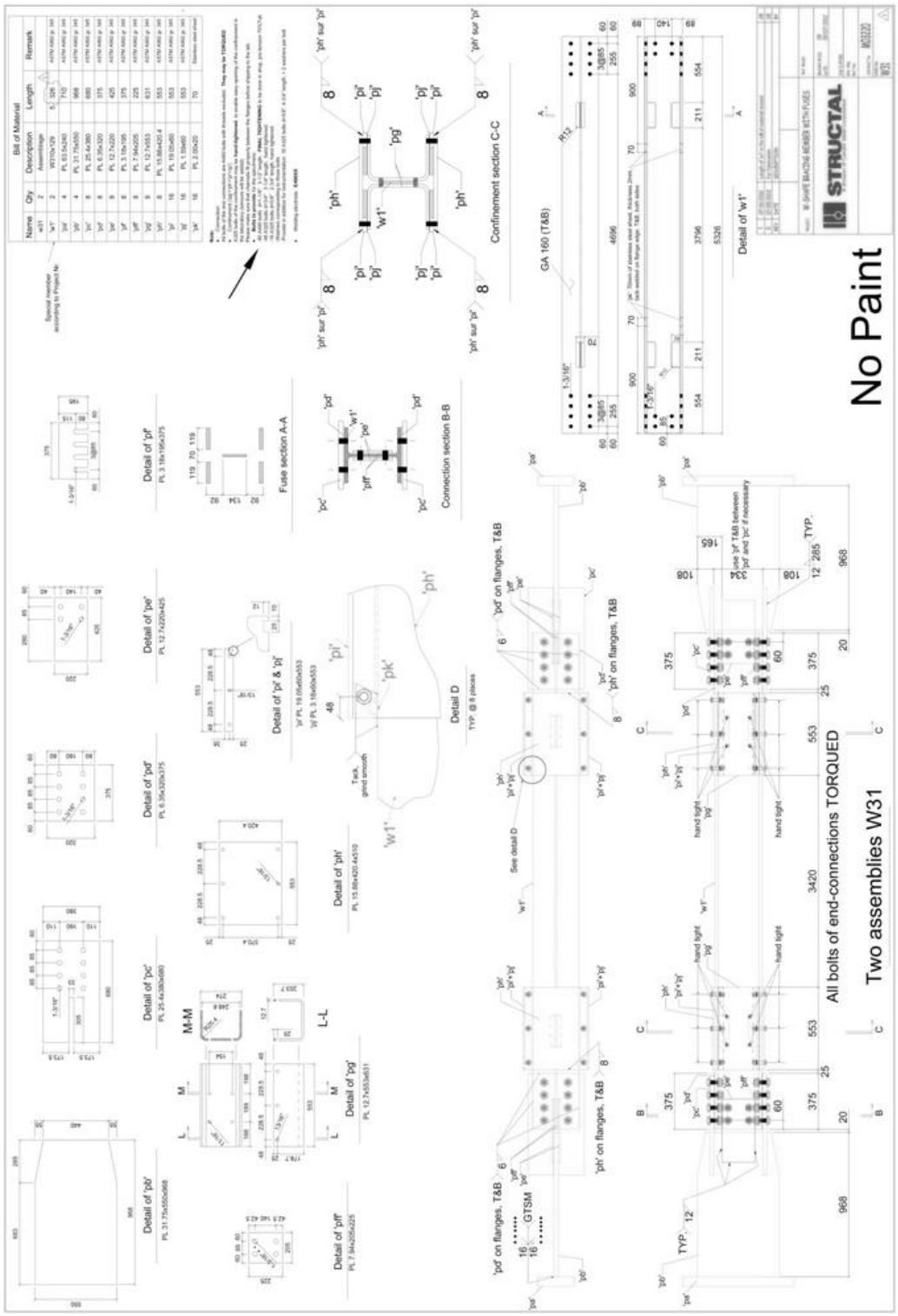


Figure A9-1 : Dessin d'atelier des spécimens #1 et #2

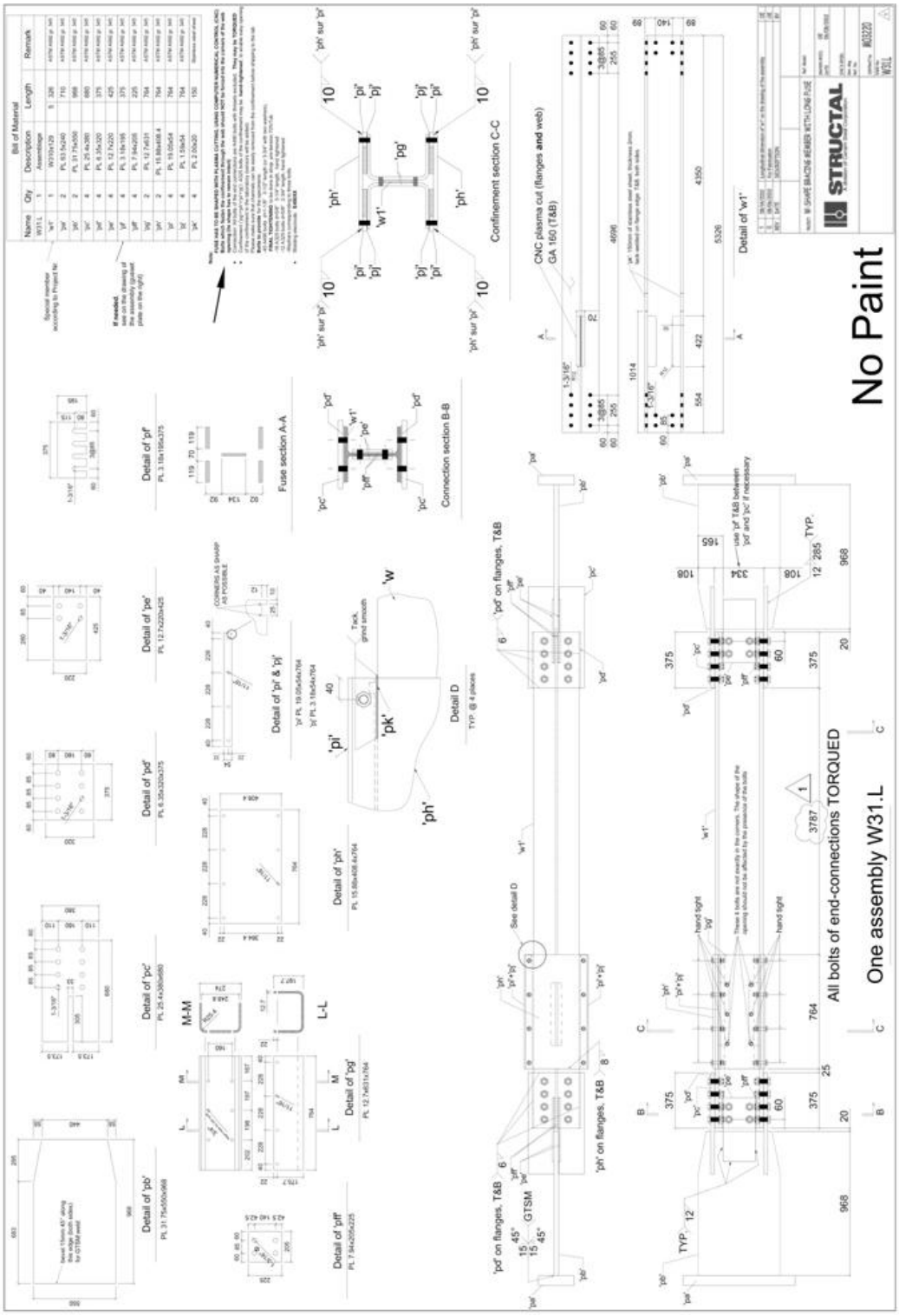


Figure A9-2 : Dessin d'atelier du spécimens #3